

THAISE DA SILVA OLIVEIRA MORAIS

Comportamento térmico e termomecânico de fundações por estacas trocadoras de calor em solos não saturados em região de clima subtropical

Versão Corrigida

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

Tese de Doutorado apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo para a obtenção do título de Doutora em Ciências (Programa de Pós-graduação em Geotecnia).

Área de Concentração: Geotecnia

Orientadora:
Prof.^a Dr.^a Assoc. Cristina de Hollanda Cavalcanti Tsuha

SÃO CARLOS

2019

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

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

827c Morais, Thaise da Silva Oliveira
 Comportamento térmico e termomecânico de
fundações por estacas trocadoras de calor em solos não saturados em região de clima subtropical / Thaise da Silva Oliveira Moraes; orientadora Cristina de Hollanda Cavalcanti Tsuha. São Carlos, 2019.

Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação e Área de Concentração em Geotecnia -- Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2019.

1. energia geotérmica superficial. 2. estacas trocadoras de calor. 3. solo não saturado. 4. solo laterítico. 5. clima tropical e subtropical. 6. comportamento de fundações por estacas. 7. instrumentação de estacas e do subsolo. 8. monitoramento das condições climáticas e de subsolo. I. Título.

Eduardo Graziosi Silva - CRB - 8/8907

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidata: Engenheira **THAISE DA SILVA OLIVEIRA MORAIS**.

Título da Tese: "Comportamento térmico e termomecânico de fundações por estacas trocadoras de calor em solos não saturados em região de clima subtropical".

Data da defesa: 03/12/2019.

Comissão Julgadora:

Resultado:

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

APROVADA

Prof. Titular **Orencio Monje Vilar**
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

APROVADA

Prof. Associado **Alberto Hernandez Neto**
(Escola Politécnica/EP-USP)

APROVADA

Prof. Dr. **Fernando Saboya Albuquerque Júnior**
(Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro/UENF)

APROVADA

Prof. Dr. **Rao Martand Singh**
(University of Surrey/UK)

APROVADA

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

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

À minha mãe, Maria do Socorro.

Ao meu Pai, José Morais.

À minha irmã, Thamires Morais.

Ao meu avô, José Gomes (in memorian).

Ao João Manoel S. Filho

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a DEUS, meu pai e criador, por ter me guiado e permitido concluir mais esta etapa em minha vida. Agradeço por seu infinito amor que me permitiu alcançar meu objetivo, pela proteção, cuidado, saúde, coragem para enfrentar os desafios e pelas pessoas especiais que colocou em meu caminho, tornando essa jornada mais leve e inesquecível.

A minha família que mesmo longe, se fazem presente e me apoiam. À minha amada mãe, Maria do Socorro, por todo amor, orações e suporte, sempre me dando forças para continuar. Ao meu pai, José Moraes, por todo carinho e incentivo. À minha irmã, Thamires Moraes, por todo amor, incentivo e parceria durante nossa caminhada. Ao meu querido avô, José Gomes (*in memoriam*), que sempre estará presente em minha vida.

Ao João Manoel S. Filho, por todo amor, cuidado e apoio desde o início de nossa caminhada juntos. Por toda ajuda durante os ensaios experimentais deste trabalho, assim como nas discussões e conversas sobre o tema, a Engenharia e a Geotecnia.

Agradeço à minha família do coração: Georgina Sampaio, Marta Sampaio, José de Ribamar (*in memoriam*), Claudete Rocha e Manuela Sampaio, pelo carinho e incentivo.

A minha orientadora, Prof. Dra. Cristina Tsuha, pela oportunidade e confiança em minha capacidade para realização deste trabalho, pelos momentos de discussões técnicas de muito aprendizado, assim como os de boa conversa e descontração. Agradeço por sua amizade, dedicação e cuidado, que se refletiram neste trabalho e me estimularam na realização da tese.

Ao Prof. PhD Rao Martand Singh, por suas contribuições a este trabalho, pela oportunidade da estadia na University of Surrey, UK, sob sua orientação.

A todos os professores do Departamento de Geotecnia da Escola de Engenharia de São Carlos que contribuíram para minha formação na área. Em especial, aos professores Valéria Guimarães, Jefferson Lins, Orêncio Vilar e Rogério Ribeiro, pela amizade construída.

Aos funcionários e técnicos do Departamento de Geotecnia da Escola de Engenharia de São Carlos, Maristela, Neiva, Álvaro, Herivelton, Oscar, Benetido, José Luis, Clever, Damiana e Benê, pela amizade e apoio durante os anos de pós-graduação na EESC/USP.

Aos amigos do Departamento de Geotecnia: José Antônio Schiavon e Karen Bompan, Luis Antônio, Phillippe Almeida, Christopher Fonseca e Jussara Mechetti, Loana Henriquez, Tálita Nola e Roberto Aguiar, Breno Rocha, Rafaela Faciola, Diego Moreira, Milena Cardoso e Nestor Barros.

Às queridas amigas Lauren Macedo e Fany Punksowski, pela amizade construída, momentos de distração, conversas, todo carinho e incentivo.

Ao CNPQ pela concessão da bolsa de estudos (Proc. CNPq 140143/2015-7).

A FAPESP pela concessão dos recursos financeiros desta pesquisa (Proc. 2014/14496-0).

RESUMO

MORAIS, T. S. O. Comportamento térmico e termomecânico de fundações por estacas trocadoras de calor em solos não saturados em região de clima subtropical. 2019. 273 p. Tese de Doutorado.

A utilização de fontes alternativas de energia renovável tem se tornado corriqueira nos projetos de edificações. Entre estas fontes, destacam-se os sistemas de geotermia superficial, que permitem a troca de energia térmica com a camada superficial terrestre para a climatização de edifícios, via sistemas de bombas de calor geotérmicas (sistemas *Ground Source heat Pumps* - GSHP). Esta tecnologia tem sido utilizada em diversos países, e a experiência internacional tem demonstrado que este tipo de sistema tem sido eficiente e bem sucedido para aquecimento/resfriamento dos ambientes, e também na redução do consumo energético das edificações. Estes sistemas permitem a troca térmica entre o edifício e o subsolo, podendo ser acoplados às fundações profundas, conhecidas como fundações por estacas trocadoras de calor ou *Energy Piles*, proporcionando redução nos custos operacionais das edificações em longo prazo. Portanto, diante da necessidade de reduzir consumo de energia elétrica com ar condicionados nas edificações brasileiras, a presente tese foi proposta com a finalidade de estudar experimentalmente o comportamento térmico e termomecânico de fundações por estacas trocadoras de calor executadas em perfil de solo tropical não saturado, encontrado em várias regiões do Brasil. O objetivo da pesquisa foi avaliar o desempenho e a aplicação desta tecnologia nas condições de clima e subsolo do Brasil, e o efeito de seu uso no comportamento da fundação. Os resultados experimentais mostraram que devido às características climáticas do local avaliado, da conseqüente variação do grau de saturação do subsolo e flutuação do lençol freático, a eficiência na troca de calor com o solo varia sazonalmente. Além disso, uma série de experimentos nas fundações submetidas a cargas térmicas e mecânicas simultaneamente indicaram que o comportamento mecânico da fundação não foi prejudicado durante as simulações da utilização de sistemas de energia geotérmica superficial realizadas nesta pesquisa.

Palavras Chaves: energia geotérmica superficial, estacas trocadoras de calor, solo não saturado, solo laterítico, clima tropical e subtropical, comportamento de fundações por estacas, instrumentação de estacas e do subsolo, monitoramento das condições climáticas e de subsolo.

ABSTRACT

MORAIS, T. S. O. Thermal and thermomechanical behaviour of geothermal energy piles in unsaturated soils in a subtropical climate region. 2019. 273 p. Doctoral Thesis

The use of alternative sources of renewable energy has become common in building construction. One example of these sources is the shallow geothermal energy systems, which allow thermal energy exchange with the upper layer of the ground to provide space air-conditioning of buildings by using Ground Source Heat Pumps (GSHP). This technology has been used in many countries, and the international experience has shown that this type of system has been efficient and successful for space heating/cooling buildings, as well as reducing energy consumption. These heat exchange systems can be coupled to deep foundations, known as “heat exchanger piles” or “Energy Piles” foundations, contributing to the reduction of the long-term operating costs of buildings. Therefore, in view of the need of reducing electrical energy consumption with air conditioning in Brazilian buildings, this research was proposed with the aim of studying the thermal and thermo-mechanical behavior of heat exchanger piles in unsaturated tropical soil, found in several regions of our country. The objective of the thesis was to evaluate the performance and application of this technology in the Brazilian climatic and soil conditions, and the effect of its use on the foundation behavior. Experimental results showed that due to the local climatic characteristics, and consequent fluctuation of the groundwater table and variation of the soil degree of saturation, the thermal efficiency of the heat exchanger varies seasonally. Additionally, a series of experiments on the foundations subjected to thermal and mechanical loads simultaneously indicated that the mechanical behavior of the studied foundation was not affected during the simulations of the use of shallow geothermal energy system carried out in this research.

Key Words: shallow geothermal energy, heat exchanger piles, unsaturated soil, lateritic soil, tropical and subtropical climate, pile foundation behavior, ground and pile instrumentation, climate and ground monitoring.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1: Esquema do comportamento sazonal da temperatura na camada superficial de solo considerando regiões da situadas na Europa e nos trópicos.	23
Figura 2.2: Temperaturas médias anuais no Brasil: a) em 1961 e b) em 2018.	24
Figura 2.3: Avaliação de recursos geotérmicos no Brasil até 2 km de profundidade: a) temperatura e b) potencial geotérmico estimado.	25
Figura 2.4: Temperatura <i>versus</i> profundidade em algumas cidades do estado de São Paulo. .	26
Figura 2.5: Mecanismos de transferência de calor em função do tamanho do grão do solo e da saturação.	29
Figura 2.6: Transferência de calor por convecção.	30
Figura 2.7: Mecanismos de transferência de calor por condução em regime estacionário.	33
Figura 2.8: Transferência de calor por radiação entre sólidos devido a gradiente de temperatura.	36
Figura 2.9: Transferência térmica por calor latente de vaporização.	38
Figura 2.10: Transferência de calor por condução no solo, onde a espessura das setas vermelhas quantificam a energia térmica transferida: (a) fluxo de calor para o caso de solo fofo ou poroso e (b) fluxo de calor para o caso de solo compacto ou denso.	41
Figura 2.11: Relação entre condutividade térmica e teor de umidade de alguns solos.	43
Figura 2.12: Funcionamento de uma bomba de calor geotérmica projetada para aquecimento.	51
Figura 2.13: Bomba de calor do tipo ciclo reversível, tendo o ar como meio fonte/receptor de calor.	52
Figura 2.14: Principais tipos de sistemas geotérmicos para troca de calor: a) horizontal ou em valas, b) furos verticais ou em profundidade, c) lagoa ou lago e d) sistema aberto em contato com lençol freático ou aquífero.	56
Figura 2.15: Esquema de sistema GSHP implantado em fundações por estacas (estacas trocadoras de calor).	58
Figura 2.16: Disposições dos tubos trocadores de calor ao longo das armaduras das estacas, segundo os seguintes arranjos: a) tubos em U com 6 loops; b) tubos em S; c) tubos em W e d) tubos em espiral.	59
Figura 2.17: Recomendação de espaçamento mínimo entre as armaduras longitudinais e tubos PEAD em uma estaca trocadora de calor.	60
Figura 2.18: Instalação dos tubos trocadores de calor em estacas de concreto pré-moldado.	61

Figura 2.19: Uso de manômetros nos tubos trocadores de calor para aferição e garantia da pressão nos tubos durante a execução e processo de cura de estacas trocadoras de calor.....	62
Figura 2.20: Valores de taxa de troca de calor em função da posição do nível freático, de acordo com regime de funcionamento do sistema GSHP (contínuo e intermitente), para aquecimento e resfriamento.	67
Figura 2.21: Isotermas correspondentes ao fluxo de calor no subsolo devido a sistema GSHP para demanda por aquecimento: <i>a e b</i>) transferência por condução para 8 e 24 meses; <i>c e d</i>) transferência por condução e convecção, para 8 e 24 meses e com velocidade de fluxo de 0,16 m/dia; <i>e e f</i>) resultados da transferência por condução e convecção, durante 24 meses e com velocidade de fluxo de 1 e 3 m/dia.	69
Figura 2.22: Arranjos dos tubos PEAD nas estacas trocadoras de calor analisadas por Gao et al., 2008a e 2008b.	72
Figura 2.23: Mudança na temperatura ao redor de estaca trocadora de calor com 600 mm de diâmetro: a) efeito da espessura de cobertura de concreto e, b) efeito do número de tubos PEAD na seção transversal da estaca com 50 mm de cobertura de concreto.	73
Figura 2.24: Taxa de troca de calor em função das condições geotérmicas do subsolo.	76
Figura 2.25: Esquema das deformações térmicas em uma estaca.	78
Figura 2.26: Esquema das etapas de construção do edifício e execução dos ensaios: (a) Programa de carregamento termomecânico na estaca trocadora de calor do edifício em função das etapas construtivas; (b) deslocamentos verticais medidos no topo da estaca durante os ciclos de carregamentos térmicos e mecânicos.	81
Figura 2.27: Cargas axiais máximas termicamente induzidas ao longo da estaca trocadora de calor nos ensaios térmicos realizados por Laloui, Moreni e Vulliet (2003).	82
Figura 2.28: Esquema do comportamento de uma estaca trocadora de calor.	83
Figura 2.29: Transferência de carga e de atrito lateral em estaca executada em camada única de solo (atrito lateral uniforme com a profundidade) e considerando os seguintes carregamentos: (a) apenas carregamento mecânico, sem restrição; (b) térmico de aquecimento, sem restrição; (c) térmico de arrefecimento, sem restrição; (d) termomecânico de aquecimento e compressão, sem restrição; (e) termomecânico de arrefecimento e compressão, sem restrição; (f) termomecânico de arrefecimento e compressão, com restrição no topo e ponta; (g) termomecânico de arrefecimento e compressão, com restrição no topo da estaca e sem restrição na ponta.	85
Figura 2.30: Resultados de razões de mobilização da resistência de ponta e por atrito lateral em diferentes condições de rigidez da cabeça da estaca e demanda térmica.	87
Figura 2.31: Diagrama para auxílio em projeto: comportamento geral de estacas trocadoras de calor.	88
Figura 2.32: Equipamento do ensaio estacionário <i>thermal cell</i>	93

Figura 2.33: Equipamento <i>UoS thermal cell</i> desenvolvido por Low (2016): a) dimensões e b) configuração final.	94
Figura 2.34: Resultado do ensaio <i>thermal cell</i> realizado em areia fina Leighton Buzzard saturada, com medida de temperatura nas extremidades e no interior da amostra.	95
Figura 2.35: Efeito de <i>Bi</i> na distribuição de temperatura em estado estacionário em uma parede plana.	97
Figura 2.36: Sonda térmica Huseflux modelo TP – 08.	99
Figura 2.37: Realização de pré-furo em amostra de solo para realização do ensaio <i>thermal needle probe</i> : (a) ferramenta de perfuração, (b) verificação do posicionamento da sonda térmica e (c) uso de graxa térmica.	100
Figura 2.38: Resultados típicos do ensaio <i>thermal needle probe</i> : (a) resultados referentes a fase de aquecimento e, (b) resultados referentes a fase de resfriamento.	103
Figura 2.39: Seção transversal de furos trocadores de calor, de acordo com a configuração dos tubos trocadores de calor: a) tubo em U simples, b) tubo em U duplo e c) tubo coaxial.	105
Figura 2.40: Resistência térmica do furo trocador de calor.	105
Figura 2.41: Equipamentos para realização de ensaios TRT.	106
Figura 2.42: Resultados de estudo paramétrico numérico sobre ensaio TRT em furo trocador de calor: erro na análise o ensaio em função do tempo da duração e do tempo t_0 para o início da interpretação dos resultados via <i>line source model</i>	109
Figura 2.43: Ensaio TRT com <i>recovery</i>	110
Figura 2.44: Ensaio DTRT: a) seções de medição de temperatura devido ao fluxo do fluido condutor no interior dos tubos em configuração U-loop; e b) ensaio DTRT realizado com sensores do tipo DTPSSs, instalados apenas em um dos lados do tubo em configuração U-loop.	113
Figura 2.45: Intervalos de tempo para uso dos métodos ICS, ILS e FLS em furos, considerando um erro de 2%.	114
Figura 2.46: Resultados numéricos de temperatura adimensional pelo modelo de cilindro sólido infinito: a) temperatura <i>versus</i> distância adimensional e b) temperatura <i>versus</i> tempo adimensional.	121
Figura 2.47: Tempo para estacas trocadoras de calor atingirem o estágio de estabilidade térmica, considerando uma difusividade térmica de $\alpha_c = \alpha_s = 1,25 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$	123
Figura 3.1: Localização das cidades de São Paulo e São Carlos.	127
Figura 3.2: Caracterização do subsolo do campo experimental de Fundações da EESC/USP via ensaios de laboratório.	129
Figura 3.3: Resultados de caracterização do subsolo via ensaios SPTs e CPTs no Campo Experimental de Fundações da EESC/USP.	129

Figura 3.4: Curvas de retenção de água no solo ajustadas pela equação de van Genuchten (1980) para três profundidades distintas no do campo experimental de fundações da EESC/USP.	130
Figura 3.5: Resultados dos ensaios DMT e SDMT realizados por Rocha (2018) no Campo Experimental da EESC/USP: a) ensaios em Março de 2016, mês úmido e, b) ensaios em Outubro de 2017, mês seco.	131
Figura 3.6: Perfil mineralógico do subsolo do prédio E1 no campus 1 da USP em São Carlos.	132
Figura 3.7: Perfil de temperatura por meio de ensaio de piezocone de resistividade no campo da EESC/USP.	133
Figura 3.8: Poço de monitoramento: a) detalhe do furo tamponado e, b) proteção do poço contra águas de escoamento superficial e identificação do poço.	134
Figura 3.9: Locação das estacas trocadoras de calor executadas no campo experimental da EESC/USP.	135
Figura 3.10: Posicionamento dos tubos trocadores de calor na armaduras das estacas trocadoras de calor: a) estaca 1, com arranjo U simples ($\phi = 0,25$ m) e, b) estaca 2, com arranjo duplo U ($\phi = 0,50$ m), c) seção transversal da estaca 1, d) seção transversal da estaca 2.	137
Figura 3.11: Segmento de barra instrumentada para medida de deformação.	137
Figura 3.12: Esquema da ligação em ponte completa de Wheastone realizada nas barras....	138
Figura 3.13: Calibração, impermeabilização e proteção mecânica das barras instrumentadas.	139
Figura 3.14: Detalhes da instrumentação para medir temperatura: A) sensor PT – 100 utilizado, B) instalação na estaca trocadora de calor de maior diâmetro e c) instalação nos furos no solo a 1 m e 2 m da estaca 2.	140
Figura 3.15: Perfil do subsolo do campo experimental de fundações da EESC/USP e configuração final das estacas executadas (desenho sem escala).	141
Figura 3.16: Equipamento desenvolvido para os ensaios térmicos: (a) reservatório-aquecedor, medidor de vazão e bomba de circulação; (b) módulo de aquisição de dados e computador; (c) sensor de temperatura tipo PT – 100 instalado na tubulação hidráulica.	142
Figura 3.17: Esquema de montagem dos sensores Pt100 dentro dos tubos: a) sensor PT – 100 ($\phi = 3,0$ mm) e b) posicionamento dos PT – 100 nas peças Y.	144
Figura 3.18: Módulos de aquisição de dados: a) modelo MX 1615 e b) PMX.	145
Figura 3.19: Equipamento para ensaio de condutividade térmica: a) componentes do equipamento e b) Sonda térmica (ou agulha).	148

Figura 3.20: Moldagem e ensaio dos CPs: a) amostras do campo experimental e b) areia seca.	149
Figura 3.21: Preparação dos CPs de areia HN38 Hostun: a) Posicionamento da sonda, b) CP de areia seca e c) umedecimento do corpo de prova de areia após o ensaio térmico na condição seca.....	150
Figura 3.22: Instalação dos tensiômetros: a) trado e b) tensiômetro <i>Soil Moisture</i> com <i>Jet Fill</i> , instalado na cava da seção de referência da estaca 2 (trocadora de calor).	153
Figura 3.23: Estrutura metálica de reação utilizada nos ensaios de prova de carga estática. .	156
Figura 3.24: Diagrama de funcionamento do sistema de aplicação de cargas mecânicas.....	158
Figura 3.25: Diagrama de funcionamento do sistema automatizado criado para aplicação de carga mecânica.	159
Figura 3.26: Equipamentos para imposição de carregamento e bancada de controle desenvolvida na pesquisa – ensaio termomecânico.....	160
Figura 4.1: Resultados dos ensaios DRX.	162
Figura 4.2: Perfil químico composicional do subsolo do perfil de solo tropical estudado.....	165
Figura 4.3: Resultados de posição do NA <i>versus</i> precipitação no campo experimental de fundações da EESC/USP.....	166
Figura 4.4: Perfis de umidade gravimétrica do campo experimental de fundações da EESC/USP: a) durante 2014 a 2018 e, b) Intervalo de variação da umidade gravimétrica observado em épocas secas e chuvosas,.	168
Figura 4.5: Resultados de sucção matricial média durante 2015 a 2018 para o solo até 1,30 m de profundidade no Campo Experimental de Fundações da EESC/USP.	170
Figura 4.6: Temperatura do ambiente e temperatura média diária do solo do Campo Experimental de Fundações da EESC/USP em 2015 e 2016.	173
Figura 4.7: Resultados obtidos via ensaio <i>thermal needle probe</i> : a) solos tropicais do campo experimental da EESC/USP e b) areia de sílica HN38 em diferentes condições de saturação e densidade.	175
Figura 4.8: Trecho linear do gráfico temperatura <i>versus</i> $\ln(t)$ referente ao intervalo de tempo considerado para o cálculo da condutividade térmica das amostras de solo ensaiadas: a) solo tropical e b) areia de sílica HN38 densa, seca e saturada.	176
Figura 4.9: Resultados de profundidade do NA e temperatura do solo antes e depois dos ensaios TRTs: A) TRT 01, B) TRT 02, C) TRT 03, D) TRT 04 e E) TRT 05.	179
Figura 4.10: Resultados do ensaios TRT 01: Temperaturas do fluido, do ambiente e potência térmica.	181
Figura 4.11: Resultados do ensaios TRT 02: Temperaturas do fluido, do ambiente e potência térmica.	181

Figura 4.12: Resultados do ensaios TRT 03: Temperaturas do fluido, do ambiente e potência térmica.....	182
Figura 4.13: Resultados do ensaios TRT 04: Temperaturas do fluido, do ambiente e potência térmica.....	182
Figura 4.14: Resultados do ensaios TRT 05: Temperaturas do fluido, do ambiente e potência térmica.....	183
Figura 4.15: Temperatura média do fluido trocador de calor durante o ensaio TRT 01.	184
Figura 4.16: Temperatura média do fluido trocador de calor durante o ensaio TRT 02.	184
Figura 4.17: Temperatura média do fluido trocador de calor durante o ensaio TRT 03.	185
Figura 4.18: Temperatura média do fluido trocador de calor durante o ensaio TRT 04.	185
Figura 4.19: Temperatura média do fluido trocador de calor durante o ensaio TRT 05.	185
Figura 4.20: Relação entre λ_{eff} e as condições do subsolo.....	190
Figura 4.21: Relação entre λ_{eff} e $S_{r,m}$	191
Figura 4.22: Sistema de imposição de umedecimento utilizado por Bandeira Neto (2015) no ensaio TRT04*.....	193
Figura 4.23: relação entre λ_{eff} e L_{ps}/L	194
Figura 5.1: Gráficos carga <i>versus</i> deslocamento da estaca trocadora de calor 2 e da estaca de referência ($\phi = 0,50$ m, $L = 12$ m) – ensaios PCE01 e PCE02.....	196
Figura 5.2: Gráfico de rigidez da estaca 2 – ensaio PCE01.....	197
Figura 5.3: Gráfico de rigidez da estaca referência – ensaio PCE02.....	197
Figura 5.4: Diagrama de transferência de carga em profundidade, estaca 2 – PCE 01.....	199
Figura 5.5: Diagrama de transferência de carga em profundidade, estaca referência – PCE 02.	199
Figura 5.6: Grau de saturação em profundidade durante 2014 a 2018, do perfil de solo tropical de estudo.	200
Figura 5.7: Tensão lateral mobilizada <i>versus</i> deslocamento médio entre seções: estaca 2 – PCE01.	201
Figura 5.8: Tensão lateral mobilizada <i>versus</i> deslocamento médio entre seções: estaca referência – PCE02.	202
Figura 5.9: Tensão lateral (atrito) ao longo das estacas, na carga máxima os ensaios PCE01 e PCE02.	203
Figura 5.10: Diagrama de transferência de carga durante descarregamento, estaca 02 – PCE 01.....	203

Figura 5.11: Diagrama de transferência de carga durante descarregamento, estaca referência – PCE 02.....	204
Figura 5.12: Perfil de temperatura do solo próximo à estaca trocadora de calor 2: antes (a) e depois (b) do ciclo térmico 1.....	206
Figura 5.13: Resultados do ciclo térmico 1 na estaca 2.....	207
Figura 5.14: Perfil de temperatura da estaca e do solo circunvizinho durante o ciclo térmico 1.	209
Figura 5.15: Diagrama de transferência de carga axial termicamente induzida – Ciclo térmico 1.....	210
Figura 5.16: Esquema do sentido da expansão térmica e da mobilização de atrito lateral ao longo da estaca 2 durante o ciclo térmico 1, com base no diagrama de transferência de carga obtido.....	211
Figura 5.17: Aumento na tensão axial observada nas seções instrumentadas da estaca trocadora de calor 2 durante o ciclo térmico 1.	212
Figura 5.18: Mobilização da resistência por atrito lateral na parte superior do fuste da estaca trocadora de calor 2 durante o ciclo térmico 1 (rejeição de calor).	214
Figura 5.19: Perfil de temperatura do solo antes (a) e depois (b) do ciclo térmico 2 na estaca 2.	216
Figura 5.20: Resultados do ciclo térmico 2 na estaca 2.....	217
Figura 5.21: Perfil de temperatura da estaca e do solo circunvizinho durante o ciclo térmico 2 – Abril/2016.....	218
Figura 5.22: Diagrama de transferência de cargas termicamente induzidas ao longo da estaca – Ciclo térmico 2 (considerando cargas residuais).....	219
Figura 5.23: Avanço da mobilização da resistência por atrito lateral ao longo da estaca trocadora de calor 2, sem carga mecânica no topo, devido a expansão térmica no ciclo térmico 2 (assumido como linearmente distribuído entre as seções da estaca que foram monitoradas).	221
Figura 5.24: Desenvolvimento da resistência por atrito lateral devido a expansão térmica da estaca no ciclo térmico 2: (a) considerando carga residual e b) sem consideração de carga residual.	222
Figura 5.25: Avanço da tensão axial observada em seção da estaca próximo a ponta – ciclo térmico 2.....	223
Figura 5.26: Gráficos carga <i>versus</i> deslocamento da estaca trocadora de calor 2 e da estaca de referência ($\phi = 0,50$ m, $L = 12$ m), referentes ao quarto ensaio consecutivo – ensaios PCE07 e PCE08.....	224

Figura 5.27: Diagrama de transferência de carga em profundidade, estaca referência – PCE 07.....	226
Figura 5.28: Diagrama de transferência de carga em profundidade, estaca trocadora de calor 2 – PCE 08 (ensaio termomecânico).....	226
Figura 5.29: Provável distribuição de resistência por atrito lateral em profundidade: (a) atrito lateral na carga máxima do ensaio PCE7, correspondendo a 9,5 h de duração do ensaio na estaca referência e, b) atrito lateral na carga mecânica máxima da PCE08, com 224 h de duração do ciclo térmico 2 na estaca trocadora de calor 2.....	228
Figura 5.30: Diagrama de transferência de carga em profundidade, estaca trocadora de calor 2 e estaca referência, correspondendo a fase de descarregamento – PCE 07 (ensaio mecânico) e PCE 08 (ensaio termomecânico).....	229
Figura 5.31: Carga aplicada no topo da estaca em função do tempo – ciclo térmico 3.....	231
Figura 5.32: Perfil de temperatura do solo antes (a) e depois (b) do ciclo térmico 2 na estaca 2.	232
Figura 5.33: Resultados do ciclo térmico 3 na estaca 2 – Novembro/2018.....	233
Figura 5.34: Variação da temperatura do subsolo e do ambiente durante o ciclo térmico 3.	234
Figura 5.35: Diagrama de transferência de cargas ao longo da estaca – Ciclo térmico 3 (considerando cargas residuais): imposição de carga de serviço, fase de injeção de calor e recuperação térmica.	235
Figura 5.36: Evolução da distribuição de temperatura na estaca 2 e no solo circunvizinho: ciclos térmicos 1 e 2.....	237

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1: Mecanismos de troca térmica que acontecem no solo em função das condições de saturação e presença de fluxo de água subterrânea.	29
Tabela 2.2: Condutividade térmica de alguns solos e rochas.	43
Tabela 2.3: Dados de c_g e ρ de alguns minerais e rochas.	47
Tabela 2.4: Difusividade e condutividade térmica de minerais comuns nos solos.	48
Tabela 2.5: Valores típicos de resistência térmica de estacas de concreto.	75
Tabela 2.6: Perfis de deformação axial, carga axial e atrito lateral de uma estaca trocadora de calor, quando utilizada para suprir demanda por arrefecimento sem haver imposição de carga mecânica.	84
Tabela 2.7: t_{min} para a interpretação do ensaio TRT em estacas a partir da teoria da fonte linear infinita.	123
Tabela 3.1: Sequência de camadas do campo experimental de fundações da EESC/USP.	128
Tabela 3.2: Caracterização do subsolo do campo experimental de fundações da EESC/USP em São Carlos.	130
Tabela 3.3: Caracterização da Areia Houston HN38.	147
Tabela 4.1: Prováveis minerais ao longo do perfil de solo tropical do campo experimental da EESC/USP.	163
Tabela 4.2: Proporções dos principais elementos químicos constituintes do perfil de solo tropical estudado.	164
Tabela 4.3: Propriedades físicas dos CPs nos ensaios <i>thermal needle probe</i>	174
Tabela 4.4: Resultados dos ensaios <i>thermal needle probe</i> realizados.	177
Tabela 4.5: Temperatura média do perfil de solo tropical do campo experimental de fundações da EESC/USP no início dos ensaios TRT realizados.	180
Tabela 4.6: Ensaios TRT realizados, considerando $t_{min} = 19$ horas ($A/R = 48$).	183
Tabela 4.7: Resultados da interpretação dos ensaios TRTs.	186
Tabela 5.1: Características das estacas ensaiadas (PCE01 e PCE02).	198
Tabela 5.2: Características das estacas ensaiadas (PCE07 e PCE08).	225

LISTA DE SIGLAS

<i>ABNT</i>	Associação Brasileira de Normas Técnicas
<i>ASHRAE</i>	American Society of Heating, Refrigerating and Air Conditioning Engineers
<i>CEN</i>	European Committee for Standardization
<i>CF</i>	Fator de calibração
<i>CFC</i>	Clorofluorcarbono
<i>CFMS</i>	Comité Français de Mécanique des Sols
<i>CPs</i>	Corpos de Prova
<i>CICS</i>	Centro de Inovação em Construção Sustentável
<i>COP</i>	Coefficiente de performance
<i>CPT</i>	Cone penetration test
<i>DMT</i>	DilatoMeter Test
<i>DRX</i>	Difratometria de Raios-X
<i>DTPS</i>	Distributed thermal perturbation sensor (sensor de perturbação térmica distribuído)
<i>DTRT</i>	Distributed thermal response test (teste de resposta térmica distribuído)
<i>DTSs</i>	Distributed thermal sensors (sensores de temperatura distribuídos)
<i>EESC</i>	Escola de Engenharia de São Carlos
<i>FSCS</i>	Finite solid cylinder source model
<i>FLS</i>	Finite line source model
<i>GHP</i>	Geothermal Heat Pumps
<i>GSHP</i>	Ground Source Heat Pumps
<i>GSHPA</i>	Ground Source Heat Pump Association
<i>IAG</i>	Instituto Astronômico e Geofísico da Universidade de São Paulo
<i>IAU</i>	Instituto de Arquitetura e Urbanismo da Universidade de São Paulo em São Carlos
<i>ICS</i>	Infinite cylinder source model
<i>IEA</i>	International Energy Agency
<i>ILS</i>	Infinite line source model
<i>INMET</i>	Instituto Nacional de Meteorologia
<i>IPT</i>	Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo S/A
<i>ISCS</i>	Infinite solid cylinder source model

<i>LCA</i>	Laboratório de Conforto Ambiental do IAU/USP
<i>MRS</i>	Minimum required strength (tensão mínima requerida)
<i>NA</i>	Profundidade do lençol freático
<i>NBR</i>	Norma Brasileira
<i>NP</i>	Ponto Neutro
<i>OECD</i>	Organization for Economic Co-operation and Development
<i>PCE</i>	Prova de carga estática
<i>PE</i>	Polietileno
<i>PEAD</i>	Polietileno de Alta Densidade
<i>PTRT</i>	Pile Thermal Response Test (teste de resposta térmica da estaca)
<i>RCPT_u</i>	Resistivity cone penetration test (piezocone de resistividade)
<i>TRT</i>	Thermal Response Test (teste de resposta térmica)
<i>SCPT_u</i>	Seismic cone penetration test (piezocone sísmico)
<i>SDMT</i>	Seismic DilatoMeter Test
<i>SML</i>	Slow Maintained Load
<i>UoS</i>	University of Southampton
<i>USP</i>	Universidade de São Paulo

LISTA DE SÍMBOLOS

ρ	Densidade
ρ'	Densidade efetiva do solo
ρ_1	Densidade do vapor
ρ_s	Densidade dos grãos sólidos solo
ρ_w	Densidade da água
ρ_a	Densidade do ar
λ	Condutividade térmica
λ'	Condutividade térmica efetiva
λ_a	Condutividade térmica da amostra de solo no ensaio <i>thermal cell</i>
λ_b	Comprimento de onda no ensaio DRX
λ_c	Condutividade térmica do concreto
λ_{eff}	Condutividade térmica efetiva do subsolo obtida no ensaio TRT
λ_g	Condutividade térmica do subsolo
$\lambda_{\text{material}}$	Condutividade térmica conhecida do material de calibração no ensaio <i>thermal needle probe</i>
λ_{medido}	Condutividade térmica medido na calibração do ensaio <i>thermal needle probe</i>
λ_s	Condutividade térmica dos grãos do solo
α	Difusividade térmica
α_t	Coefficiente de dilatação/contração térmica
U_m	Velocidade média do fluido trocador de calor
σ	Constante de Stefan-Boltzmann (radiação térmica)
σ_T	Tensões térmicas na estaca
ε	Emissividade
ε_a	Deformação axial da estaca
$\varepsilon_{a,g}$	Deformação axial restringida gerada a partir de cargas térmicas
ε^e	Deformação elástica da estaca
ε_T	Deformação total da estaca
ε^t	Deformação térmica da estaca (observada)
$\varepsilon^{t,L}$	Deformação térmica axial livre da estaca
$\varepsilon^{t,r}$	Deformação térmica restringida da estaca

η	Porosidade
β	Grau de liberdade da estaca
γ	Constante de Euler ($\gamma = 0,5772$)
μ	Viscosidade do fluido trocador de calor
$\mu\mathcal{E}$	Micro strain ($10^{-6} \mathcal{E}$)
θ	Orientação dos planos em relação ao feixe de onda
A	Área da seção transversal ao fluxo de calor
$A_{transv.}$	Área da seção transversal da estaca trocadora de calor
A_s	Área superficial do sistema que libera energia por convecção
Bi	Número de Biot
c'	Capacidade térmica específica efetiva do solo
c_g	Capacidade térmica específica gravimétrica ou calor específico gravimétrico
$c_{g,f}$	Capacidade térmica específica do fluido condutor de calor
c_{gs}	Calor específicos gravimétrico da fração sólida do solo
c_{gw}	Calor específico gravimétrico da fração de água do solo
c_{ga}	Calor específico gravimétrico da fração de ar do solo
c_l	Capacidade térmica específica da água presente no solo
c_s	Capacidade térmica específica do solo
c_v	Capacidade térmica específica volumétrica ou calor específico volumétrico
c_{vapor}	Capacidade térmica específica do vapor presente no solo
c_w	Capacidade térmica específica da água
C	Capacidade térmica
CF	Fator de calibração – ensaio <i>Thermal needle probe</i>
d	Diâmetro da sonda térmica (agulha) no ensaio <i>thermal needle probe</i>
d_a	Diâmetro da amostra de solo no ensaio <i>thermal cell</i>
d_b	Diâmetro do furo trocador de calor
d_h	Diâmetro hidráulico do tubo trocador de calor
d_p	Distância entre planos atômicos no ensaio DRX
D	Diâmetro
e	Índice de vazios do solo
$E_{ci,c}$	Módulo de Young da estaca - carregamento
$E_{ci,d}$	Módulo de Young da estaca - descarregamento
E_D	Módulo dilatométrico (teoria da elasticidade) obtido no ensaio DMT

E_{estaca}	Módulo de Young da estaca trocadora de calor
f_{gs}	Fração de sólidos do solo em termos de massa
f_{gw}	Fração de água do solo em termos de massa
f_{ga}	Fração de ar do solo em termos de massa
f_{vs}	Fração de sólidos do solo em termos de volume
f_{vw}	Fração de água do solo em termos de volume
f_{va}	Fração de ar do solo em termos de volume
G_0	Módulo cisalhante máximo
hc	Altura de água no entorno da estaca
h_{conv}	Coefficiente de transferência de calor por convecção
$h_{conv,th}$	Coefficiente de transferência de calor por convecção no ensaio <i>thermal cell</i>
I_D	Índice do material obtido no ensaio DMT
k	Coefficiente angular da reta de ajuste dos dados do gráfico T x Ln (t) – ensaio TRT
k_a	Inclinação da região linear do gráfico de temperatura (T) <i>versus</i> Ln(t) no ensaio <i>thermal needle probe</i> , na etapa de aquecimento.
k_h	Rigidez linear
k_r	Inclinação da região linear do gráfico de temperatura (T) <i>versus</i> Ln(t) no ensaio <i>thermal needle probe</i> , na etapa de resfriamento.
K	Coefficiente angular linear médio, considerando k_a e k_r (fases de aquecimento e resfriamento no ensaio <i>thermal needle probe</i>).
K_D	Índice de tensão horizontal obtido no ensaio DMT
K_0	Coefficiente de empuxo no repouso
l	Distância percorrida pelo fluxo de calor
l_p	Comprimento da estaca
L	Comprimento da estaca
L_a	Comprimento da amostra de solo no ensaio <i>thermal cell</i>
L_{NP}	Posição do ponto neutro no comprimento da estaca trocadora de calor
L_{ps}	Comprimento submerso da estaca
L_0	Calor latente de vaporização em dada temperatura
m	Massa
\dot{m}	Vazão mássica do fluido condutor de calor
n	Porosidade do solo
N_h	Carga normal na cabeça da estaca

p_0 e p_1	Medidas de pressão obtidas como no ensaio DMT
P_T	Carga termicamente induzida na estaca trocadora de calor pelas deformações evitadas
q	Calor armazenado ou energia térmica armazenada
\dot{q}	Fluxo de calor por unidade de área (fonte/sumidouro)
q_{conv}	Calor por convecção
\dot{q}_{cond}	Fluxo de calor por condução por unidade de área
q_f	Vazão do fluido trocador de calor
q_{lat}	Fluxo de calor latente
q_{rad}	Fluxo de calor por radiação por unidade de área
q_{lconv}	Calor por convecção na fase líquida
q_t	Taxa de troca de calor por comprimento de furo/estaca
q_{vconv}	Calor por convecção na fase gasosa
Q	Energia térmica ou calor transferido
\dot{Q}	Fluxo de calor transferido
r	Raio da estaca trocadora de calor
r_b	Raio do furo trocador de calor (externo)
r_c	Raio da superfície cilíndrica infinita no <i>solid cylindrical source model</i>
r_f	Distância radial da fonte linear de calor
r_i	Distância radial entre a parede da fonte de calor cilíndrica infinita até o ponto de interesse no solo
$r_{p,s}$	Distância radial entre o centro da fonte de calor cilíndrica infinita e o ponto de interesse no solo
R	Resistência última ou capacidade de carga
R_b	Resistência de ponta
R_c	Resistência térmica do concreto da estaca trocadora de calor
R_e	Número de Reynolds
R_f	Resistência térmica do furo trocador de calor
R_m	Resistência mobilizada
R_p	Resistência térmica efetiva da estaca trocadora de calor
R_s	Resistência por atrito lateral
R_{solo}	Resistência térmica do subsolo

S_r	Grau de Saturação
$S_{r,m}$	Grau de saturação médio do perfil de solo
t	Tempo
t_f	Temperatura média do fluido condutor ($T_{entrada} - T_{saída}$)
t_i	Temperatura natural do solo na extremidade do(a) furo/estaca
$t_{mín}$	Tempo de descarte dos dados no ensaio TRT
t_0	Tempo inicial
T	Temperatura
T_{amb}	Temperatura ambiente
T_{base}	Temperatura na base da amostra de solo no ensaio <i>thermal cell</i>
$T_{entrada}$	Temperatura do fluido condutor de calor na entrada do furo/estaca trocador(a) de calor
T_{fluido}	Temperatura do fluido condutor de calor
T_{furo}	Temperatura do furo trocador de calor
$T_{saída}$	Temperatura do fluido condutor de calor na saída do furo/estaca trocador(a) de calor
T_{sup}	Temperatura da superfície do corpo na transferência por radiação
T_{solo}	Temperatura do subsolo
$T_{s,0}$	Temperatura natural do subsolo
T_{topo}	Temperatura no topo da amostra de solo no ensaio <i>thermal cell</i>
T_0	Temperatura do solo em $t = 0$ s no ensaio <i>thermal cell</i>
T_p	Temperatura inicial na parede do furo trocador de calor no <i>cylindrical Source model</i>
∇T	Gradiente de temperatura
ΔT	Diferença de temperatura
ΔT_a	Diferença de temperatura ao longo da amostra de solo no ensaio <i>thermal cell</i>
ΔT_f	Diferença entre a temperatura média do fluido condutor ($t_f(t)$) e a temperatura natural do solo na extremidade do(a) furo/estaca (t_i)
ΔT_g	Mudança na temperatura do subsolo no tempo
T_s	Temperatura da superfície sobre a qual onde há o fluxo do fluido na troca térmica por convecção
T_∞	Temperatura do fluido na troca térmica por convecção

$\frac{dT}{dr}$	Gradiente de temperatura na direção radial da estaca
$\frac{\partial T}{\partial h}$	Gradiente de temperatura nas direções do fluxo de calor h
$\frac{\partial T}{\partial t}$	Variação do gradiente de temperatura com o tempo
ν	Viscosidade cinemática
ν_w	Viscosidade cinemática da água
\bar{v}_v	Vetor de velocidade do vapor presente no solo
V_s	Velocidade de propagação da onda cisalhante no ensaio SDMT
V_∞	Velocidade inicial do fluido na transferência de calor por convecção
w	Teor de umidade gravimétrico do solo
w_h	Deslocamento da cabeça da estaca
x_a	Volume da fração de ar do solo
x_i	Volumes das fases que constituem o solo
x_s	Volume da fração sólida do solo
x_w	Volume da fração de água do solo
z	Eixo z
Z	Profundidade de interação térmica entre o solo e o ambiente

SUMÁRIO

RESUMO	7
ABSTRACT	9
SUMÁRIO	29
1. INTRODUÇÃO	15
1.1 Objetivos	18
1.1.1 Objetivo Principal.....	18
1.1.2 Objetivos Secundários	18
1.1.2 Justificativa.....	19
1.2 Organização da Tese.....	19
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	21
2.1 Energia Geotérmica.....	21
2.1.1 Contexto Brasileiro.....	23
2.2 Mecanismos de Transferência de Energia Térmica no Solo	27
2.2.1 Transferência por Convecção	29
2.2.2 Transferência por Condução.....	33
2.2.3 Transferência por Radiação	36
2.2.4 Transferência por Calor Latente de Vaporização	37
2.3 Propriedades Térmicas do Solo	39
2.3.1 Condutividade Térmica (λ)	40
2.3.2 Capacidade Térmica (C).....	44
2.3.3 Difusividade Térmica (α).....	47
2.4 Sistemas Geotérmicos para Climatização	50
2.4.1 Bombas de Calor	50
2.4.2 Sistemas GSHP: Contexto Atual	53
2.4.3 Tipos de Sistemas Geotérmicos para Climatização.....	55

2.5	Fundações por Estacas Trocadoras de Calor (<i>Energy Piles</i>)	57
2.5.1	Performance Térmica de Estacas Trocadoras de Calor	65
2.5.1.1	Coeficiente de performance (COP).....	65
2.5.1.2	Propriedades do subsolo e fluxo de água subterrânea.....	67
2.5.1.3	Aspectos de projeto.....	71
2.5.2	Comportamento Termomecânico.....	76
2.6	Determinação das Propriedades Térmicas do Solo para o Projeto de Estacas Trocadoras de Calor	90
2.6.1	Ensaio Térmico de Laboratório	90
2.6.1.1	<i>Thermal Cell</i>	92
2.6.1.2	<i>Thermal needle probe</i>	98
2.6.2	Teste de Resposta Térmica (TRT)	104
2.6.2.1	Interpretação por modelos analíticos	113
2.6.2.2	Ensaio TRT em estacas trocadoras de calor	122
3	MATERIAIS E MÉTODOS	127
3.1	Campo experimental de Fundações da EESC/USP	127
3.1.1	Monitoramento do Nível do Lençol Freático.....	134
3.2	Estacas Trocadoras de Calor.....	135
3.3.1	Estaca da EESC/USP	135
3.3	Equipamento Para Ensaio Térmico.....	142
3.4	Ensaio de Laboratório	146
3.5.1	Ensaio de caracterização mineralógica.....	146
3.5.2	Ensaio <i>Thermal Needle Probe</i>	147
3.5	Ensaio de Campo.....	151
3.6.1	Determinação da Variação Sazonal da Umidade Gravimétrica.....	151
3.6.2	Monitoramento da Variação Sazonal da Sucção Matricial Superficial	152
3.6.3	Ensaio TRT.....	153

3.6.4 Prova de Carga Estática.....	155
3.6.5 Ensaio Termomecânico Sob Carga Constante.....	158
4 EFEITO DA VARIAÇÃO CLIMÁTICA SAZONAL NA TROCA TÉRMICA DA FUNDAÇÃO COM O SOLO	161
4.1 Caracterização Mineralógica e Química.....	162
4.2 Monitoramento Climático e do Subsolo.....	165
4.2.1 Nível do lençol freático	166
4.2.2 Umidade gravimétrica do subsolo	167
4.2.3 Sucção matricial do subsolo superficial	169
4.2.4 Temperatura natural do subsolo	171
4.3 Caracterização Térmica em Laboratório: Ensaio <i>Thermal Needle Probe</i>	174
4.4 Caracterização Térmica em Campo: Ensaio <i>Thermal Response Test</i>	178
4.4.1 São Carlos (EESC/USP).....	179
4.5 Análise Conjunta dos Resultados	187
4.5.1 Resposta térmica do perfil de solo tropical	187
4.5.2 Variação sazonal da condutividade térmica do perfil de solo estudado.....	188
5 COMPORTAMENTO TERMOMECÂNICO: FUNDAÇÃO TROCADORA DE CALOR EM SOLO TROPICAL	195
5.1 Prova de Carga Estática Inicial na Fundação	195
5.2 Ensaio Termomecânicos	205
5.2.1 Ciclo térmico 1: Ensaio térmico sem imposição de carregamento mecânico (topo livre)	205
5.2.2 Ciclo térmico 2: Ensaio térmico simultâneo a ensaio de carregamento mecânico (PCE).....	215
5.2.3 Ciclo térmico 3: Carregamento mecânico (serviço) simultâneo ao carregamento térmico.....	229
5.3 Resposta Térmica do Solo	236
6 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	239

6.1 Principais conclusões	239
6.2 Recomendações.....	244
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS¹	245
APÊNDICE A.....	257
APÊNDICE B.....	261
APÊNDICE C.....	265
APÊNDICE D.....	269

1. INTRODUÇÃO

A demanda por fontes alternativas de energia cresce mundialmente, o que aumenta conseqüentemente a busca por tecnologias que utilizem energia limpa e renovável, que sejam sustentáveis e estejam de acordo com as normas ambientais vigentes. Em relação às edificações de um país, o consumo energético total deste setor é fortemente influenciado pela demanda por conforto térmico (aquecimento e/ou resfriamento).

Em 2016, o consumo energético nos setores de comércio e serviços, industrial e residencial aumentou nos países participantes da OECD, sendo a demanda por climatização a causa do acréscimo no setor residencial, em resposta às condições meteorológicas e ao clima mais frio registrado neste ano nos países do norte e da Europa continental (IEA, 2018). No setor residencial, em 2016, os combustíveis fósseis representaram cerca de 50% do consumo total *versus* aproximadamente 15% atribuído a fontes classificadas como de outros tipos (biocombustíveis, solar e geotérmica) (IEA, 2018).

Devido à vasta extensão territorial (8,5 milhões de km²) o Brasil apresenta diferentes climas distribuídos entre as cinco regiões do país. Tal diversidade foi mapeada e a NBR 1522/05 (ABNT, 2005) apresenta o zoneamento bioclimático do território brasileiro, existindo ao todo oito regiões bioclimáticas distintas. As diferenças climáticas entre as regiões do país são consideráveis, sendo dominante a demanda por arrefecimento, posicionando o Brasil como o quinto maior consumidor de aparelhos de ar condicionado no mundo.

Em 2005 o condicionamento para conforto térmico nas edificações brasileiras já representava 20% e 47% do consumo total de energia elétrica dos setores residencial e comercial, respectivamente e, em 2015, aproximadamente 48% do consumo de energia elétrica do país correspondiam ao setor de edificações, aumentando para 51% em 2017 (ELETROBRÁS, 2009; BRASIL, 2016; BRASIL, 2018a).

Dados atuais do Ministério de Minas e Energia mostram que entre os anos de 2005 e 2017, apenas o setor residencial brasileiro mais que duplicou a posse de equipamentos de ar condicionado, tendo aumentado a participação no consumo total de energia elétrica no setor, de 7% em 2005 para 14% em 2017 (BRASIL, 2018a). Entretanto, apesar da energia elétrica ser a principal fonte energética (renovável) utilizada para climatização no Brasil, o uso dos combustíveis fósseis ainda é considerável nas residências brasileiras. Segundo dados do balanço energético nacional de 2018, o consumo de combustíveis fósseis e seus derivados

correspondeu a 27,9% do consumo energético residencial total, *versus* 46,1% referente à energia hidráulica ou elétrica (BRASIL, 2018b).

Apesar da diferença no perfil de consumo para climatização entre as edificações do Brasil (principal demanda por arrefecimento a partir de fonte renovável) e dos países da OECD (principal demanda por aquecimento a partir de combustíveis fósseis), a climatização nas edificações brasileiras corresponde a uma importante parcela da demanda nacional de energia elétrica que, mesmo sendo majoritariamente oriunda de fonte renovável (energia hídrica ou eólica), é suscetível a flutuações de preço, problemas na geração (período de crise hídrica e estiagem, regime dos ventos), distribuição (linhas de transmissão) e armazenamento.

Considerando as projeções do governo sobre a demanda por energia elétrica para sistemas de ar condicionado no Brasil, com base no crescimento populacional, na elevação da renda e nas ações de eficiência energética que vem sendo implantadas (fixação de índices de eficiência, certificação de edifícios eficientes), estima-se que o consumo crescerá de 18,7 TWh em 2017, para 36,8 TWh no ano de 2035 (BRASIL, 2018a). A demanda por climatização artificial nas edificações brasileiras é, e ainda será, uma parcela considerável do consumo de energia elétrica nacional, gerando impacto na geração e também no meio ambiente.

Em países da Europa e da América do Norte, a utilização de sistemas de climatização via energia geotérmica, a partir de bombas de calor acopladas a tubos trocadores de calor instalados no subsolo é uma realidade nas edificações. Esta tecnologia aproveita a energia térmica de baixa superfície, utilizando o subsolo como fonte e/ou reservatório de energia térmica, proporcionando redução do consumo de energia para a climatização. Em 1954, Igersoll et. al. já mencionavam as bombas de calor como um dos mais interessantes desenvolvimentos em sistemas de ar condicionado, atuando duplamente no aquecimento e arrefecimento das edificações, destacando a grande vantagem da operação econômica, além do uso de fonte de energia térmica disponível em todos os lugares. Brandl (2006) também se refere a esta tecnologia como uma metodologia inovadora e significativamente mais vantajosa que os tradicionais sistemas, por fazer uso de energia limpa e renovável, além de enfatizar que a energia geotérmica superficial pode ser amplamente utilizada a partir das estruturas termoativadas.

Estruturas geotécnicas termoativadas são elementos estruturais que estão em contato direto com o subsolo e possuem dupla função: a geotécnica/estrutural e a de permutadores de calor com o solo. Como exemplos deste novo tipo de estruturas geotécnicas podem ser

citadas: paredes diafragma, túneis, contenções, pavimentos rodoviários, taludes, fundações profundas e rasas (estacas trocadoras de calor, radier estaqueado e etc.).

As estacas trocadoras de calor (*Energy Piles*) ou “sistema de energia renovável pelas fundações” são um tipo de sistema geotérmico que aproveita a estrutura da fundação da edificação para a troca térmica com o subsolo, reduzindo significativamente os custos operacionais da edificação. Por serem profundas, as estacas proporcionam considerável área de contato para a troca térmica com o subsolo, sem necessidade de escavações e perfurações adicionais, sendo a área de contato requerida e o custo os principais fatores limitantes da implantação de sistemas geotérmicos horizontais em valas ou verticais em poços.

Essa tecnologia pode ser utilizada em qualquer tipo de construção e, a depender da demanda térmica e das condições do subsolo, pode trabalhar extraíndo ou rejeitando calor do ambiente no solo, como também de forma intermitente (extraíndo e depositando energia térmica).

A dupla função das estacas trocadoras de calor tem impulsionado o uso destas estruturas na Europa, sendo o uso incentivado principalmente pelo governo a fim de reduzir o consumo energético, a emissão de dióxido de carbono e estimular o uso de energia limpa e renovável (LOVERIDGE, 2012). Brandl (2006) enfatiza que a utilização de estacas trocadoras de calor em aproximadamente 300 edifícios na Áustria comprova o potencial do uso da energia geotérmica de baixa profundidade pelas fundações, totalizando 22.843 estacas instaladas até 2004.

Apesar do uso de fundações por estacas trocadoras de calor ser uma realidade em países de clima temperado, ainda é limitado o conhecimento sobre esta recente tecnologia, especialmente quando utilizadas em regiões de clima tropical, onde a demanda principal de climatização é o arrefecimento. Portanto, para entender estas questões, o presente estudo investiga o comportamento térmico (capacidade de troca de calor com o solo) e termomecânico de fundação por estaca trocadora de calor executada em região de clima subtropical (região sudeste do Brasil).

O estudo apresentado nesta tese é motivado pela possibilidade de aplicação das estacas trocadoras de calor como alternativa aos sistemas tradicionais de climatização das edificações no Brasil, utilizando-se energia limpa, sustentável e renovável, ainda não explorada no país para este fim. Além desta motivação, com base na literatura técnica atual, este estudo pretende contribuir com o entendimento do comportamento de estacas trocadoras de calor instaladas em subsolo laterítico não saturado, típico de regiões de clima tropical, com temperatura natural média anual superior a 20°C.

1.1 Objetivos

1.1.1 Objetivo Principal

Considerando-se a necessidade de maior conhecimento em relação à tecnologia das fundações trocadoras de calor implantadas em condições de clima e subsolo característicos de regiões de clima subtropical, visando o uso em sistemas de climatização de edificações, o objetivo principal da presente tese foi avaliar experimentalmente a capacidade de troca térmica com o solo e o comportamento termomecânico de uma fundação por estaca trocadora de calor, instalada em um perfil de solo tropical não saturado presente em grande parte do território brasileiro, sendo tipicamente encontrado no interior do estado de São Paulo (região sudeste do Brasil).

1.1.2 Objetivos Secundários

O estudo de fundações por estaca trocadora de calor em um solo tropical brasileiro foi desenvolvido para alcançar os seguintes objetivos secundários:

- Verificar a viabilidade de fundações por estacas trocadoras de calor instaladas nas condições supracitadas de clima e subsolo.
- Pesquisar a variação da condutividade térmica do solo investigado com a variação do grau de saturação e do nível do lençol freático ao longo da estaca trocadora de calor.
- Avaliar o efeito dos ciclos de troca térmica com o solo no comportamento carga-recalque da fundação.
- Investigar experimentalmente o período necessário para o resfriamento do solo (*recovery time*) aquecido pelos ciclos térmicos de rejeição de calor no solo pela estaca.
- Investigar a variação da resistência por atrito lateral da fundação por estaca escavada devido aos ciclos de carregamento e descarregamento térmico da fundação.
- Analisar o comportamento da fundação por estaca trocadora de calor em condição de serviço (ELS).
- Verificar a aplicabilidade das fundações trocadoras de calor nas edificações no Brasil, podendo estender os resultados observados para regiões de condições similares de clima e características do subsolo.

1.1.2 Justificativa

O estudo abordado nesta tese se justifica por tratar da avaliação de tecnologia inovadora em termos de climatização das edificações a partir da energia térmica contida em camada superficial do solo (energia geotérmica superficial). O uso de sistemas de bombas de calor acopladas às fundações profundas vem sendo utilizados em países de clima temperado com sucesso na aplicação a que se destina: a redução do consumo energético para climatização a partir da utilização de energia limpa, sustentável e renovável. No entanto, para se usar esta tecnologia é fundamental investigar e avaliar experimentalmente se o comportamento da fundação pode ser prejudicado pelos adicionais carregamentos térmicos.

Segundo projeções mais otimistas do governo, a considerável demanda por arrefecimento nas próximas décadas irá gerar impacto na geração de energia elétrica e no meio ambiente. Portanto, o aproveitamento da energia geotérmica por meio das fundações é uma alternativa que pode ser de grande utilidade para as mudanças consideráveis nas projeções futuras do Brasil.

1.2 Organização da Tese

Para um melhor entendimento do tema abordado no trabalho, a tese é dividida conforme os seguintes capítulos:

- Capítulo 1 – Introdução, motivação e objetivos (principal e secundários) da tese;
- Capítulo 2 – Revisão bibliográfica da literatura técnica na área acerca dos principais tópicos que compreendem a pesquisa. Neste capítulo são abordados os mecanismos de troca de energia térmica no solo, assim como os tradicionais tipos de sistemas geotérmicos para climatização e as atuais estruturas geotécnicas termoativadas. Os comportamentos térmico e mecânico das fundações trocadoras de calor são discutidos, como também casos documentados de obras onde foram utilizadas este tipo de fundação, que são referência no tema da pesquisa. Métodos de ensaios de laboratório e campo também são apresentados;
- Capítulo 3 – Apresenta os materiais e métodos adotados no estudo abordado nesta tese. Este capítulo aborda com detalhe a área de estudo, os ensaios experimentais de laboratório e de campo realizados, o equipamento para ensaios térmicos construído, os sensores e a instrumentação utilizada. Neste capítulo, são apresentadas as estacas

trocadoras de calor foco de estudo da pesquisa e é detalhado o sistema para aplicação e controle de carga para ensaios termomecânicos que foi desenvolvido;

- Capítulo 4 – Efeito da variação climática sazonal na resposta térmica da fundação: compreende a apresentação e discussão integrada dos resultados experimentais obtidos com relação às características térmicas mapeadas nas campanhas experimentais de laboratório e campo que foram realizadas, além do monitoramento da variação sazonal do nível do lençol freático, sucção matricial, umidade gravimétrica e da temperatura ambiente da área estudada, durante os anos de 2014 a 2018.
- Capítulo 5 – Comportamento termomecânico da fundação por estaca trocadora de calor em solo não saturado: exposição e análise integrada dos resultados dos ensaios experimentais de carregamento mecânico, térmico e termomecânico na estaca trocadora de calor construída. Ainda neste capítulo, são discutidos resultados referentes à recuperação térmica do subsolo (natural e forçada - *recovery*) após simulação da demanda por arrefecimento (ciclo térmico de rejeição de calor no solo).
- Capítulo 6 – Apresentação das principais conclusões da pesquisa e sugestões para continuidade de estudos futuros visando o aperfeiçoamento dos conhecimentos alcançados nesta tese.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Energia Geotérmica

Energia geotérmica pode ser definida como a energia que existe no interior da crosta terrestre, sendo identificada a partir da temperatura. A *American Society of Heating, Refrigerating and Air Conditioning Engineers* (2011), define energia geotérmica como a energia térmica armazenada na crosta terrestre, em rochas e fluidos (água, vapor ou água contendo sólidos dissolvidos em quantidade) que preenchem poros e fraturas nas rochas e solos. Esta energia pode ser transferida para a superfície da crosta terrestre via processos de condução e convecção a depender da geologia e da presença de água, como também pode ser concentrada em altas temperaturas próximo a superfície devido aos movimentos tectônicos e vulcanismo (ASHRAE, 2011). Para Dickson e Fanelli (2004), a energia geotérmica é o calor contido na terra que gera fenômenos geológicos em escala planetária. Entretanto estes autores complementam tal definição em função do uso atual desta fonte energética, sendo também definida como o calor da terra que pode ser recuperado e explorado pelo homem.

Segundo Ferreira (2013) a energia geotérmica presente no subsolo é resultado das interações de troca de calor entre os meios exterior e interior do globo terrestre, podendo ser citado como um fator do meio interno, as altas temperaturas do núcleo da terra em rocha fundida ou magma, e como fatores do meio externo, a incidência da irradiação solar e do clima regional.

Em relação à conservação de energia, devido às características termofísicas, o subsolo pode ser utilizado em sistemas de condicionamento de ambientes como fonte ou reservatório térmico (VILELA, 2004). Apesar da frequente associação entre energia geotérmica e a geração de energia elétrica, nos últimos anos a energia geotérmica superficial (ou encontrada em baixa profundidade) tem se destacado como uma importante e promissora alternativa para a troca de calor com o ambiente, visando à climatização de ambientes e outras aplicações térmicas.

A aplicação da energia geotérmica é dividida em dois grupos: para a produção de eletricidade e para uso térmico (FERREIRA, 2013). De acordo com a ASHRAE (2011), as formas de utilização da energia geotérmica podem ser classificadas segundo as temperaturas, havendo basicamente três categorias:

- 1) Temperatura alta (>150°C), usada na geração de energia elétrica;

- 2) Temperatura intermediária (<150°C), utilizada em aplicações de uso direto, como em processos que requeiram energia térmica compatível, mas não é economicamente rentável para a produção de energia elétrica;
- 3) Temperatura baixa, para aplicações em climatização de ambientes utilizando bomba de calor geotérmica (<32°C).

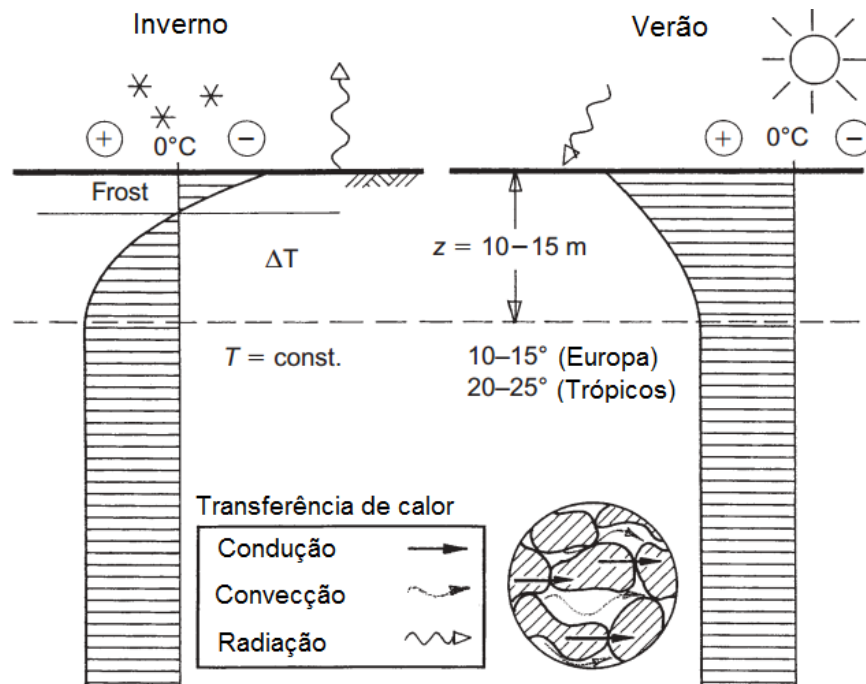
Gomes (2009), com base na geofísica, menciona que a energia geotérmica pode ser classificada em de alta ou baixa entalpia, também em função da temperatura. Segundo o autor, a energia geotérmica de alta entalpia apresenta temperaturas maiores do que 150°C, é originada das atividades magmáticas, além de ser classificada como não renovável. Contudo, a energia geotérmica de baixa entalpia apresenta temperatura menor do que 150°C, sendo resultado do fluxo de calor proveniente das camadas internas da terra, sendo classificada como renovável e de menor impacto ambiental (baixa liberação de SO₂ e CO₂).

Segundo Vilela (2004), a camada superficial da crosta terrestre (até algumas centenas de metros de profundidade) é um coletor solar de grande capacidade e inércia térmica, que armazena energia térmica que incide em dias quentes (armazena calor no verão) e perde energia durante a noite e em meses frios (perde calor no inverno). No entanto, o autor menciona que a partir de 5 ou 6 m de profundidade a temperatura praticamente não muda durante o ano, sendo próxima a temperatura média anual local. Vilela (2004) denomina a energia térmica armazenada nesta região de energia geotérmica de fonte solar ou de baixa densidade energética.

Brandl (2006) relata que em algumas regiões da Europa, a temperatura média do solo permanece relativamente constante durante a maior parte do ano, a partir de 10-15 m de profundidade até aproximadamente 50 m. Em regiões próximas aos trópicos, o autor menciona existir a mesma tendência de comportamento sazonal da temperatura média do solo, mas com maiores valores, variando entre 20-25°C (Figura 2.1).

De acordo com Vilela (2004) a temperatura superficial do subsolo é função da temperatura atmosférica ambiente, mas as temperaturas máximas e mínimas no solo ocorrem com atraso em relação às variações ocorridas no ambiente. Como exemplo, o autor cita o comportamento da temperatura do subsolo numa profundidade de 5 m, onde só são notadas as variações ocorridas na temperatura ambiente com um atraso de seis meses. Tal comportamento irá variar em função da região, tipo de solo, condições geológico-geotécnicas e com as propriedades térmicas do subsolo considerado.

Figura 2.1: Esquema do comportamento sazonal da temperatura na camada superficial de solo considerando regiões da situadas na Europa e nos trópicos.



Fonte: Adaptado de Brandl (2006).

Entretanto, apesar das variações sazonais de temperatura na parte superficial do subsolo, Brandl (2006) destaca a possível economia no consumo de energia usada para climatização a partir da energia geotérmica. Batchelor (2005) afirmam ainda que a fonte geotérmica é genuinamente sustentável em todos os momentos e locais, com aplicações limitadas geograficamente apenas por questões operacionais e de temperatura para utilização da energia térmica.

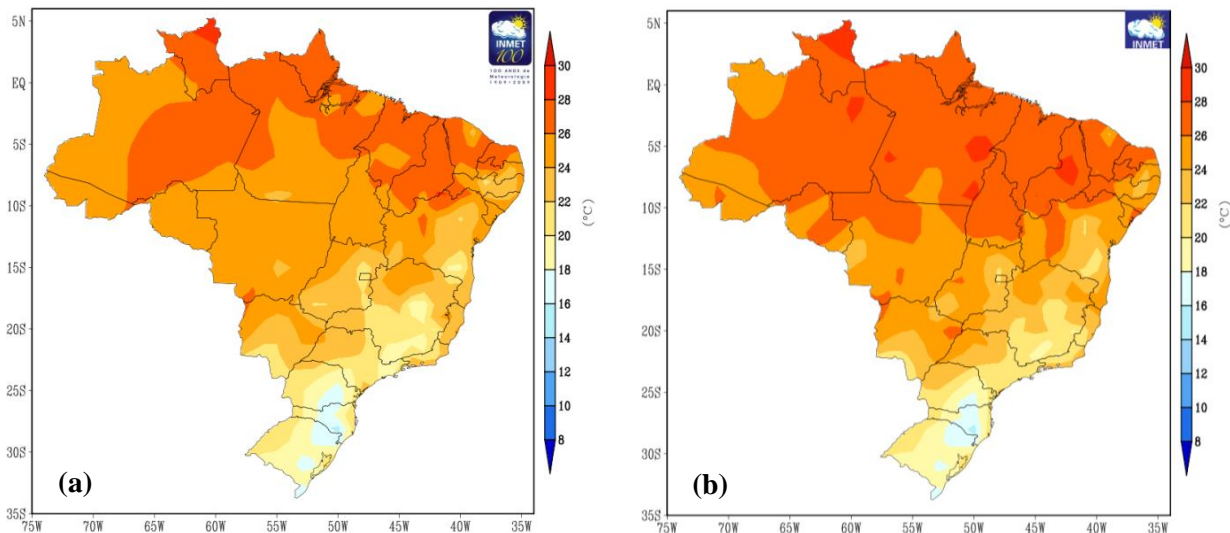
2.1.1 Contexto Brasileiro

Como anteriormente mencionado, a identificação e a classificação (em função do uso) da energia térmica do subsolo (geotérmica) varia com a faixa de temperatura. Assim, o conhecimento e monitoramento das temperaturas no subsolo, assim como do ambiente, são fundamentais para a indicação de possíveis aplicações da energia térmica do solo.

Com relação à temperatura ambiente, o Instituto Nacional de Meteorologia (INMET) monitora e divulga dados históricos de temperaturas médias anuais no Brasil desde 1961. A Figura 2.2 apresenta resultados de temperatura média nos anos de 1961 e 2018 no Brasil, segundo Brasil (2019b). A partir da Figura 2.2, observa-se que as maiores temperaturas médias anuais registradas nestes anos correspondem às regiões norte, nordeste e parte do centro-oeste do país (24 a 30°C, aproximadamente) e, as menores temperaturas, concentram-

se na região sul (18 a 12°C, aproximadamente). Temperaturas médias anuais intermediárias (24 a 18°C, aproximadamente) são verificadas na região sudeste e parte do centro-oeste do país. Cabe salientar o aumento nas temperaturas médias máximas no país em 2018, em relação ao ano de 1961, representado na Figura 2.2 pela maior ocorrência de pontos onde a temperatura média foi em torno de 30°C.

Figura 2.2: Temperaturas médias anuais no Brasil: a) em 1961 e b) em 2018.



Fonte: Brasil (2019).

Em 1978, o Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo (IPT) e o Instituto Astronômico e Geofísico da Universidade de São Paulo (IAG) publicaram a Coleção Brasileira de Dados Geotérmicos (série 1), onde são apresentados dados de temperaturas subsuperficiais do subsolo em vários locais do Brasil, obtidas por meio de extensa campanha experimental de campo executada entre os anos de 1974 a 1976 (Hamza et al., 1978).

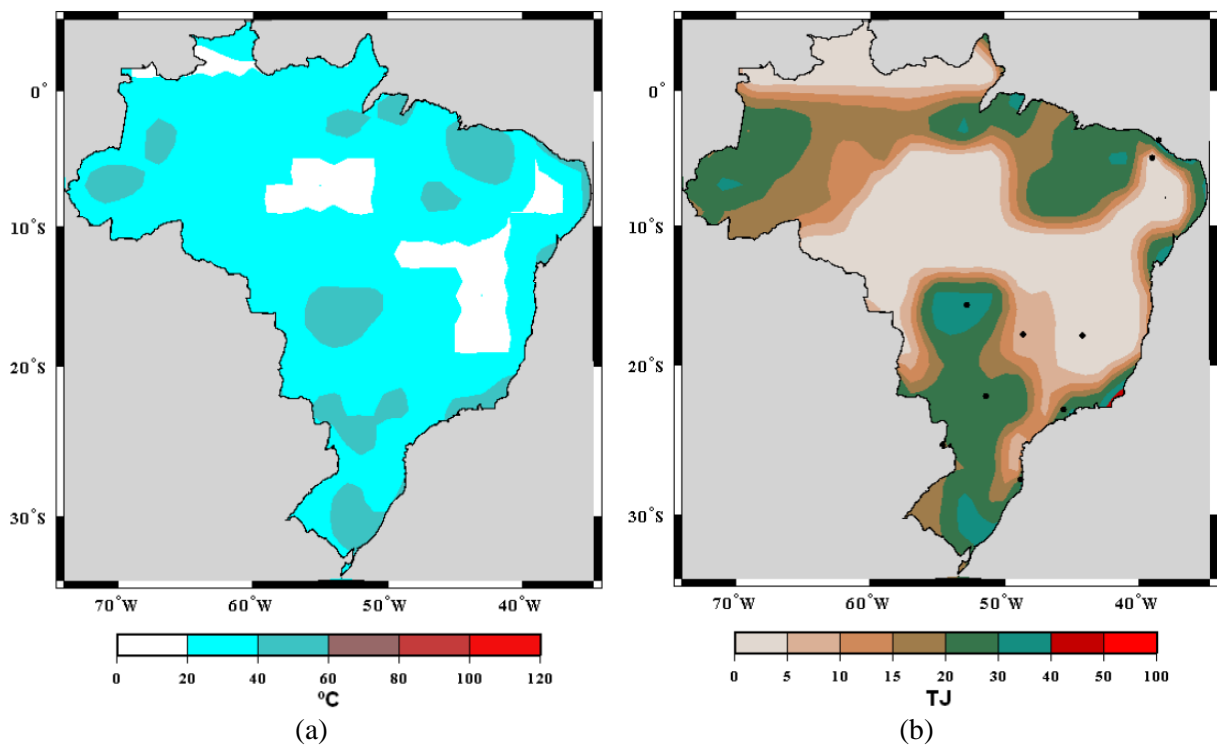
Os dados de temperatura *versus* profundidade (gradiente térmico) apresentados por Hamza et al. (1978) foram obtidos por meio da instalação de termistores (com sensibilidade de 0,005°C) em 100 furos de sondagem, 25 poços de água e petróleo e 3 minas subterrâneas, com profundidades variando de 40 a 2.182 m. Tais investigações térmicas foram realizadas em 59 diferentes cidades do Brasil, compreendendo os estados: Bahia, Goiás, Minas Gerais, Paraná, Rio Grande do Norte, Rio Grande do Sul, Santa Catarina e São Paulo.

Como conclusão, Hamza et al. (1978) mencionaram que não existem no Brasil regiões de gradientes térmicos muito elevados, devido ao fato de não haver áreas de vulcanismo recente ou tectonicamente ativas no país. Assim, segundo os autores, não são encontrados no Brasil sistemas geotermiais ativos (predominantemente a vapor), existindo apenas sistemas geotermiais de baixa entalpia ou águas quentes. Hamza et al. (1978) ainda concluíram que

existe uma correlação inversamente proporcional entre o gradiente geotérmico e a idade geológica: os maciços antigos (escudo cristalino) apresentaram gradientes térmicos entre 6 a 20 °C/km, enquanto que na bacia sedimentar do Paraná (estrutura geológica mais recente) o gradiente térmico foi de 20 a 35°C/km.

Em estudo mais recente, Hamza et al. (2010) desenvolveram uma análise mais detalhada acerca do potencial geotérmico no Brasil, considerando agora não só unicamente o gradiente geotérmico (variação da temperatura em profundidade, Figura 2.3a), mas também informações sobre as características litológicas e hidrológicas regionais. Segundo os autores, estas análises permitiram um aperfeiçoamento no entendimento dos recursos geotérmicos de baixa e alta entalpia do continente sul-americano (considerando a classificação usualmente utilizada na geofísica). Assim, Hamza et al. (2010) propuseram os mapas de prováveis recursos geotérmicos no Brasil considerando-se as camadas geológicas com profundidades de até 2, 8 e 19 km. Os pontos na Figura 2.3b (considerando até 2 km de profundidade) indicam as localidades das áreas geotérmicas.

Figura 2.3: Avaliação de recursos geotérmicos no Brasil até 2 km de profundidade: a) temperatura e b) potencial geotérmico estimado.



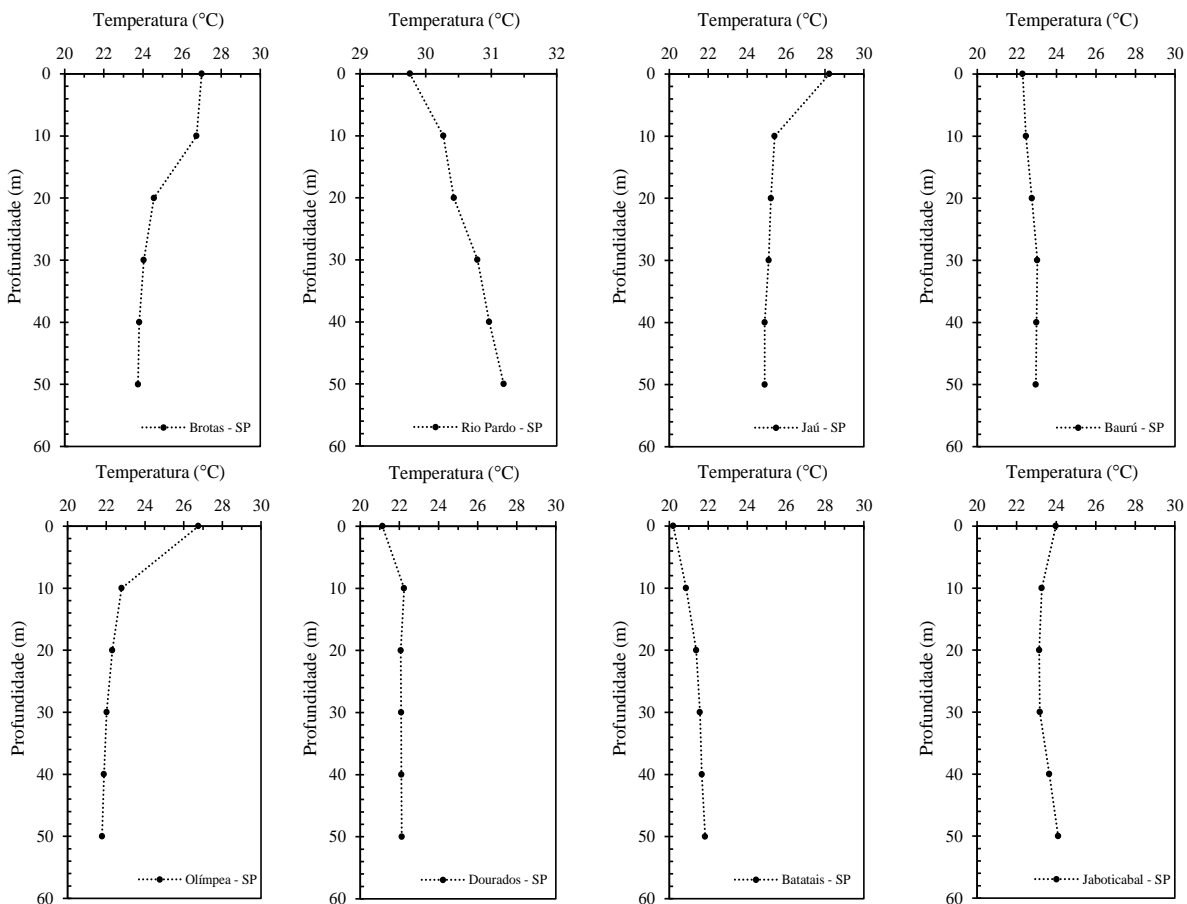
Fonte: Hamza et al. (2010).

Segundo Gomes (2009), o regime térmico de grande parte da crosta da plataforma sul-americana (que o Brasil ocupa parte principal) é estacionário, correspondendo a condições

favoráveis para a ocorrência de recursos geotermiais de baixa entalpia (na classificação geofísica).

Entretanto, para o caso específico de sistemas GSHP (*Ground Source Heat Pumps - GSHP* ou *Geothermal Heat Pumps - GHP*), as profundidades de investigação comumente adotadas na geofísica são demasiadamente superiores às profundidades em que são instalados a maioria dos trocadores de calor utilizados nestes sistemas que utilizam a energia térmica superficial. Todavia, a investigação realizada por Hamza et al. (1978) é uma importante contribuição para o reconhecimento das temperaturas em profundidade de diferentes regiões do Brasil, apesar de não ser possível a definição da profundidade da zona onde há a interação térmica entre o subsolo e o ambiente (ou Z, conforme apresentado na Figura 2.1), visto que os dados são apresentados a cada 10 m de profundidade. Considerando o estado de São Paulo (estado mais populoso do Brasil), alguns dados de Hamza et al. (1978) são apresentados nos perfis de temperatura da Figura 2.4.

Figura 2.4: Temperatura *versus* profundidade em algumas cidades do estado de São Paulo.



Fonte: Hamza et al. (2078).

2.2 Mecanismos de Transferência de Energia Térmica no Solo

Apesar da dificuldade para definição exata da palavra “energia”, a física tem a definido como a capacidade de produzir um efeito, ou ainda, como a habilidade de realizar trabalho (que é definido na mecânica como o produto de uma força aplicada a um corpo e o respectivo deslocamento causado). Energia não é criada nem destruída, sendo apenas transferida ou transformada em outros tipos: energia cinética, potencial, térmica, gravitacional, som, luz, elástica e eletromagnética.

A energia térmica corresponde a energia interna de um corpo, estando associada a movimentação de seus átomos (energia cinética e potencial), como também à fase de estado (sólido, líquido e gasoso), sendo a temperatura a principal propriedade térmica (LOVERIDGE, 2012). O calor, por sua vez, é definido como a energia térmica transferida através da fronteira de um sistema com dada temperatura, para outro sistema com temperatura menor. Assim é possível afirmar que calor é a energia térmica em movimento, a partir da existência de um gradiente térmico, sendo um fenômeno transitório. Desta forma, nenhum corpo possui calor, visto que o calor só é identificado a partir da transferência. Neste contexto, a temperatura não é uma medida de calor, mas o gradiente de temperatura produz calor (energia térmica em movimento) até ser atingida a igualdade de temperatura ou estabilidade térmica (BORGNAKKE & SONNTAG, 2009; LOVERIDGE, 2012).

O solo é um meio poroso constituído por três fases: grãos sólidos, água e gases, sendo capaz de armazenar e permitir processos de transferência de água, solutos, gases e calor. As capacidades do solo de armazenar e transferir calor são função das suas propriedades térmicas e das condições climáticas de cada região (PREVEDELLO, 2010). Devido a sua composição, a transferência de calor no solo é complexa e envolve mecanismos de condução (através dos grãos, líquidos e gases), convecção (através de processos de difusão e advecção dos fluidos presentes, líquido e vapor) e radiação, podendo ainda ser citados os processos de vaporização e condensação (durante a mudança de fase da água), troca iônica e processos de congelamento e descongelamento (BRANDL, 2006; SURYATRIYASTUTI, MROUEH e BURLON, 2012).

Entretanto, no caso do solo, a transferência de calor por condução é dominante seguido da transferência por convecção, que pode ocorrer na difusão líquida para o caso de solos saturados (água subterrânea) e na difusão em vapor em solos não saturados, podendo ocorrer ou não transferência por calor latente de vaporização (mudança de fase da água) nos poros preenchidos com ar. Já a radiação não influi consideravelmente na transferência de calor em solos, visto que seu efeito é menor que 1% na transferência de calor em solos arenosos, sendo

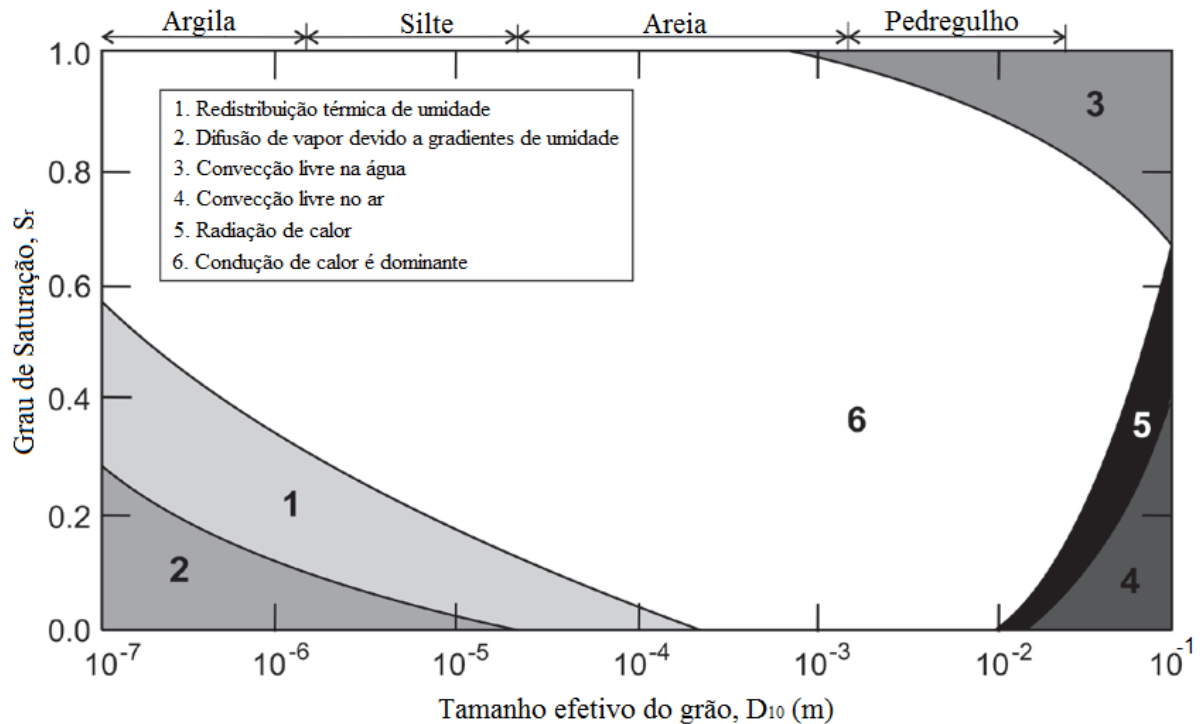
um mecanismo de transferência desprezado para troca térmicas em profundidade mas que deve ser considerado em análises de troca térmica entre o ambiente e a zona superficial do solo (REES et al., 2000; DUARTE, 2004; BRANDL, 2006; PREVEDELLO, 2010; LOVERIDGE, 2012; SURYATRIYASTUTI, MROUEH e BURLON, 2012).

Segundo Prevedello (2010) o processo de transferência de calor por condução é ainda mais importante para o caso de solos secos, sendo consequência de trocas de energia em nível molecular e atômico, ocorrendo devido ao contato entre as partículas de solo. O autor ainda complementa afirmando que o processo de condução é governado pelas propriedades térmicas do solo, que são fortemente influenciadas pelo conteúdo de água presente. Já o processo de transferência de calor por convecção ocorre por meio dos fluidos que estão em movimento (fluxo de massa) e para o autor, este tipo de transferência de calor é importante para o caso de solos saturados e, caso seja acompanhado por mudança de fase do meio líquido (água), resultará em considerável aumento na transferência de calor (visto que a água possui altos valores de calor latente de condensação/evaporação e de fusão/ebulição).

Farouki (1981) também concorda com os autores anteriormente citados de que a troca térmica por condução é o mecanismo dominante no caso dos solos, entretanto o autor ainda menciona que todos os tipos de mecanismos de troca de calor podem ocorrer entre regiões de menor e maior temperatura, sendo a parcela de contribuição de cada mecanismo dependente dos níveis de temperatura, da composição mineralógica e da estrutura do solo. O autor ainda enfatiza que o mecanismo de convecção e radiação geralmente são de pequena influência ou até inexistentes, mas que em certas condições podem ter notável influência. Neste contexto, Farouki (1981) apresenta a Figura 2.5 que, segundo o autor, fornece noção geral do domínio de influência da textura e do grau de saturação do solo na ocorrência de determinado tipo de mecanismo de troca de calor no solo.

De acordo com Brandl (2006), se os tamanhos dos grãos e dos poros do solo forem consideravelmente pequenos em relação ao volume de solo considerado, o processo de transferência de calor no solo pode ser restringido apenas à condução, sendo este o processo de transferência de calor dominante para o caso de estruturas termoativadas ou trocadoras de calor. Loveridge (2012) e Rees et al. (2000) também concordam que o mecanismo de transferência de calor por condução é dominante para solos e rochas, mas caso não haja fluxo de água subterrânea.

Figura 2.5: Mecanismos de transferência de calor em função do tamanho do grão do solo e da saturação.



Fonte: Adaptado de Farouki (1986) *apud* Loveridge (2012).

Segundo Suryatriyastuti, Mroueh e Burlon (2012), a transferência de calor no solo deve satisfazer a 1ª lei da termodinâmica (lei da conservação de energia) e ainda indicam a partir da Tabela 2.1, os mecanismos de transferência de calor que devem ser considerados para os solos, em função de sua condição de saturação e se há ou não fluxo da água subterrânea. Adiante são abordados os principais mecanismos de transferência de energia térmica no solo.

Tabela 2.1: Mecanismos de troca térmica que acontecem no solo em função das condições de saturação e presença de fluxo de água subterrânea.

Mecanismo de troca térmica	Solo saturado		Solo não saturado	
	Sem fluxo subterrâneo	Com fluxo subterrâneo	Sem fluxo subterrâneo	Com fluxo subterrâneo
Condução na fase sólida	<i>Sim</i>	<i>Sim</i>	<i>Sim</i>	<i>Sim</i>
Convecção na fase líquida	<i>Não</i>	<i>Sim</i>	<i>Não</i>	<i>Sim</i>
Vapor latente	<i>Não</i>	<i>Não</i>	<i>Sim</i>	<i>Sim</i>

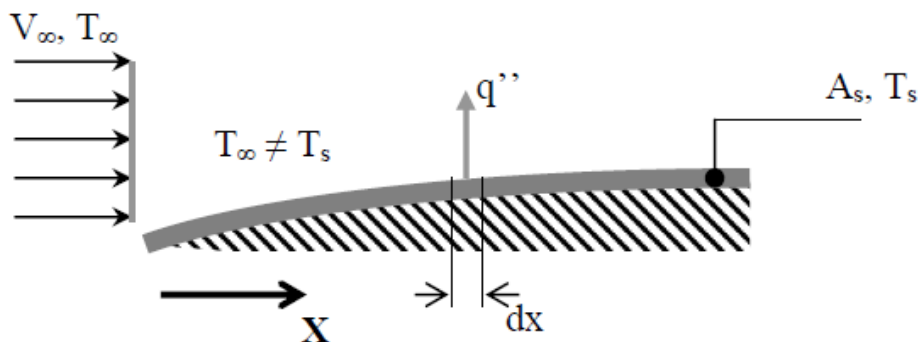
Fonte: adaptado de Suryatriyastuti, Mroueh e Burlon (2012).

2.2.1 Transferência por Convecção

A transferência de calor por convecção acontece a partir do escoamento de fluidos (transferência de massa). Brandl (2006) define a transferência de calor por convecção como o mecanismo de transferência de energia térmica entre dois sistemas termodinâmicos que se

movem por meio de fluxo de circulação. Ainda neste contexto, Rees et al. (2000) define convecção como o transporte de calor em um fluido (líquidos e/ou gases) a partir de fluxos de circulação. A Figura 2.6 mostra esquematicamente o mecanismo de transferência de calor por convecção: o fluido possui certa velocidade e temperatura iniciais (V_∞ e T_∞) e, por sua vez está em contato com a superfície alvo de estudo, que está a temperatura T_s e área A_s , ocorrendo assim a transferência de calor por convecção entre eles (Ordenes, Lamberts e Güths, 2008).

Figura 2.6: Transferência de calor por convecção.



Fonte: Ordenes, Lamberts e Güths (2008).

O efeito global da convecção pode ser expresso a partir da Lei de Newton do resfriamento, conforme Equação 1 (HOLMAN, 1983):

$$q_{conv} = h_{conv} \cdot A_s \cdot (T_s - T_\infty) \quad (1)$$

Onde:

q_{conv} – calor por convecção (W),

h_{conv} – coeficiente de transferência de calor por convecção ($W/m^2 \text{ } ^\circ C$),

A_s – área superficial do sistema que libera energia (m^2),

$(T_s - T_\infty)$ – gradiente de temperatura entre o sistema que libera calor e o fluido ($^\circ C$).

Segundo Holman (1983), a transferência de calor por convecção é dependente da viscosidade e das propriedades térmicas do fluido (condutividade térmica, calor específico, densidade). De acordo com o autor, a viscosidade do fluido influencia no seu perfil de velocidade de escoamento e, portanto, na taxa de transferência de energia na superfície do sistema considerado (q_{conv}/A). Em relação ao coeficiente de transferência de calor por convecção (h), Loveridge (2012) menciona que existe influência não só das propriedades térmicas do fluido (densidade, viscosidade, capacidade térmica específica e vazão), mas

também das condições de interface da superfície onde ocorre a transferência de calor (rugosidade e geometria).

No solo, é convencionalizado que a fase sólida (grãos ou partículas sólidas) é estática, sendo os mecanismos de transferência de calor por convecção atribuídos ao transporte da fase fluida (ar e água) que constitui o solo, sendo identificadas convecção com a fase gasosa e com a fase líquida (REES et al., 2000; BRANDL, 2006). Considerando a troca de calor por convecção nos solos, Rees et al. (2000) apresentam as Equações 2 e 3 para o caso de convecção em meio líquido e vapor, respectivamente.

$$q_{lconv} = c_l \rho_w \bar{v}_l (T - T_0) \quad (2)$$

$$q_{vconv} = c_{vapor} \rho_w \bar{v}_v (T - T_0) \quad (3)$$

Onde,

c_l e c_{vapor} – são as capacidades térmicas específicas da água e do vapor presentes no solo,

ρ_w – densidade da água do solo,

\bar{v}_l e \bar{v}_v – são os vetores de velocidade da água e do vapor presentes no solo (sendo $\bar{v}_l = ki$).

Os fluxos de circulação dos fluidos envolvidos na transferência por convecção podem ser do tipo livre (natural) ou forçado, denominando-se assim a transferência de calor por convecção livre ou por convecção forçada, respectivamente. Farouki. (1981) se refere à convecção livre como um fenômeno de transporte de massa ocasionado por gradientes de temperaturas que causam mudanças nas densidades dos fluidos envolvidos gerando assim o fluxo, que facilita a troca de calor por condução (aumento da condutividade térmica). Já a convecção forçada, o autor define como o resultado da imposição do fluxo dos fluidos pelos poros do solo devido a diferenças de pressão.

Conforme apresentado na Figura 2.5, a ocorrência da convecção livre nos solos é condicionada ao tamanho dos grãos e ao grau de saturação. Segundo Farouki (1981), os poros do solo devem ter alguns milímetros de diâmetro para que a convecção livre seja considerável: mais que 8 mm segundo Russell (1935) *apud* Farouki (1981). Solos com grãos menores do que grãos de areia, este efeito é geralmente descartado (grãos menores que 1 ou 2 mm). Segundo Loveridge (2012), a convecção livre só ocorre no solo quando os espaços dos poros são suficientemente grandes para a formação de células de convecção. Entretanto, no caso de solos porosos saturados, mesmo em solos com diâmetro de grãos menor, a

transferência de calor por convecção livre inicia a gradientes de temperatura significativamente menores em comparação com o mesmo solo seco.

No caso da convecção forçada, Farouki (1981) e Loveridge (2012) citam o fluxo de água subterrânea como um exemplo *in situ*, onde ocorre o fluxo de água nos poros do solo e o consequente aumento da transferência de calor devido aos efeitos da dispersão. Loveridge (2012) ainda menciona que a convecção forçada é mais significativa nos solos do que a convecção livre, podendo representar uma parcela considerável da transferência de energia térmica no caso de maiores taxas de fluxos subterrâneos.

Assim, a convecção nos solos é um mecanismo combinado, onde operam simultaneamente: difusão, através dos constituintes do solo (convecção livre) e advecção, devido ao movimento do fluido nos poros do solo (convecção forçada), sendo possível descrever esses processos em conjunto a partir da equação de difusão-advecção (LOVERIDGE, 2012):

$$\frac{\rho' c'}{\lambda'} \cdot \frac{dT}{dt} = \frac{d^2T}{dx^2} + \frac{d^2T}{dy^2} - \frac{\rho_w c_w}{\lambda'} v_w \frac{dT}{dx} \quad (4)$$

Onde,

ρ' – densidade efetiva do solo (kg/m³),

ρ_w – densidade da água (kg/m³),

c' – capacidade térmica específica efetiva do solo (J/kg K),

c_w – capacidade térmica específica da água (J/kg K),

λ' – condutividade térmica efetiva do solo (W/ m K),

T – temperatura (K),

t – tempo (s),

v_w – viscosidade cinemática da água (m²/s).

Na Equação 4, as propriedades térmicas efetivas do solo podem ser determinadas pelas Equações 5 e 6 (LOVERIDGE, 2012):

$$\rho' c' = n \cdot \rho_w \cdot c_w + (1-n) \cdot \rho_s \cdot c_s \quad (5)$$

$$\lambda' = n \cdot \lambda_w + (1-n) \cdot \lambda_s \quad (6)$$

Onde,

n – porosidade do solo (%),

ρ_s – densidade do solo (kg/m³),

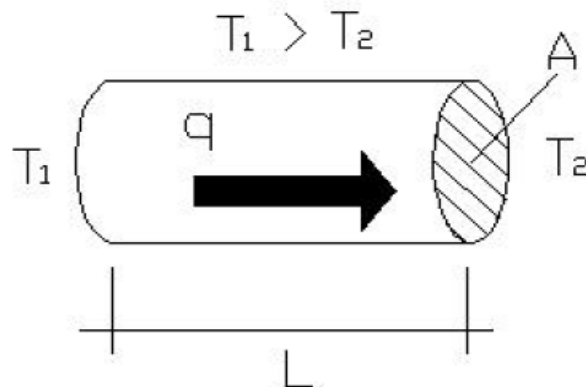
c_s – capacidade térmica específica do solo (J/kg K),

λ_s – condutividade térmica dos grãos do solo (W/ m K).

2.2.2 Transferência por Condução

Ao existir um gradiente de temperatura entre dois corpos, há a transferência de energia do corpo de alta temperatura para o de menor temperatura, e diz-se que a energia térmica é transferida de molécula para molécula de cada um dos corpos considerados, sem haver movimentação visível dos corpos. A taxa de transferência de calor por condução por unidade de área (Figura 2.7) é proporcional ao gradiente normal de temperatura, sendo expresso pela Lei de Fourier, apresentada na Equação 7, considerando que a transferência de energia térmica ocorre no estado estacionário (HOLMAN, 1983; BRANDL, 2006; REES et al., 2000):

Figura 2.7: Mecanismos de transferência de calor por condução em regime estacionário.



Fonte: Ordenes, Lamberts e Güths (2008).

$$\dot{q}_{cond} = \frac{Q}{At} = \frac{\dot{Q}}{A} = -\lambda \frac{\partial T}{\partial h} \quad (7)$$

Onde,

\dot{q}_{cond} – fluxo ou taxa de calor por condução por unidade de área (W/m²);

Q – energia térmica ou calor transferido (J),

A – é a área da seção transversal ao fluxo de calor (m²),

t – tempo (s),

\dot{Q} – fluxo de calor transferido (W ou J/s),

λ – condutividade térmica do material (W/m K),

$\frac{\partial T}{\partial h}$ – gradiente de temperatura nas direções do fluxo de calor h (Equação 8).

$$\frac{\partial T}{\partial h} = \frac{\partial T}{\partial x} e_x + \frac{\partial T}{\partial y} e_y + \frac{\partial T}{\partial z} e_z = \nabla T \quad (8)$$

A condutividade térmica do material (constante λ) é positiva, sendo inserido o sinal negativo na Equação 7 a fim de satisfazer o segundo princípio da termodinâmica, ou seja, o calor deve fluir no sentido da temperatura decrescente (HOLMAN, 1983). A Equação 7 é conhecida como Lei de Fourier da condução de calor, podendo ser reescrita conforme a Equação 9, em coordenadas retangulares, considerando o calor propagado nas diferentes direções (a partir do operador tridimensional ∇) e a temperatura como grandeza escalar.

$$\dot{q}_{cond} = -\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial x} e_x + \frac{\partial T}{\partial y} e_y + \frac{\partial T}{\partial z} e_z \right) = -\lambda \nabla T \quad (9)$$

Segundo Loveridge (2012), no caso do solo, a transferência de calor por condução irá ocorrer através de todos os componentes do solo (grãos, ar e água), mas como os componentes sólidos do solo possuem maior condutividade térmica serão, portanto, o caminho preferencial para a transferência de calor por condução. Entretanto, o fluxo de calor entre os grãos do solo será limitado pelo contato entre eles e, portanto, as quantidades de ar e água nos poros do solo desempenham um papel importante na troca térmica (LOVERIDGE, 2012).

Para o caso de fundações por estacas trocadoras de calor, Brandl (2006) considera que a condutividade térmica e o gradiente de temperatura são constantes na área ao redor da estaca e também em sua direção normal, assim o autor reescreve a equação da Lei de Fourier (Equação 7) de forma a considerar uma estaca trocadora de calor de raio r e comprimento l (Equação 10):

$$\dot{Q} = 2r\lambda l_p \frac{dT}{dr} \quad [W] \quad (10)$$

Onde,

r – raio da estaca trocadora de calor (m),

l_p – comprimento da estaca (m),

$\frac{dT}{dr}$ – gradiente de temperatura na direção radial da estaca.

A Equação 10 pode ser utilizada para a condição de estabilidade térmica ou regime permanente (o conhecido termo em inglês *steady state*), onde não há variação na temperatura no período de tempo considerado (BRANDL, 2006). Entretanto, para o caso em que a temperatura varie com o tempo ou se existirem fontes/sumidouros de calor, o regime passa a ser transiente, sendo feito o balanço de energia para o corpo considerado e resultando na Equação 11 (HOLMAN, 1983).

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} = \rho c_g \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad (11)$$

Segundo Holman (1983), a Equação 11 representa a condução tridimensional de calor para a condição de regime transiente. Caso a condutividade térmica seja constante, a Equação 8 pode ser reescrita como a Equação 12.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{\dot{q}}{\lambda} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (12)$$

Onde,

$\alpha = \lambda / \rho_s c_g$ – difusividade térmica do material (m²/s),
 c_g – capacidade térmica específica gravimétrica (J/kg K),
 ρ_s – densidade dos grãos sólidos do solo (kg/m³).

Para o caso de não existirem fontes/sumidouros de calor no material considerado (no caso o solo) a Equação 12 pode ser reescrita como:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (13)$$

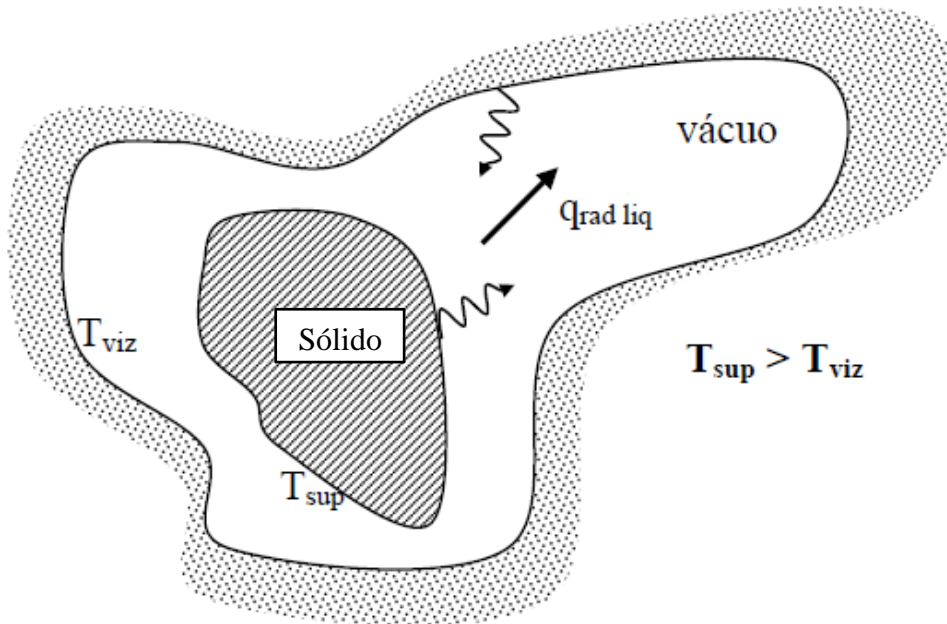
A Equação 13 é conhecida como a equação da difusão de calor, a qual representa a condução de calor em regime transiente (não estável) e com variação dos gradientes de temperatura com o tempo. É possível reescrever a Equação 13 em coordenadas cilíndricas, com raio r , ângulo ϕ e eixo z , conforme apresentado na Equação 14 (BRANDL, 2006).

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \phi^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (14)$$

2.2.3 Transferência por Radiação

Diferentemente dos mecanismos de transferência de calor por convecção e condução, a radiação ocorre através dos espaços sem a necessidade de um meio material (sólido ou fluido) para propagação de energia térmica (Figura 2.8), ou seja, a transferência de calor ocorre no vácuo via radiação de ondas eletromagnéticas (FAROUKI, 1981; LOVERIDGE, 2012).

Figura 2.8: Transferência de calor por radiação entre sólidos devido a gradiente de temperatura.



Fonte: Adaptado de Ordenes, Lamberts e Güths (2008).

Segundo Farouki (1981), a temperatura do corpo radiante (de maior temperatura) é o fator mais importante no processo de radiação térmica de calor, sendo o fluxo de calor proporcional à quarta potência desta temperatura absoluta (ou temperatura termodinâmica do corpo). A relação entre o fluxo de radiação de calor e a temperatura do corpo radiante relatada por Farouki (1981) corresponde a Lei de Stefan-Boltzmann, que estabelece que a energia térmica total radiada (ou fluxo radiante) de um radiador térmico ideal (corpo negro) é diretamente proporcional à quarta potência de sua temperatura, conforme Equação 15 (LOVERIDGE, 2012).

$$q_{rad} = \frac{Q}{A} = \sigma T_{sup}^4 \quad (15)$$

Onde,

q_{rad} – fluxo de calor por radiação por unidade de área ou energia térmica irradiada (W/m²);

σ – constante de Stefan-Boltzmann para o corpo negro ($5,67 \cdot 10^{-8}$ W/m²K⁴)

T_{sup} – temperatura da superfície do corpo (K).

Entretanto, de acordo com Loveridge (2012), a maioria dos corpos não são puramente negros e não existem isoladamente, portanto, a taxa de transferência de calor é menor comparada com a idealização de Stefan-Boltzmann. Assim, existe uma relação entre a radiação emitida pelo corpo material e a radiação emitida por um corpo ideal (corpo negro) para a mesma temperatura, é a propriedade da emissividade (ε), que depende das características do corpo material e varia entre 0 a 1, Equação 16 (ORDENES, LAMBERTS e GÜTHS, 2008).

$$q_{rad} = \frac{Q}{A} = \varepsilon \cdot \sigma \cdot T_{sup}^4 \quad (16)$$

Conforme anteriormente mencionado, a transferência de calor por radiação nos solos é insignificante, principalmente em profundidade (FAROUKI, 1981; REES et al., 2000; LOVERIDGE, 2012). Entretanto, conforme apresentado na Figura 2.5, a radiação pode ser perceptível em solos com grãos de maiores dimensões (pedregulhos). Segundo Farouki (1981), o limite da região que referente à radiação na Figura 2.5 corresponde a uma contribuição de aproximadamente 5% no processo de transferência de calor. Assim, segundo o autor, a radiação térmica pode corresponder a uma parte significativa da transferência de calor em materiais secos classificados como pedregulho (solos grossos).

A fim de avaliar o efeito da radiação térmica na condutividade térmica de materiais secos, porosos ($n = 0,37$ a $0,41$) e com tamanho equivalente de grãos (d_{10}) variando entre 90 a 100 mm, Fillion, Côté e Konrad (2011) desenvolveram estudo experimental usando uma célula para troca térmica com dimensões de 1 m x 1 m x 1 m. Os resultados obtidos pelos autores indicam que a radiação térmica influencia fortemente a condutividade térmica efetiva de materiais grossos, tendo aumentado juntamente com o aumento do tamanho dos grãos. Fillion, Côté e Konrad (2011) ainda enfatizam que, a transferência de calor por convecção foi significativa para d_{10} maiores que 10 mm, sendo predominante para d_{10} maior que 90 mm.

2.2.4 Transferência por Calor Latente de Vaporização

Ferreira (1993) menciona que em um meio poroso não saturado (tal como o solo), o calor e a umidade (em forma líquida ou vapor) são transportados simultaneamente devido à influência combinada de gradientes de temperatura e umidade. Ainda segundo a autora, tanto o mecanismo de transporte de líquido como o de vapor no solo, dependem essencialmente da

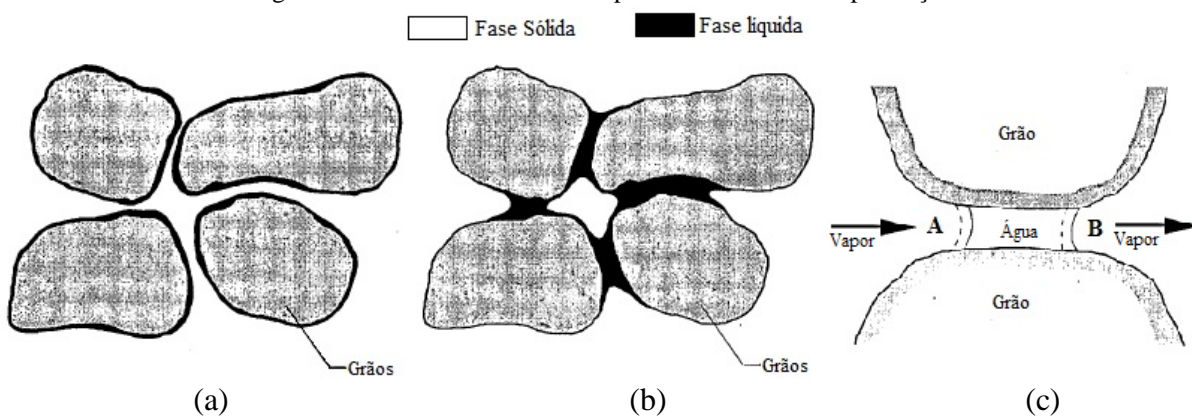
quantidade de água presente no solo; e o calor migra no solo essencialmente por condução (na fase sólida e líquida) e, nos poros preenchidos por ar, devido ao transporte de calor latente pelo vapor.

De acordo com Rees et al. (2000), o mecanismo de transferência por o calor latente de vaporização corresponde a transferência de energia térmica devido ao transporte de vapor nos poros do solo, que surge a partir da mudança de fase da água. Os autores ainda mencionam que a contribuição deste mecanismo na transferência térmica global é dependente da quantidade de vapor transferido e pode ser significativa em condições de solo predominantemente seco.

Segundo Ferreira (1993), no solo seco (não há continuidade da fase líquida) a água presente está absorvida nas paredes dos grãos do solo (Figura 2.9 a) e a transferência de umidade ocorre a partir da migração de vapor entre regiões de maior e menor pressão parcial, por difusão de vapor no ar. Conforme há o aumento de umidade, formam-se pequenas pontes líquidas entre grãos (Figura 2.9 b) e também, passa a ocorrer difusão de vapor através destas pontes líquidas. Ferreira (1993) apresenta ainda a Figura 2.9 c, exemplificando o mecanismo de transferência de calor nos meniscos da ponte de líquido formada entre os grãos (curvaturas iniciais iguais, representadas pelas linhas cheias). De acordo com a autora, o vapor flui na direção da seta (Figura 2.9 c) devido ao gradiente de pressão parcial decorrente de um ΔT e, ao atingir o menisco A, o vapor condensa e altera a curvatura do menisco A (linha pontilhada). Ao mesmo tempo, no menisco B ocorre o aumento da curvatura devido a evaporação.

O fluxo de calor devido à transferência via calor latente de vaporização é expresso a partir da Equação 17 (REES et al., 2000):

Figura 2.9: Transferência térmica por calor latente de vaporização.



Fonte: Adaptado de Ferreira (1993).

$$q_{lat} = L_0 \rho_1 \bar{v}_v \quad (17)$$

Onde,

q_{lat} – fluxo de calor latente (W ou J/s)

L_0 – calor latente de vaporização em dada temperatura (kJ/kg),

ρ_1 – densidade do vapor (kg/m³),

\bar{v}_v – vetor de velocidade do vapor presente no solo.

2.3 Propriedades Térmicas do Solo

Farouki (1981) destaca a importância do conhecimento das propriedades térmicas dos solos, citando diversas áreas do conhecimento onde é importante o entendimento da transferência de calor no solo (engenharia, a geofísica, a meteorologia e a agricultura). Com relação a engenharia, o autor destaca as seguintes aplicações práticas: o efeito do congelamento e da geada em solos utilizados como fundação de rodovias, pistas de aeroportos, linha de dutos e edificações; a técnica de congelamento temporário do subsolo para promover estabilidade e estanqueidade para a execução de estruturas definitivas; redes de condução de energia elétrica via condutores enterrados no subsolo; assim como a construção de abrigos contra efeitos de explosões nucleares ou na dissipação de calor de materiais radioativos. Como aplicações recentes na engenharia, podem ser citadas: técnicas de remediação térmica de áreas degradadas e sistemas GSHP para a climatização pode então ser considerada como uma nova demanda para o conhecimento das propriedades térmicas do subsolo, para a área da engenharia.

O uso do solo como fonte e/ou reservatório de energia térmica deve considerar suas propriedades de inércia térmica, as quais o caracterizam enquanto reservatório/fonte de energia (VILELA, 2004). Além de caracterizar termicamente o subsolo, essas propriedades são fundamentais nos processos de troca térmica (como já mencionado anteriormente), influenciando diretamente no comportamento térmico do solo.

Segundo Prevedello (2010), a quantidade de calor que pode ser transferida por condução no solo (mecanismo de troca térmica dominante) depende: (i) da condutividade térmica (λ) ou da propriedade do meio em transmiti-lo; (ii) do calor específico gravimétrico (c_g) ou volumétrico (c_v), ou seja, da quantidade de energia térmica que uma massa ou volume de solo armazena antes que sua temperatura eleve-se. Abu-Hamdeh e Reeder (2000) ainda citam o gradiente térmico presente no solo como uma propriedade térmica, visto que influencia nos

mecanismos de transferência de calor. Entretanto, Rees et al. (2000) e CFMS & Syntec (2017) destacam que as propriedades térmicas do solo variam de acordo com as propriedades e as proporções das fases que o constituem (fração sólida: mineral e orgânica, água e ar).

2.3.1 Condutividade Térmica (λ)

Prevedello (2010) define a condutividade térmica do solo como sendo a quantidade de energia térmica que o solo pode transmitir a cada segundo por uma distância de 1 m, quando o gradiente de temperatura nessa distância for de 1 K. Brandon e Mitchell (1989) definem condutividade térmica como sendo a quantidade de calor transmitido através de uma área transversal unitária de uma substância, sob uma gradiente térmico unitário, numa unidade de tempo. Para Oh (2014), a condutividade térmica quantifica as propriedades térmicas de um material, sendo o inverso da resistividade térmica (propriedade intrínseca de um material para resistir a propagação do fluxo de calor). Rees et al. (2000) define condutividade térmica como uma constante de proporcionalidade que relaciona a taxa com que o calor é transmitido por condução a um material devido a um gradiente de temperatura.

Assim, a condutividade térmica é uma propriedade intrínseca do material em regime estacionário de condução de calor, e para o caso do solo, pode ser simplificada definida como a capacidade de condução de calor. No Sistema Internacional de Unidades (SI) a condutividade térmica é expressa como W/(m K), e a resistividade térmica o inverso, (m K)/W. A Equação 18 expressa a condutividade térmica como a capacidade de um material conduzir calor por unidade de área devido à imposição de um gradiente de temperatura:

$$\lambda = \frac{\dot{q}_{cond}}{A(\nabla T/l)} \quad (18)$$

Onde,

\dot{q}_{cond} – fluxo de calor ou fluxo de calor por unidade de área (W/m²),

A – área da seção transversal ao fluxo de calor (m²),

∇T – gradiente de temperatura (°C ou K),

l – distância percorrida pelo fluxo de calor (m).

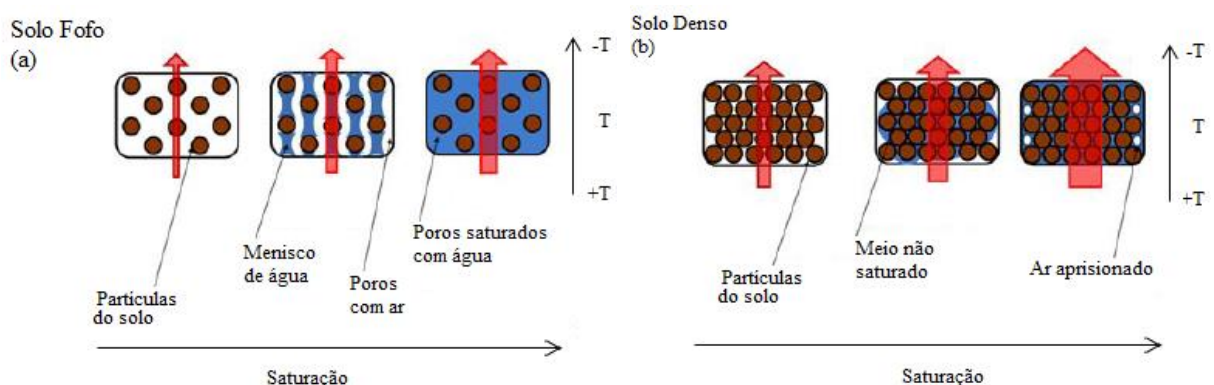
Como mencionado anteriormente (item 2.2.2), a transferência de calor por condução no solo ocorre primeiramente na fase sólida ou grãos que o constitui, visto que possuem maior condutividade térmica. Entretanto, o fluxo de calor nos grãos do solo será limitado pelos

contatos entre partículas, sendo precedido pela transferência por condução nas fases que preenchem os poros do solo, ou seja, através da água e por último pelo ar presente nos poros (visto que o ar possui maior resistência térmica), que podem vir a desempenhar uma importante contribuição na condutividade térmica global do solo (LOVERIDGE, 2012).

A respeito da condutividade térmica global do solo, Oh (2014) apresenta a Figura 2.10 que demonstra esquematicamente o efeito da porosidade do solo e do grau de saturação na transferência de calor por condução. Segundo o autor, solos densos conduzem mais calor que solos fofos ou porosos. Com a Figura 2.10, o autor ainda mostra que a condutividade térmica global do solo é afetada pelas condutividades de cada fase que o constitui e por seus fatores físicos, tais como: teor de umidade, densidade e tipo de solo (podendo ainda ser citada a composição mineralógica). Assim, a condutividade térmica do solo não é uma propriedade de valor único, mas sim uma relação fortemente influenciada pelas propriedades e pelo estado do solo (densidade, teor de umidade, composição mineralógica, temperatura e propriedades químicas) (REES et al., 2000; BRANDL, 2006;).

Farouki (1981) apresenta estudo detalhado sobre diversos fatores que interferem na condutividade térmica global do solo. Com relação à porosidade, o autor enfatiza que o decréscimo do volume de vazios ocasiona aumento do número de áreas de contato grão-a-grão das partículas sólidas no solo, resultando numa maior condutividade térmica ou melhor transferência de calor. Farouki (1981) também menciona o aumento da densidade seca do solo, associado a diminuição da porosidade, como um fator que leva ao aumento da condutividade térmica, devido principalmente a três fatores: 1) maior quantidade da fase sólida por unidade de volume do solo, 2) menor quantidade de poros preenchidos por água e/ou ar por volume de solo e 3) melhor transferência de calor a partir dos contatos entre grãos.

Figura 2.10: Transferência de calor por condução no solo, onde a espessura das setas vermelhas quantificam a energia térmica transferida: (a) fluxo de calor para o caso de solo fofo ou poroso e (b) fluxo de calor para o caso de solo compacto ou denso.



Fonte: Adaptado de Oh (2014).

Um fator sempre mencionado na literatura por afetar a condutividade térmica do solo, mas ainda pouco explorado é a composição mineralógica. Os dados de condutividade térmica de solos geralmente encontrados na literatura são apresentados considerando apenas a textura (argila, silte ou areia) e grau de saturação do solo (seco ou saturado), não sendo detalhada a composição mineralógica e nem a origem geológica (apenas é mencionado o mineral quartzo, no caso de solos arenosos).

Segundo Farouki (1981) além das características superficiais e da forma das partículas que constituem o solo, a composição química (ou mineralógica) exerce efeito importante nos mecanismos de troca de calor. Entretanto, em relação à mineralogia, com base em verificações experimentais e de métodos empíricos para a determinação da condutividade térmica de solos Farouki (1981) afirma que se um solo possui alto teor de um dado mineral, a condutividade térmica dos outros minerais em menor quantidade é pouco importante em sua condutividade térmica global. Mas caso existam proporções equivalentes entre os vários tipos de minerais presentes no solo, esta constatação não é válida.

Ainda com relação à influência da constituição mineralógica na condutividade/resistividade térmica do solo, Oh (2014) menciona que o argilo-mineral montmorilonita possui grande potencial de adsorção de água (comparado ao argilo-mineral caulinita, por exemplo), o que influi no contato entre as partículas do solo. Segundo Farouki (1981), a água adsorvida na montmorilonita força o afastamento entre as partículas do solo devido ao inchaço, causando a diminuição da condutividade térmica do solo (ou aumento da resistividade térmica).

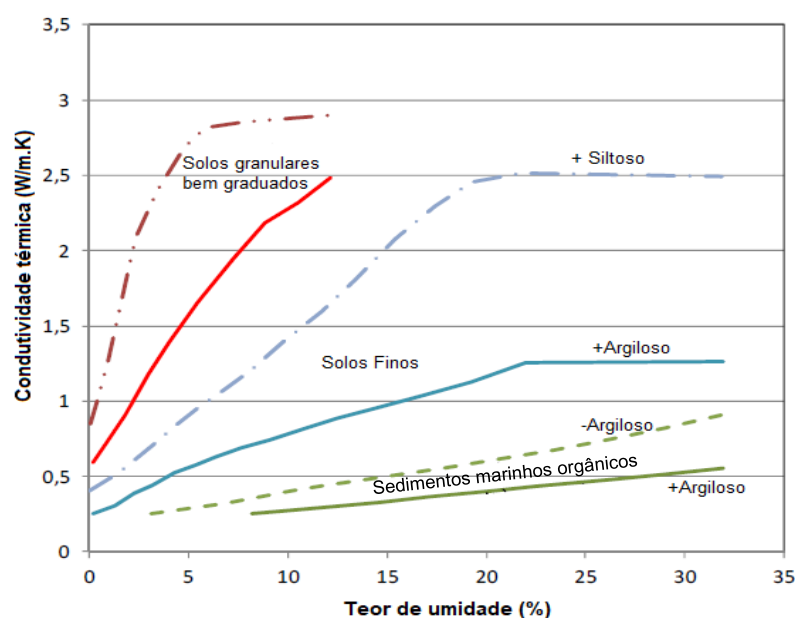
Assim, dentre todos os fatores que influenciam a condutividade térmica dos solos (composição mineralógica, porosidade e grau de saturação), CFMS & Syntec (2017) enfatizam que esses fatores não atuam de forma linear na condutividade térmica do material, e como resultado, um solo será mais condutor se sua porosidade for baixa, se estiver próximo a saturação total e possuir considerável conteúdo de quartzo em sua composição. A Tabela 2.2 apresenta dados de condutividade térmica e de capacidade térmica específica volumétrica (que será abordado no próximo item) de alguns tipos de solo e rochas e a Figura 2.11 o comportamento da condutividade térmica *versus* o grau de saturação de alguns tipos de solos.

Tabela 2.2: Condutividade térmica de alguns solos e rochas.

Material	Condutividade Térmica - λ	Capacidade térmica específica volumétrica - c_v
	W/m K	kJ/m ³ K
Pedregulho	2,0 – 3,3	2200 – 2700
Areia	1,5 – 2,5	2500 – 3000
Silte	1,4 – 2,0	2500 – 3100
Argila	0,9 – 1,8	2200 – 3200
Argilito	2,6 – 3,1	2340 – 2350
Arenito	3,1 – 4,3	2190 – 2200

Fonte: Adaptado de Lhedup, Aye e Fuller. (2014).

Figura 2.11: Relação entre condutividade térmica e teor de umidade de alguns solos.



Fonte: Adaptado de Reiffsteck, 2015 *apud* CFMS & Syntec (2017).

Segundo De Moel et al. (2010), a condutividade térmica do solo pode ser obtida via ensaios de campo ou de laboratório, ambos consistindo na imposição de um fluxo de calor à amostra de solo, sendo a metodologia classificada segundo o tipo de fluxo de calor imposto: regime permanente (gradiente de temperatura constante ao longo do tempo, ou “*steady-state method*”) e regime transiente (gradiente de temperatura variável com o tempo, ou “*unstable-state method*”). Segundo Brionizio (2013), no método de fluxo de calor permanente é feito a medida da transferência de calor por unidade de área e da diferença de temperatura entre as superfícies opostas da amostra, sendo necessário maior tempo de ensaio e possibilitando a aplicação da lei de Fourier. Já com relação ao método de fluxo de calor transiente, Brionizio (2013) relata que a medida da temperatura é feita em função do tempo, em uma única posição

da amostra e num menor tempo de ensaio, além de permitir a determinação da difusividade térmica e do calor específico numa mesma medição.

Entretanto, para o caso da determinação da condutividade térmica de solos, o método do regime transiente é o mais adequado, visto que são executados num tempo menor, minimizando possíveis gradientes de umidade nas amostras de solo (menor migração de umidade e alterações nas propriedades térmicas) (FAROUKI, 1981; DE MOEL, 2010;).

2.3.2 Capacidade Térmica (C)

Segundo Prevedello (2010) a capacidade térmica do solo (C) reflete a aptidão do solo de atuar como um reservatório de energia térmica. Assim, segundo o autor, o aumento da temperatura em um solo é dependente de como o calor é transmitido (λ) e da capacidade térmica de cada fase que constitui o solo (sólidos, água e ar). Portanto, é possível definir a capacidade térmica do solo como a quantidade de energia térmica fornecida e a variação de temperatura correspondente, com unidade no SI: J/K ou J/°C.

A capacidade térmica específica gravimétrica (c_g) (ou calor específico), corresponde a quantidade de energia térmica armazenada em um material por unidade de massa a cada unidade de temperatura alterada (BRANDL, 2006). Rees et al. (2000) e Prevedello (2010) definem capacidade térmica específica gravimétrica do solo como a quantidade de energia térmica que 1 kg de solo acumula antes que sua temperatura se eleve em 1 K ou 1°C. Assim, a capacidade térmica específica gravimétrica do solo é, simplificada, a capacidade térmica em função da massa de solo considerada, com unidade SI: J/kg K ou J/kg °C. A capacidade térmica específica gravimétrica pode ser calculada a partir da Equação 19 (OROZCO, 2016).

$$c_g = \frac{q}{m\Delta T} \quad (19)$$

Onde,

q – energia térmica armazenada (J),

m – massa do material (kg),

ΔT – diferença entre as temperaturas inicial e final (K ou °C).

Brandl (2006) e Rees et al. (2010) concordam que a capacidade térmica do solo (C) deve ser determinada a partir das capacidades térmicas de cada constituinte do solo ou cada fase

constituente (sólida, líquida e gasosa), de acordo com cada fração volumétrica correspondente. Assim, a capacidade térmica específica volumétrica (c_v) é a quantidade de energia térmica que 1 m³ de solo armazena antes que sua temperatura se eleve em 1 K ou 1°C, com unidade SI: J/m³ K ou J/m³ °C. Segundo Brandl (2006) e Duarte (2004), a capacidade térmica específica volumétrica é derivada da capacidade térmica específica e da densidade aparente do solo (ρ), representando a média aritmética ponderada das fases que constituem o solo.

Portanto, num sistema multicomponente, como o solo, a capacidade térmica específica gravimétrica (c_g), a capacidade térmica específica volumétrica (c_v) e a capacidade térmica do solo (C) podem ser estimadas a partir das seguintes equações (REES et al., 2000; BRANDL, 2006; PREVEDELLO, 2010):

$$c_g = c_{gs} f_{gs} + c_{gw} f_{gw} + c_{ga} f_{ga} \quad (20)$$

$$c_v = c_{gs} \rho_s f_{vs} + c_{gw} \rho_w f_{vw} + c_{ga} \rho_a f_{va} \quad (21)$$

$$C = x_s c_{gs} \rho_s + x_w c_{gw} \rho_w + x_a c_{ga} \rho_a \quad (22)$$

Onde,

c_{gs} , c_{gw} e c_{ga} – são os calores específicos gravimétricos das frações sólida, de água e de ar do solo (J/kg°C),

f_{gs} , f_{gw} e f_{ga} – são as frações sólida, de água e de ar do solo em termos de massa, em kg/kg,

ρ_s , ρ_w , ρ_a – são as densidades aparentes dos sólidos, da água e do ar (kg/m³),

f_{vs} , f_{vw} e f_{va} – são as frações sólida, de água e de ar do solo em termos de volume, em m³/m³,

x_s , x_w e x_a – são os volumes das frações sólida, água e de ar do solo (m³).

Com relação aos volumes das fases que constituem o solo (x_i), Rees et al. (2010) ainda apresentam expressões para o cálculo em função da porosidade (η = volume de vazios/volume total) e do grau de saturação do solo (S_r = volume de água / volume de vazios), sendo:

$$x_s = 1 - \eta \quad (\text{fração de Sólidos}) \quad (23)$$

$$x_w = \eta S_r \quad (\text{fração de água}) \quad (24)$$

$$x_a = \eta(1 - S_r) \quad (\text{fração de ar}) \quad (25)$$

O último termo das Equações 20 a 22 geralmente é desprezado, visto que a contribuição da fração de ar em massa é praticamente nula ($f_{ga} \approx 0$), o calor específico do ar é relativamente baixo ($c_{ga} \approx 1$ kJ/kg K) e a massa específica do ar do solo é baixa ($\rho_a = 1,3$ kg/m³), cerca de 1000 vezes menor que a densidade da água (PREVEDELLO, 2010). Já sobre a contribuição da fração de água do solo, apesar da menor densidade em relação aos minerais que geralmente constituem os solos, o calor específico da água é superior, influenciando na maior capacidade térmica dos solos saturados em relação aos não saturados (SURYATRIYASTUTI; MROUEH; BURLON, 2012). Assim, Brandl (2006) apresenta a Equação 26 para o cálculo da capacidade térmica específica volumétrica.

$$c_v = \rho \times \left(c_{gs} + c_{gw} \frac{w}{100} \right) \quad (26)$$

Onde,

c_{gs} – calor específico gravimétrico da fração mineral do solo (J/kg°C ou J/kg K),

c_{gw} – calor específico gravimétrico da água do solo (J/kg°C ou J/kg K),

w – teor de umidade gravimétrico.

Para a capacidade térmica específica gravimétrica da fração mineral, Brandl (2006) sugere adotar o valor de 1000 J/kg K para a maioria dos minerais presentes no solo (valor à temperatura de 10°C), e 4186 J/kg K para a água. Já Rees et al. (2000), sugerem um valor de 2010 J/kg K para a capacidade térmica específica gravimétrica de uma areia de quartzo. A Tabela 2.3 apresenta valores de capacidade térmica específica gravimétrica e de densidade de alguns minerais e rochas.

Pessôa (2006) apresenta equacionamento para o cálculo da capacidade térmica específica gravimétrica (c_g) do solo, levando em consideração: a densidade dos grãos sólidos (ρ_s), o índice de vazios (e), o teor de umidade gravimétrico (w), a condutividade e a difusividade térmica do solo (Equação 27).

$$c_g = \frac{\lambda}{\alpha \rho_s} (e + 1) - w \quad (27)$$

Segundo Loveridge (2012), solos e rochas geralmente apresentam modesta condutividade térmica e alta capacidade térmica de armazenamento de energia térmica. Brandl (2006) menciona que a capacidade térmica específica gravimétrica de um solo pode ser determinada

via ensaios de laboratório, a partir de misturas de solo e água (material de capacidade calorífica específica conhecida) sujeitas a diferentes temperaturas.

Tabela 2.3: Dados de c_g e ρ de alguns minerais e rochas.

Material	Capacidade térmica específica gravimétrica - c_g (J/kg.K)	Densidade - ρ (kg/m³)
Quartzo	799	2650
Caulim	937	2600
Carbonato de Cálcio	870	2710
CaSO ₄	816	2450
Fe ₂ O ₃	690	5240
Al ₂ O ₃	908	3700
Fe(OH) ₃	946	3600
Ortoclásio	812	2560
Oligoclásio	858	2640
Mica de Potássio	870	2900
Mica Magnésia	862	2900
Hornblenda	816	3200
Apatita	766	3200
Dolomita	929	2900
Talco	874	2700
Granito	803	2600
Sienito	833	2700
Diorita	812	2900
Andesita	833	2400
Basalto	891	3000

Fonte: Adaptado de Clark (1966) *apud* Rees et al. (2000).

2.3.3 Difusividade Térmica (α)

A difusividade térmica é a propriedade que indica o quão rápido o calor se difunde através do material, ou seja, indica o tempo de resposta de determinado material às mudanças de temperatura, ou ainda, é a propriedade que relaciona a capacidade do material de conduzir energia em relação à capacidade de armazenamento de energia térmica, com unidade SI: m²/s (LOVERIDGE, 2012; BRIONIZIO, 2013; OROZCO, 2016). Segundo CFMS & Syntec (2017), a difusividade térmica é o parâmetro que governa os fenômenos transitórios de transferência de calor comuns em sistemas geotérmicos.

Segundo Brandl (2006), a difusividade térmica quantifica a profundidade e a velocidade de penetração de uma onda de temperatura no solo e, de acordo com Holman (1983), quanto maior a difusividade térmica, mais rápido o calor será difundido através do material. Matematicamente, a difusividade térmica do solo é a razão entre a condutividade térmica (λ) e o produto do calor específico gravimétrico (c_g) e da densidade dos sólidos do solo (ρ_s), ou ainda, é a medida da inércia térmica do solo, como apresentado na Equação 28.

$$\alpha = \frac{\lambda}{\rho_s c_g} = \frac{\lambda}{c_v} \quad (28)$$

Assim, é possível concluir que a difusividade térmica é a relação entre a capacidade do material em transmitir energia térmica *versus* a sua capacidade de armazenar energia e que um valor elevado de α pode ser resultado tanto de uma alta condutividade térmica (λ) ou ainda, de um valor baixo de capacidade térmica volumétrica (c_v), ou da combinação de ambas as condições. A Tabela 2.4 apresenta dados de difusividade e condutividade térmica de minerais que comumente constituem os solos.

Tabela 2.4: Difusividade e condutividade térmica de minerais comuns nos solos.

Mineral	Densidade ρ (kg/m ³)	Condutividade térmica λ (W/m.K)	Difusividade térmica α (10 ⁻⁶ m ² /s)
Quartzo	2650	7,70	3,92
Calcita	2710	3,59	1,62
Albita	2620	2,20	1,08
Anortita	2760	1,68	0,82
Ortoclásio	2570	2,32	1,28
Muscovita	2831	2,32	1,03
Smectita, Ilita	2100 - 2700	1,50 – 1,80	0,8 – 1,1
Água	1000	0,60	0,13
Ar (seco)	1,2	0,024	19,9

Fonte: Adaptado de Horai e Simmons (1969); Johnson e Olhoeft (1984) *apud* Goto e Matsubayashi (2009); Brigaud e Vasseur (1989); Goto e Matsubayashi (2009) e CFMS & Syntec (2017).

Segundo Duarte (2004), valores altos de difusividade térmica implicam em capacidades de mudanças rápidas e consideráveis na temperatura. Como exemplo, autora cita o caso do solo quando congelado, que possui difusividade térmica maior do que quando descongelado, por conta de dois fatores: as altas condutividades térmicas e aos baixos valores de calor específico do gelo (comparado à água no estado líquido). Ainda no contexto da difusividade térmica dos

solos, Loveridge (2012) faz analogia entre a difusão de calor no solo e a difusão da água subterrânea em profundidade, de modo que a difusividade térmica no solo é equivalente à difusividade hidráulica em um aquífero.

A exemplo da condutividade térmica, a difusividade térmica também pode ser obtida via ensaios de fluxo de calor em regime transiente (“*unstable-state method*”), a partir da interpretação via solução analítica de Kelvin para a condução de calor ou *line source model* (Equação 29), que será detalhado adiante no item (2.6).

$$\Delta T = \frac{q_t}{4\pi\lambda} \left[\ln \left(\frac{4\alpha t}{r_f^2} \right) - \gamma \right] \quad (29)$$

Onde,

q_t – Taxa de troca de calor por comprimento (W / m),

λ – Condutividade térmica do solo (W / m K ou W / m °C),

α – Difusividade térmica do solo (m² / s),

t – Tempo (s),

r_f – Distância radial da fonte linear de calor (m),

γ – Constante de Euler ($\gamma = 0,5772$).

Desta forma, de acordo com Pessôa (2006), os resultados obtidos no ensaio transiente são plotados no gráfico linear $\ln(t)$ versus ΔT , onde a inclinação da reta de ajuste dos dados pode ser igualada a inclinação teórica da Equação 29 ($q_t/4\pi\lambda$), para a obtenção da condutividade térmica. No caso da difusividade térmica, a determinação é feita a partir da intersecção da reta $\ln(t)$ versus ΔT com o eixo das abcissas (eixo do tempo), correspondendo a $\Delta T = 0$ no tempo t_0 . Assim, a Equação 29 torna-se a Equação 30, sendo determinado o valor da difusividade térmica.

$$\ln(t_0) = \ln \left(\frac{4\alpha}{r_f^2} \right) + \gamma \quad (30)$$

2.4 Sistemas Geotérmicos para Climatização

2.4.1 Bombas de Calor

Segundo Brandl (2006) os aspectos ambientais e de economia foram o incentivo para o engenheiro de minas austríaco Peter Ritter Von Rittinger criar o sistema de bomba de calor em 1855, durante estudos para a evaporação da salmoura. Após dois anos, Peter pôde comprovar uma economia anual de 293.000 m³ de lenha caso fossem utilizadas bombas de calor em todas as minas de sal austríacas. Assim, a bomba de calor pode ser definida como o equipamento que impõe a movimentação de energia térmica (ou troca de calor) entre regiões com diferentes temperaturas (aquecimento e resfriamento de ambientes).

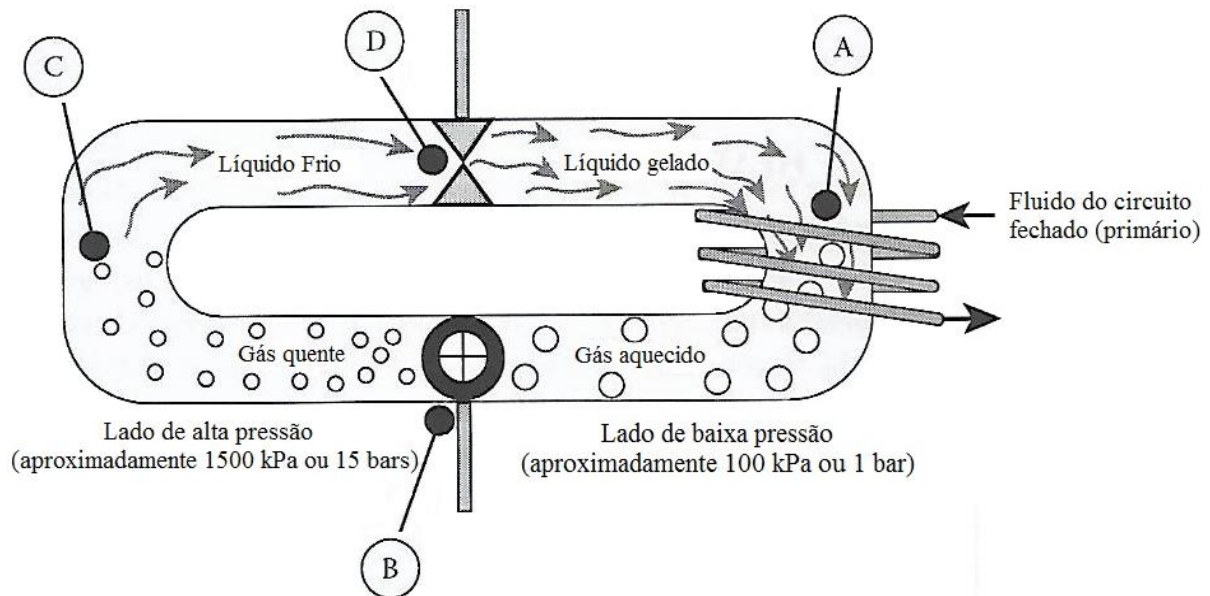
De acordo com Glassley (2010), a tecnologia das bombas de calor é uma das realizações de engenharia mais sofisticadas do século XX, pois são dispositivos simples que realizam o transporte de calor em alto nível de eficiência, consistindo essencialmente nos ciclos de Carnot. Ainda segundo o autor, a grande vantagem das bombas de calor é o fato de moverem o calor que já existe, a partir de princípios termodinâmicos básicos e, portanto, não é necessário que o calor seja gerado. Omer (2008) define a bomba de calor como um dispositivo mecânico utilizado para aquecimento e arrefecimento, que opera com base no princípio de que o calor pode ser movido de uma temperatura mais quente para uma mais baixa (modo aquecimento), envolvendo ciclos de evaporação, compressão, condensação e expansão de um fluido refrigerante (não CFC) que circula dentro do equipamento.

Os Sistemas de Bombas de Calor Geotérmicas ou Trocadores de Calor Geotérmicos (*Geothermal Heat Pumps - GHP* ou *Ground Source Heat Pumps - GSHP*) são constituídos por bombas de calor conectadas a grandes reservatórios térmicos (neste caso, o subsolo) a partir de tubos trocadores de calor, sendo atualmente uma das aplicações de energia renovável com maior crescimento no mundo, obtendo melhora gradual da tecnologia ao passar dos anos e ocupando cada vez mais espaço no mercado de climatização de edificações, com um crescimento anual de 10% em 30 países entre os anos de 1994 a 2004 (LUND et al., 2004; GOETZLER et al., 2009; RYBACH e EUGSTER, 2010).

Omer (2008) subdivide o equipamento bomba de calor em três partes principais: o evaporador, que retira o calor do fluido trocador de calor que circula no circuito primário (tubos trocadores dispostos no reservatório ou fonte de energia térmica); o compressor, que move o fluido refrigerante na bomba de calor, comprimindo-o de forma a atingir a temperatura necessária para distribuição; e o condensador, que transfere calor para um

reservatório térmico (boiler) que alimenta o sistema secundário (instalado dentro na edificação). A Figura 2.12 apresenta esquematicamente o funcionamento de uma bomba de calor geotérmica em modo simples, sendo o caminho do ponto A ao D o ciclo completo da bomba para a demanda por aquecimento (extração de energia térmica do subsolo).

Figura 2.12: Funcionamento de uma bomba de calor geotérmica projetada para aquecimento.



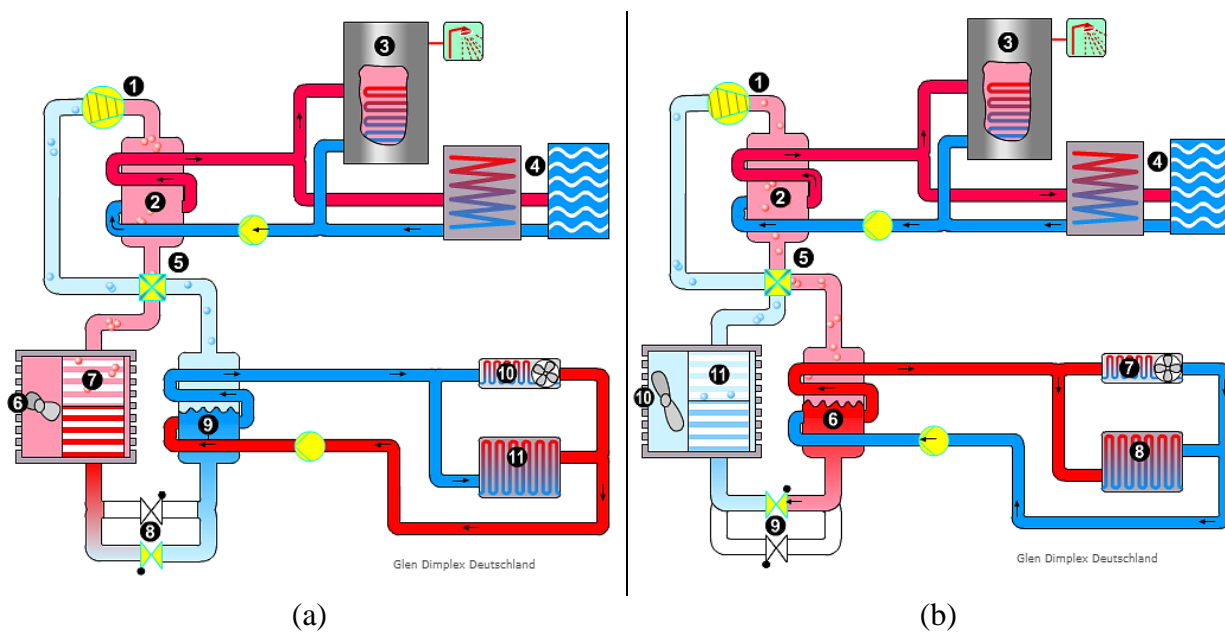
Fonte: Adaptado de Glassley (2010).

No ponto A da Figura 2.12 o fluido refrigerante no estado líquido passa por um trocador de calor (evaporador), onde adquire calor do fluido trocador de calor que circula no circuito primário em contato com a fonte de energia térmica (ar, água, subsolo). Devido à troca térmica ocorrida e ao fluido refrigerante possui menor temperatura de ebulição, o mesmo ferve à medida que passa pelo evaporador tornando-se um gás. Em B, o fluido refrigerante em estado gasoso passa pelo compressor, aumentando a pressão e a temperatura, ou seja, há o aumentando da entalpia em estado gasoso. O gás quente passa então por outro trocador de calor (condensador), ponto C da Figura 2.12, onde ocorre a redução de sua temperatura à medida que há a troca de energia térmica com o circuito secundário (aquecendo a edificação). No ponto C, ocorre a entrega da energia térmica (calor) à edificação (modo aquecimento), sendo esta energia equivalente ao calor de vaporização que o fluido refrigerante adquiriu a partir do trabalho executado pelo compressor, sendo então liberado à medida que o fluido refrigerante condensa (diminui a entalpia, mantendo a pressão). Em seguida, no ponto D, o fluido refrigerante em estado gasoso e em menor temperatura passa por uma válvula de redução de pressão, havendo condensação e o retorno ao estado líquido, completando assim o ciclo de aquecimento (GLASSLEY, 2010).

Segundo Santos (2014), as bombas de calor tradicionais podem ser do tipo ar/ar, ar/água, água/água, trabalhando segundo o ciclo de compressão de vapor do fluido refrigerante, em ciclo contínuo ou, em ciclo reversível. A bomba de calor apresentada na Figura 2.12 é do tipo ciclo contínuo, sendo comumente utilizada em demandas por aquecimento, diferente do tipo de bomba de calor que é utilizada para climatização de ambientes, que são de ciclo reversível (arrefecimento e aquecimento) (SANTOS, 2014).

A Figura 2.13 apresenta esquematicamente o funcionamento de uma bomba de calor reversível no modo arrefecimento (Figura 2.13a) e aquecimento (Figura 2.13b), que são acionados a partir da demanda sazonal de climatização da edificação. Como finalidade comum aos dois modos, a Figura 2.13 apresenta a possibilidade de aquecimento de água para fins sanitários ou para piscinas (pontos 3 e 4 na Figura 2.13a e b), por exemplo.

Figura 2.13: Bomba de calor do tipo ciclo reversível, tendo o ar como meio fonte/receptor de calor.



Fonte: Adaptado de Glen Dimplex (2010) *apud* Reis (2010).

Os pontos 1 a 11 listados na Figura 2.13a e b, definem a ordem do fluxo do fluido refrigerante, nos equipamentos que compõem a bomba de calor, em função do modo de operação, sendo:

- 1 – Compressor elétrico (responsável pelo aumento da pressão e temperatura do fluido refrigerante);
- 2 – Trocador de calor (aquecimento opcional de água);
- 3 e 4 – Usos de água aquecida;
- 5 – Válvula reversora de 4 vias (direciona o fluido segundo o modo de operação);

- 6 – Ventilador (Figura 2.13a) para troca térmica com o ar e, condensador (Figura 2.13b) para troca térmica com a edificação a partir da liquefação do fluido refrigerante;
- 7 – Condensador (Figura 2.13a) para rejeição de calor com o ar (reservatório térmico) pela liquefação do fluido refrigerante e, sistema de distribuição do circuito secundário (Figura 2.13b) ou aquecimento da edificação;
- 8 – Válvula de expansão (Figura 2.13a) onde há a expansão e resfriamento do fluido refrigerante e, sistema de distribuição do circuito secundário (Figura 2.13b) ou aquecimento da edificação;
- 9 – Evaporador (Figura 2.13a) onde ocorre a absorção do calor da edificação e mudança de fase do fluido refrigerante (vapor) que retorna ao compressor e, válvula de expansão (Figura 2.13b), onde ocorre a expansão e resfriamento do fluido refrigerante;
- 10 – Sistema de distribuição do circuito secundário (Figura 2.13a) ou aquecimento da edificação e, ventilador (Figura 2.13a) para troca térmica com o ar;
- 11 – Sistema de distribuição do circuito secundário (Figura 2.13a) ou aquecimento da edificação e, evaporador (Figura 2.13b) onde ocorre a absorção de calor da fonte térmica (ar) e mudança de fase do fluido refrigerante (vapor) que retorna ao compressor.

Assim, o início do funcionamento da bomba de calor reversível se dá no compressor, onde o fluido refrigerante é comprimido e tem sua temperatura aumentada (entalpia) e então, a válvula reversora (ponto 5 da Figura 2.13a e b) é que irá direcionar o fluxo do fluido refrigerante em função do modo de operação (arrefecimento ou aquecimento), de modo a ocorrer a alternância entre as funções do condensador e do evaporador (trocadores de calor). Portanto, quando a bomba de calor reversível opera em modo arrefecimento, a fonte térmica recebe calor do condensador (pontos 6 e 7 da Figura 2.13a) e, quando opera em modo aquecimento, a fonte térmica fornece calor para o evaporador (pontos 10 e 11 da Figura 2.13b) (SANTOS, 2014). Para o caso de bombas de calor geotérmicas do tipo reversível, o condensador irá depositar calor no solo no modo arrefecimento e o evaporador irá retirar calor do subsolo no modo aquecimento.

2.4.2 Sistemas GSHP: Contexto Atual

Gehlin (2015) destaca o atual crescimento do mercado da energia geotérmica nos últimos anos, visto que a capacidade instalada aumentou em 45% entre 2010 a 2015, sendo este aumento impulsionado não pela energia geotérmica de profundidade (geração de energia elétrica), mas sim pelo crescimento dos sistemas GSHP (energia geotérmica superficial).

Entretanto, apesar do crescimento, Gehlin (2015) relata que a capacidade geotérmica total instalada no mundo em 2015 era de 70 GW (desprezando a geração de energia elétrica), sendo 50 GW referentes aos sistemas GSHP (71 % do total). Por outro lado, em 2013, capacidade eólica total instalada era de 320 GW, evidenciando a discrepância entre o uso das duas fontes energéticas.

O principal fator que impulsiona o crescimento da tecnologia GSHP é a eficiência na redução do consumo energético para climatização em comparação com os tradicionais sistemas de aquecimento/resfriamento, pois o sistema GSHP faz uso da temperatura disponível no subsolo (entre cerca de 5° a 30° C e constante com a profundidade) para a troca térmica, servindo como fonte e reservatório de energia térmica durante meses frios e quentes, respectivamente. Ainda com relação ao consumo, considerando uma demanda térmica de aquecimento, como exemplo o aquecimento de água, o sistema de bomba de calor geotérmica consome cerca de ¼ da energia elétrica consumida por resistência elétrica de imersão para promover a mesma troca térmica. E relação ao aspecto ambiental, Glassley (2010) menciona que a cada 1 kW de energia elétrica consumido na utilização de energia geotérmica, a redução na emissão de gases poluidores seria de no mínimo 90% (e em muitos casos seria de 100%), em comparação à uma fonte energética via combustíveis fósseis para o mesmo fim.

Lund et al. (2004) menciona que grande parte do crescimento do uso de sistemas GSHP ocorre nos Estados Unidos e na Europa, entretanto, os autores destacam o recente interesse de outros países como Japão e Turquia pela tecnologia. Dez anos depois, com base nas publicações do Congresso Mundial de Geotermia de 2015, realizado em Melbourne - Austrália, Lund e Boyd (2015) atualizam os dados sobre as instalações de sistemas GSHP e concluíram que os países que atualmente lideram as instalações são: Estados Unidos, China, Alemanha, França e Suécia; além de destacarem o incremento de instalações entre os anos de 2000 a 2015, que aumentaram de 26 para 48 instalações.

Segundo Nagano (2015), apenas no ano de 2013 foram contabilizadas 273 instalações de sistemas GSHP no Japão, havendo um total de 1513 sistemas GSHP instalados até 2013, onde 90% desses sistemas do tipo fechado. Segundo o autor, tal crescimento é fundamentado tanto no incentivo por parte do governo japonês, como também na busca da população por fontes energéticas renováveis.

2.4.3 Tipos de Sistemas Geotérmicos para Climatização

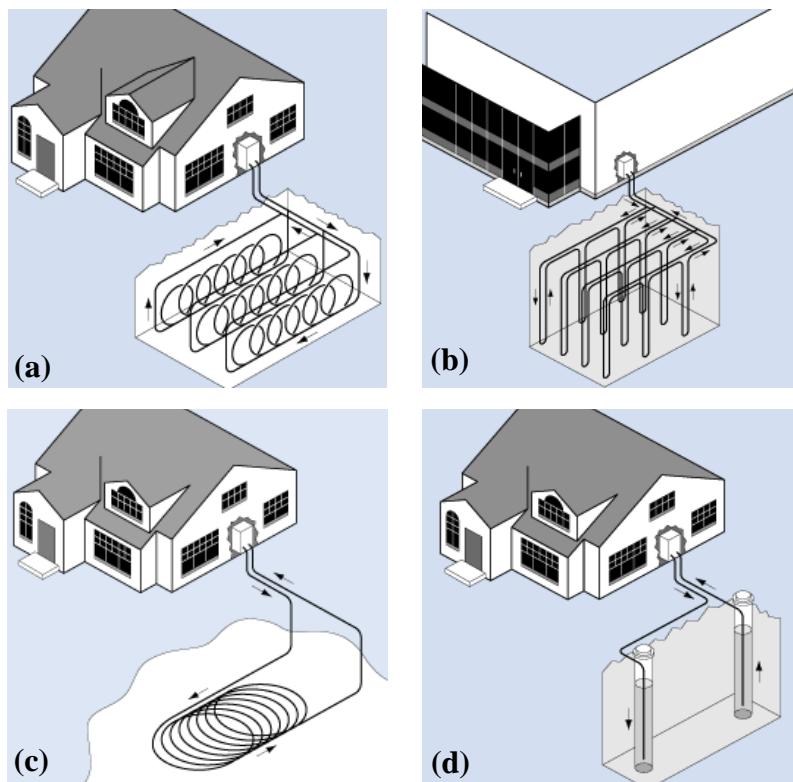
Os sistemas GSHP baseiam-se na premissa de que a temperatura do subsolo em profundidade é constante, o que oferece condições mais favoráveis à troca térmica, devido à estabilidade da temperatura média e a maior capacidade térmica do subsolo em relação ao ar (VILELA, 2004; OLGUN e MCCARTNEY, 2014). Os sistemas GSHP são compostos por dois tipos de circuitos: o primário, formado pela rede de tubos trocadores de calor que são instalados no meio fonte/receptor da energia térmica, e o secundário, que compreende todas as instalações dispostas na edificação e tem a função de climatizar o ambiente de acordo com a sua necessidade (resfriar ou aquecer). No circuito primário é circulado um fluido trocador de calor (geralmente água ou um fluido anticongelante) que conduz a energia térmica. É este fluido que atua no transporte de calor entre o ambiente e o reservatório térmico, depositando ou retirando energia.

O princípio de funcionamento do sistema GSHP consiste na premissa de que durante épocas de clima frio (inverno), a temperatura do subsolo é maior que a do ambiente ou da edificação. Portanto, neste caso, o sistema GSHP atua na troca de calor entre o subsolo e o ambiente, capturando energia térmica do subsolo (via sistema primário) e a transmitindo para a edificação (via sistema secundário) de forma a aumentar a temperatura ambiente. Ou seja, neste caso, o subsolo é utilizado como fonte de energia térmica, visto que é retirada energia do subsolo para o ambiente/edificação. A troca de calor é contínua e repetitiva até ser alcançada a temperatura desejada. O funcionamento do sistema em épocas quentes (verão) é inverso ao funcionamento no inverno. No verão, o sistema GSHP atua retirando energia térmica do ambiente e a depositando no subsolo, ou seja, a troca de calor é do ambiente para o subsolo e, neste caso, o subsolo atua como reservatório de energia térmica. Assim, a operação do sistema GSHP pode ser sazonal, pois proporciona a troca de calor em função da demanda térmica.

A depender da demanda térmica em questão, é feita a escolha dos equipamentos que irão compor o circuito secundário dos sistemas GSHP, como será utilizada ou não a bomba de calor, por exemplo. Entretanto, caso não seja utilizada a bomba de calor será necessário alto investimento em escavações e com a quantidade de tubos trocadores de calor para que a energia térmica transmitida torne o sistema viável. Assim, é preciso investigação e estudo preliminar para a implantação de um sistema GSHP, a fim de levantar aspectos de projeto e operacionais do sistema. Entretanto, o uso de bomba de calor no circuito secundário potencializa o funcionamento de um sistema GSHP (resfriar/aquecer).

No geral, os sistemas GSHP se diferenciam de acordo com o tipo de circuito primário, ou seja, em função da disposição e o arranjo da rede de tubos trocadores de calor no meio de troca térmica, que pode ser o subsolo ou cursos d'água. Assim, como nos sistemas GSHP os tubos trocadores de calor são instalados em contato direto com o meio de troca térmica a partir de perfurações executadas no subsolo ou com a água (nível freático e lagos), os sistemas são classificados em (Figura 2.14): sistemas fechados (circulação de fluido trocador de calor a volume constante), sendo do tipo horizontal, vertical (escavações em profundidade) e tubos dispostos em lagoa ou lago; e sistemas em loop aberto onde, segundo Mimouni, Lei e Laloui (2015), a água de um aquífero é bombeada, processada e injetada à jusante.

Figura 2.14: Principais tipos de sistemas geotérmicos para troca de calor: a) horizontal ou em valas, b) furos verticais ou em profundidade, c) lagoa ou lago e d) sistema aberto em contato com lençol freático ou aquífero.



Fonte: Adaptado de Departamento de Energia dos Estados Unidos (2016).

Apesar da capacidade de armazenar/fornecer energia térmica do subsolo, pois é um meio que possui massa relativamente infinita, é fundamental realizar o dimensionamento das necessidades térmicas do projeto em questão e fazer o balanço térmico, que consiste no cálculo da quantidade de energia necessária para aquecer/resfriar a edificação durante todo o ano, e equilibrar esses valores com a temperatura do subsolo, que irá sofrer alterações com o tempo.

Embora existam várias vantagens com relação aos sistemas GSHP, ainda há considerável custo para implementação, devido à necessidade de projeto especializado e de área razoável de contato com o meio de troca térmica (volume de escavação do subsolo). Desta forma, visando diminuir custos com a execução destes sistemas, surgiu recentemente a tecnologia das fundações por estacas trocadoras de calor, na qual é aproveitada a fundação profunda da edificação para a troca de calor com o subsolo superficial, sendo classificada como um sistema GSHP do tipo fechado e vertical (BRANDL, 2006; SURYATRIYASTUTI, MROUEH e BURLON, 2012; OLGUN e MCCARTNEY, 2014; MURPHY; MCMACARTNEY; HENRY, 2015). Esta tecnologia tem sido utilizada com sucesso em alguns países, sendo conhecida como *Energy Piles* ou estacas de energia.

As *Energy Piles* são o foco principal desta pesquisa, sendo denominadas neste trabalho como estacas trocadoras de calor. Este novo tipo de fundação tem despertado o interesse da comunidade acadêmica e técnica da área, sendo alvo de investigações sobre o seu comportamento, tanto com relação ao desempenho como trocador de calor, como também em relação ao comportamento geotécnico do sistema solo-estaca frente às cargas térmicas impostas.

2.5 Fundações por Estacas Trocadoras de Calor (*Energy Piles*)

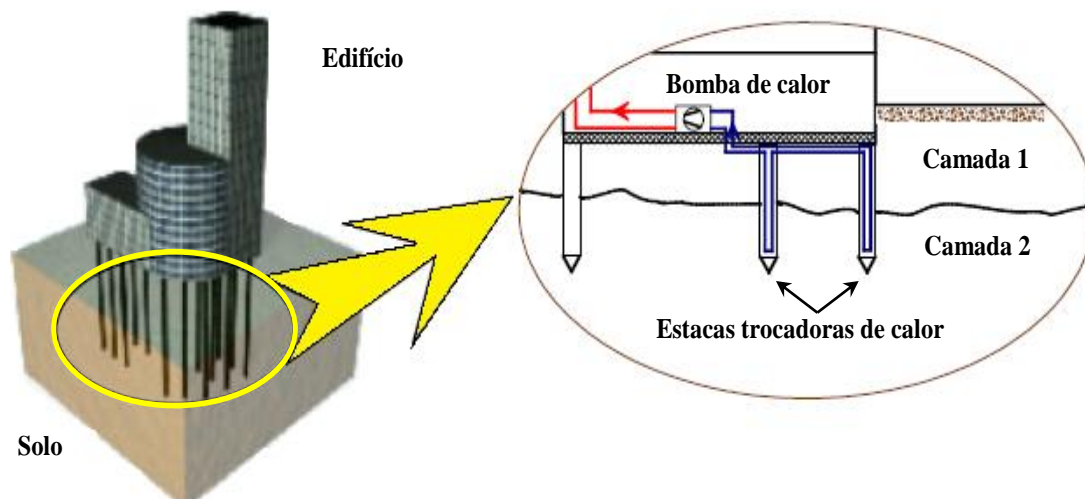
Brandl (2006, 2013) data desde o início da década 80 o uso de estruturas de fundação como meio para a troca de calor com o subsolo visando a climatização das edificações, sendo a Áustria a Suíça os países pioneiros no uso de estruturas termoativadas. Segundo o autor, desde essa época o uso desta tecnologia cresce a cada ano, tendo chegado ao total de 22.843 estacas trocadoras de calor instaladas na Áustria até 2004. Sani et al. (2019) relata o uso de estacas trocadoras de calor no Reino Unido a partir de 2000, totalizando no final de 2016, cerca de 5891 estacas trocadoras de calor instaladas, proporcionando uma economia de aproximadamente 7545 toneladas na emissão de dióxido de carbono.

As estacas trocadoras de calor possuem dupla função: a estrutural, como fundação da edificação e a de trocador de calor, visto que aproveitam a condutividade térmica superior do concreto e a estabilidade térmica do subsolo (inércia térmica) para a troca de energia térmica, o que torna a transferência de calor significativamente mais elevada do que nos convencionais sistemas geotérmicos superficiais (PAHUD, 2002; BRANDL, 2006; GAO et al., 2008a, BRANDL, 2009; DE MOEL et al., 2010; OLGUN e MCCARTNEY, 2014). Neste sistema, o circuito primário é inserido no subsolo no momento da execução das fundações, o que

economiza os custos de execução do sistema geotérmico, visto que são utilizadas as mesmas perfurações das fundações. Adicionalmente, a possibilidade de maiores diâmetros nas estacas, comparado aos tradicionais furos verticais com 75 a 150 mm de diâmetro, possibilita arranjos mais flexíveis e diversificados dos tubos trocadores de calor no interior da estaca, diminuindo a possibilidade de interação térmica entre tubos (SANI et al., 2019).

Assim, a principal vantagem deste tipo de sistema é o aproveitamento do elemento de fundação, que são necessários à edificação por questões estruturais, para a finalidade adicional da troca térmica com o subsolo, trazendo economia de custos para a implantação de sistemas GSHP. A Figura 2.15 apresenta um esquema de fundação por estacas trocadoras de calor em uma edificação.

Figura 2.15: Esquema de sistema GSHP implantado em fundações por estacas (estacas trocadoras de calor).



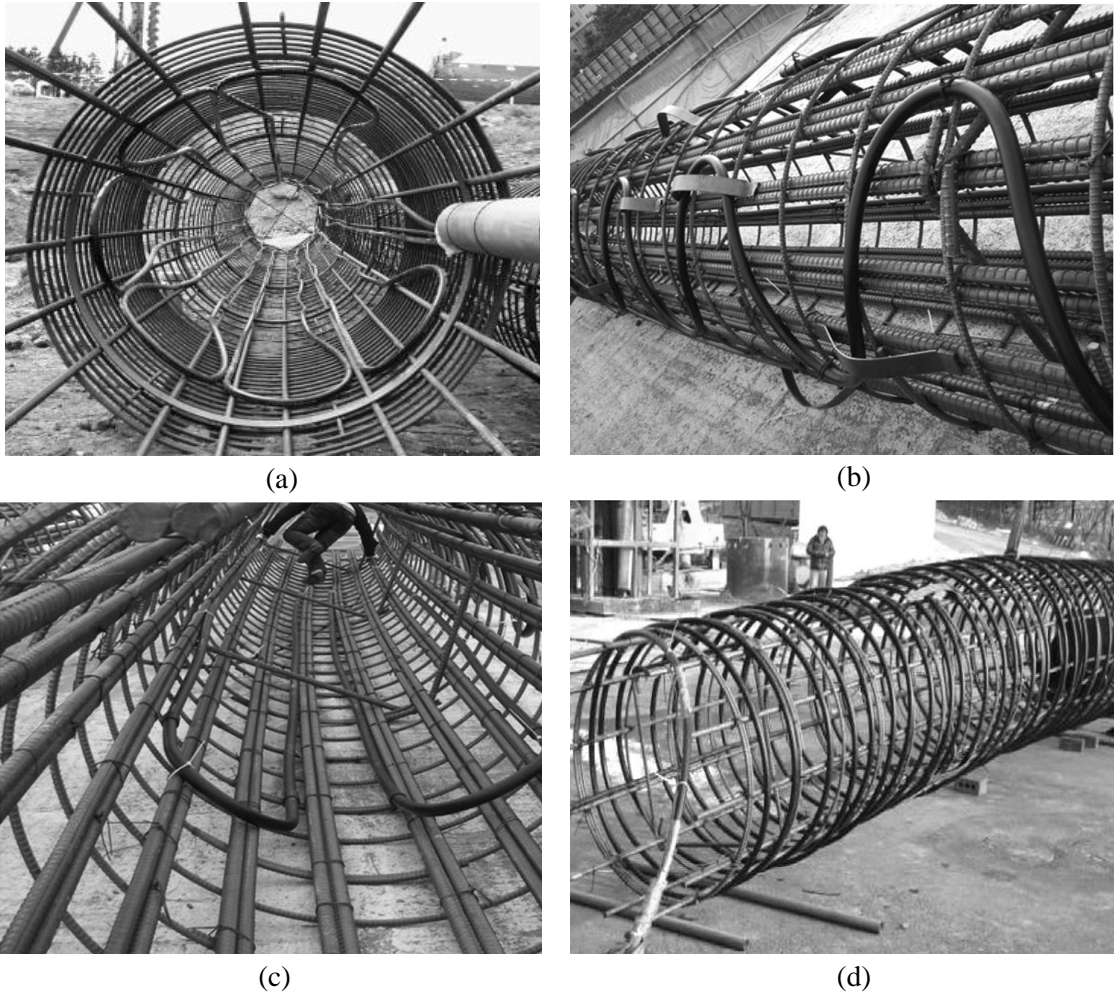
Fonte: Adaptado de Laloui; Nuth; Vulliet (2006).

Os tubos trocadores de calor podem ser inseridos na fundação nas mais diversas configurações: arranjo em U (simples, duplo, triplo e etc.), espiral, W, S e entre outras, dependendo das especificações de projeto (Figura 2.16). Estes tubos são instalados ao longo da estaca em posições pré-estabelecidas e antes da concretagem (no caso de estacas moldadas *in loco*), devendo-se ter atenção e cuidados durante a instalação para que não ocorra o estrangulamento da seção transversal dos tubos e eventuais danos.

Segundo o documento TC 341 WI 00341067.6 (CEN, 2011) e a norma Inglesa EN ISO 17628 (CEN, 2015), a qualidade dos tubos trocadores de calor não deve ser inferior a de tubos de plásticos classificados como PE 100, ou seja, tubos MRS = 10 MPa (tensão circunferencial mínima requerida), o que caracteriza o material a ser utilizado visto ser uma propriedade do composto. Assim, os tubos trocadores de calor que são comumente utilizados em sistemas GSHP são de Polietileno de Alta Densidade (PEAD), visando atender os

requisitos de qualidade, durabilidade, resistência (térmica, hidráulica, à compressão, à corrosão, ao impacto e à deformação) e de segurança relacionada à capacidade de provocar contaminação do subsolo ou da água subterrânea.

Figura 2.16: Disposições dos tubos trocadores de calor ao longo das armaduras das estacas, segundo os seguintes arranjos: a) tubos em U com 6 loops; b) tubos em S; c) tubos em W e d) tubos em espiral.



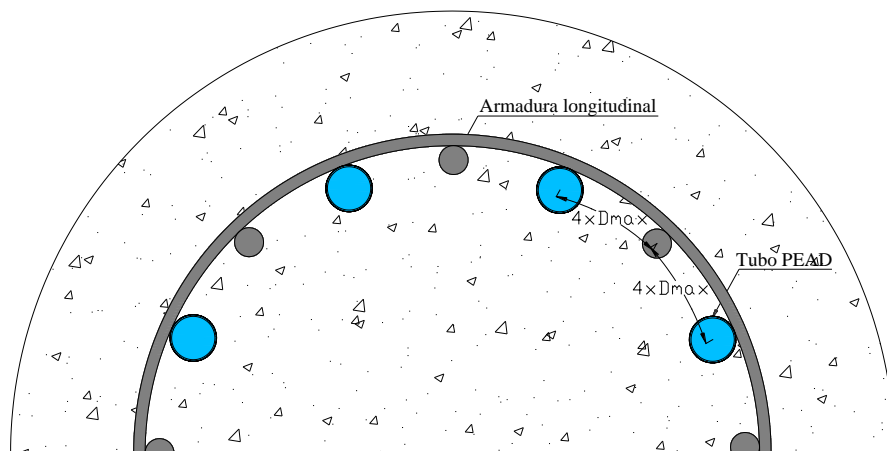
Fonte: Brandl (2006); Jung et al. (2013) e Park et al. (2015).

Além do tipo de arranjo dos tubos trocadores de calor, outro fator importante ao desempenho térmico e mecânico das estacas trocadoras de calor é o espaçamento entre tubos. CFMS & Syntec (2017) recomendam que o espaçamento entre tubos trocadores de calor seja no mínimo igual a 15 cm e ainda propõem uma limitação no número de loops de tubos no interior da estaca em função do diâmetro (ϕ):

- 1 loop para $\phi < 40$ cm;
- 2 loops para $40 \text{ cm} \leq \phi \leq 60$ cm;
- 3 loops para $60 \text{ cm} \leq \phi \leq 80$ cm;
- 4 loops para $80 \text{ cm} \leq \phi \leq 100$ cm;

Ainda existem recomendações acerca do posicionamento dos tubos trocadores de calor em relação à armadura da estaca. Para o caso da armadura ter função estrutural, CFMS & Syntec (2017) recomendam que os tubos PEAD sejam posicionados em relação à armadura longitudinal com espaçamento mínimo de 4 vezes o diâmetro máximo do agregado utilizado no concreto (Figura 2.17). Nos casos em que a armadura não é necessária (não estrutural), CFMS & Syntec (2017) indicam que os tubos trocadores de calor devem ser posicionados de forma a facilitar a concretagem da estaca. Para os casos de estacas onde a armadura é posicionada após a concretagem (estacas hélice contínua, por exemplo), os autores recomendam realizar teste prévio de viabilidade da descida da armadura com os tubos PEAD posicionados, antes da execução de todo o estaqueamento previsto. Ademais, a posição dos tubos trocadores de calor no interior da estaca trocadora de calor (se posicionados no centro ou nas extremidades da estaca) influencia na resistência térmica desta, assim como na distribuição interna de temperatura.

Figura 2.17: Recomendação de espaçamento mínimo entre as armaduras longitudinais e tubos PEAD em uma estaca trocadora de calor.

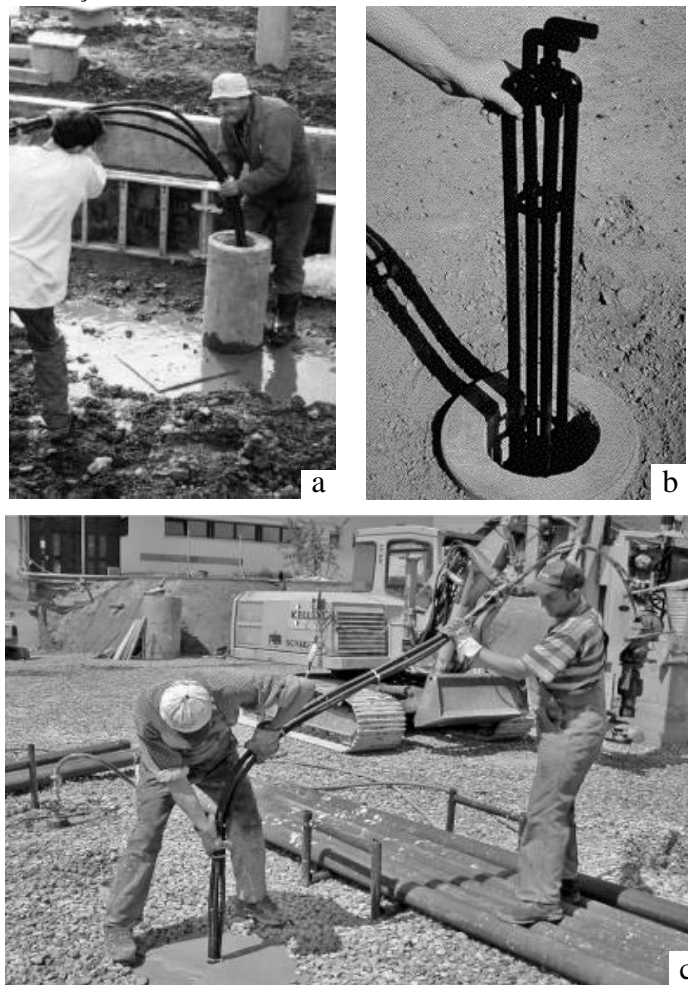


Fonte: Adaptado de CFMS & Syntec (2017).

O fluido que circula na tubulação deve ser água ou água desionizada, por não oferecer perigo de contaminação às águas subterrâneas caso ocorra possível ruptura da tubulação e devido às boas propriedades hidrodinâmicas (CEN, 2011 e 2015). É possível utilizar também fluidos anticongelantes (mistura água e etilenoglicol ou glicol) ou solução salina, devendo ser considerada a temperatura mínima de enchimento do circuito. De acordo com Brandl (2006), as misturas de glicol-água tem se demonstrado mais adequadas, para o caso de áreas sujeitas a congelamento, podendo conter também aditivos para evitar a corrosão das peças que compõem o sistema (bloco de cabeçalho, válvulas, bomba de calor, etc.).

De acordo com Loveridge (2012), o tipo mais comum de estaca trocadora de calor são as estacas escavadas, que seguem a respectiva ordem de execução: realização do pré-furo no solo, instalação da armadura com os tubos trocadores de calor pré-fixados e, por fim, a concretagem da fundação. Entretanto, também existem estacas trocadoras de calor do tipo hélice contínua e as cravadas. No tipo hélice contínua, os tubos trocadores de calor são instalados na estaca após a concretagem, sendo geralmente anexados a uma barra de aço que é inserida no centro da estaca, para facilitar a inserção dos tubos no concreto fresco. Já nas estacas pré-moldadas, ou estacas de deslocamento, a instalação dos tubos trocadores de calor é feita após a cravação do elemento estrutural de fundação (considerando estaca com seção transversal vazada) e, por último, é feito o preenchimento do volume interno vazio da estaca com material de condutividade térmica conhecida (areia saturada ou seca, concreto, argamassa e etc.) (KNELLWOLF; PERON; LALLOUI, 2011; LOVERIDGE, 2012). A Figura 2.18 (a e b), apresenta a etapa de instalação dos tubos no interior de estacas pré-moldadas.

Figura 2.18: Instalação dos tubos trocadores de calor em estacas de concreto pré-moldado.



Fonte: Pahud (2002), Brandl (2006) e Lalui (2009).

Como alternativa às estacas trocadoras de calor do tipo escavadas e cravadas, Brandl (2006) cita as estacas de tubo em ferro fundido dúctil, em que são instalados os tubos trocadores de calor no interior do tubo da estaca. O tubo de ferro fundido para este tipo de estaca geralmente é fornecido com diâmetro de 170 mm e em segmentos de 5 m de comprimento, que podem ser interligados durante a execução da fundação de forma a compor o comprimento total da estaca. Após a instalação do tubo de ferro fundido, seu interior é preenchido por graute ou concreto e em seguida são instalados os tubos trocadores de calor (Figura 2.18c). Entretanto, apesar do amplo uso deste tipo de estaca trocadora de calor principalmente da Áustria, como relatado por Brandl (2006) e da alta condutividade térmica do ferro fundido, a eficiência geotérmica deste tipo de estaca é menor do que das estacas pré-moldadas e escavadas, além dos tubos trocadores de calor só poderem ser instalados no arranjo em U, devido ao reduzido diâmetro (Brandl, 2006).

Todavia, independente do tipo de estaca é preciso garantir que os tubos trocadores de calor não sejam danificados durante as etapas executivas. Para tanto, é recomendada a pressurização da tubulação na etapa de instalação, sendo mantida a pressão até que o concreto ou argamassa endureça (Figura 2.19), podendo ser feita em seguida testes de fluxo para verificar a integridade da tubulação (BRANDL, 2009; DE MOEL et al., 2010).

Figura 2.19: Uso de manômetros nos tubos trocadores de calor para aferição e garantia da pressão nos tubos durante a execução e processo de cura de estacas trocadoras de calor.



Fonte: Adaptado de CFMS & Syntec (2017)..

De acordo com a experiência relatada por Brandl (2009), os sistemas GSHP integrados a estacas trocadoras de calor têm demonstrado vantagens significativas para aquecimento/resfriamento das edificações que vem empregando esta tecnologia. Segundo o autor, esses sistemas funcionam de forma mais eficiente se estiverem inseridos em subsolo saturado (em contato com águas subterrâneas), mas um desempenho térmico eficiente também pode ser alcançado em subsolo não saturado via operação sazonal do sistema, ou seja, aquecimento no inverno e resfriamento no verão, também conhecido com balanço térmico. Entretanto, de acordo com Mimouni, Lei e Laloui (2015), a operação sazonal de sistemas GSHP é recomendada apenas para subsolos que não apresentam considerável fluxo de água subterrânea. Ainda segundo Brandl (2009), uma diferença de 2°C na temperatura do fluido que circula no circuito primário (nas estacas trocadoras de calor) já proporciona considerável economia na operação de um sistema GSHP.

Ainda com relação ao desempenho, Olgun e McCartney (2014) apresentam valores de potenciais de troca térmica em função do tipo de circuito primário utilizado no sistema GSHP. Segundo os autores, para um subsolo com as mesmas características térmicas, o tipo de arranjo dos tubos trocadores de calor no subsolo (se dispostos em valas horizontais, furos verticais ou em estacas) interfere diretamente na energia térmica trocada. Assim, para Olgun e McCartney (2014) casos em que o subsolo é de “má qualidade” para a troca térmica, a utilização de um sistema GSHP acoplado a estacas trocadoras de calor pode aumentar em mais de 100% a troca térmica, se comparado à troca térmica de um sistema GSHP com circuito primário instado em valas horizontais superficiais neste mesmo subsolo.

Ainda como benefícios do sistema GSHP com estacas trocadoras de calor, Brandl (2009) menciona as seguintes vantagens:

- Sistema ambientalmente correto, pois não polui ou gera resíduo e é uma energia sustentável;
- Reduz o uso de combustíveis fósseis (no caso, utilizados para aquecimento), reduzindo a emissão de CO₂;
- Está de acordo com as metas ambientais de organizações internacionais (protocolo de Kyoto, Toronto e etc.);
- Economia, em longo prazo;
- Baixo custo de manutenção ao longo da vida útil do sistema;
- O funcionamento do sistema é totalmente automatizado;

- Devido às baixas temperaturas e pressão nos circuitos, não existe riscos durante a operação do sistema;
- Por ser um sistema do tipo loop fechado e devido aos tubos estarem instalados no interior das estacas trocadoras de calor, há menor risco de ocorrerem danos na tubulação ou contaminação da água subterrânea;
- A energia geotérmica pode ser facilmente combinada com outros tipos de energias;
- Ao contrário da energia elétrica via produção a partir de cursos d'água (hidroelétrica), a energia geotérmica não é vulnerável a períodos de secas e estiagens;
- O custo da energia geotérmica é estável, ou seja, não é susceptível as flutuações de preço;
- Reduz a importação de energia (devido à diminuição do consumo);
- Produz uma imagem positiva, tendo o uso apoiado e impulsionado pelo governo (em alguns países onde a tecnologia tem sido utilizada).

Com relação ao consumo de energia elétrica para a operação, Brandl (2009) afirma que de sistemas GSHP gastam em torno de 20 a 30% do consumo dos tradicionais sistemas de climatização e, se for possível não utilizar bomba de calor no projeto (dependendo da temperatura média do subsolo e a requerida na edificação), o consumo de operação do sistema GSHP fica em torno de 1 a 3%. Ou seja, o consumo de energia elétrica em relação aos tradicionais sistemas para climatização pode reduzir mais ainda, para 97% no mínimo.

Embora as estacas trocadoras de calor venham sendo utilizadas nos sistemas GSHP, ainda existem questões que precisam ser estudadas e compreendidas, tais como a performance térmica e o comportamento termomecânico dessas estruturas em diferentes condições de subsolo. Apesar de já conhecidas as contribuições e vantagens da tecnologia de sistemas geotérmicos superficiais acoplados às fundações, ainda é insuficiente o conhecimento atual para o dimensionamento e avaliação do desempenho desse tipo de estrutura termoativada (estrutural, geotécnico e térmico) (LOVERIDGE, 2012; SURYATRIYASTUTI, MROUEH e BURLON, 2012).

Apesar do crescente uso deste tipo de fundação, ainda não existem normas regulamentadoras. As fundações por estacas trocadoras de calor têm sido projetadas baseadas em observações empíricas ou, simplesmente, com o uso de fatores de segurança globais majorados para abranger os efeitos das cargas térmicas na fundação (KNELLWOLF et al., 2011; BURLON et al., 2013). Todavia, já existem alguns documentos guias, elaborados de forma conjunta por pesquisadores e projetistas, contendo orientações e recomendações para o

projeto e a execução deste novo tipo de fundação (a exemplo de CFMS & Syntec, 2017). Métodos numéricos são amplamente utilizados no dimensionamento e avaliação do desempenho de fundações termoativadas.

Além do dimensionamento geotécnico convencional da fundação, este novo tipo de fundação por estaca demanda análises em relação ao desempenho térmico e ao comportamento termomecânico decorrente das cargas térmicas previstas em serviço (demanda térmica da edificação).

2.5.1 Performance Térmica de Estacas Trocadoras de Calor

A performance térmica de sistemas GSHP acoplados às fundações por estacas está relacionada a eficiência de troca de energia térmica das estacas com o solo, redução no consumo de energia elétrica, variação de temperatura do subsolo nas proximidades da fundação após aos ciclos de carga térmica (aquecimento/resfriamento).

2.5.1.1 Coeficiente de performance (COP)

A eficiência do sistema GSHP pode ser avaliada pela relação entre a quantidade de energia elétrica consumida pelos equipamentos que compõem a bomba de calor e a energia térmica trocada com o solo.

Brandl (2006) e Kharseh, Al-Kawaja e Suleiman (2015) concordam na afirmativa de que a eficiência da bomba de calor é fortemente influenciada pela diferença entre a temperatura requerida na edificação e a temperatura disponível no meio fonte/receptor de calor (neste caso o subsolo). Neste contexto, Brandl (2006) menciona que ao ser necessária determinada temperatura para aquecimento da edificação (circuito secundário) e caso o subsolo possua temperatura demasiadamente inferior (circuito primário), maior será o consumo de energia elétrica da bomba de calor para atingir a temperatura desejada, ou seja, menor a eficiência. Já Kharseh, Al-Kawaja e Suleiman (2015) explicam a influência desta diferença entre temperaturas (requerida e disponível no subsolo) na performance térmica da seguinte forma: a extração de calor de uma fonte mais quente no inverno ou o depósito de calor em um reservatório mais frio no verão implica, conseqüentemente, em um menor consumo de energia elétrica pela bomba de calor, ou seja, maior eficiência.

O fator que representa a eficiência de sistemas GSHP, relacionando o consumo energético para troca de energia térmica é o coeficiente de performance (COP) da bomba de calor, que é a relação entre a energia térmica depositada/extraída pela bomba de calor *versus* a energia

elétrica consumida, ou ainda a energia térmica entregue/retirada e a energia elétrica necessária para tal (Equação 31).

$$\text{COP} = \frac{\text{energia térmica depositada ou retirada pela bomba de calor (kW)}}{\text{energia elétrica para operação (kW)}} \quad (31)$$

Segundo Santos (2014), o COP é a razão entre a quantidade de calor que a bomba de calor (máquina frigorífica) consegue transferir e o trabalho realizado sobre ela, ou seja, o trabalho do compressor. Similar à Brandl (2006), Santos (2014) menciona a influência da temperatura do subsolo e a desejada na edificação (ou temperatura externa) no valor do COP de uma bomba de calor. Todavia, o autor ainda enumera fatores técnicos relacionados ao modelo de compressor, tipo de fluido refrigerante e às temperaturas de evaporação (no verão) e condensação (no inverno) do fluido refrigerante, como influentes no COP calorífico (aquecimento) e frigorífico (arrefecimento).

Santos (2014) apresenta dados médios de COPs de sistemas GSHP horizontais, simulando a demanda por climatização de uma residência de médio porte, considerando 10 cidades diferentes do estado do Paraná (na região sul do Brasil), épocas de verão e inverno, além das temperaturas médias do ambiente e do subsolo até a profundidade de 2m. Segundo o autor, o COP médio da bomba de calor geotérmica considerando as 10 cidades foi de 5,9 kW/kW para refrigeração e 7,9 kW/kW para aquecimento. Ou seja, com o consumo de 1 kW de energia elétrica o sistema GSHP deposita no solo aproximadamente 6 kW de energia térmica (refrigeração) e retira cerca de 8 kW de energia térmica do solo (aquecimento). Ainda segundo Santos (2014), considerando as mesmas condições regionais de clima e de demanda térmica, os sistemas tradicionais de climatização (a ar) ofereceriam COPs iguais a 3,7 kW/kW (refrigeração) e 5 kW/kW (aquecimento). Assim, o sistema GSHP horizontal proporcionaria um ganho de eficiência, ou COP, de um pouco mais de 59% para ambos os modos de operação do sistema.

De acordo com Brandl (2006) e Suryatriyastuti, Mroueh e Burlon (2012), para proporcionar uma melhor economia no depósito/extração de energia térmica no subsolo, devem ser utilizados sistemas GSHP com valores de $\text{COP} \geq 4$, a temperatura requerida pelo sistema secundário deve variar entre 35 a 45°C (aquecimento) e a temperatura dos tubos trocadores de calor não deve estar abaixo de 0 a 8°C; limitando esta tecnologia para aquecimento/resfriamento a baixas temperaturas. Atualmente, as bombas de calor geotérmicas

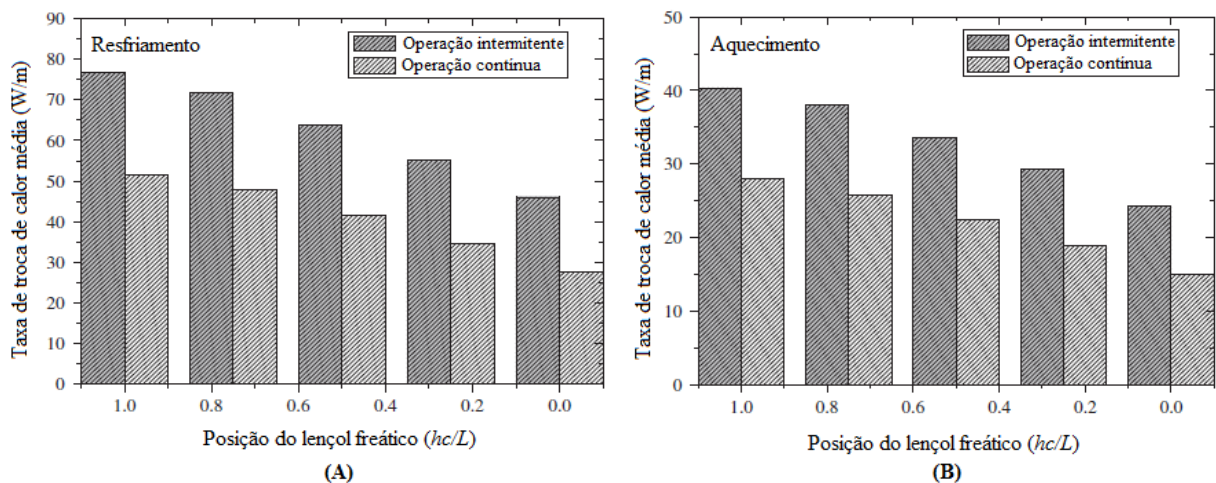
possuem COPs que variam entre 3 a 6, sendo necessário avaliar as características particulares a cada projeto.

2.5.1.2 Propriedades do subsolo e fluxo de água subterrânea

No que se refere ao comportamento do subsolo Murphy, McMacartney e Henry (2015) mencionam fatores que interferem diretamente na performance térmica de um sistema GSHP via estacas trocadoras de calor, tais como: tipo de solo, posição e fluxo do lençol freático, as propriedades térmicas dos materiais (solo, concreto, argamassa, tubos e etc.), o arranjo dos tubos trocadores de calor que compõem o sistema primário (loop em U, S, W e etc.), a geometria da fundação (diâmetro e comprimento da estaca), assim como a demanda energética do sistema (aquecimento/resfriamento). Ainda podem ser citados como fatores intervenientes os índices físicos do subsolo (índice de vazios, densidade e etc.), a saturação e permeabilidade.

De acordo com Abu-Hamdeh & Reeder (2000), o teor de umidade é o fator de maior influência na condutividade térmica dos solos. Choi, Lee e Lee. (2011) apresentam uma comparação da taxa média de troca de calor após 100 dias de operação de um trocador de calor geotérmico vertical (0,3 m de diâmetro e 20 m de comprimento), com arranjo de tubo trocador de calor em U simples, instalado em subsolo não saturado, sendo simulados diferentes níveis do lençol freático. A Figura 2.20 apresenta esta comparação, onde hc/L é a relação entre a altura de água entorno do trocador de calor vertical (hc) e seu comprimento (L).

Figura 2.20: Valores de taxa de troca de calor em função da posição do nível freático, de acordo com regime de funcionamento do sistema GSHP (contínuo e intermitente), para aquecimento e resfriamento.



Fonte: Adaptado de Choi, Lee e Lee (2011).

A Figura 2.20 mostra que, independente do tipo de demanda (aquecimento ou arrefecimento) e regime de operação do sistema GSHP (contínuo ou intermitente), a taxa

média de troca de calor por comprimento do trocador vertical variou consideravelmente em função da posição do nível freático, ocorrendo as maiores taxas de troca de calor quando o trocador de calor vertical está em subsolo saturado ($hc/L = 1$), para todos os cenários de demanda e operação considerados. Para a situação de subsolo não saturado ($hc/L = 0$), a taxa de troca de calor reduz entre 40 a 46% da taxa encontrada para o subsolo saturado, tanto para aquecimento ou resfriamento e independente do tipo de operação intermitente ou contínua. Ademais, os autores relatam que a variação na temperatura do solo circundante ao trocador de calor geotérmico foi maior na condição não saturada do que abaixo do lençol freático.

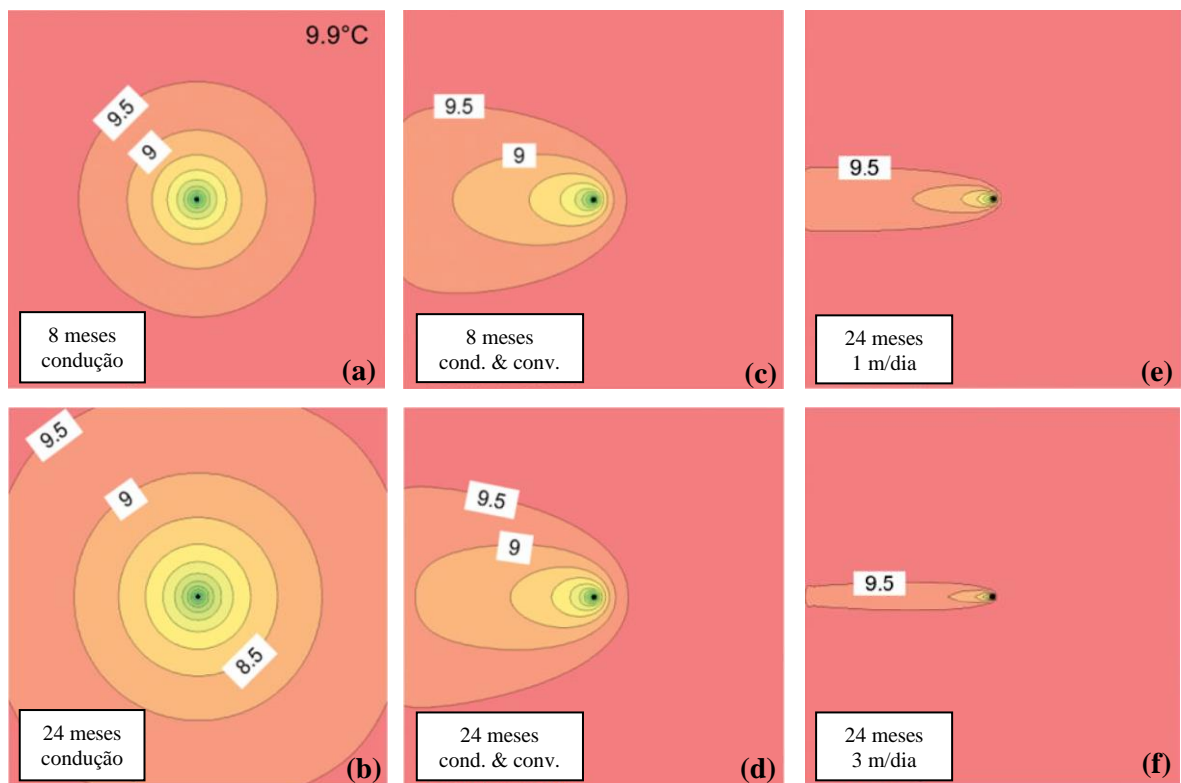
Segundo Suryatriyastuti, Mroueh e Burlon (2012), as proporções de água e ar presentes no subsolo são determinantes em seu comportamento térmico, sendo a presença de fluxo do lençol freático um fator chave nos mecanismos de transferência de calor, como anteriormente enfatizado por Choi, Lee e Lee. (2011). A presença do lençol freático e do fluxo subterrâneo é considerada como determinante à implantação de sistemas geotérmicos GSHP acoplados às fundações (CFMS & Syntec, 2017), visto que quanto maior a condutividade térmica do solo e a velocidade de fluxo subterrâneo, mais favorável é o terreno à troca térmica.

De acordo com Suryatriyastuti, Mroueh e Burlon (2012), na condição de solo saturado, o fluxo de água subterrânea é composto apenas por fluxo de líquido, ocorrendo transferência de calor por convecção na difusão líquida. Já no caso de solos parcialmente saturados, os autores mencionam a presença tanto de ar como de água nos poros, sendo o fluxo de água subterrânea composto pelos fluxos de líquido e de vapor, de modo que a transferência de calor por convecção conta com a difusão de líquido e vapor. Assim, Suryatriyastuti, Mroueh e Burlon (2012) afirmam que o fluxo da água subterrânea não influi significativamente durante a operação de curto prazo de sistemas GSHP acoplados a estacas trocadoras de calor, mas influi consideravelmente na regeneração térmica natural do subsolo. Os autores ainda mencionam que o fluxo subterrâneo de água é importante em sistemas GSHP de operação contínua, onde só é feita a extração (aquecimento) ou o depósito (resfriamento) de energia do subsolo, sendo necessário estudo adicional para verificar a sustentabilidade da água subterrânea.

Neste sentido, Brandl (2006) destaca que os perfis de solos não saturados ou secos demandam maior área de contato entre a estaca trocadora de calor e o subsolo, do que em perfis de solo saturado (sendo aproximadamente 20 m² para o caso de solo saturado e 50 m² para solo seco, considerando 1 kW de aquecimento). Já com relação à evolução da temperatura no solo durante a operação de sistemas GHSP, Choi, Lee e Lee. (2011) afirmam que o aumento na temperatura é maior em solos não saturados do que em perfis de solos saturados.

Tolooiyan e Hemmingway (2014) desenvolveram estudo numérico acerca dos efeitos que o fluxo de água subterrânea exerce sobre a transferência de calor no subsolo de um sistema GSHP via trocadores de calor verticais, simulando a demanda por aquecimento. Os autores consideraram o mesmo subsolo nas análises, variando as condições de fluxo de água subterrânea (com e sem fluxo), ou seja, transferência de calor combinada (condução e convecção) e transferência apenas por condução, respectivamente (Figura 2.21a, b, c e d). Como complemento, Tolooiyan e Hemmingway (2014) ainda avaliaram o efeito da velocidade do fluxo de água subterrânea (Figura 2.21e, f), o comportamento do fluxo de calor no solo considerando múltiplos trocadores de calor verticais e o efeito do tempo de operação.

Figura 2.21: Isotermas correspondentes ao fluxo de calor no subsolo devido a sistema GSHP para demanda por aquecimento: *a e b*) transferência por condução para 8 e 24 meses; *c e d*) transferência por condução e convecção, para 8 e 24 meses e com velocidade de fluxo de 0,16 m/dia; *e e f*) resultados da transferência por condução e convecção, durante 24 meses e com velocidade de fluxo de 1 e 3 m/dia.



Fonte: Adaptado de Tolooiyan e Hemmingway (2014).

Os autores concluíram que mesmo para uma velocidade de fluxo de água subterrânea relativamente pequena, ocorre uma mudança significativa no perfil de distribuição de temperatura no subsolo ao redor do furo trocador de calor e que, para efeito de projeto de sistemas não balanceados, o posicionamento ideal dos trocadores geotérmicos deve ser

perpendicular à direção do fluxo das águas subterrâneas, a fim de reduzir a interação entre trocadores de calor geotérmicos verticais.

Os resultados numéricos obtidos por Tolooiyan e Hemmingway (2014), parte apresentados na Figura 2.21, enfatizam as diferenças entre a transferência de calor no solo por condução e por mecanismo combinado (condução e convecção) quando há a presença de fluxo de água subterrânea. Observa-se que a variação da forma das isotermas no solo é o principal fator, sendo as isotermas referentes à transferência por condução as que apresentaram distribuição simétrica ao redor do furo, ou ainda, maior tendência de alteração da temperatura inicial do solo para um mesmo tempo considerado (Figura 2.21a e b).

Nos casos onde houve fluxo de água subterrânea (Figura 2.21 c a f), é notável a diminuição da abrangência da área de mudança da temperatura inicial, conforme mostra as isotermas nestas figuras, que possuem tendência de forma segundo a direção do fluxo de água subterrânea, apresentando menor alteração na temperatura inicial do subsolo ao redor do trocador geotérmico. Tal fato explica a recomendação de Tolooiyan e Hemmingway (2014), de posicionar outros elementos trocadores transversalmente à direção do fluxo de água subterrânea, a fim de diminuir possíveis interações térmicas entre elementos e aumentando, conseqüentemente, o tempo de funcionamento do sistema.

Em relação à demanda de funcionamento de um sistema GSHP, Brandl (2006) relata que se a condição de subsolo é de alta permeabilidade e elevado gradiente hidráulico na água subterrânea, este é favorável à operação de sistemas de operação contínua. Entretanto, Brandl (2006) enfatiza que a operação mais vantajosa e ambientalmente correta para um sistema GSHP é a intermitente ao longo do ano, onde é feito o balanço energético no subsolo (ou seja, rejeição e extração de energia térmica no/do solo), como também demonstrado por Choi, Lee e Lee. (2011) (ver Figura 2.20), sendo este tipo de operação também a mais recomendada em casos de subsolo com baixa permeabilidade e baixo gradiente hidráulico na água subterrânea.

Para Abu-Hamdeh & Reeder (2000), as propriedades térmicas do solo (tais como: condutividade térmica, difusividade térmica e capacidade térmica calorífica) são dependentes de diversos fatores, que podem ser divididos em dois grandes grupos: os fatores que são inerentes ao próprio solo (textura e composição mineralógica) e aqueles que podem ser controlados ou administrados por ação humana, até certo ponto (teor de umidade e o manejo do solo). Os autores ainda acrescentam que a condutividade térmica do solo também pode variar em função da concentração de sais e de matéria orgânica, assim como o aumento da densidade (redução da porosidade) via processos de compactação. Suryatriyastuti, Mroueh e Burlon (2012) afirmam que a porosidade e os teores de água e ar presentes no solo, influem

nos processos de troca de calor, visto que solos parcialmente saturados e saturados possuem maior condutividade térmica que solos secos.

O tipo de solo em torno das estacas trocadoras de calor é importante para a eficiência e desempenho de sistemas GSHP (DE MOEL et al., 2010). Assim, em relação ao tipo de solo, Abu-Hamdeh & Reeder (2000) afirmam que solos argilosos geralmente apresentam menor condutividade térmica do que solos arenosos e, segundo De Moel et al. (2010), nesses solos a transferência de calor ocorre lentamente através do subsolo circundante às estacas trocadoras de calor.

Ainda neste contexto, Brandl (2006) menciona que a presença de constituintes orgânicos em solos argilosos aumenta a sensibilidade deste tipo de solo frente às solicitações térmicas dos sistemas GSHP. Entretanto, o autor cita não haver relatos de problemas com a capacidade de carga de fundações trocadoras de calor instaladas em solos orgânicos, mas destaca que deve ser considerada esta interação no caso de obras em que não são admitidos recalques diferenciais. Em contraste, solos compostos pelo mineral quartzo apresentam condutividade térmica elevada, como por exemplo, os solos arenosos. Ainda, CFMS & Syntec (2017) recomendam um domínio de valores de permeabilidade dos solos para a execução de estruturas trocadoras de calor (como um todo), estando entre 10^{-2} a 10^{-7} m/s, de forma a garantir certa velocidade de fluxo e evitar a troca de calor puramente por condução.

2.5.1.3 Aspectos de projeto

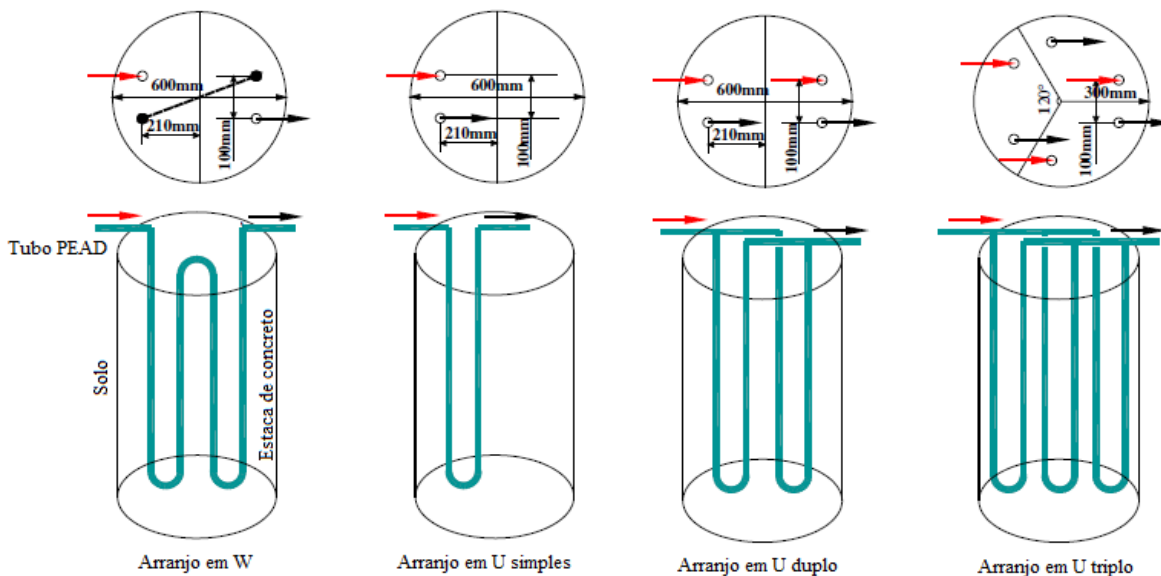
Além das condições e propriedades térmicas do solo, a energia térmica trocada a partir da estaca trocadora de calor depende das condições previstas no projeto da fundação, tais como: tipo de estaca, diâmetro, quantidade e arranjo dos tubos trocadores de calor, condutividade térmica do concreto ou argamassa, espessura de cobertura de concreto ou argamassa e da vazão do fluido trocador de calor.

Com relação ao arranjo dos tubos trocadores de calor no interior da estaca, Gao et al. (2008a e 2008b) realizaram investigações experimentais (via testes de desempenho térmico) e numéricas a fim de avaliar a performance térmica de estacas trocadoras de calor com arranjos do tipo U simples, U duplo, U triplo e W, para as mesmas condições de subsolo (Figura 2.22). Segundo os autores, o arranjo em forma de W foi o que proporcionou melhor resultado de troca térmica, entretanto é o arranjo que fornece maior custo para execução.

Batini et al. (2015) também estudaram o efeito da configuração de tubos trocadores de calor com arranjos em W, U simples e duplo, simulando a demanda por aquecimento e considerando subsolo da cidade de Lausanne na Suíça. As estacas trocadoras de calor

avaliadas pelos autores possuíam topo livre (sem imposição de cargas mecânicas) e os tubos trocadores de calor foram termicamente isolados até 4 m de profundidade, a fim de evitar a influência do ambiente. Segundo os autores, a temperatura ao longo do eixo axial da fundação não variou notavelmente do 7º ao 15º dia após o início do ensaio, indicando que as condições térmicas dentro da estaca já estavam próximas do estado estacionário, independente do tipo de arranjo dos tubos PEAD no interior das estacas.

Figura 2.22: Arranjos dos tubos PEAD nas estacas trocadoras de calor analisadas por Gao et al., 2008a e 2008b.



Fonte: Adaptado de Gao et al. (2008b).

A partir de estudos numéricos, Batini et al. (2015) concluíram que o arranjo dos tubos no interior da estaca influencia fortemente tanto a energia trocada quanto no desempenho geotécnico das estacas, visto que o arranjo em W apresentou troca térmica 54% maior que a obtida com a configuração em U simples (para o mesmo subsolo e vazão). Assim, Batini et al. (2015) concordam com Gao et al. (2008a e 2008b) em relação ao desempenho do arranjo em W. Para o arranjo em U duplo (que possui taxa de fluxo duas vezes maior que as outras configurações) resultou num maior resfriamento do concreto, sendo considerada pelos autores como a solução menos vantajosa.

Ainda em relação à configuração dos tubos trocadores de calor, Zarrella, De Carli e Galgaro (2013) desenvolveram estudo numérico sobre o desempenho de estacas trocadoras de calor com as mesmas geometrias e propriedades térmicas, mas configurações de tubos em triplo U e helicoidal. Segundo estes autores, a configuração de tubos em helicoides aumentou a troca térmica superficial por comprimento de estaca e apresentou melhor resposta térmica ao arranjo em triplo U. Para a configuração dos tubos em helicoidal, os autores destacam que o

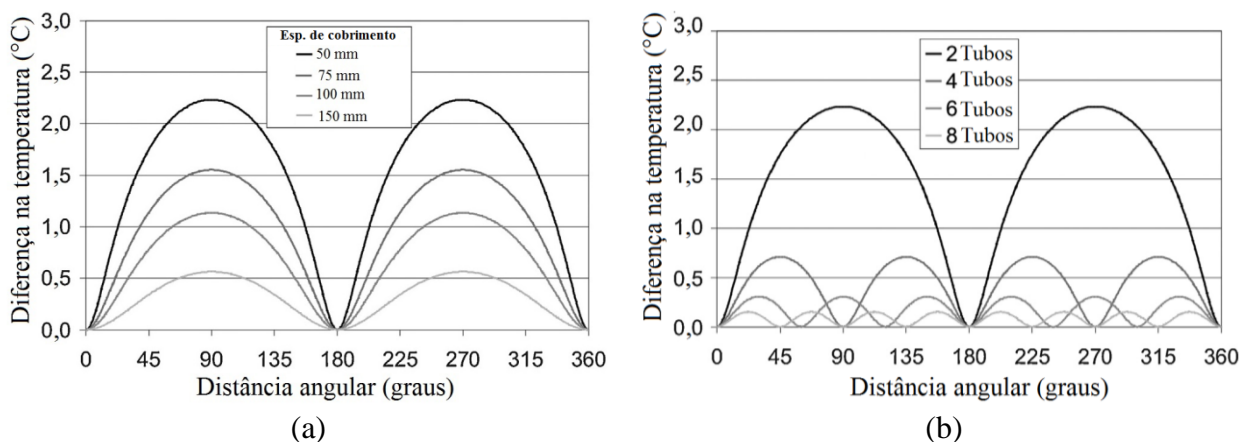
espaçamento entre voltas do helicóide (passo) deve ser um parâmetro considerado no projeto visto que afetou o desempenho térmico da estaca trocadora de calor estudada.

A fim de investigar o efeito de detalhes construtivos de estacas trocadoras de calor na performance térmica da fundação, Loveridge e Powrie (2014) desenvolveram estudo numérico em modelo 2D acerca da resistência térmica desse novo tipo de fundação considerando a influência do número e posicionamento dos tubos PEAD, das propriedades térmicas e das espessuras de cobrimento do concreto (distância entre o tubo PEAD e a superfície externa da estaca que está em contato com o solo). Os autores analisaram tanto a transferência de calor que ocorre internamente no elemento de fundação, como a transferência de calor na interface com o solo.

A Figura 2.23 apresenta resultados de temperatura circunferenciais na interface solo-estaca considerando uma estaca com 600 mm de diâmetro, em estado estacionário de transferência de calor já alcançado e de iguais condutividades térmicas do concreto e do solo, sendo avaliadas duas configurações de análise (Loveridge e Powrie, 2014):

- Estaca com apenas dois tubos trocadores de calor na seção transversal da estaca (Figura 2.23 a), considerando várias espessuras de cobrimento, para avaliar o efeito do cobrimento de concreto na troca térmica;
- Estaca com cobrimento de concreto de 50 mm (Figura 2.23 b) e opções de número de tubos trocadores de calor na seção da estaca, para avaliar o efeito do número de tubos na troca térmica.

Figura 2.23: Mudança na temperatura ao redor de estaca trocadora de calor com 600 mm de diâmetro: a) efeito da espessura de cobrimento de concreto e, b) efeito do número de tubos PEAD na seção transversal da estaca com 50 mm de cobrimento de concreto.



Fonte: Adaptado de Loveridge e Powrie (2014).

Um das vantagens das estacas trocadoras de calor em relação aos convencionais furos/poços verticais (diâmetro entre 75 a 150 mm) é o maior diâmetro das estacas (250 a 2000 mm, ou mais). O maior diâmetro das estacas proporciona maior facilidade na instalação dos tubos trocadores de calor e aumenta a flexibilidade para a montagem dos arranjos de loops (ver Figura 2.16), diminuindo a interferência térmica (ou interação) entre tubos. Assim, ao se comparar estacas e furos trocadores de calor, as estacas apresentam menor tendência à ocorrência de interferência térmica entre os tubos ou maior eficiência na troca térmica.

No entanto, a partir dos resultados de Loveridge e Powrie (2014) apresentados na Figura 2.23a, é possível notar que quanto maior a espessura do revestimento de concreto da estaca trocadora de calor menor é a variação na temperatura da interface solo-estaca, considerando a condição onde existem dois tubos na seção transversal da estaca. Este caso (Figura 2.23a) se assemelha às estacas trocadoras de calor do tipo hélice contínua, onde os tubos trocadores de calor geralmente são instalados no centro da estaca (maior revestimento de concreto) para uma maior rigidez no momento da inserção dos tubos na estaca durante sua execução. Segundo Loveridge e Powrie (2014), este comportamento corresponde a estacas trocadoras de calor de maior resistência do concreto (R_c) à transferência de calor. Os autores ainda mencionam que este tipo de arranjo dos tubos PEAD está mais propenso à ocorrência de interação térmica entre tubos, diminuindo a eficiência do sistema para a troca térmica.

Uma forma de diminuir a variação da temperatura na interface solo-estaca é a o aumento do número de tubos trocadores de calor, considerando uma mesma espessura de revestimento de concreto. Os resultados da Figura 2.23b de Loveridge e Powrie (2014), referem-se a uma espessura de revestimento de 50 mm e mostram que o aumento do número de tubos PEAD diminuiu consideravelmente a variação da temperatura na interface e, conseqüentemente, diminuiu a resistência térmica da parte de concreto da estaca (R_c). Entretanto, os autores destacam que a diminuição da resistência térmica do concreto ocorre até certo limite de inserção de tubos na estaca, passando a haver o aumento da resistência se ultrapassado este limite devido à interação térmica que passa a ocorrer entre tubos. Portanto, Loveridge e Powrie (2014) enfatizam que considerando o objetivo de reduzir a resistência térmica do concreto há um benefício limite na instalação de mais tubos trocadores de calor na seção da estaca e, as estacas trocadoras de calor do tipo hélice contínua sempre serão de maior resistência térmica e mais propensas a interações entre os tubos, havendo um benefício mínimo na troca térmica devido a instalação de mais de dois tubos nessas estacas.

Loveridge e Powrie (2014) ainda destacam que a resistência térmica efetiva de uma estaca trocadora de calor (R_p) inclui efeitos 3D (visto ser resultante da condutividade térmica do

concreto e da geometria da estaca) e tende a ser maior em casos de estacas de grande diâmetro sendo depende, principalmente, do espaçamento entre tubos, das condições de fluxo do fluido condutor de calor utilizado, da condutividade térmica do concreto e do comprimento dos tubos no interior da estaca. A Tabela 2.5 apresenta valores usuais de resistência térmica de estacas trocadoras de calor de concreto e diâmetros variando entre 0,3 a 1,5 m.

Tabela 2.5: Valores típicos de resistência térmica de estacas de concreto.

Tipo de disposição do tubo trocador de calor	R_p (m K / W)
Arranjo em tubo duplo U conectado à armadura	0,10 – 0,11
Arranjo em tubo triplo U conectado à armadura	0,07 – 0,08
Arranjo em tubo quádruplo U conectado à armadura	0,06

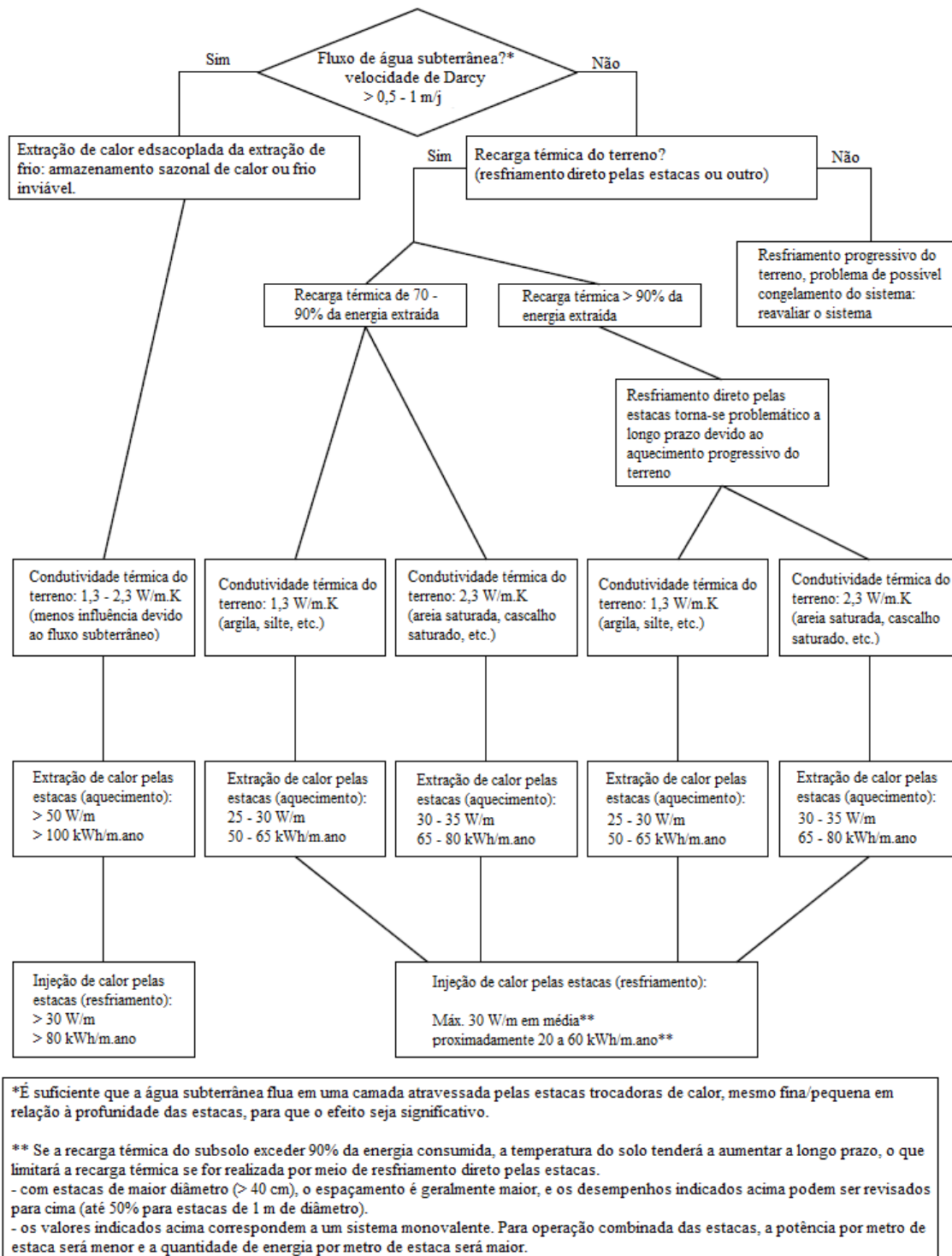
Fonte: Adaptado de Pahud (2007) *apud* Loveridge; Low e Powrie (2017).

Ainda no contexto do desempenho térmico, Loveridge (2012) dá ênfase a três principais aspectos sobre o desempenho térmico de estacas trocadoras de calor que, segundo a autora, ainda necessitam ser melhor investigados e compreendidos, sendo: a resposta térmica do solo nas proximidades da fundação, a resistência térmica do sistema solo-estaca e a aplicabilidade dos métodos de interpretação dos ensaios térmicos que existem, considerando o caso de estacas de maior diâmetro ($\phi > 300$ mm).

Cecinato e Loveridge (2015) desenvolveram estudo paramétrico sobre o desempenho térmico de estacas trocadoras de calor do tipo escavadas, visando identificar fatores de maior influência. Assim, os autores destacam que o aumento da velocidade de fluxo do fluido condutor de calor no interior dos tubos trocadores de calor não é significativo para o desempenho térmico e, destacam fatores de projeto como o número tubos na seção da estaca, comprimento da fundação e a condutividade térmica do concreto utilizado como os três fatores de projeto de maior influência.

Como recomendação para identificar e avaliar o potencial geotérmico de uma área na fase de estudo preliminar para a implantação de estacas trocadoras de calor, CFMS & Syntec (2017) recomendam a consideração do fluxograma apresentado na Figura 2.24 na definição da quantidade de energia mobilizada no campo a partir dessas estacas, sem que hajam alterações duradouras no subsolo.

Figura 2.24: Taxa de troca de calor em função das condições geotérmicas do subsolo.



Fonte: Adaptado de Fromentin et al., (1997) *apud* CFMS & Syntec (2017).

2.5.2 Comportamento Termomecânico

Tradicionalmente, uma fundação profunda é projetada de forma a resistir, em conjunto com o solo, aos esforços mecânicos oriundos da edificação. Assim, nas fundações por estacas a transferência da carga axial (aplicada na cabeça da estaca) acontece a partir da mobilização da

resistência por atrito lateral ao longo do fuste da estaca (interface solo-estaca) e, caso o atrito lateral não comporte toda carga aplicada, pode ser mobilizada a resistência de ponta.

Diferente das fundações convencionais, nas estacas trocadoras de calor há a transferência adicional de energia térmica a partir do elemento de fundação, provocando variações de temperatura na estaca devido às cargas térmicas impostas. Logo, os ciclos térmicos ocasionam deformações volumétricas termicamente induzidas (contração e dilatação) ao longo da estaca, que não são uniformes, dependem da resistência por atrito lateral na interface solo-estaca e ainda, se somam às deformações mecânicas (em regime elástico) devido às solicitações convencionais oriundas da estrutura, modificando a deformação total (ε_T). Portanto, a deformação de um elemento de fundação que também atua como trocador de calor pode ser quantificada a partir da Equação 32 (LALOU, MORENI e VULLIET (2003); SURYATRIYASTUTI; MROUEH e BURLON, 2012; BURLON et al, 2013).

$$\varepsilon_T = \varepsilon^e + \varepsilon^t \quad (32)$$

Onde,

ε_T – deformação total da estaca ($^{\circ}\text{C}^{-1}$);

ε^e – deformação elástica (ou mecânica) da estaca ($^{\circ}\text{C}^{-1}$);

ε^t – deformação térmica (observada) da estaca ($^{\circ}\text{C}^{-1}$).

A magnitude das deformações térmicas irá depender das interações na interface solo-estaca ao longo das camadas de solo atravessadas (restrições devido à rigidez do solo) e das condições de restrição das extremidades da estaca (cabeça e ponta), surgindo tensões térmicas máximas de diferentes intensidades ao longo da fundação. Desta forma, segundo Suryatriyastuti, Mroueh e Burlon (2012) e CFMS & Syntec (2017), a carga térmica em uma estaca trocadora de calor, está ligada à resposta mecânica deste tipo de fundação, como também modifica o estado de deformação inicial dos materiais envolvidos (concreto e solo).

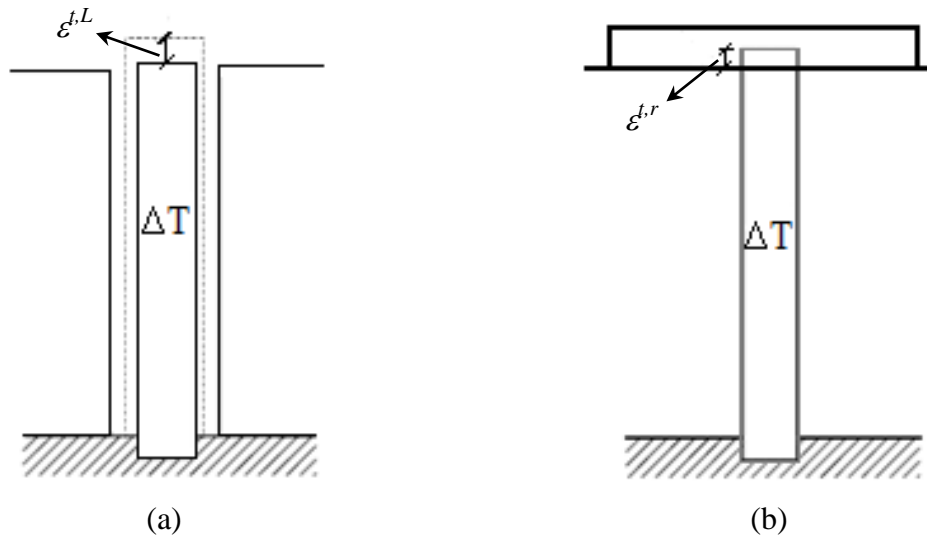
A deformação térmica axial livre ($\varepsilon^{t,L}$, Figura 2.25a) de uma estaca trocadora de calor devido a imposição de um gradiente térmico, é determinada pela Equação 33 e corresponde a deformação que a estaca sofreria se não houvesse interferência do solo ou da estrutura (SURYATRIYASTUTI; MROUEH e BURLON, 2012; BURLON et al, 2013; LALOU; MORENI e VULLIET (2003); AKROUCH, SÁNCHEZ e BRIAUD, 2014).

$$\varepsilon^{t,L} = \alpha_t \cdot \Delta T \quad (33)$$

Onde,

α_t – coeficiente de dilatação térmica da estaca trocadora de calor ($^{\circ}\text{C}^{-1}$).

Figura 2.25: Esquema das deformações térmicas em uma estaca.



Fonte: Adaptado de Laloui, Moreni e Vulliet (2003).

Segundo Suryatriyastuti, Mroueh e Burlon (2012), como os movimentos da estaca são restringidos pelo solo circundante, a deformação térmica ocorre principalmente no eixo vertical da estaca e os deslocamentos verticais associados não são uniformes. Assim, a deformação restringida da estaca ($\varepsilon^{t,r}$, Figura 2.25b) devido a um gradiente de temperatura é dada pela Equação 34 (LALOU; MORENI e VULLIET, 2003).

$$\varepsilon^{t,r} = \beta \cdot \alpha_t \cdot \Delta T \quad (34)$$

Onde,

β – grau de liberdade da estaca (Equação 35).

$$\beta = \frac{\varepsilon^{t,r}}{\varepsilon^{t,L}} \quad (35)$$

O parâmetro β quantifica o quão livre a estaca trocadora de calor é para se mover verticalmente, variando de 0 (estaca totalmente restrita) a 1 (estaca completamente livre). No entanto, o que realmente acontece é que β nunca será 1 no caso de fundações por estacas, pois sempre haverá restrição em relação ao solo circundante à estaca (devido a interação solo-estaca). Assim, quanto mais restrita pelo solo ou pela estrutura a fundação trocadora de calor for, menor será o valor de β (LALOU; MORENI e VULLIET, 2003).

Segundo Laloui, Moreni e Vulliet (2003), a deformação evitada, corresponde a diferença entre a deformação livre e a deformação restringida ($\varepsilon^{t,L} - \varepsilon^{t,r}$), ou seja, é a deformação térmica

que não ocorreu. Segundo os autores, esta parcela de deformação térmica é responsável pelo surgimento de reações verticais que são equilibradas por um aumento na tensão vertical da estaca, ou ainda, são responsáveis pelas tensões térmicas (σ_T) que surgem na estaca (Equação 36). A carga termicamente induzida pelas deformações evitadas (P_T) pode ser calculada a partir da Equação 37 (LALOU; MORENI e VULLIET, 2003; AKROUCH, SÁNCHEZ e BRIAUD, 2014).

$$\sigma_T = -E_{estaca} \cdot (\varepsilon^{t,L} - \varepsilon^{t,r}) = -E_{estaca} \cdot (\alpha_t \cdot \Delta T - \varepsilon^{t,r}) \quad (36)$$

$$P_T = -E_{estaca} \cdot A \cdot (\varepsilon^{t,L} - \varepsilon^{t,r}) = \sigma_T \cdot A_{transv}. \quad (37)$$

Onde,

E_{estaca} – módulo de Young da estaca (GPa, sinal negativo para compressão);

A_{transv} – área da seção transversal da estaca (m²).

As tensões térmicas (Equação 36) dependem da restrição que cada camada de solo impõe à deformação térmica da estaca. Assim, segundo Laloui; Moreni e Vulliet (2003), a tensão térmica (σ_T) também pode ser determinada em função dos graus de liberdade individuais (β_i) de cada camada de solo atravessada pela estaca (Equação 38), desde que haja sensores de deformação instalados ao longo da estaca, de forma a medir os respectivos deslocamentos evitados ($\varepsilon^{t,L} - \varepsilon^{t,r}$)_i.

$$\sigma_{T,i} = E_{estaca} \cdot \alpha_t \cdot \Delta T \cdot (\beta_i - 1) \quad (38)$$

Apesar da crescente aplicação de estacas trocadoras de calor como solução de fundação em diversas obras (a exemplo do novo terminal do aeroporto de Zurique na Suíça onde, de acordo com Pahud & Hubbuch (2007), foram instaladas mais de 300 estacas trocadoras de calor com diâmetros de 1 a 1,5 m), ainda são poucos os dados de monitoramento em serviço, como também ainda é limitado o entendimento sobre o comportamento geotécnico desta fundação frente à ciclos térmicos.

Existem diversos trabalhos na literatura com foco no estudo do comportamento termomecânico de fundações trocadoras de calor, compreendendo estudos numéricos e experimentais (em modelo reduzido e em escala real), considerando tanto estacas isoladas como grupo de estacas. Entretanto, Bourne-Webb, Freitas e Assunção (2019) consideram os ensaios experimentais em escala real como referência e assim, os autores destacam que os resultados dos estudos numéricos e de ensaios experimentais em pequena escala parecem não

representar fielmente as reais condições de contorno das estacas trocadoras de calor em campo (condições de restrições observadas nas estacas).

Assim, trabalhos experimentais como os de Laloui, Moreni e Vulliet (2003), Laloui, Nuth, e Vulliet (2006), Bourne-Webb et al. (2009), McCartney & Murphy (2012), Bourne-Webb, Amatya e Soga (2013), Akrouch, Sánchez e Briaud (2014), Murphy, McCartney e Henry (2015), Wang et al. (2015), Minouni, Lei e Laloui (2015), Rotta Loria, A. F. & Laloui (2017) e Sutman, Brettman e Olgun (2019) investigaram em condições reais de campo o comportamento termomecânico de estacas trocadoras de calor isoladas e em grupo, fornecendo importantes contribuições sobre a resposta térmica do solo e da estaca, as deformações desenvolvidas, a distribuição de carga e de resistência por atrito lateral.

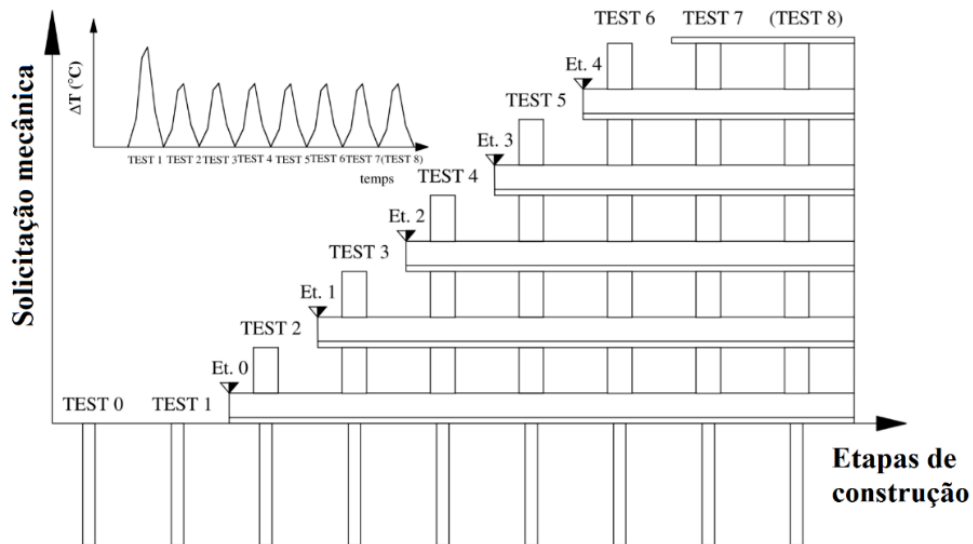
O trabalho de Laloui, Moreni e Vulliet (2003) é um dos pioneiros no tema e foi desenvolvido durante a construção do novo prédio da École Polytechnique Fédérale de Lausane, onde foram realizados ensaios térmicos nos intervalos de construção de cada pavimento do edifício. A Figura 2.26 apresenta esquematicamente as etapas de construção do edifício e a sequência de ensaios realizados por Laloui, Moreni e Vulliet (2003).

Laloui, Moreni e Vulliet (2003) verificaram que o deslocamento vertical máximo do topo da estaca trocadora de calor ocorreu na condição de topo livre (sem a imposição de carregamento na fundação), indicado na Figura 2.26 como teste 1, além de terem identificado um comportamento termo-linear durante os ciclos de aquecimento e resfriamento da estaca. Ou seja, para a estaca sem carregamento mecânico, as deformações induzidas pelo carregamento térmico foram reversíveis (no estudo em questão, o maior valor de carga térmica foi de $\Delta T = 22 \text{ }^\circ\text{C}$), visto que o atrito lateral não atingiu um nível que impedisse a estaca de voltar ao seu estado original (não houve plastificação). Na Figura 2.26b são apresentados os resultados do monitoramento dos deslocamentos nas etapas de construção do edifício e as elevações (deslocamentos verticais) da estaca trocadora de calor devido aos ciclos térmicos.

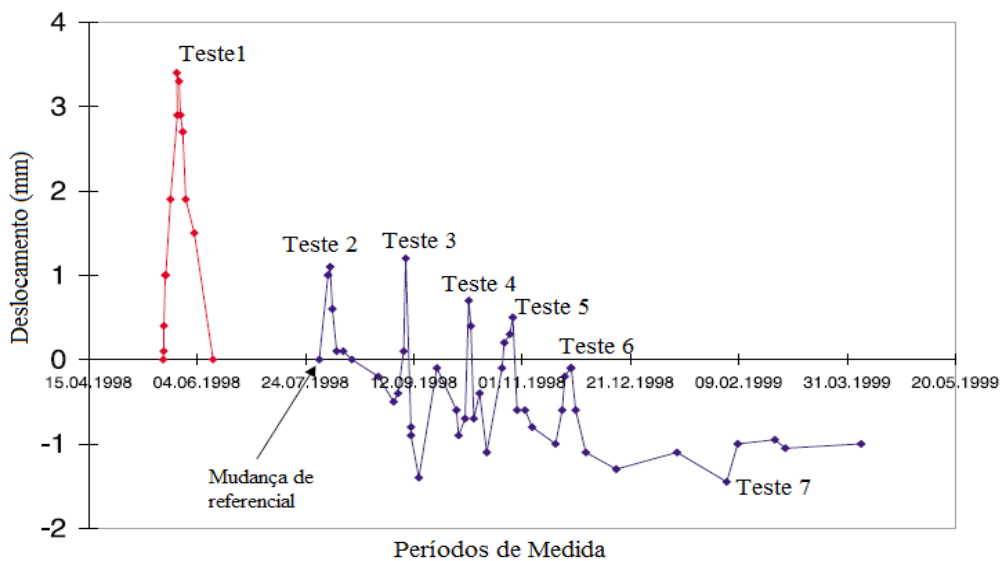
Para o caso da estaca trocadora de calor com carregamento no topo (a partir do teste 2 em diante, com carga térmica de aproximadamente $\Delta T = 15 \text{ }^\circ\text{C}$), Laloui, Moreni e Vulliet (2003) afirmam que as solicitações se alternam entre mecânicas e térmicas, se sobrepondo ao recalque causado pelo carregamento mecânico nos deslocamentos verticais reversíveis (dilatação vertical da estaca), Figura 2.26b. Neste caso, segundo os autores, a intensidade da expansão térmica foi relativamente maior que o recalque causado pelo carregamento mecânico na estaca (a carga máxima aplicada na cabeça da estaca foi de 1300 kN). Assim, os autores afirmam que embora não haja influência da solicitação térmica no recalque da estaca

(deslocamento descendente), há a movimentação considerável da cabeça da estaca, sendo este deslocamento reversível, visto que desaparece ao haver o resfriamento.

Figura 2.26: Esquema das etapas de construção do edifício e execução dos ensaios: (a) Programa de carregamento termomecânico na estaca trocadora de calor do edifício em função das etapas construtivas; (b) deslocamentos verticais medidos no topo da estaca durante os ciclos de carregamentos térmicos e mecânicos.



(a)



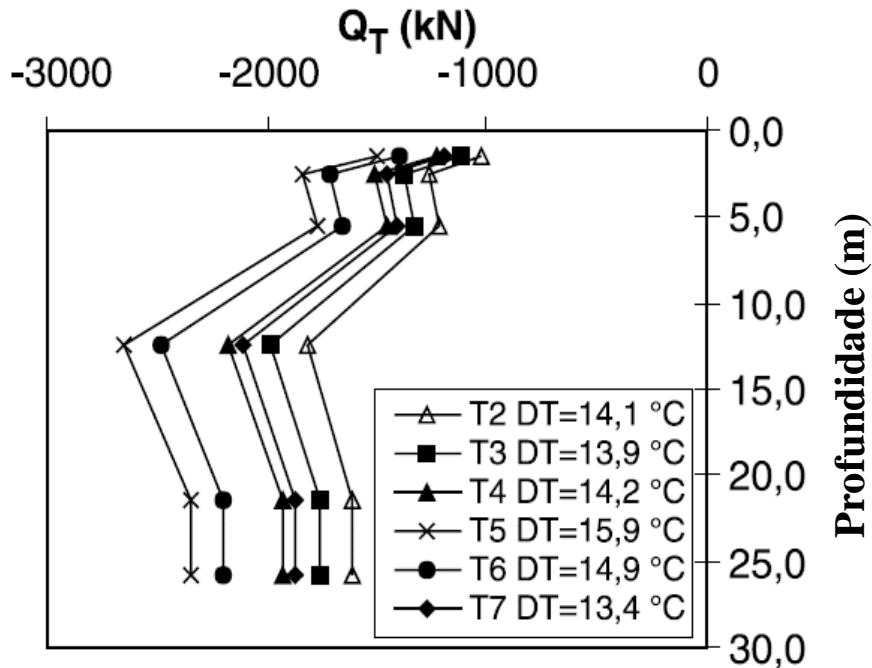
(b)

Fonte: Adaptado de Laloui, Moreni e Vulliet (2003).

Portanto, segundo Laloui, Moreni e Vulliet (2003) o aquecimento da estaca provocou o levantamento do topo desta, sendo uma parte devido à dilatação total e outra parte restringida pelo carregamento mecânico (devido à edificação, se houver), o que provocou um esforço adicional na estaca que é proporcional à deformação impedida. A Figura 2.27 apresenta as intensidades das cargas térmicas ao longo da estaca ensaiada pelos autores, sendo possível

notar que para a temperatura de 14 ° C surgiu uma carga da ordem de 1200 kN na cabeça da estaca e, em profundidade, excede 2000 kN. Ainda, a partir da comparação entre os resultados dos ensaios 5 e 6 (Figura 2.27), Laloui, Moreni e Vulliet (2003) mencionam que o aumento de 1 ° C na temperatura causou um incremento na força axial induzida da ordem de 100 kN.

Figura 2.27: Cargas axiais máximas termicamente induzidas ao longo da estaca trocadora de calor nos ensaios térmicos realizados por Laloui, Moreni e Vulliet (2003).

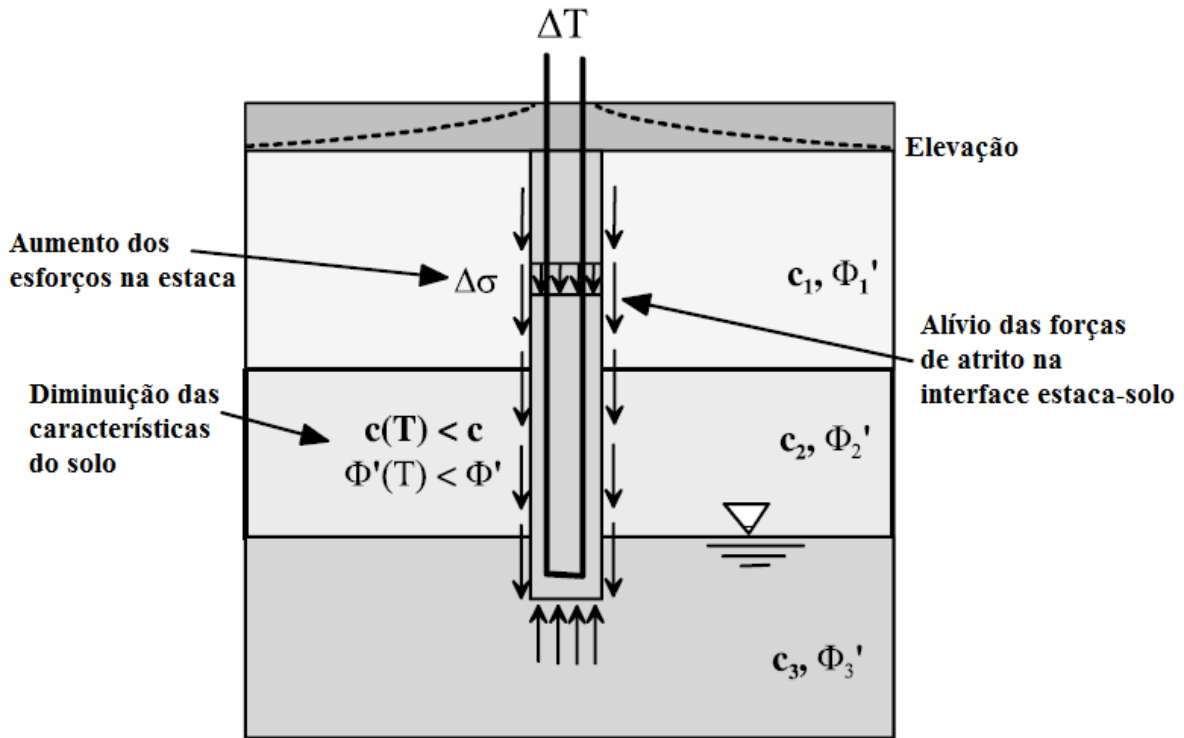


Fonte: Adaptado de Laloui, Moreni e Vulliet (2003).

Laloui, Moreni e Vulliet (2003) enfatizam ainda que o levantamento da estaca resultou na mobilização de forças cisalhantes laterais na interface solo-estaca que possuem direção oposta a das forças mobilizadas pelo recalque da estaca devido à imposição de carregamento mecânico no topo da estaca (solicitações da estrutura), que por sua vez atuaram aliviando a estaca, afetando a resistência do sistema.

Outras duas conclusões importantes de Laloui, Moreni e Vulliet (2003) são: os efeitos térmicos aumentam a solicitação na ponta da estaca, ao contrário das cargas mecânicas tradicionalmente impostas, que se concentram no topo da estaca e atenuam com a profundidade; as direções opostas dos deslocamentos da estaca (levantamento para o efeito térmico e recalque para o carregamento estático) não afetam a aderência na interface solo-estaca devido ao efeito da temperatura, ocorrendo apenas o alívio do atrito lateral durante o aquecimento. A Figura 2.28 sintetiza os principais efeitos provocados pela imposição de cargas térmicas em estacas trocadoras de calor segundo os autores.

Figura 2.28: Esquema do comportamento de uma estaca trocadora de calor.

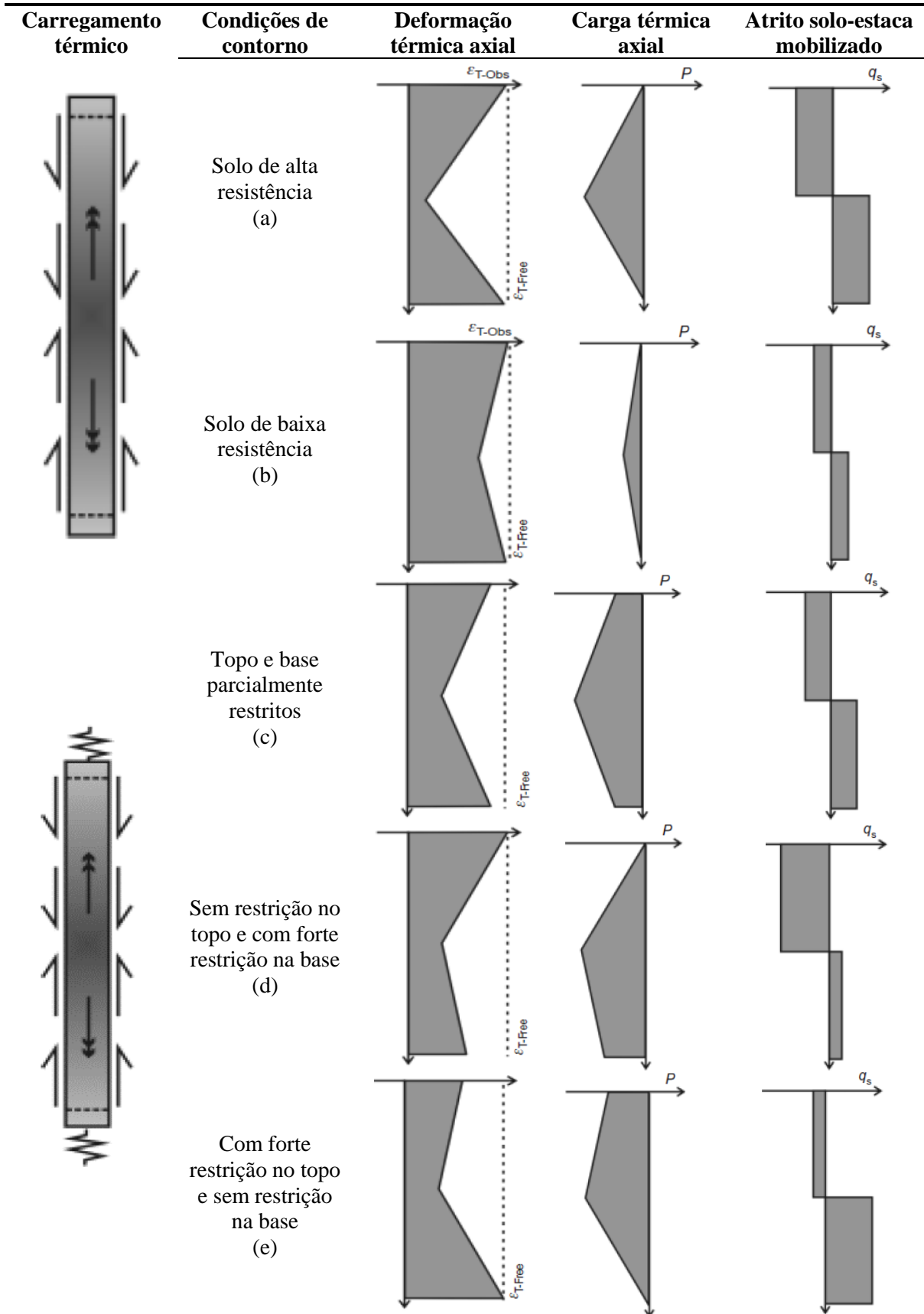


Fonte: Adaptado de Laloui, Moreni e Vulliet (2003).

Amatya et al. (2012) reanalisaram resultados de ensaios termomecânicos prévios realizados em estacas trocadoras de calor construídas nas cidades de Londres (Bourne-Webb et al., 2009), Lausane (Laloui, Nuth, e Vulliet, 2006) e Bad Schallerbach (Brandl, 2006) e propuseram um modelo aproximado para descrever a transferência da carga axial e da resistência por atrito lateral em estacas trocadoras de calor quando submetidas a ciclos térmicos de aquecimento e arrefecimento.

Para demonstrar a influência do tipo de solo (atrito lateral na interface solo-estaca, considerando camada única e homogênea) e das condições de restrição das extremidades (topo e ponta da estaca) na resposta axial de deformação, carga e atrito lateral de uma estaca trocadora de calor quando submetida a uma carga térmica, Amatya et al. (2012) apresentam os diagramas da Tabela 2.6, simulando a demanda térmica por arrefecimento (aquecimento da estaca, gerando expansão térmica) e em função da rigidez relativa da restrição final das extremidades da estaca (no topo e ponta): sem restrição (diagramas a e b) e com restrição (diagramas c, d e b).

Tabela 2.6: Perfis de deformação axial, carga axial e atrito lateral de uma estaca trocadora de calor, quando utilizada para suprir demanda por arrefecimento sem haver imposição de carga mecânica.

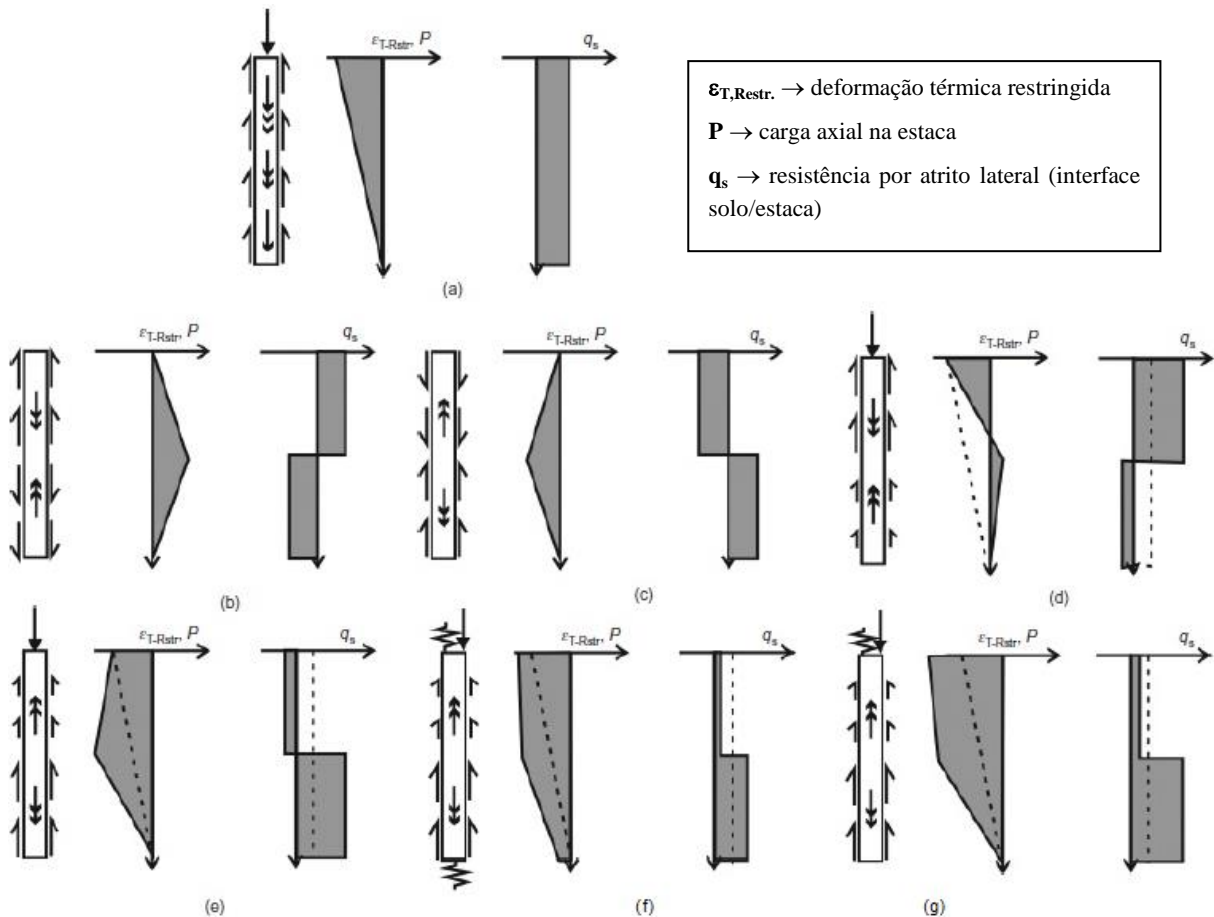


Fonte: Adaptado de Amatya et al., 2012.

Segundo os autores, a restrição final da estaca pode ser fornecida pelo carregamento imposto pela superestrutura, pela presença de camadas de solo de maior rigidez e até mesmo, ter influência do procedimento executivo da estaca (por exemplo, o processo de limpeza da região da ponta de estacas escavadas pode prejudicar as condições finais de restrição nesta região). Assim, a tensão resultante termicamente induzida e, portanto, a distribuição de cargas térmicas na fundação irá variar dependendo da rigidez relativa da restrição final da estaca, conforme diagramas apresentados na Tabela 2.6 (AMATYA et al., 2012).

Amatya et al. (2012) ainda apresenta os diagramas idealizados de transferência de carga e distribuição de atrito lateral da estaca da Figura 2.29, elaborados considerando camada única e uniforme de solo, carregamentos termomecânicos (cargas térmicas de resfriamento, aquecimento e carga mecânica axial de compressão), além das restrições nas extremidades da estaca (topo e ponta).

Figura 2.29: Transferência de carga e de atrito lateral em estaca executada em camada única de solo (atrito lateral uniforme com a profundidade) e considerando os seguintes carregamentos: (a) apenas carregamento mecânico, sem restrição; (b) térmico de aquecimento, sem restrição; (c) térmico de arrefecimento, sem restrição; (d) termomecânico de aquecimento e compressão, sem restrição; (e) termomecânico de arrefecimento e compressão, sem restrição; (f) termomecânico de arrefecimento e compressão, com restrição no topo e ponta; (g) termomecânico de arrefecimento e compressão, com restrição no topo da estaca e sem restrição na ponta.



Fonte: Adaptado de Amatya et al. (2012).

As Figura 2.29b e c apresentam o caso de estaca sem restrições nas extremidades (topo e base), submetida a cargas térmicas de resfriamento e de aquecimento, respectivamente. Nestes dois diagramas, é possível verificar o efeito da expansão e da contração da estaca no atrito lateral, sendo identificada, a partir da metade do comprimento da estaca, a inversão da direção de atuação do atrito lateral. Assim, ocorre a inversão do atrito (a estaca desloca mais em relação ao solo circundante) na metade inferior da estaca no resfriamento (Figura 2.29b) e na parte superior da estaca no aquecimento (Figura 2.29c), considerando um perfil de solo homogêneo.

Amatya et al. (2012) concordam com Laloui, Moreni e Vulliet (2003) de que quando as extremidades da estaca são impedidas de deslocar livremente durante a imposição de um carregamento térmico, são geradas cargas axiais adicionais (como mencionado anteriormente), que podem aumentar ou diminuir a carga axial total, conforme mostrado na Figura 2.29(d e e). Esta figura mostra que, para o caso da imposição de um carregamento mecânico axial de compressão no topo da estaca (simulando uma edificação, por exemplo) e uma carga térmica de resfriamento, ocorre redução gradual da carga axial de compressão ao longo da estaca e, a partir de certa profundidade, passa a ocorrer o aumento desta carga devido à superposição com o atrito invertido. E, no caso da Figura 2.29e acontece o inverso, a carga térmica é de aquecimento, a estaca expande e há o aumento da carga axial até cerca da metade do comprimento da estaca, devido à soma com o atrito lateral de sentido invertido e, a partir deste ponto, passa a ocorrer à redução desse esforço de compressão devido ao atrito lateral, podendo anular ou não a carga de compressão na ponta da estaca (dependendo da restrição).

Já os diagramas das Figura 2.29f e g ilustram a resposta da estaca à carga termomecânica combinada conforme as condições de restrição nas extremidades da estaca. Desta forma, Amatya et al. (2012) afirmam que, considerando o aquecimento da estaca (demanda por arrefecimento), as extremidades contidas impedem sua expansão livre quando aquecida, causando a geração de carga axial adicional e, conseqüente, aumentando da carga axial de compressão ao longo do comprimento da estaca. Caso haja restrição na ponta (Figura 2.29 f) surgirá uma carga axial de compressão nesta região devido à carga térmica. O aumento na carga de compressão em estacas trocadoras de calor deve ser levado em consideração no projeto do elemento estrutural de fundação.

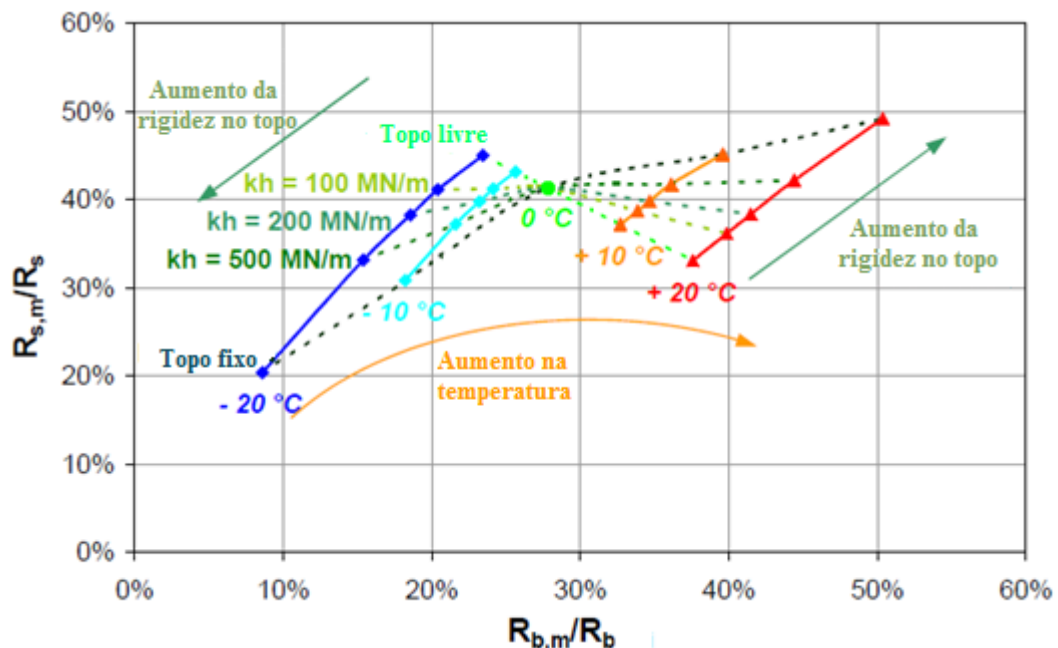
Assim, ao comparar as Figura 2.28 e Figura 2.29 fica clara a mudança que a combinação entre carga mecânica e térmica (carregamento termomecânico) proporciona na transferência de carga em uma estaca trocadora de calor, não existindo um padrão único de transferência

visto que o tipo e magnitude das cargas térmicas e mecânicas impostas, assim como, a resistência por atrito lateral na interface solo-estaca, é que ditam todo o comportamento de interação sendo, portanto, variável. Ainda relacionado às cargas térmicas, a não uniformidade na distribuição de temperatura interna em estacas trocadoras de calor também é um fator que influencia as deformações térmicas.

Similar a Amatya et al. (2012), Burlon et al. (2013) avaliaram os mecanismos de transferência de carga em estacas trocadoras de calor a partir de modelo numérico, baseado no equilíbrio mecânico teórico da estaca, considerando as demandas por aquecimento e arrefecimento de uma edificação (temperaturas uniformes na estaca variando entre $-12\text{ }^{\circ}\text{C}$ e $15\text{ }^{\circ}\text{C}$), assim como três diferentes condições de restrição impostas ao topo da fundação, sendo duas condições extremas: topo livre (rigidez da cabeça da estaca igual a zero) e topo fixo (rigidez infinita da cabeça da estaca). Burlon et al. (2013) destacam que a determinação da rigidez do topo da estaca é complexa e dependem de fatores estruturais e de interação entre estacas de um bloco (grupo), e assim, os autores modelaram diferentes valores de rigidez a partir de uma mola linear de rigidez k_h .

Assim, Burlon et al. (2013) apresentam conclusões sobre o comportamento de transferência de carga e deformações em estacas trocadoras de calor similares às de Amatya et al. (2012), detendo-se às análises em função das condições de rigidez no topo da estaca (Figura 2.30).

Figura 2.30: Resultados de razões de mobilização da resistência de ponta e por atrito lateral em diferentes condições de rigidez da cabeça da estaca e demanda térmica.

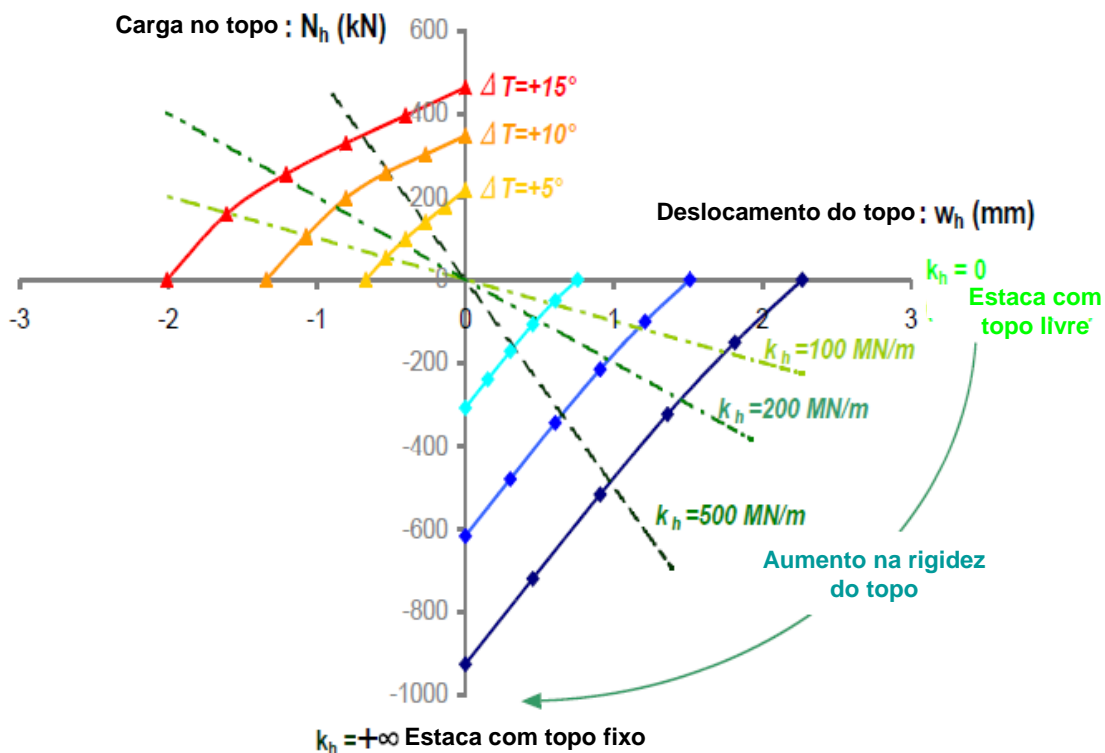


Fonte: Adaptado de Burlon et al. (2013).

Na Figura 2.30, Burlon et al. (2013) apresentam resultados de variação das razões entre resistência mobilizada (R_m) e resistência última (R), para as resistências de ponta (R_b) e por atrito lateral (R_s), em função do tipo de demanda térmica e da rigidez do topo da estaca, e concluem que a resistência de ponta é sistematicamente mobilizada quando a estaca é aquecida e passa a ser menos mobilizada quando há o resfriamento. Já em relação à resistência por atrito lateral, os autores mencionam que pode haver o aumento ou diminuição de acordo com a rigidez na cabeça da estaca.

Com base nas análises numéricas realizadas, Burlon et al. (2013) ainda propõem um diagrama para o auxílio em projetos de estacas trocadoras de calor, de forma a considerar as várias condições de restrição da cabeça da estaca e demandas térmicas por climatização (Figura 2.31). Neste diagrama, os autores apresentam o comportamento geral de uma estaca trocadora de calor em termos de deslocamento e força axial medidos na cabeça da estaca, em função de diferentes condições de temperatura e rigidez impostas à cabeça da estaca.

Figura 2.31: Diagrama para auxílio em projeto: comportamento geral de estacas trocadoras de calor.



Fonte: Adaptado de Bourlon et al. (2013).

Akrouch et al. (2014) estudou o impacto da temperatura no atrito lateral de uma estaca trocadora de calor instalada em solo argiloso, onde foram realizados ensaios de carregamento térmico e de tração. De acordo com os autores as tensões térmicas em uma estaca trocadora de calor acontecem em torno de um ponto neutro da estaca (NP). Este ponto é definido como

sendo a região da estaca onde não ocorrem mudanças no estado de tensão devido á solicitação térmica imposta. Assim, quando a estaca é aquecida, experimenta expansão térmica e se move para cima e para baixo do NP, ocorrendo o oposto quando a estaca é resfriada (contração).

Bourne-Webb e Freitas (2018) se referem ao NP como plano neutro, e o definem como a região na estaca trocadora de calor onde as forças axiais termicamente induzidas são balanceadas (são máximas), não há movimento relativo entre a estaca e o solo e a tensão cisalhante na interface solo-estaca inverte. Ainda segundo os autores, a posição do NP na estaca é variável, pois depende das condições de restrição das extremidades da estaca e da resistência por atrito lateral, além de ser determinante no deslocamento associado da estaca.

Neste contexto, Bourne-Webb e Freitas (2018) mencionam que para o caso ideal de atrito lateral uniforme, estaca sem restrição nas extremidades e sem carregamento mecânico aplicado, o NP ocorrerá na metade do comprimento da estaca, ou seja, $L_{NP}/L = 0,5$, sendo este o limite superior, pois a expansão do eixo da estaca é contida pelo solo. Entretanto, se ao invés disso, o atrito lateral cresce com a profundidade, então $0,5 \leq L_{NP}/L \leq 1$. Por exemplo, caso o atrito lateral cresça linearmente com a profundidade e não seja considerada resistência de ponta, $L_{NP}/L = 0,67$.

Com relação ao desempenho de estacas trocadoras de calor, Akrouch et al. (2014) mencionam que os deslocamentos a longo prazo (50 anos) podem chegar a ser 2,35 vezes maior que o de uma estaca convencional, considerando o mesmo perfil de solo; e como recomendação de projeto, os autores citam que a distribuição das estacas trocadoras de calor deve ser simétrica sob as estruturas da edificação, de forma a evitar assentamentos diferenciais e distorções devido a deformação induzida termicamente na estaca.

Brandl (2006) relata a construção de estacas trocadoras de calor em um centro de reabilitação como uma alternativa de redução de custos com sistemas de climatização. O autor menciona detalhes relativos tanto ao projeto do edifício (projeto de fundação, área construída e etc.) como também às instrumentações instaladas nas estacas trocadoras de calor. Assim, Brandl (2006) afirma que resultados do monitoramento realizado desde a época de execução das fundações mostraram que foram impostas tensões residuais às estacas trocadoras de calor antes da imposição de qualquer tipo de carregamento oriundo do edifício, sendo causado pela hidratação do cimento durante a cura do concreto fresco: após o pico de temperatura devido a reação exotérmica de hidratação, ocorreu contração térmica e causou uma redução temporária da tensão na ponta da estaca que, até certo ponto continuou por um curto período, mobilizando o atrito lateral simultaneamente.

2.6 Determinação das Propriedades Térmicas do Solo para o Projeto de Estacas Trocadoras de Calor

O projeto de fundações por estacas trocadoras de calor demanda o conhecimento de propriedades geotécnicas e térmicas dos materiais envolvidos (camadas de solo, concreto, tubos e fluido trocador de calor). Para o dimensionamento eficiente de uma fundação trocadora de calor, é essencial a determinação de parâmetros térmicos do subsolo como a temperatura natural, condutividade, capacidade e difusividade térmicas, além da resistência térmica da estaca trocadora de calor. Segundo Zarrella et al (2017), as propriedades térmicas do solo são os principais parâmetros para a determinação do comprimento de trocadores geotérmicos. A condutividade térmica do solo é o parâmetro que rege a condição de estabilidade térmica ou estado estacionário na transferência de calor (*steady-state*), enquanto a difusividade térmica se aplica a casos onde a temperatura varia com o tempo ou análise transferência de calor em estado transiente (FAROUKI, 1981). Esses parâmetros térmicos são dados de entrada em modelos teóricos e numéricos que são utilizados em previsões de comportamento e desempenho dessas estruturas, sendo a condutividade térmica o parâmetro comum a todos os tipos de análise.

De acordo com Lhendup, Aye e Fuller (2014), as propriedades térmicas do solo, mais especificamente a condutividade térmica, podem ser estimadas de forma direta a partir de dados da literatura (Tabela 2.2 e Tabela 2.3), via ensaios de laboratório ou de campo. Ainda podem ser citadas as formulações empíricas e semi-empíricas para a determinação da condutividade térmica (FAROUKI, 1981). Entretanto, diversos autores alertam que resultados obtidos por meio de correlações com dados da literatura e ensaios de laboratório podem não representar fielmente as propriedades térmicas reais de um perfil de solo, principalmente porque essas metodologias não consideram as reais camadas de solo que são atravessadas por sistemas GSHP, assim como a heterogeneidade do terreno, presença de fluxo de água subterrânea e entre outros (LHENDUP; AYE; FULLER, 2014; MIMOUNI; LEI; LALOUI, 2015; LOW; LOVERIDGE; POWRIE; NICHOLSON, 2015; LOW, 2016; VIEIRA et al., 2017).

2.6.1 Ensaios Térmicos de Laboratório

Os ensaios de laboratório representam uma metodologia simples, rápida e de baixo custo para a investigação preliminar da condutividade térmica de solos e rochas, visando o projeto de

sistemas GSHP. Para este fim, os ensaios térmicos de laboratório são classificados em duas categorias: ensaios estacionários (*steady-state*) e ensaios transientes (FAROUKI, 1981; LOW e LOVERIDGE, 2015; LOW, 2016; VIEIRA et al., 2017).

Nos ensaios baseados no método estacionário, um fluxo de calor unidirecional e constante é imposto a uma amostra de solo durante certo período de tempo, sendo monitorada a potência térmica fornecida e a diferença de temperatura ao longo da amostra até atingir uma distribuição de temperatura constante na amostra ou o estágio de estabilidade térmica (*steady-state*) (LOW, 2016). Neste método de ensaio, a condutividade térmica da amostra de solo é determinada diretamente a partir da Lei de Fourier para condução de calor, considerando o estágio de estabilidade térmica. Este tipo de ensaio térmico é mais longo devido ao maior tempo necessário para atingir a estabilidade térmica e, além disto, este tempo também varia em função das condições da amostra de solo analisada, podendo levar horas ou dias para se alcançar a estabilidade térmica (LOW e LOVERIDGE, 2015; VIEIRA et al., 2017).

Segundo Low (2016), os ensaios transientes são testes de menor tempo de duração, pois não é necessário atingir o *steady-state*, sendo obtida a condutividade térmica da amostra de solo a partir de seu aquecimento ou resfriamento em um intervalo de tempo pré-determinado. Assim, os ensaios transientes consistem na aplicação de uma potência térmica à amostra de solo ou rocha, sendo monitorada a evolução da temperatura ao longo do tempo e, então, esses dados são utilizados para a determinação da condutividade térmica a partir da equação da difusão de calor (LOW e LOVERIDGE, 2015).

Em termos de equipamento para ensaio, o ensaio em regime estacionário demanda equipamentos e controle mais minucioso, de forma a fornecer e manter o fluxo de calor desejado constante ao longo do ensaio, que pode durar dias. Ainda no ensaio estacionário, Vieira et al. (2017) destacam que as medidas médias de temperatura ao longo do tempo são feitas entre as extremidades quente e fria da amostra e, os autores ainda destacam que pode haver dificuldades neste tipo de ensaio devido às resistências de contato entre as superfícies da amostra. Já em relação aos ensaios transientes, Farouki (1981) destaca que são mais versáteis que os de regime estacionário e que podem ser facilmente executados, além de requererem muito menos tempo. Sobre os ensaios transientes Vieira et al. (2017) ainda acrescenta que a potência térmica do ensaio pode ser fornecida via fonte elétrica ou óptica, enquanto que a temperatura pode ser medida por contato (a exemplo do sensor do tipo termopar) ou sem contato (via infravermelho). Os ensaios transientes são os mais executados e, portanto, existem no mercado diversos equipamentos comerciais para a realização deste ensaio (VIEIRA et al., 2017).

Portanto, são detalhados a seguir os ensaios térmicos de laboratório do tipo Célula Térmica (*Thermal Cell*), que é classificado como um método de ensaio em regime estacionário; e o ensaio de Agulha Térmica (*Thermal Needle Probe*), que é um método transiente. Segundo Low e Loveridge (2015) e GSHPA (2012), ambos os métodos de ensaios são atualmente ensaios de laboratório recomendados e mais utilizados para estudos relacionados a sistemas GSHP.

2.6.1.1 *Thermal Cell*

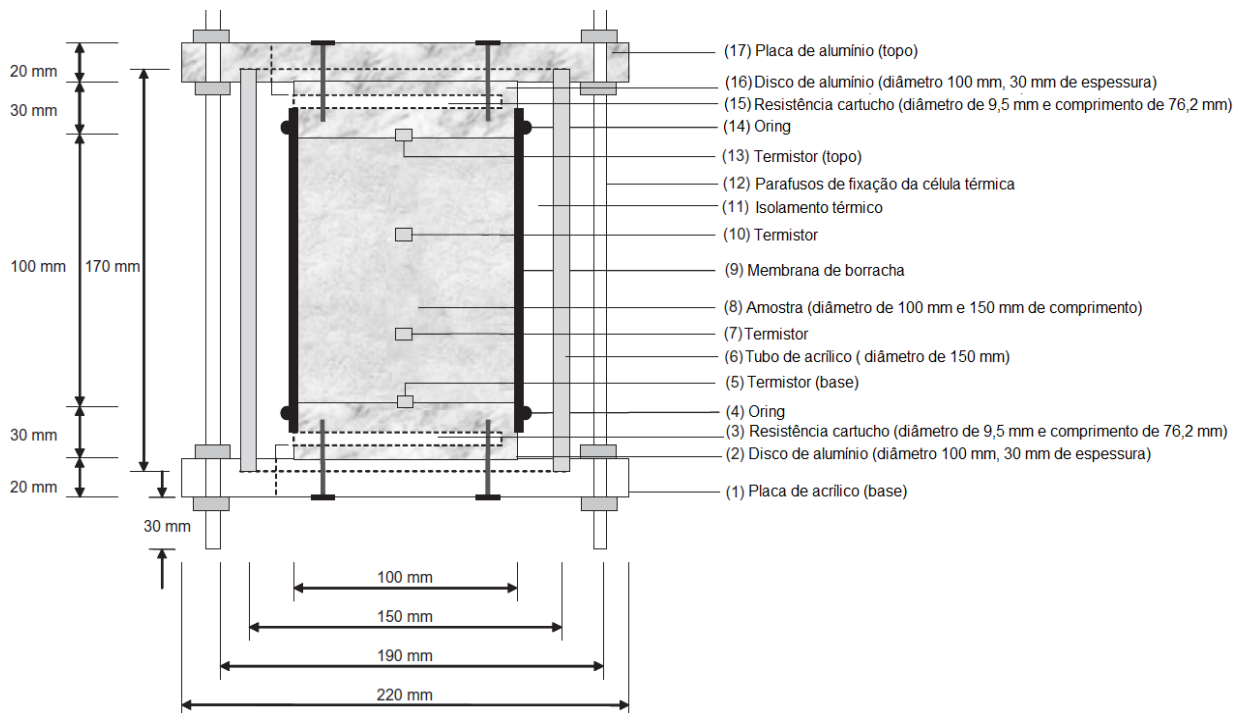
O ensaio *Thermal Cell*, ou Célula Térmica, foi inicialmente proposto por Clarke, Agab e Nicholson (2008), considerando os mecanismos de transferência de calor que ocorrem no subsolo e com base em técnicas normatizadas para medir a condutividade térmica de materiais da construção civil. Assim, Clarke, Agab e Nicholson (2008) propuseram equipamento, procedimento e forma de análise de um ensaio estacionário para a determinação direta da condutividade térmica do solo, com base na medida da potência térmica fornecida à amostra de solo e no monitoramento da temperatura ao longo da amostra. De acordo com Low (2016), o ensaio *thermal cell* é semelhante ao ensaio *guarded hot plate* (placa quente protegida), que também é um ensaio do tipo estacionário e normatizado pelas normas inglesas (British Standards Institution) BS EN 12664 (2001) e BS EN 12667 (2001). O ensaio *thermal cell* é recomendado pela *Ground Source Heat Pump Association* (GSHPA) como método de laboratório para a determinação da condutividade térmica dos solos.

Segundo Clarke, Agab e Nicholson (2008), o ensaio *thermal cell* foi desenvolvido para amostras de solo cilíndricas (com 100 mm de diâmetro) comumente obtidas nas investigações geotécnicas de campo. No ensaio, a amostra de solo é posicionada entre duas placas cilíndricas, que possuem resistências elétricas (resistências do tipo cartucho) embutidas que são controladas de forma a manter diferentes temperaturas nas placas ao longo do ensaio, e a superfície lateral da amostra é envolta radialmente por um material isolante térmico, de forma a minimizar a perda (ou ganho) radial de energia térmica. Assim, no ensaio *thermal cell*, é imposto um fluxo unidirecional de calor através da amostra (CLARKE; AGAB; NICHOLSON, 2008; LOW, 2016). A Figura 2.32 apresenta esquematicamente o equipamento e instrumentação do ensaio *thermal cell* desenvolvido por Clarke, Agab e Nicholson (2008).

Considerando o equipamento da Figura 2.32, Clarke, Agab e Nicholson (2008) destacam que além de impor um gradiente de temperatura à amostra de solo ensaiada, a função das placas de alumínio (ou discos) é também evitar qualquer alteração de umidade na amostra

(migração de água). Ainda em relação às placas de base e topo, Low (2016) menciona só ser necessário acionar a resistência elétrica da placa superior caso não seja possível manter a estabilidade da temperatura do ambiente em que o ensaio é realizado. Caso contrário, apenas a resistência situada na placa da base é acionada no ensaio. Clarke, Agab e Nicholson (2008) ainda destacam que durante o ensaio, são medidas as temperaturas no topo e base da amostra, do ambiente, a potência térmica fornecida às resistências podendo ainda, de forma facultativa, serem feitas medidas de temperatura em pontos do interior da amostra.

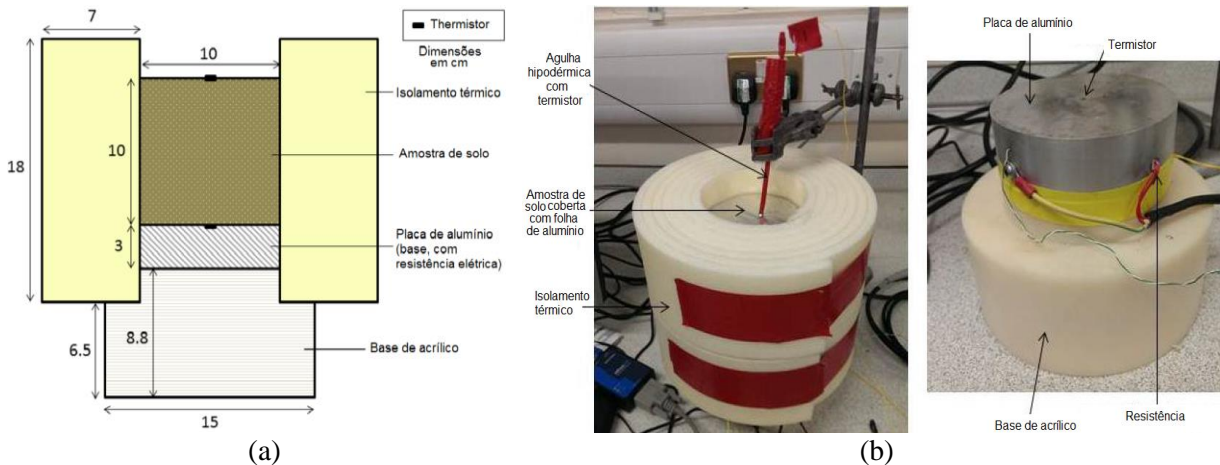
Figura 2.32: Equipamento do ensaio estacionário *thermal cell*.



Fonte: Adaptado de Clarke, Agab e Nicholson (2008).

Low (2016) desenvolveu equipamento para ensaio *thermal cell* com base no equipamento pioneiro de Clarke, Agab e Nicholson (2008), sendo nomeado de *UoS (University of Southampton) thermal cell*. Comparando os dois equipamentos, existem diferenças significativas que tonam o *UoS thermal cell* mais simples: apenas uma placa (disco) de alumínio na base da amostra e, conseqüentemente, apenas uma resistência elétrica no equipamento; camada de isolamento térmico radial (poliestireno expandido) e placa de acrílico da base mais espessas para minimizar as perdas de calor; dois pontos de medida de temperatura na amostra (topo e base); uso de uma folha de alumínio para evitar a perda de umidade da amostra. O esquema do equipamento *UoS thermal cell* é apresentado na Figura 2.33.

Figura 2.33: Equipamento *UoS thermal cell* desenvolvido por Low (2016): a) dimensões e b) configuração final.

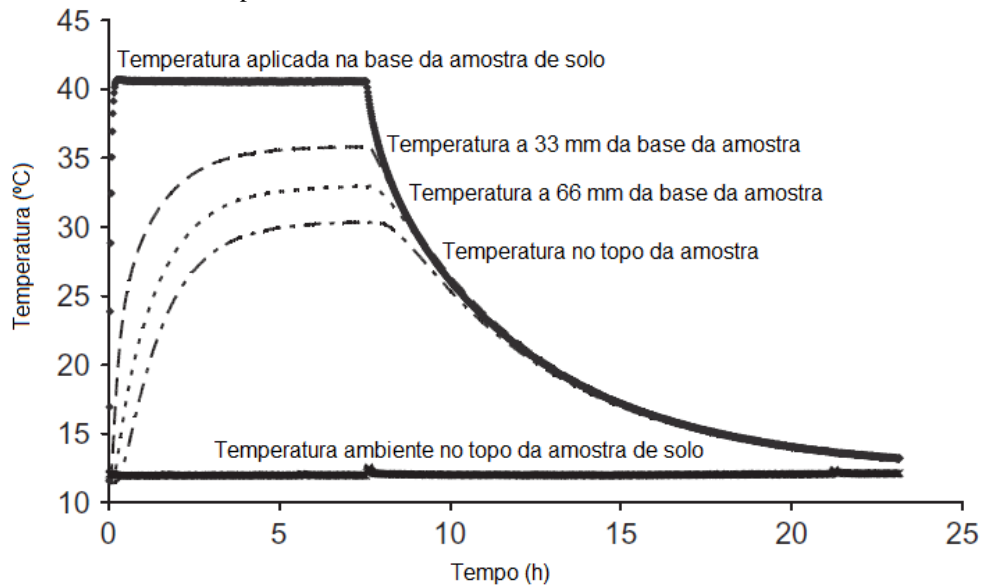


Fonte: Adaptado de Low (2016).

Tanto Clarke, Agab e Nicholson (2008), como Low (2016) e Low e Loveridge (2015), apresentam resultados de ensaios *thermal cell*, onde a temperatura imposta na base da amostra foi mantida em torno de 40°C ao longo do ensaio, a partir do acionamento e controle da resistência elétrica do tipo cartucho, e a temperatura ambiente foi monitorada. A Figura 2.34 apresenta um resultado típico de variação de temperatura na amostra em amostra de areia saturada e no ambiente durante ensaio *thermal cell* e, segundo Clarke, Agab e Nicholson (2008), é possível identificar quatro etapas distintas neste resultado:

- Fase 1: estabelecimento do fornecimento constante de calor na base da amostra, ou seja, alcance da temperatura de 40°C na base da amostra. No caso do resultado apresentado na Figura 2.34, ocorreu em 6 min;
- Fase 2: condições de estágio estacionário (*steady-state*) de transferência de calor dentro da amostra de solo, que no caso da Figura 2.34 levou em torno de 5 horas para ocorrer. Segundo Low (2016), o estágio estacionário de transferência de calor é alcançado quando a energia térmica fornecida para o aquecimento da amostra se torna constante;
- Fase 3: monitoramento e manutenção das condições estacionárias na transferência de calor no interior da amostra de solo;
- Fase 4: estágio final de monitoramento do resfriamento da amostra, após o desligamento da resistência térmica. Esta fase, comparada à fase de aquecimento, demanda maior tempo para a total recuperação térmica da amostra.

Figura 2.34: Resultado do ensaio *thermal cell* realizado em areia fina Leighton Buzzard saturada, com medida de temperatura nas extremidades e no interior da amostra.



Fonte: Adaptado de Clarke, Agab e Nicholson (2008).

A determinação da condutividade térmica da amostra de solo a partir da interpretação dos resultados do ensaio *thermal cell* (Figura 2.34) é feita a partir da Lei de Fourier para a condução de calor (Equação 07, item 2.2.2), considerando a condição de transferência de calor em regime estacionário, se conhecida a potência térmica fornecida à amostra de solo (CLARKE; AGAB; NICHOLSON, 2008; LOW, 2016; LOW e LOVERIDGE, 2015). A Equação 07 pode ser reescrita como a Equação 39 (método absoluto).

$$\dot{Q} = -\lambda_a \cdot A \frac{\Delta T}{L_a} \quad (39)$$

Onde,

\dot{Q} – calor transferido (W ou J/s),

λ_a – condutividade térmica da amostra de solo (w/m K),

A – é a área da seção transversal da amostra de solo (m²),

ΔT – diferença de temperatura (ou gradiente térmico) ao longo do comprimento da amostra de solo (°C),

L_a – comprimento da amostra de solo (m).

Caso não seja possível medir de forma precisa o fluxo de calor fornecido a amostra de solo (\dot{Q}) durante o ensaio, Clarke, Agab e Nicholson (2008) afirmam ser possível o uso da curva de resfriamento (fase 4 do ensaio, conforme Figura 2.34) para determinar o coeficiente de transferência de calor por convecção entre a parte superior da amostra de solo e o ar ($h_{conv,th}$) e

então determinar \dot{Q} . Esta abordagem de interpretação proposta por Clarke, Agab e Nicholson (2008) tem como base o método de capacitância concentrada (*lumped capacitance method*), que é válido apenas na condição de pequena diferença de temperatura no interior da amostra de solo comparada à diferença de temperatura entre a superfície da amostra e a temperatura do ambiente. Ou seja, o método só é válido no estado estacionário de transferência de calor, onde a resistência à transferência de calor no interior da amostra de solo é muito menor do que a resistência para a troca térmica entre a amostra de solo e o ambiente e, por isso, são usados nesta interpretação os dados de resfriamento no ensaio *thermal cell* (LOW, 2016).

Assim, no ensaio *thermal cell*, ao ser atingido o estado estacionário de transferência de calor, por conservação de energia, a energia transmitida através da amostra é igual à energia dissipada no topo desta sendo representada pela Equação 40, que pode ser reescrita na forma da Equação 41 (Low, 2016).

$$\frac{\lambda_a \cdot A}{L_a} (T_{base} - T_{topo}) = h_{conv,th} \cdot A (T_{topo} - T_{amb}) \quad (40)$$

$$\frac{T_{base} - T_{topo}}{T_{topo} - T_{amb}} = \frac{h_{conv,th} \cdot L_a}{\lambda_a} = Bi < 0,1 \quad (41)$$

Onde,

T_{base} – é a temperatura na base da amostra de solo (°C);

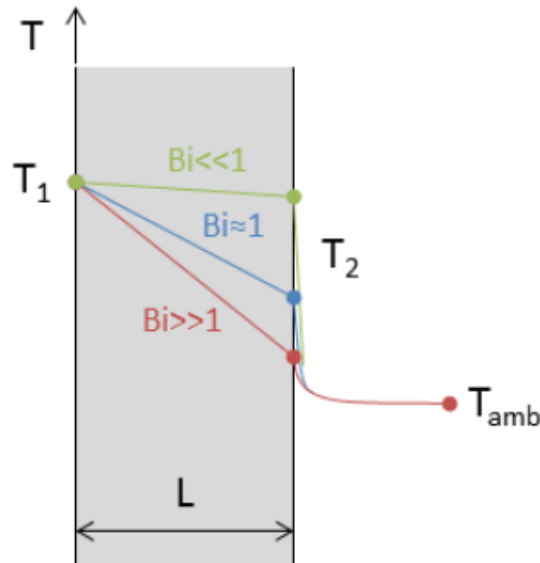
T_{topo} – é a temperatura no topo da amostra de solo (°C);

T_{amb} – é a temperatura do ambiente onde o ensaio é realizado (°C);

Bi – é o número de Biot (Equação 41).

O número de Biot é um parâmetro adimensional que relaciona a transferência de calor considerando a interface sólido/fluido, sendo a razão entre as transferências por convecção e por condução (Equação 41). Segundo Low (2016), quando $Bi \ll 1$ indica que a diferença de temperatura através do sólido é menor do que a diferença de temperatura entre o sólido e o fluido, podendo ser considerado que o sólido possui temperatura uniforme (isotérmico). Assim, de acordo com Incopera et al. (2007) *apud* Low (2016), o método de capacitância concentrada só tem validade se $Bi < 0,1$. A Figura 2.35 representa a distribuição de temperatura numa parede, considerando estado estacionário de transferência de calor e convecção na superfície externa, em função de Bi .

Figura 2.35: Efeito de Bi na distribuição de temperatura em estado estacionário em uma parede plana.



Fonte: Incopera et al. (2007) *apud* Low (2016).

Clarke, Agab e Nicholson (2008) reforçam o uso do método de capacitância concentrada nos resultados da curva de recuperação térmica ao afirmarem que evidências experimentais comprovam que a condição de pequena diferença de temperatura ao longo da amostra de solo é encontrada algum tempo após a amostra iniciar a resfriar. Assim, quando satisfeita a condição de estado estacionário na transferência de calor, a temperatura do solo no tempo t é dada pela Equação 42 (a partir da conservação de energia):

$$T = T_{amb} + (T_0 - T_{amb}) \cdot \exp\left(-\frac{A \cdot h_{conv,th}}{c_g \cdot m} \cdot t\right) \quad (42)$$

Onde,

T – temperatura na base da amostra de solo ($^{\circ}\text{C}$);

T_0 – temperatura do solo em $t = 0$ s, ou no início da recuperação térmica ($^{\circ}\text{C}$);

m – massa total de solo (kg);

c_g – capacidade térmica específica gravimétrica do solo ($\text{J}/\text{kg}^{\circ}\text{C}$);

t – tempo após o início da recuperação térmica da amostra de solo (s).

O produto $m \cdot c_g$ pode ser estimado a partir do conhecimento das capacidades térmicas específicas gravimétricas de cada fase que constitui o solo, assim como a relação em massa (Equação 43).

$$c_g \cdot m = (c_g \cdot m)_{\text{sólidos}} + (c_g \cdot m)_{\text{água}} \quad (43)$$

De acordo com Low e Loveridge (2015), a Equação 42 descreve o decaimento teórico da temperatura da amostra de solo na fase de recuperação térmica do ensaio *thermal cell*. Assim, conhecida a capacidade térmica da amostra de solo (determinada pela Equação 43), é feito o ajuste da curva teórica de temperatura (Equação 42) aos dados experimentais de resfriamento, a partir da adoção de valores para $h_{conv,th}$ até que se encontre o melhor ajuste entre as curvas experimental e teórica.

Portanto, considerando o princípio da conservação de energia, que a amostra possui isolamento térmico radial, conhecido o valor de $h_{conv,th}$ e os dados de temperatura, volta-se a Equação 40 (que pode ser reescrita como a Equação 44) e é obtida a condutividade térmica da amostra de solo (CLARKE; AGAB; NICHOLSON, 2008; LOW, 2016; LOW e LOVERIDGE, 2015).

$$\frac{\lambda_a \cdot A}{d_a} (T_{base} - T_{topo}) = h_{conv,th} \cdot A (T_{topo} - T_{amb}) \quad (44)$$

Todavia, Low e Loveridge (2015) enfatizam que a interpretação do ensaio *thermal cell* via método da capacitância concentrada introduz um erro associado à estimativa da capacidade térmica específica de constituintes do solo que podem não ser de conhecimento preciso.

Em relação às vantagens associadas ao ensaio estacionário *thermal cell*, são comumente destacadas: a versatilidade do ensaio em relação às amostras de solo que podem ser testadas, visto que é possível utilizar amostras comumente obtidas em investigações geotécnicas; maior área solicitada termicamente em relação aos ensaios transientes; é adequado a qualquer tipo de solo ou rocha; equipamento relativamente simples. Entretanto, como desvantagens diversos autores sempre destacam o maior tempo de ensaio (cerca de 24h, a depender da amostra de solo) e, como consequência, a migração de umidade em amostras não saturadas.

Baseados em estudos comparativos, Vieira et al. (2017) ainda mencionam que o ensaio *thermal cell* superestimam os resultados encontrados em métodos transientes, chegando a ser 50% superior. Ainda segundo os autores, tal diferença é devido a perdas de energia térmica não controladas no ensaio. Low e Loveridge (2015) também encontraram diferenças da ordem de 40 a 50% entre resultados de ensaios *thermal cell* e *Thermal needle probe*, também associando a causa deste erro às perdas de energia térmica que ocorrem no ensaio.

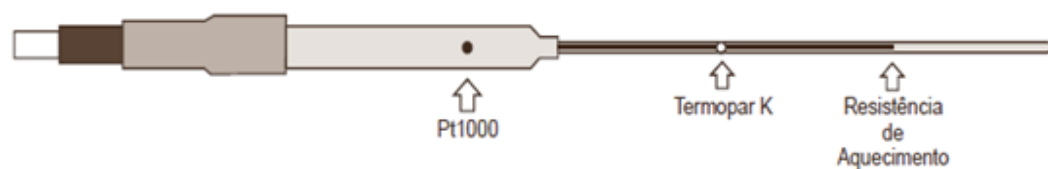
2.6.1.2 *Thermal needle probe*

O ensaio *thermal needle probe* (sonda linear ou agulha térmica) é um dos ensaios térmicos transientes mais utilizados para determinar a condutividade térmica de solos, devido à rapidez

e facilidade de análise, podendo ser realizado em laboratório (em amostras deformadas e indeformadas) e no campo, a partir de equipamentos portáteis disponíveis no mercado. Segundo Vries e Peck (1958) *apud* Farouki (1981), este ensaio transiente foi proposto por Schleiermacher in 1888. Atualmente, o ensaio *thermal needle probe* é recomendado pela *Ground Source Heat Pump Association* e pela *American Society of Testing Materials* como método transiente para a determinação da condutividade térmica de solos e rochas (GSHPA, 2012; ASTM, 2014). De Moel et al (2010) menciona que este ensaio é bastante utilizado para a determinação das propriedades térmicas de solos e rochas.

Neste ensaio, é utilizada uma sonda térmica (ou agulha) fina e longa, que causa pequena perturbação na amostra de solo, e contém uma fonte de calor (aquecedor) ao longo do seu comprimento, um termopar e um termoresistor (sensor de temperatura de referência), conforme modelo apresentado na Figura 2.36 (FAROUKI, 1981; LOW, 2016).

Figura 2.36: Sonda térmica Huseflux modelo TP – 08.



Fonte: Motta (2012).

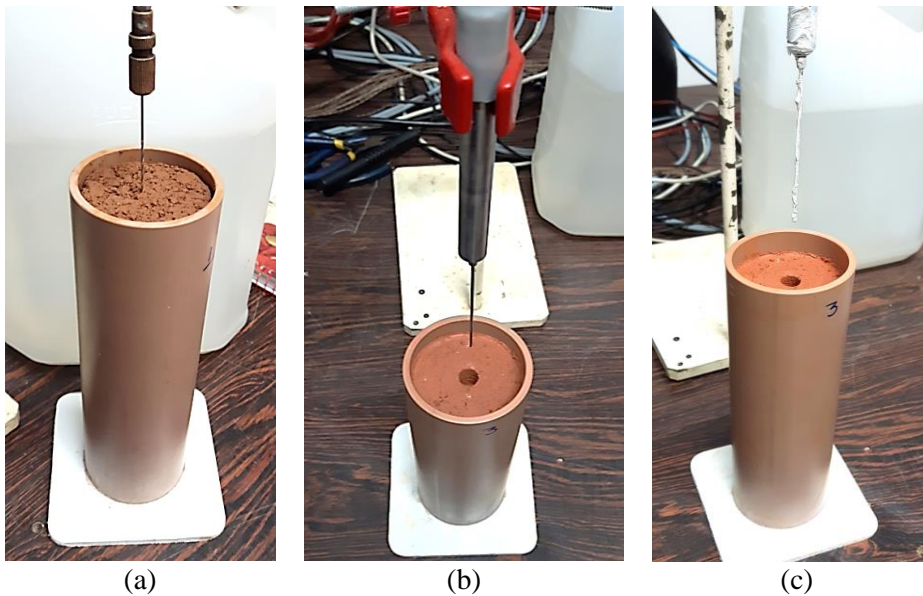
Assim, Farouki (1981) define a sonda térmica (Figura 2.36) como um aquecedor que produz energia térmica à taxa constante, sendo a temperatura monitorada a partir dos sensores térmicos inseridos na própria sonda (termopar e termistor). A norma D5334-14 da ASTM (2014) especifica equipamento (diâmetro e comprimento da sonda), dimensões da amostra, tempo de duração (30 a 60 s para amostras com diâmetro menor que 2,54 cm segundo a ASTM, 2014) e método de análise do ensaio *thermal needle probe*.

Portanto, ensaio consiste em medir a taxa de aumento da temperatura de uma amostra de solo (ou rocha) devido a uma fonte de calor linear, sendo a amostra considerada como um meio infinito e homogêneo (TANG; CUI; LE, 2008; DE MOEL et al., 2010; ASTM, 2014; LOW et al., 2015). O ensaio é realizado a partir da inserção da sonda térmica na amostra de solo que, segundo Vieira et al. (2017), pode ser inserida diretamente (no caso de solos fofos) ou necessitar a realização de perfuração prévia (no caso de solos duros ou compactos). A ASTM (2014) recomenda a utilização de material específico para melhorar o contato térmico entre solo e a sonda (como exemplo, a graxa térmica) no caso de solos duros ou compactos, onde é necessário realizar perfuração antes da inserção da sonda. A Figura 2.37 apresenta as

etapas para inserção da sonda térmica quando são utilizadas amostras de solos duros ou compactos.

Após o posicionamento da sonda na amostra, o ensaio inicia a partir do fornecimento de energia elétrica à sonda (corrente e tensão elétrica constante), que é aquecida, sendo registrada a evolução de temperatura *versus* o tempo decorrido, de modo que a variação de temperatura seja menor que 10 K em 1000 s (ASTM,2014; LOW, 2016). Segundo Farouki (1981), a taxa de aumento da temperatura na sonda depende da condutividade térmica da amostra de solo ensaiada.

Figura 2.37: Realização de pré-furo em amostra de solo para realização do ensaio *thermal needle probe*: (a) ferramenta de perfuração, (b) verificação do posicionamento da sonda térmica e (c) uso de graxa térmica.



Fonte: própria autora.

Como aferição inicial, a norma D5334-14 da ASTM (2014) aconselha a calibração prévia da sonda térmica com um ou mais materiais com valores de condutividade térmica conhecidas (glicerina, areia seca de Ottawa ou solução de água com ágar) e dentro da faixa dos materiais que serão ensaiados, que comumente varia de $0,2 < \lambda < 5$ W/m K. A ASTM (2014) ainda enfatiza que a etapa prévia de calibração é especialmente importante quando são utilizadas sondas térmicas de maior diâmetro (isto é, $d > 2,54$ mm). O fator de calibração (CF) é determinado a partir da Equação 45 (ASTM, 2014).

$$CF = \frac{\lambda_{material}}{\lambda_{medido}} \quad (45)$$

Onde,

$\lambda_{material}$ – é o valor de condutividade térmica conhecido do material utilizado para calibração (W/m°C);

λ_{medido} – é o valor de condutividade térmica medido na calibração (W/m°C).

Segundo Farouki (1981) a interpretação do ensaio *thermal needle probe* é baseada na teoria da fonte de calor linear infinitamente longa e fina, em meio semi-infinito, homogêneo e isotrópico. Assim, segundo o autor, o calor fluindo como uma fonte (a partir da sonda) e através de um meio com difusividade térmica α , está de acordo com a equação geral de Fourier para condução de calor (Equação 13). Entretanto, considerando fluxo de calor unidimensional na direção x , a Equação 13 pode ser reescrita como a Equação 46 e, da mesma forma, a Equação 14 (em coordenadas cilíndricas) reescrita como a Equação 47.

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (46)$$

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r_l^2} + \frac{1}{r_l} \cdot \frac{\partial T}{\partial r_l} \right) \quad (47)$$

Onde,

r_l – é a distância radial da fonte linear de calor ou sonda térmica (m).

Assim, se uma taxa constante de calor (q), por unidade de comprimento, é aplicada à sonda térmica de massa desprezível durante um período de tempo, a resposta de temperatura (ΔT) no meio será numericamente igual à Equação 48 (CARLSAW e JAEGER (1959) *apud* FAROUKI, 1981; ASTM, 2014):

$$\Delta T = \frac{q}{4\pi\lambda} \left[-Ei \left(-\frac{r_l^2}{4\alpha t} \right) \right] \quad 0 < t \leq t_1 \quad (48)$$

Onde,

Ei – é a integral exponencial (definida pela Equação 49, de acordo com Abramowitz e Stegun, 1972 *apud* Low, 2016);

t_1 – é o tempo de aquecimento da sonda no ensaio.

$$-Ei(-x) = \int_x^{\infty} \frac{e^{-u}}{u} du \quad (49)$$

No caso de medidas de condutividade realizadas a partir de dados referentes a fase de resfriamento da amostra (*recovery phase*), ou seja, após ser encerrado o fornecimento de energia térmica pela sonda, a temperatura observada pode ser descrita pela Equação 50 (ASTM, 2014; LOW, 2016).

$$\Delta T = -\frac{q}{4\pi\lambda} \left[-Ei\left(-\frac{r_l^2}{4\alpha t}\right) + Ei\left(-\frac{r_l^2}{4\alpha(t-t_1)}\right) \right] \quad t > t_1 \quad (50)$$

Portanto, a ASTM (2014) menciona que as Equações 48 e 50 são as formas mais precisas e diretas para o cálculo da condutividade térmica, a partir dos dados obtidos no ensaio *thermal needle probe*. Entretanto, as equações 48 e 50 não podem ser resolvidas para λ e α explícitos, sendo necessário utilizar a técnica da inversão de mínimos quadrados não linear, ou ainda, realizar uma análise simplificada que aproxima a integral exponencial (*Ei*) das Equações 48 e 50 pelo termo mais significativo de suas respectivas expansões em série, Equação 51, para pequenos valores de x , que é o caso quando t é grande (LOW, 2016). Assim, esta simplificação permite obter as Equações 52 e 53 para os períodos de aquecimento e resfriamento, respectivamente (ASTM, 2014; LOW, 2016).

$$Ei(-x) \approx \gamma + \ln(x) \quad (51)$$

$$\Delta T \cong \frac{q}{4\pi\lambda} \ln(t) + B \quad 0 < t \leq t_1 \quad (52)$$

$$\Delta T \cong \frac{q}{4\pi\lambda} \ln\left(\frac{t}{t-t_1}\right) + B \quad t > t_1 \quad (53)$$

Onde,

γ – constante de Euler ($\gamma = 0,5772$),

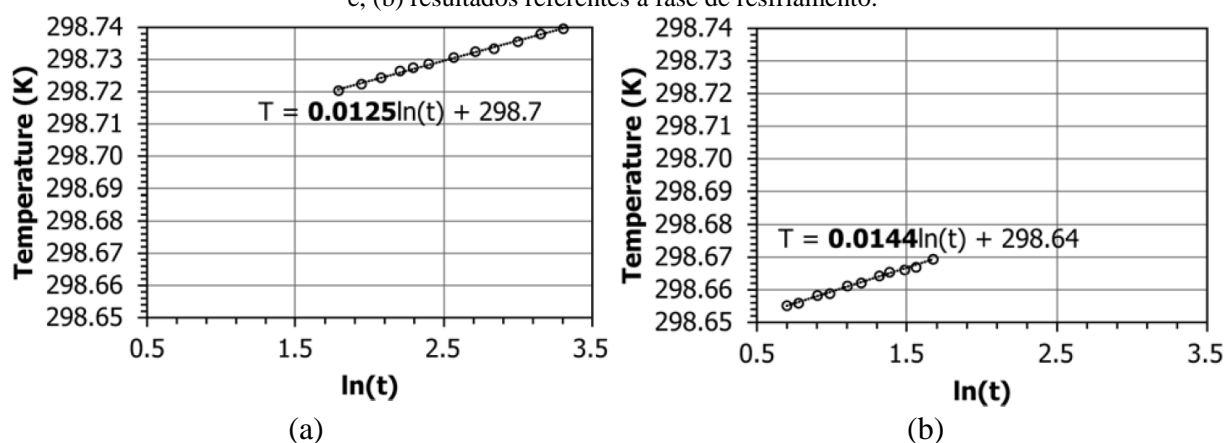
B – constante.

Assim, a partir do método simplificado de análise e utilizando os dados obtidos no ensaio *thermal needle probe* (temperatura e tempo), é determinada a inclinação da região linear do gráfico de temperatura (T) versus $\ln(t)$ para a etapa de aquecimento (k_a), conforme

apresentado na Figura 2.38a e, se realizada, a inclinação da região linear do gráfico temperatura (T) versus $\ln [t/(t - t_1)]$ para a etapa de resfriamento (k_r), conforme Figura 2.38b.

A ASTM (2014) destaca ainda que as proporções inicial (fase de aquecimento) e final (fase de resfriamento) dos dados obtidos no ensaio (seções não lineares do gráfico) não devem ser utilizadas para a obtenção da condutividade térmica, pois representam condições transitórias e efeitos das condições de contorno (dimensões finitas da sonda e da amostra). Assim, para sondas térmicas de pequeno diâmetro ($d \leq 2,54$ mm), a ASTM (2014) recomenda que sejam descartados de 10 a 30 s iniciais de dados, considerando a fase de aquecimento e, se utilizado, de resfriamento. Para sondas térmicas de maior diâmetro, é necessário plotar os dados obtidos em um gráfico semi-log e identificar a duração da parte não linear (transitória) dos dados que devem ser excluídos.

Figura 2.38: Resultados típicos do ensaio *thermal needle probe*: (a) resultados referentes a fase de aquecimento e, (b) resultados referentes a fase de resfriamento.



Fonte: ASTM (2014).

Portanto, de posse das inclinações (k_a e k_r) das proporções lineares dos gráficos temperatura (T) versus $\ln(t)$, para aquecimento e, temperatura (T) versus $\ln [t/(t - t_1)]$, para resfriamento, é determinado o coeficiente K , que é a média de k_a e k_r , caso o ensaio tenha sido realizado com as fases de aquecimento e resfriamento ou, é $K = k_a$ se os dados referem-se apenas a fase de aquecimento. A condutividade térmica é calculada a partir da Equação 54 (ASTM, 2014).

$$\lambda = \frac{CF \cdot q}{4\pi\Delta T} \times \ln(t_2 - t_1) = \frac{CF \cdot q}{4\pi K} \quad (54)$$

Onde,

q - potência utilizada no ensaio (W/m)

K - coeficiente angular linear médio, considerando k_a e k_r (fases de aquecimento e resfriamento).

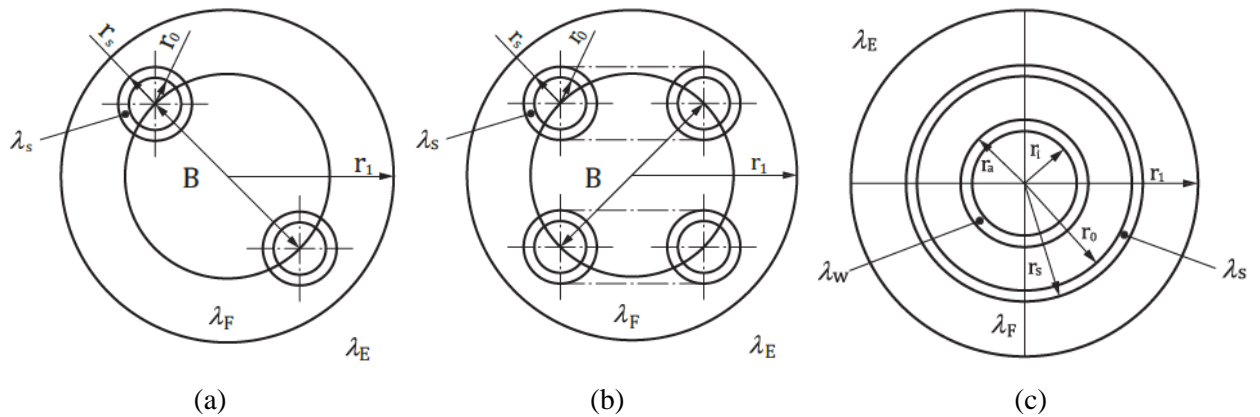
2.6.2 Teste de Resposta Térmica (TRT)

Segundo Mimouni, Lei e Laloui (2015), os métodos tradicionalmente utilizados para a determinação de propriedades térmicas do solo não fornecem resultados correspondentes à escala operacional de sistemas GSHP, que podem ter circuitos primários profundos, atingindo de 10 a 100 m de profundidade. O valor de condutividade térmica do solo varia de acordo com o método utilizado para a determinação visto que sempre existem divergências entre resultados, sendo sempre menores os resultados obtidos a partir de tabelas da literatura do que os resultados obtidos por ensaio de campo (MARCOTT e PASQUIER, 2008; LHENDUP, AYE e FULLER, 2014). Assim, Mattsson, Steinmann e Laloui (2008) e Olgun e McCartney (2014) afirmam que o teste de resposta térmica (ensaio TRT) é um bom método para determinar as propriedades térmicas do solo, pois as condições de água subterrânea, índices físicos, composição mineralógica e química e entre outras possíveis perturbações do subsolo são automaticamente incluídas nos resultados.

O teste de resposta térmica, “*Thermal Response Test*” ou ensaio TRT, é um ensaio térmico de campo para estimar as propriedades térmicas de furos trocadores de calor e do solo que os envolve, a fim de fornecer dados para o projeto e previsão do desempenho de sistemas trocadores de calor geotérmicos. Mongensen (1983) *apud* Gehlin (2002) foi o primeiro a apresentar o ensaio TRT como método para a determinação das propriedades térmicas necessárias ao dimensionamento de furos trocadores de calor. A norma inglesa BS EN ISO 17628/2015 (CEN, 2015) define furos trocadores de calor como poços com até 400 m de profundidade e 200 mm de diâmetro, que possuem um ou dois tubos em U ou um tubo coaxial onde circula o fluido trocador de calor (Figura 2.39).

Dentre os resultados do ensaio TRT, os mais importantes são a condutividade térmica efetiva do subsolo (λ_{eff}), até a profundidade investigada e, a resistência térmica do furo (R_f) (GHELIN, 2002; MARCOTT; PASQUIER, 2008; RAYMOND; THERRIEN; GOSSELIN; LEFEBVRE, 2011; LOVERIDGE, 2012; IEA-ECES, 2013; LOVERIDGE; POWRIE; NICHOLSON, 2014). A Figura 2.40 apresenta esquematicamente o conceito de resistência térmica de um furo trocador de calor.

Figura 2.39: Seção transversal de furos trocadores de calor, de acordo com a configuração dos tubos trocadores de calor: a) tubo em U simples, b) tubo em U duplo e c) tubo coaxial.

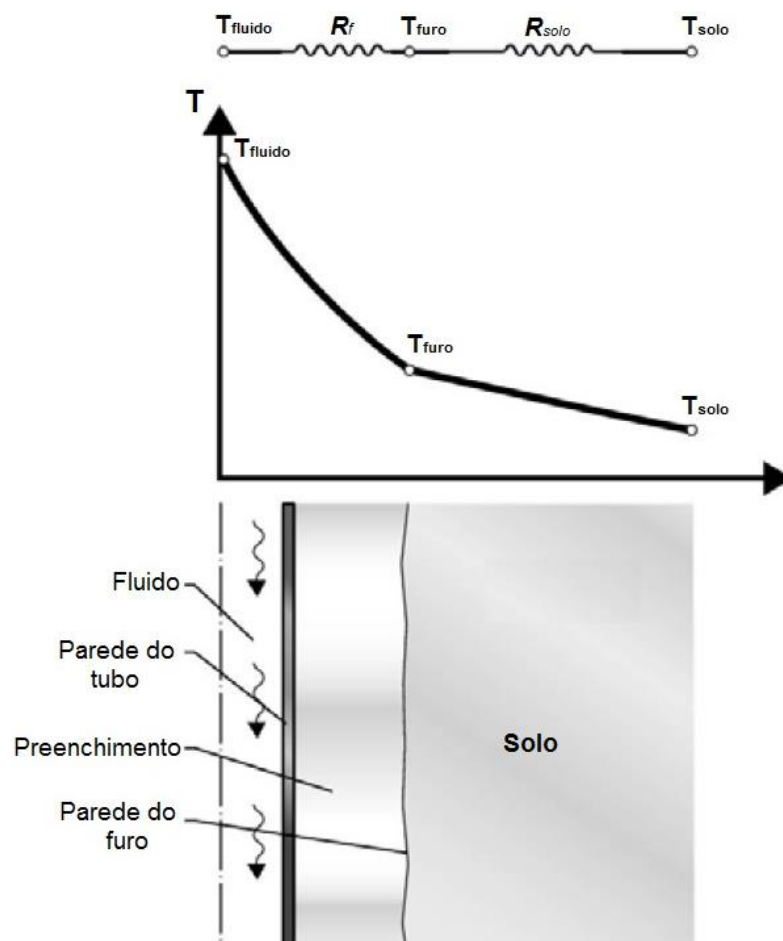


r_1 Raio do furo trocador de calor
 r_i Raio interno
 r_a Raio externo
 r_o Raio interno do tubo externo
 r_s Raio externo do tubo externo

λ_F Condutividade térmica do material de preenchimento
 λ_w Condutividade térmica do tubo interno ao furo trocador de calor
 λ_s Condutividade térmica do tubo externo ao furo trocador de calor
 λ_E Condutividade térmica do subsolo
 B Espaçamento entre tubos

Fonte: Adaptado de CEN (2015).

Figura 2.40: Resistência térmica do furo trocador de calor.

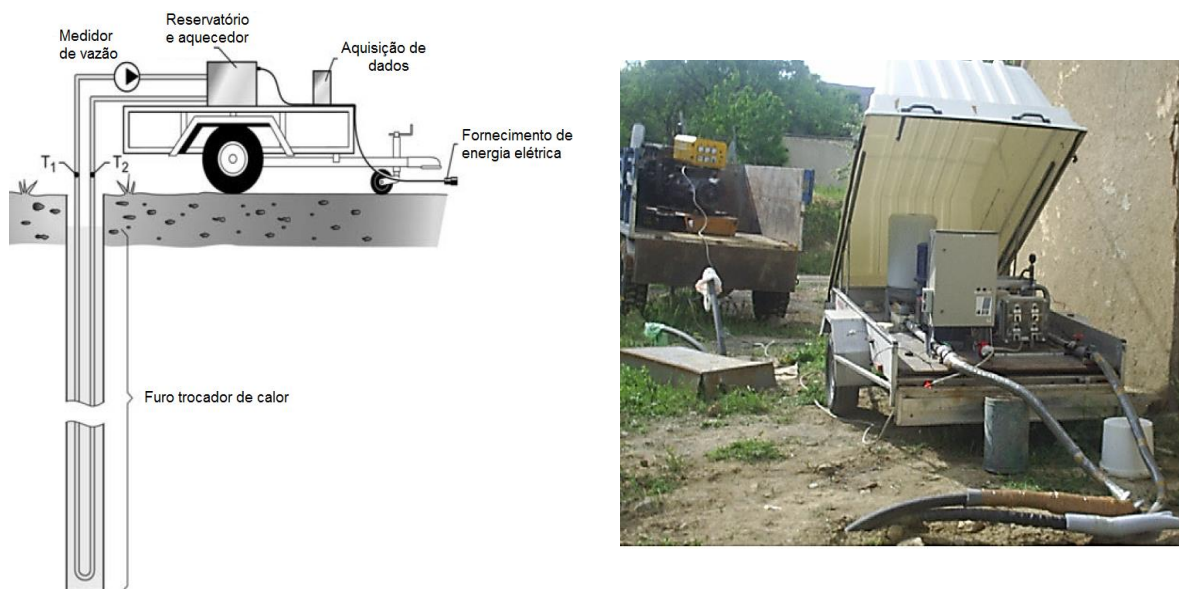


Fonte: Adaptado de Gehlin (2002).

Segundo Gehlin (2002) e Loveridge, Powrie e Nicholson (2014), o ensaio TRT é realizado em uma perfuração no solo, onde são instalados tubos trocadores de calor (que podem ser), sendo feito o preenchimento do espaço vazio (área entre os tubos e o solo) com algum material de propriedades térmicas conhecidas (areia, bentonita, graute e etc.). De acordo com Gehlin (2002), um dos objetivos do preenchimento do espaço vazio do furo é garantir um bom contato térmico entre o subsolo e os tubos, além de garantir o posicionamento dos tubos e evitar a drenagem de águas para o interior do furo. Ainda com relação ao material de preenchimento, Gehlin (2002) menciona não haver na Suécia regulamentação sobre o tipo de material a ser utilizado, entretanto, o autor cita que na Alemanha e nos Estados Unidos existem tais recomendações.

O ensaio TRT consiste na imposição de uma taxa de energia térmica constante ao subsolo, por meio de um fluido condutor que preenche os tubos instalados no interior de furos trocadores de calor, compondo um sistema fechado. No ensaio é feita a aquisição das temperaturas do fluido na entrada e na saída do furo, da temperatura ambiente, da potência térmica fornecida e da vazão hidráulica do fluxo. Para a circulação do fluido condutor na tubulação é utilizado um motor bomba e, para o fornecimento de energia térmica, geralmente são utilizadas resistências elétricas instaladas em conjunto com um reservatório para o fluido condutor (geralmente água). O ensaio pode ser realizado tanto depositando com retirando energia térmica do subsolo (equipamento para aquecimento ou resfriamento), segundo CEN (2015). Exemplos de equipamentos para ensaios TRT são apresentados na Figura 2.41.

Figura 2.41: Equipamentos para realização de ensaios TRT.



Fonte: Adaptado de Gehlin (2002), Esen e Inalli (2009).

Antes do início do fornecimento de energia térmica ao furo, é obtida a temperatura média natural do subsolo investigado a partir de circulação inicial do fluido condutor sem o fornecimento de energia térmica, ou seja, sem o funcionamento das resistências elétricas. Este procedimento inicial é realizado por um curto período de tempo (cerca de 10 a 20 min) visto que o solo e o furo estão em equilíbrio térmico com o subsolo, sendo obtidos os valores de temperatura (entrada e saída) e de vazão. As temperaturas de entrada e saída medidas durante essa fase inicial tenderão a assumir um valor constante, sendo igual à temperatura média natural do subsolo (até a profundidade investigada).

Segundo a norma inglesa BS EN ISO 17628/2015 (CEN, 2015), o equipamento para ensaios TRT deve ser capaz de fornecer fluxo turbulento ($Re > 2500$) durante todo o ensaio, correspondendo a um número de Reynolds (Re) maior do que 2500, para fornecer uma taxa de calor apropriada (Equação 54). Ainda de acordo com a norma, a taxa de calor fornecida ao furo trocador de calor deve variar entre 40 a 80 W/m de furo. Valores inferiores de taxa de calor podem ser empregados no caso de subsolos de baixa condutividade térmica. Loveridge (2012) destaca que a taxa de transferência de calor do fluido trocador de calor para as paredes do tubo PEAD é influenciada pelas condições do fluxo no interior dos tubos e, que o fluxo em regime turbulento proporciona maiores taxas de troca térmica.

$$Re = \frac{\rho \cdot v_m \cdot d_h}{\mu} = \frac{v_m \cdot d_h}{\nu} \quad (54)$$

Onde,

d_h – Diâmetro hidráulico do tubo trocador de calor (m);

ρ – Densidade do fluido trocador de calor (kg/m³);

v_m – Velocidade média do fluido trocador de calor (m/s);

μ – Viscosidade do fluido trocador de calor (kg.m/s);

ν – Viscosidade cinemática do fluido trocador de calor (m²/s).

A fim de garantir que os resultados de condutividade térmica efetiva do subsolo e resistência térmica do furo correspondam à condição de troca térmica em regime estável (*steady state*), ou ainda, que a condutividade térmica medida convergiu para um valor constante, o ensaio TRT deve ser realizado durante um período de tempo apropriado. Assim, a CEN (2015) recomenda que a duração do teste deva ser de acordo com as dimensões e geometria do furo trocador de calor (diâmetro, espaço entre tubos e etc.) e o regime de aquecimento e resfriamento previsto. Assim, CEN (2015) recomenda a Equação 55 para determinação da duração mínima (t_{min}) de ensaios TRT em furos trocadores de calor.

$$t_{\min} = \frac{5r_f^2}{\alpha} \quad (55)$$

Onde,

r_f – raio do furo trocador de calor (m);

$\alpha = \lambda / \rho_s c_g$ – difusividade térmica do material (m²/s).

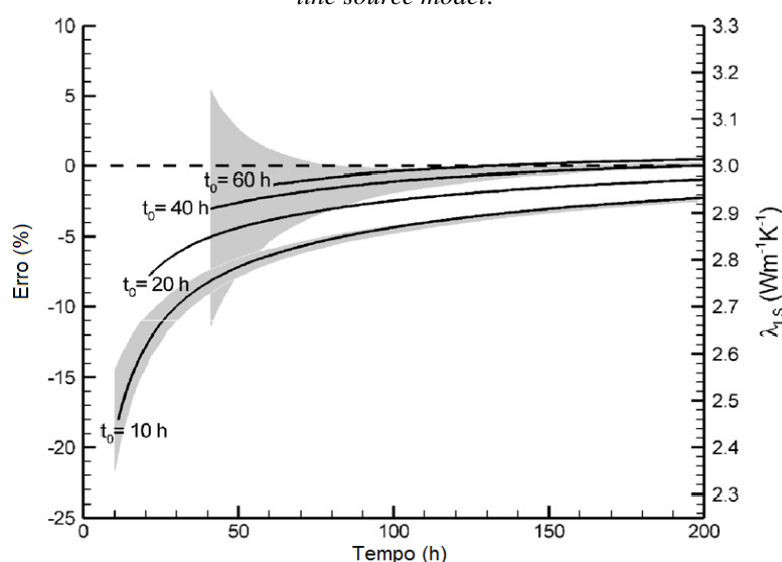
Similar ao ensaio *thermal needle probe*, o ensaio TRT também é afetado pelos efeitos inerciais da transferência de calor na fase inicial do ensaio. Assim, é necessário excluir das análises este efeito, ou seja, considerar dados após t_{\min} . Ainda com relação à duração mínima dos ensaios TRT, o documento TC 341 WI 00341067.6 do *European Committee for Standardization* (CEN, 2011) menciona que tendo passado o tempo para vencer a resistência térmica do furo à transferência de calor (t_{\min}), é necessário que o ensaio e a aquisição de dados permaneçam pelo menos 36 horas a mais. No caso de ser utilizado no furo material de preenchimento com condutividade térmica inferior a 1,3 W/m K, a duração mínima do ensaio deve ser aumentada (CEN, 2011 e 2015).

A duração mínima de ensaios TRT ainda não é um consenso na literatura técnica, havendo diversas recomendações de diferentes autores, variando de 12 a 60 horas de duração (GEHLIN, 2002). O que é consenso é que o ensaio deve ter duração mínima garantida de forma a atingir o *steady state*. Entretanto, para Mattsson et al. (2008) o erro máximo na condutividade térmica devido a interpretação via Equação 55 é de 2,5% para $t \geq 20 r_f^2 / \alpha$ e de 10% para $t \geq 5 r_f^2 / \alpha$, sendo o erro de 10% aceitável em ensaios TRT.

Signorelli et al. (2007) afirma ser difícil determinar a duração de ensaios TRT para uma avaliação precisa da condutividade térmica efetiva do subsolo via modelo da fonte linear (*line source model*, item 2.6.2.1.1). Assim, os autores realizaram estudo numérico paramétrico com o objetivo de avaliar o erro na determinação da condutividade térmica, via modelo da fonte linear, em função do tempo de duração do teste e do tempo de partida (t_0) para as análises. Signorelli et al. (2007) simularam um ensaio TRT com duração de 200 h, realizado em um furo trocador de calor de 160 m de comprimento, 152 mm de diâmetro e com 2 tubos PEAD na configuração U-loop (40 mm x 3,7 mm), considerando a condutividade térmica do solo igual a 3 W/m K na modelagem numérica e $t_0 = 10, 20, 40$ e 60 h (tempos de descarte de dados para início da interpretação). A Figura 2.42 apresenta os resultados encontrados pelos autores, onde o sombreamento na cor cinza é referente às flutuações de temperatura em relação aos resultados do modelo numérico.

Desta forma, a partir dos resultados de Signorelli et al. (2007) apresentados na Figura 2.42, nota-se que quanto mais longo for o ensaio TRT, maior será a proximidade entre a condutividade térmica estimada a partir do ensaio e a real, para todos casos de t_0 analisados. Entretanto, considerando a interpretação via *line source model*, menor será o erro associado à determinação da condutividade térmica quando maior for o tempo para início da interpretação dos dados, ou seja, quanto maior for t_0 . Para todas as considerações de t_0 apresentadas na Figura 2.42, no início observa-se sempre uma maior diferença entre a condutividade térmica calculada e a simulada numericamente, o que Signorelli et al. (2007) explica como sendo a influência causada pela menor condutividade térmica dos tubos e do material de preenchimento do furo trocador de calor que.

Figura 2.42: Resultados de estudo paramétrico numérico sobre ensaio TRT em furo trocador de calor: erro na análise o ensaio em função do tempo da duração e do tempo t_0 para o início da interpretação dos resultados via *line source model*.



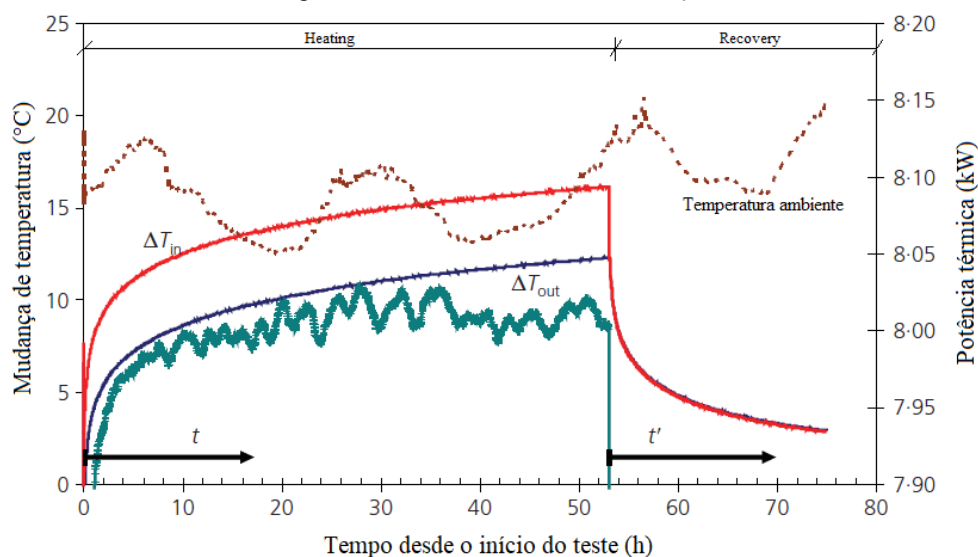
Fonte: Adaptado de Signorelli et al. (2007).

Como conclusão, Signorelli et al. (2007) destacam que o estudo mostrou não haver uma indicação clara e direta sobre o tempo inicial e final do intervalo de dados para análises de ensaios TRT por ser altamente dependente da resposta térmica do próprio furo trocador de calor. Os autores ainda mencionam que para menores valores de t_0 , as oscilações na temperatura tem menor impacto nos resultados de condutividade térmica, o que não ocorre na situação oposta (maiores valores de t_0), onde tais oscilações podem afetar consideravelmente os resultados de condutividade térmica via *line source model*. Assim, os autores recomendam ensaios TRT com aproximadamente 50 h de duração, com base no estudo numérico (em perfeitas condições) realizado.

A partir do estudo de Signorelli et al. (2007), verifica-se que o ensaio TRT é menos sensível às flutuações naturais da temperatura ambiente durante a fase de transferência de calor instável, ou seja, quando a variação das temperaturas do fluido trocador de calor é maior. Quando próximo à estabilidade térmica (*steady state*), ou transferência de calor estável, a variação das temperaturas do fluido trocador de calor são menores e, conseqüentemente, o ensaio passa a ter maior sensibilidade às flutuações na temperatura ambiente afetando os resultados de condutividade térmica obtidos. Assim, ensaios mais longos são preferíveis a fim de garantir a condição de estabilidade térmica na transferência de calor, mas devem ser realizados com cautela, de forma a atenuar a perda/ganho de energia térmica durante o ensaio devido à oscilação natural da temperatura ambiente.

Uma fase complementar que pode ser realizada no ensaio TRT é a etapa denominada como “*recovery*” (Figura 2.43). A etapa de *recovery* consiste na continuidade da circulação do fluido trocador de calor após a etapa de aquecimento (*heating*), mas agora sem a imposição da potência térmica (Q). Nesta etapa, continuam a ser monitoradas as temperaturas de entrada e saída no furo trocador de calor, sendo observada a recuperação da temperatura devido à circulação do fluido sem a imposição da potência térmica. Segundo Loveridge et al. (2013c), o fluxo de calor ao redor de um furo trocador de calor é similar ao fluxo de águas subterrâneas em um poço e, portanto, a interpretação dos dados referentes à etapa de *recovery* pode ser realizada pelos mesmos métodos utilizados em testes de bombeamento. Assim, segundo os autores, a condutividade térmica do solo pode ser determinada a partir da Equação 56, onde a condutividade térmica do solo é calculada a partir do gradiente de um gráfico de temperatura do fluido *versus* $\ln(t/t')$.

Figura 2.43: Ensaio TRT com *recovery*.



Fonte: Adaptado de Loveridge et al. (2013c).

$$\Delta T_f = \frac{q}{4\pi\lambda} \ln\left(\frac{t}{t'}\right) \quad (56)$$

Onde:

ΔT_f – variação da temperatura do fluido trocador de calor ($^{\circ}\text{C}$),

q – taxa de troca de calor por comprimento de furo (W / m),

λ – condutividade térmica do solo ($\text{W} / \text{m K}$ ou $\text{W} / \text{m } ^{\circ}\text{C}$),

t – tempo da etapa de *heating* (s),

t' – tempo da etapa de *recovery* (s).

Com o crescimento do uso das estacas trocadoras de calor (*energy piles*) em substituição aos tradicionais furos trocadores de calor, visto o objetivo de diminuir os custos com a execução de escavações, o ensaio TRT vem sendo realizado nas próprias fundações trocadoras de calor. Desta forma, para os casos de ensaios TRT realizados em estacas a condutividade térmica efetiva refere-se ao solo, mas a resistência térmica refere-se à estrutura de fundação termoativada e irá depender do material da estaca, da geometria, da quantidade e posicionamento dos tubos trocadores de calor no interior da fundação.

Loveridge (2012) é uma importante referência no estudo sobre ensaios TRT em estacas trocadoras de calor. A autora afirma que a interpretação de ensaios TRT em estacas não é satisfatória via métodos analíticos simples que são geralmente empregados aos tradicionais furos, visto que as estacas possuem geometria consideravelmente diferente (menor comprimento e maior diâmetro) o que acarreta em uma resistência térmica aumentada, uma maior capacidade de armazenamento de calor e em um processo de transferência térmica diferente do que é assumido para os furos.

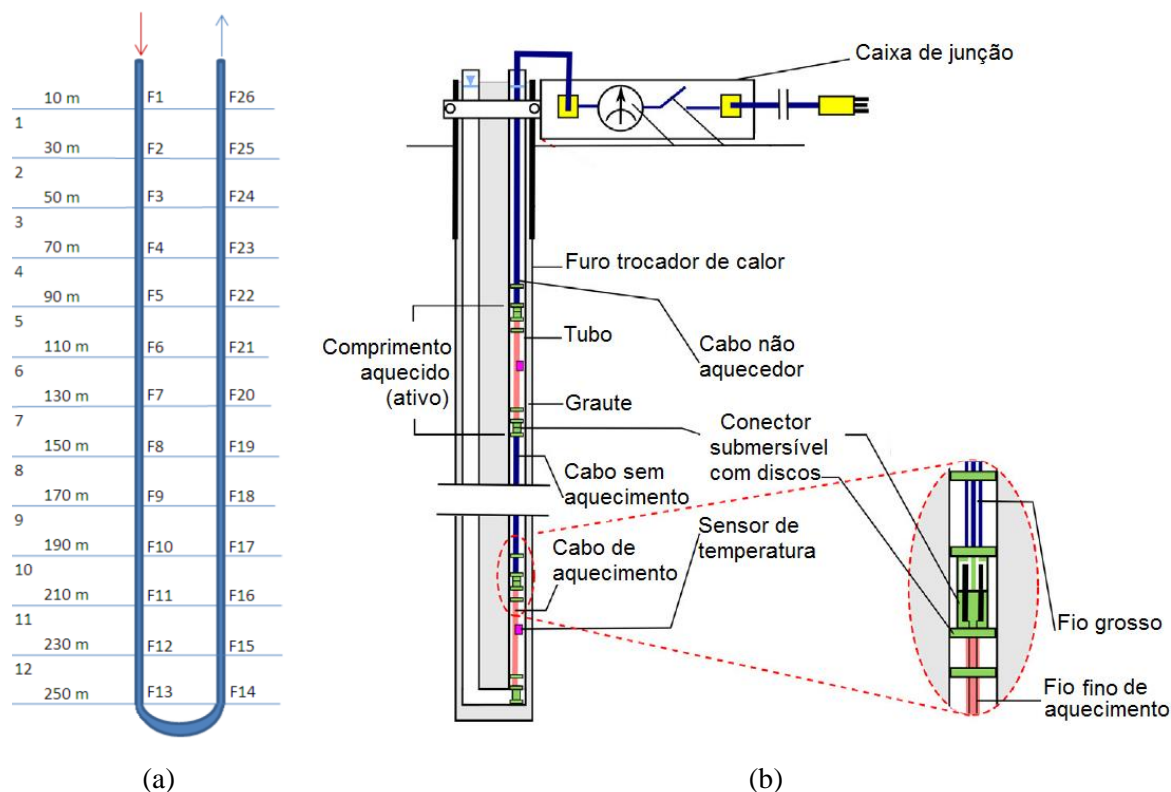
Entretanto, Loveridge (2012) afirma ser possível utilizar ensaios TRT em furos para o dimensionamento de estacas trocadoras de calor, mas destaca ser necessário que a faixa de profundidade dos furos (até 200 mm de diâmetro) seja igual à profundidade prevista para as estacas e, caso a cota da posição da cabeça das estacas esteja abaixo do nível da superfície, é necessário realizar o isolamento térmico dos furos até esta profundidade para que não ocorra interferência nos resultados térmicos. No caso de um projeto em que as estacas venham a ter profundidades diferentes, Loveridge (2012) menciona que caberá ao projetista do sistema GSHP a decisão sobre a profundidade dos furos ou, recomenda a realização de mais de um ensaio TRT, considerando furos de diferentes profundidades.

Todavia, para estacas com diâmetro até 300 mm, Loveridge (2012) menciona ser possível a realização de ensaios TRT na própria estaca, o que a autora denomina de *Pile Thermal Response Test* (teste de resposta térmica da estaca). Neste caso, considerando a profundidade da estaca, os principais resultados obtidos são: a temperatura média inicial do subsolo, a condutividade térmica efetiva do subsolo e a resistência térmica da estaca, caso seja conhecida a densidade, é possível determinar a capacidade térmica específica do subsolo (LOVERIDGE, 2012). Assim, a autora recomenda que a duração do ensaio seja maior de forma a superar a resistência térmica da estaca e, assim, permitir a medição precisa das propriedades térmicas do subsolo considerado via método analítico de fonte de calor linear (*line source model*), cilíndrico ou modelagem numérica (para diâmetros de até 300 mm).

Ainda como novas metodologias para a determinação da condutividade térmica do subsolo com base em ensaios TRT, podem ser citados os ensaios DTRT (*distributed thermal response test*), onde são obtidas as condutividades térmicas das camadas que o furo trocador de calor atravessa, a partir de perfis de temperatura obtidos ao longo do comprimento do furo. Neste ensaio são instalados sensores de temperatura dentro ou fora dos tubos trocadores de calor (como também em ambas as condições, a exemplo de McDaniel et al., 2018), em profundidades pré-definidas (Figura 2.44a), podendo ser utilizados sensores de fibra ótica, ou sensores DTSs (*distributed thermal sensors*), para o monitoramento das temperaturas durante o ensaio TRT nas fases de aquecimento e resfriamento (ACUÑA; MOGENSEN; PALM, 2009; BEIER et al., 2012; ACUÑA; PALM, 2013; MCDANIEL et al., 2018; SAKATA; KATSURA; NAGANO, 2018).

Vale ser citado também o ensaio DTRT realizado com cabos de aquecimento, onde a potência térmica constante prevista no ensaio TRT é fornecida por estes cabos (Figura 2.44b), que são posicionados apenas na tubulação de entrada, não sendo necessária circulação do fluido condutor durante o ensaio, diminuindo os equipamentos necessários para o ensaio. A energia térmica fornecida pelo cabo é função de sua resistência elétrica. Juntamente aos cabos são posicionados termoresistores (ou fibra ótica) para medir as temperaturas em profundidades pré-determinadas durante as fases do ensaio térmico: sem imposição de fluxo térmico, aquecimento e resfriamento/recuperação térmica (RAYMOND et al., 2010; RAYMOND; LAMARCHE; MALO, 2015). Freifeld et al (2008) denomina o cabo de aquecimento associado a um sensor de temperatura distribuído (fibra ótica) como um sensor de perturbação térmica distribuído, ou DTSP (*distributed thermal perturbation sensor*).

Figura 2.44: Ensaio DTRT: a) seções de medição de temperatura devido ao fluxo do fluido condutor no interior dos tubos em configuração U-loop; e b) ensaio DTRT realizado com sensores do tipo DTSPs, instalados apenas em um dos lados do tubo em configuração U-loop.



Fonte: Adaptado de Acuña, Mogensen e Palm (2009); Raymond, Lamarche e Malo (2015).

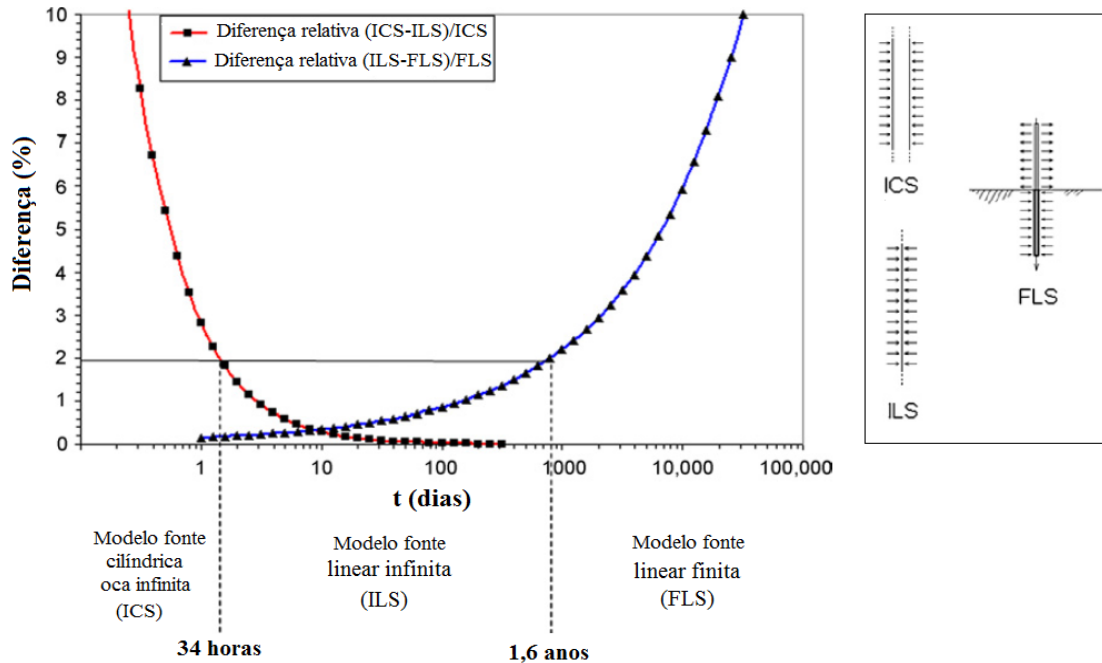
2.6.2.1 Interpretação por modelos analíticos

Os resultados do ensaio TRT podem ser analisados via métodos numéricos e analíticos. Segundo Gehlin (2002), desde a introdução dos equipamentos para realização de ensaios TRT na Suécia e nos EUA, diversos métodos analíticos e numéricos foram desenvolvidos para a interpretação do ensaio. Entretanto, o autor destaca a teoria da fonte linear como o método mais difundido e utilizado na Europa devido à simplicidade e rapidez de análise. Todavia, Gehlin (2002) menciona que nos EUA as análises numéricas e via teoria da fonte cilíndrica são dominantes.

Devido ao menor custo computacional em relação à modelagem numérica de trocadores de calor geotérmicos, os métodos analíticos são frequentemente empregados em análises de desempenho térmico de sistemas GSHP. Entretanto, os modelos de fonte de calor infinita não consideram o comprimento finito dos trocadores de calor geotérmicos verticais e, assim, não consideram os efeitos tridimensionais que ocorrem na transferência térmica nestas condições. Conseqüentemente, existe uma limitação em relação ao período de tempo em que análises de desempenho baseadas nos métodos de fonte de calor infinita são válidas (MAN et al., 2010;

LOVERIDGE, 2012). Neste contexto, Phillippe et al. (2009) apresentam a Figura 2.45 propondo domínios de validade para uso de cada método (para furos trocadores de calor).

Figura 2.45: Intervalos de tempo para uso dos métodos ICS, ILS e FLS em furos, considerando um erro de 2%.



Fonte: Adaptado de Phillippe et al. (2009).

Os tópicos a seguir detalham os métodos analíticos da fonte de calor linear (*line source model*) e da fonte de calor cilíndrica (*cylinder source model*).

2.6.2.1.1 Teoria da fonte linear

Como mencionado anteriormente, a solução analítica para a condução de calor via fonte linear de kelvin (*line source model*) é o método mais utilizado para a interpretação dos resultados do ensaio TRT devido a sua simplicidade e rapidez de análise. Entretanto, as interpretações via modelo da fonte linear são usualmente realizadas assumindo-se que o furo trocador de calor se comporta como uma fonte de calor uniforme, constante e infinita em forma de linha (de dimensão radial desprezível), inserida em um meio infinito, isotrópico e homogêneo, o calor é aplicado no centro do furo e não nas extremidades (MATTSSON; STEINMANN; LALOU, 2008; PHILIPPE, BERNIER e MARCHIO, 2009; LOVERIDGE, 2012; MIMOUNI; LEI; LALOU, 2015; WAGNER; BAYER; BLUM, 2015). Assim, as mudanças transientes na temperatura do subsolo (ΔT_g), devido ao fluxo de calor imposto durante um ensaio TRT podem ser caracterizadas a partir da Equação 57 (CARSLAW & JAEGER, 1959; MATTSSON; STEINMANN; LALOU, 2008; LOVERIDGE, 2012; WAGNER; YU et al., 2013; BAYER; BLUM, 2015).

$$\Delta T_g(r_i, t) = \frac{q_t}{4\pi\lambda} \int_{r_i^2/4\alpha t}^{\infty} \frac{e^{-u}}{u} du = \frac{q_t}{4\pi\lambda} Ei\left(\frac{r_i^2}{4\alpha t}\right) \cong \frac{q_t}{4\pi\lambda} \left[\ln\left(\frac{4\alpha t}{r_i^2}\right) - \gamma \right] \quad (57)$$

Onde,

q_t – taxa de troca de calor por comprimento de furo/estaca (W / m),

λ – condutividade térmica do solo (W / m K ou W / m °C),

Ei – função exponencial integral (quando $\alpha t/r_i^2 \geq 5$, suficientemente grande, $Ei(r_i^2/4\alpha t) = \ln(4\alpha t/r_i^2) - \gamma$);

α – difusividade térmica do solo (m² / s),

t – tempo de duração do ensaio TRT (s),

r_i – distância radial entre a fonte de calor até o ponto de interesse no solo (m),

γ – constante de Euler ($\gamma = 0,5772$).

A energia térmica não é aplicada diretamente ao solo no ensaio TRT, o que ocorre é a transferência de energia do fluido condutor para o subsolo, atravessando o material de preenchimento do(a) furo/estaca, que por sua vez apresenta certa resistência ao fluxo de calor (R_f). Assim, é assumido que a transferência de energia térmica entre o fluido e o solo na extremidade do furo ($r_i = r_b$) ocorre na condição de resistência térmica constante (estado estacionário de transferência de calor ou *steady state*), com resistência térmica constante. Portanto, é possível contabilizar a mudança de temperatura do fluido condutor (ΔT_f) a partir do seguinte equacionamento (LOVERIDGE, 2012; WAGNER; BAYER; BLUM, 2015):

$$\Delta T_f(t) = \Delta T_{furo/estaca} + \Delta T_g = q_t R_f + \Delta T_g \quad (58)$$

$$\Delta T_f(t) = q_t R_f + \frac{q_t}{4\pi\lambda} \left[\ln\left(\frac{4\alpha t}{r_b^2}\right) - \gamma \right] \quad (59)$$

ou ainda,

$$\Delta T_f(t) = \frac{q_t}{4\pi\lambda} \ln(t) + q_t \left[R_f + \frac{1}{4\pi\lambda} \left[\ln\left(\frac{4\alpha}{r_b^2}\right) - \gamma \right] \right] \quad (60)$$

O primeiro termo da Equação 58 representa a variação da temperatura entre do fluido condutor dentro dos tubos e a extremidade do furo, sendo calculada a partir da resistência

térmica do furo (R_f). A Equação 59 ainda pode ser reescrita de forma a determinar a resistência térmica do(a) furo/estaca trocador(a) de calor:

$$R_f = \frac{\Delta T_f}{q_t} - \frac{1}{4\pi\lambda} \left[\ln \left(\frac{4\alpha t}{r_b^2} \right) - \gamma \right] \quad (61)$$

Onde,

ΔT_f – é a diferença entre a temperatura média do fluido condutor ($t_f(t)$) e a temperatura natural do solo na extremidade do(a) furo/estaca (t_i) (K ou °C),

R_f – é a resistência térmica global do(a) furo/estaca, compreendendo efeitos do tubo, do material de preenchimento e do fluido condutor (m K / W ou m °C / W),

r_b – é o raio do(a) furo/estaca trocador(a) de calor (m).

Segundo Mattsson, Steinmann; Laloui (2008), a precisão do método de interpretação dos resultados via teorema da fonte de calor linear aumenta à medida que o fluxo de calor passa de transiente para o estacionário. Entretanto, Loveridge (2012) destaca que a condição de fluxo estacionário leva algumas horas para ser atingida no ensaio TRT, sendo necessário descartar as primeiras horas dos dados do ensaio. Desta forma, a interpretação normalmente inicia após um período de tempo mínimo (t_{min}) e o ensaio deve ter duração suficiente para garantir esta condição (Equação 55). Todavia, existem recomendações de tempos de descarte dos dados diferenciadas, a exemplo de Austin (1998), que recomenda um t_{min} de 12 h, e Gehlin (2002), que recomenda $12 \text{ h} \leq t_{min} \leq 20 \text{ h}$.

A partir da Equação 60, considerando o estado estacionário de fluxo de calor, Loveridge (2012) menciona que o gradiente (interseção em linha reta) de um gráfico que relaciona a evolução das mudanças na temperatura do fluido condutor e o logaritmo natural do tempo do ensaio TRT, indica a condutividade térmica efetiva do subsolo λ_{ef} (Equação 62), sendo possível determinar em seguida a difusividade térmica α (a partir da Equação 28), desde que estimado a capacidade térmica específica volumétrica do solo (c_v).

$$\lambda_{ef} = \frac{\dot{Q}}{4\pi Lk} \quad (62)$$

Onde,

\dot{Q} – é o fluxo de calor fornecido durante o ensaio (W ou J/s),

k – é o coeficiente angular da reta de ajuste dos dados do gráfico T x Ln (t).

Loveridge, Powrie & Nicholson (2014) ainda recomendam a correção do fluxo de calor fornecido durante o ensaio TRT. Segundo os autores, a potência nominal do aquecedor utilizado no ensaio não é a medida mais precisa da potência térmica real fornecida durante todas as fases do ensaio. Assim, os autores sugerem a correção de \dot{Q} a partir da Equação 63.

$$\dot{Q}_{\text{corrigido}} = \dot{m} c_g (T_{\text{saída}} - T_{\text{entrada}}) \quad (63)$$

Onde,

\dot{m} – é a vazão mássica do fluido condutor de calor (kg / s),

$c_{g,f}$ – é a capacidade térmica específica do fluido condutor de calor (J / kg K ou J / kg °C).

A interpretação de resultados de ensaios TRT via teorema da fonte linear (análise analítica simples) fornece bons resultados para o caso de furos trocadores de calor longos e de pequeno diâmetro. Entretanto, Loveridge (2012) destaca que no caso de ensaios TRTs realizados em estacas, a análise via teorema da fonte linear é menos aplicável devido à geometria significativamente diferente das estacas (menor comprimento e maior diâmetro) em relação aos tradicionais furos.

Entretanto, para contornar restrições de custo e tempo, a realização de ensaios TRT em estacas tem intensificado. Assim, Loveridge (2012) menciona ser possível utilizar a interpretação via teorema da fonte linear para estacas de até 300 mm de diâmetro. Todavia, a autora enfatiza que neste caso, a duração do ensaio deve ser prolongada de forma que seja vencida a resistência térmica da estaca (estado estacionário) e permitir uma medição precisa da condutividade térmica efetiva do subsolo.

2.6.2.1.2 Teoria da fonte cilíndrica

Segundo Gehlin (2002) o modelo de fonte de calor cilíndrica (*cylindrical source model*), do qual o modelo de fonte linear é uma variação simplificada, assemelha um furo trocador de calor como um cilindro infinito com um fluxo de calor constante, onde os tubos trocadores de calor são considerados como um cilindro único de igual diâmetro. Assim, este modelo também é conhecido como modelo de fonte cilíndrica oca. Carslaw e Jaeger (1947) *apud* Carslaw e Jaeger (1959) que propuseram a teoria da fonte cilíndrica, e Ingersoll, Zobel e Ingersoll (1954) sugeriu como alternativa para o dimensionamento de furos/poços trocadores de calor.

Assim, a variação transiente de temperatura (ΔT_g) entre a temperatura inicial na parede da fonte cilíndrica (T_p) e um ponto no solo próximo a ela ($T_s(r,t)$), considerando um fluxo térmico constante, é obtida a partir das Equações 64 e 65 (INGERSOLL; ZORBEL; INGERSOLL, 1954 e 1969; BERNIER, 2001; GEHLIN, 2002; MAN et al., 2010).

$$\Delta T_g = T(r_i, t) - T_p = \frac{q_t}{\lambda} G(F_0, p) \quad (64)$$

$$G(F_0, p) = \frac{1}{\pi^2} \int_0^\infty \frac{e^{-\beta^2 F_0} - 1}{J_1^2(\beta) + Y_1^2(\beta)} \cdot [J_0(p\beta)Y_1(\beta) - J_1(\beta)Y_0(p\beta)] \frac{d\beta}{\beta^2} \quad (65)$$

$$F_0 = \frac{4\alpha t}{d_b^2} = \frac{\alpha t}{r_b^2} = \frac{\alpha t}{r_c^2} \quad (66)$$

$$p = \frac{r_{p,s}}{r_b} = \frac{r_{p,s}}{r_c} \quad (67)$$

Onde,

$T(r_i, t)$ Temperatura transiente à distância r_i da parede da fonte cilíndrica (°C);

T_p Temperatura inicial na parede da fonte cilíndrica (°C);

q_t – Taxa de troca de calor por comprimento de furo/estaca (W / m);

λ – Condutividade térmica do solo (W / m °C);

$G(F_0, p)$ – Função de fonte cilíndrica, segundo Ingersoll, Zorbel, Ingersoll (1954 e 1969), conforme Equação (65);

J_0, J_1 – São as funções Bessel de primeiro tipo de ordem 0 e 1 (GEHLIN, 2002; PHILIPPE, BERNIER e MARCHIO, 2009);

Y_0 e Y_1 – São as funções Bessel de segundo tipo de ordem 0 e 1 (GEHLIN, 2002; PHILIPPE, BERNIER e MARCHIO, 2009);

F_0 – Número de Fourier ou tempo adimensional (Equação 66);

α – Difusividade térmica do solo (m/s²);

t – Tempo (s);

d_b – Diâmetro do furo trocador de calor (m);

p – Relação entre o raio do ponto no solo onde a temperatura está sendo calculada e o raio externo da fonte cilíndrica (Equação 67);

$r_{p,s}$ – raio entre o centro da fonte cilíndrica e o ponto de interesse no solo (m);

r_b – raio o furo trocador de calor (m).

De acordo com Bernier (2001), a solução analítica de $G(F_0, p)$ demanda obter a solução da transferência transiente de calor em um cilindro disposto em um meio homogêneo e infinito. Assim, Ingersoll, Zorbel, Ingersoll (1969) apresentam em forma de tabela os resultados do cálculo de $G(F_0, p)$ para uma ampla faixa de valores de F_0 , considerando pontos no solo distantes de 1, 2, 5 a 10 vezes r_b do centro do furo trocador de calor ($p = 1, 2, 5$ e 10). Desta forma, Bernier (2001) apresenta as Equações 68 a 71 em função de F_0 , denominada pelo autor como G-functions, que foram obtidas a partir do ajuste dos dados apresentados por Ingersoll, Zorbel, Ingersoll (1954). Bernier (2001) e Yu et al. (2013) destacam que essas equações propostas só são válidas para o intervalo de F_0 de 0,1 a 10^6 , recomendando cautela no uso das equações para maiores intervalos de F_0 (ou seja, na avaliação de desempenho térmico em longo prazo).

$$G = 10^{[-0,89129+0,36081 \times \log_{10}(F_0) - 0,05508 \times \log_{10}^2(F_0) + 3,59617 \times 10^{-3} \times \log_{10}^3(F_0)]}, \text{ para } p = 1 \quad (68)$$

$$G = 10^{[-1,4541+0,89933 \times \log_{10}(F_0) - 0,31193 \times \log_{10}^2(F_0) + 0,061119 \times \log_{10}^3(F_0)]}, \text{ para } p = 2 \quad (69)$$

$$G = 10^{[-3,0077+2,256063 \times \log_{10}(F_0) - 0,79281 \times \log_{10}^2(F_0) + 0,134293 \times \log_{10}^3(F_0)]}, \text{ para } p = 5 \quad (70)$$

$$G = 10^{[-9,1418+11,7025 \times \log_{10}(F_0) - 7,09574 \times \log_{10}^2(F_0) + 2,26937 \times \log_{10}^3(F_0)]}, \text{ para } p = 10 \quad (71)$$

Yu et al. (2013) apresentam a Equação 72 para o cálculo da temperatura média do fluido trocador de calor com base no modelo de fonte de calor cilíndrica.

$$t_f(t) = T_{s,0} + q_t \left(\frac{G(F_0,1)}{\lambda_{eff}} + R_f \right) \quad (72)$$

Onde,

$T_{s,0}$ – temperatura natural do solo (°C);

R_f – resistência térmica do furo trocador de calor (m K / W ou m °C / W).

Entretanto, cabe destacar que o embora o modelo da fonte cilíndrica oca considere o diâmetro do furo trocador de calor, o modelo não considera a capacidade térmica associada ao furo trocador de calor (materiais que compõem o furo) e assume que a resistência térmica interna do cilindro é constante (MAN et al., 2010; BANDOS et al., 2014). Assim, para o caso de estacas trocadoras de calor um existe um erro na interpretação via teoria da fonte cilíndrica

oca devido à maior dimensão e capacidade térmica destas estruturas termoativadas. Man et al. (2010) e Loveridge (2012) enfatizam que devido a estas simplificações, ocorrem desvios substanciais da resposta de temperatura obtidas por estes modelos quando aplicados a estacas, especialmente no período inicial do processo de aquecimento onde a resistência térmica é transitória e a temperatura é instável.

A partir da modificação dos modelos clássicos (fonte infinita linear e cilíndrica), Man et al. (2010) propuseram o modelo de fonte de calor cilíndrica sólida que, diferentemente do modelo de fonte cilíndrica oca de Carslaw e Jaeger (1959), consideram agora que a fonte cilíndrica é preenchida com o mesmo material externo ao cilindro, de forma que todo o domínio infinito seja composto por um meio homogêneo. Assim, o modelo de fonte cilíndrica sólida proposto por Man et al. (2010) consideram que o calor flui para o interior e o exterior do elemento trocador de calor, considerando assim a capacidade de armazenamento térmico da estaca.

O modelo analítico proposto por Man et al. (2010) é apresentado na Equação 73, e considera as seguintes condições de contorno:

- O solo é um meio infinito e homogêneo, tanto dentro como fora do cilindro, e suas propriedades não se alteram com a mudança da temperatura;
- O meio possui uma temperatura inicial uniforme;
- A fonte de calor é modelada como uma superfície cilíndrica infinita de raio r_c , que está inserida no meio e possui eixo coincidente com o eixo z ;
- A espessura, capacidade térmica e massa dessa superfície é desprezada;
- A taxa de troca de calor por comprimento da fonte cilíndrica (q_t) é constante desde o instante inicial ($t = 0$).

$$\Delta T(F_0, p) = -\frac{q_t}{4\pi^2\lambda} \cdot \int_0^\pi Ei\left(-\frac{p^2 + 1 - 2p\cos\varphi}{4F_0}\right) d\varphi \quad (73)$$

Onde,

Ei – função exponencial integral,

φ – coordenada angular (rad).

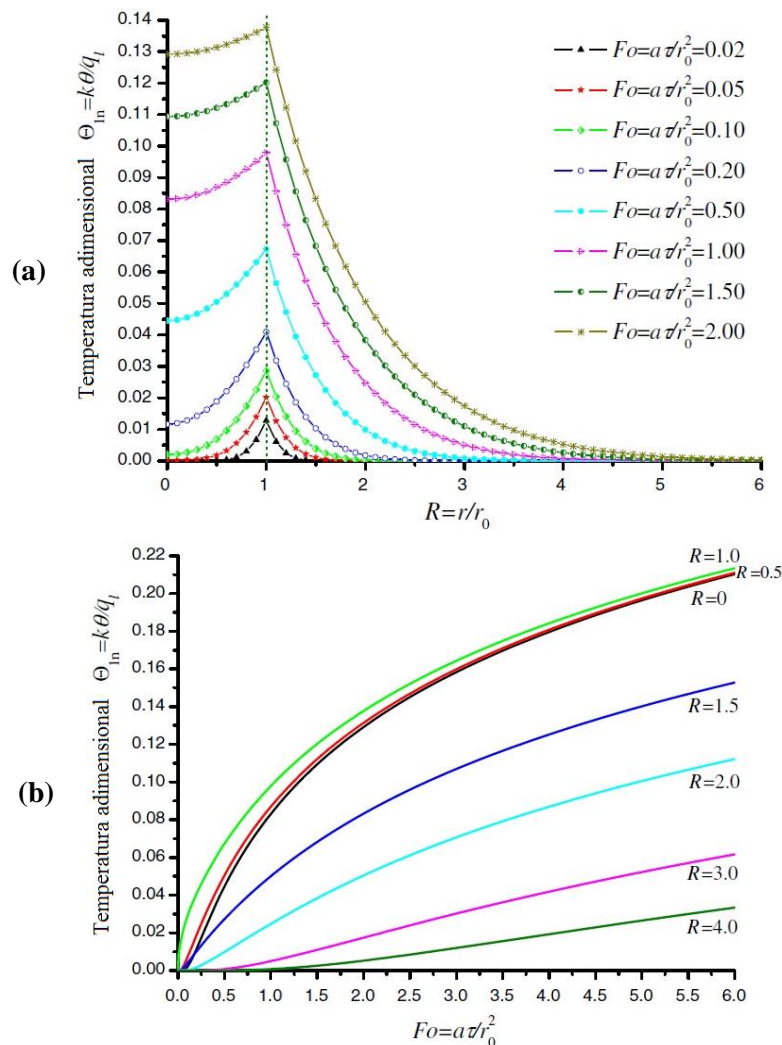
Man et al. (2010) ainda complementam que a fonte de calor cilíndrica sólida pode ser considerada como um conjunto de várias fontes de calor lineares e infinitas, com taxa de troca de calor igual a $q_t \cdot d\varphi / 2\pi$ cada, agrupadas ao longo de um círculo de raio r_c . Ainda segundo os

autores, a mudança na temperatura em qualquer local definido por $r_{p,s}$ deve ser o resultado da integral de todas as mudanças de temperatura individuais causadas por cada fonte linear.

Por fim, Man et al. (2010) apresentam a Equação 74, como uma versão simplificada da Equação 73, por compreenderem que a integração da Equação 73 pode ser de difícil aplicação prática na engenharia. A Equação 74 foi obtida de forma empírica por Man et al. (2010), considerando resultados numéricos em $p = 1$ (temperatura transiente na parede da fonte de calor cilíndrica sólida), por meio de regressão dos resultados apresentados como curvas de temperatura na Figura 2.46b.

$$\ln\left(\frac{\lambda\Delta T}{q_t}\right) = -2,321016 + 0,49965 \times \ln(F_0) - 0,027243 \times \ln^2(F_0) - 0,00525 \times \ln^3(F_0) + 2,64311 \times 10^{-4} \times \ln^4(F_0) + 6,873912 \times 10^{-5} \times \ln^5(F_0) \quad (74)$$

Figura 2.46: Resultados numéricos de temperatura adimensional pelo modelo de cilindro sólido infinito: a) temperatura *versus* distância adimensional e b) temperatura *versus* tempo adimensional.



Fonte: Adaptado de Man et al. (2010).

Segundo Bandos et al. (2014), os modelos que consideram a fonte de calor como infinita são métodos de análise que se baseiam em cálculos integrais que demandam considerável esforço computacional. Os autores mencionam ainda que para contornar este problema, é possível utilizar distribuições empíricas de temperatura em função do tempo via análises paramétricas considerando os modelos analíticos de fonte cilíndrica (oca e sólida), mas, mesmo assim, ainda são limitadas a poucos valores de raio para a avaliação da resposta de temperatura no limite do cilindro ou fora dele (a exemplo das Equações 68 a 71 e 74).

2.6.2.2 Ensaios TRT em estacas trocadoras de calor

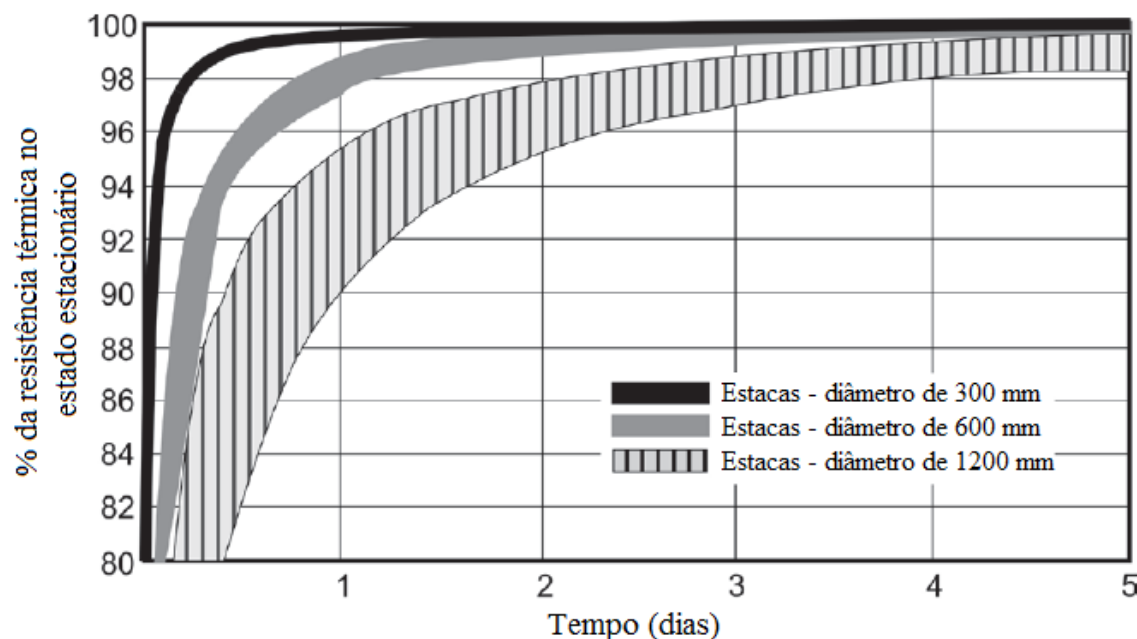
Como anteriormente mencionado, por questões de tempo e de redução de custos, passaram a ser frequentes ensaios TRT em estacas trocadoras de calor para a determinação da condutividade térmica do subsolo, da resistência térmica da estaca e para verificação do comportamento termomecânico deste novo tipo de fundação.

Segundo Loveridge (2012) o diâmetro maior das estacas (pode exceder 1 m) aumenta as mudanças de temperatura em curto prazo devido à maior capacidade térmica associada às estacas em relação aos furos trocadores de calor (com diâmetro máximo na ordem de 200 mm). A autora ainda destaca que, considerando a resposta térmica externa, o menor comprimento das estacas trocadoras de calor resulta em mudanças reduzidas de temperatura em longo prazo, enquanto proporciona que o estado estacionário na transferência de calor seja alcançado mais rapidamente quando comparado aos furos.

Considerando ensaios TRT realizados em estacas trocadoras de calor, Loveridge e Powrie (2013a) mencionam que devido a maior capacidade térmica das estacas, o tempo necessário para o *steady-state* (período do ensaio onde a resistência térmica da estaca é constante) é função da razão entre o comprimento e o diâmetro da estaca, o que os autores denominam de *aspect ratio* (*AR*). Portanto, considerando a resposta interna, as estacas levam muito mais tempo que os furos para atingir o estágio estacionário, sendo uma limitação para a execução e interpretação de ensaios TRT em estacas (LOVERIDGE; LOW e POWRIE, 2017). Loveridge (2012) indica na Figura 2.47 intervalos de tempo para estacas trocadoras de calor com três diâmetros diferentes atingirem o *steady state*, considerando que a difusividade térmica do concreto e do solo são iguais.

Assim, além da questão geométrica da estaca (diâmetro e comprimento), Loveridge (2012) ainda destaca a influência da espessura da cobertura de concreto, de forma que estacas com tubos trocadores de calor posicionados no centro demandam maior tempo para atingir o *steady state* do que estacas de mesmo diâmetro com tubos posicionados na parede da estaca e com pequena espessura de cobrimento.

Figura 2.47: Tempo para estacas trocadoras de calor atingirem o estágio de estabilidade térmica, considerando uma difusividade térmica de $\alpha_c = \alpha_s = 1,25 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$.



Fonte: Adaptado de Loveridge (2012).

Portanto, para os casos de ensaios TRT realizados em estacas, o t_{min} requerido para a interpretação via modelos analíticos simples será consideravelmente maior visto que é diretamente proporcional ao quadrado do raio da estaca trocadora de calor (Equação 55). Deste modo, quando o diâmetro da estaca aumenta, o tempo mínimo teórico também aumenta (LOVERIDGE; LOW e POWRIE, 2017). Loveridge (2012) ainda complementa, sugerindo como uma boa prática a análise da sensibilidade dos resultados considerando diferentes t_{min} . A Tabela 2.7 destaca os valores de t_{min} (h) em função do diâmetro da estaca trocadora de calor e da difusividade térmica do solo.

Tabela 2.7: t_{min} para a interpretação do ensaio TRT em estacas a partir da teoria da fonte linear infinita.

Diâmetro da estaca (mm)	t_{min} (h) ($\alpha = 0,5 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$)	t_{min} (h) ($\alpha = 1,5 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$)
200	28	9
300	63	21
450	141	47
600	250	83
900	563	188
1200	1000	333

Fonte: Adaptado de Loveridge; Low e Powrie (2017).

Considerando o tempo convencional de ensaios TRT (até 72 h), os ensaios PTRT (*pile thermal response test*) precisam ser muito mais longos e, portanto, são menos econômicos e mais suscetíveis à ocorrência de problemas (LOVERIDGE, 2012). Deste modo, resultados de propriedades térmicas obtidas via ensaios PTRT que foram analisados por métodos analíticos simplificados e não considerem um t_{min} adequado, estão sob influência da condutividade térmica do material da estaca (LOVERIDGE; LOW e POWRIE, 2017).

Como mencionado anteriormente, além da interpretação de ensaios TRT, os métodos analíticos de fonte de calor infinita também são utilizados para o dimensionamento e análises de comportamento térmico de furos trocadores de calor, adotando-se uma resistência térmica constante já na fase inicial. Tal abordagem é utilizada devido aos menores diâmetros dos furos trocadores de calor, ou ainda, valores de A/R que excedem 1000. Todavia, Loveridge e Powrie (2013a) destacam que para o caso das estacas ($10 \leq AR \leq 50$), adotar uma resistência térmica inicialmente constante não é adequado devido a maior capacidade térmica e, conseqüentemente, maior tempo para atingir a condição de estabilidade térmica interna (considerando a condução de calor dentro do elemento de fundação).

Loveridge (2012) realizou amplo estudo numérico sobre a performance térmica de estacas trocadoras de calor, abrangendo as respostas interna e externa (do solo ao redor da estaca), como também a execução de ensaios TRTs. Segundo a autora, a resposta térmica do solo circundante à estaca fica entre as respostas obtidas via modelo de fonte infinita linear e via modelo de fonte cilíndrica sólida, para todas as relações consideradas entre as condutividades térmicas do solo e do concreto ($\lambda_g = 0,5\lambda_c$, $\lambda_g = \lambda_c$, $\lambda_g = 2\lambda_c$).

Com relação à execução de ensaios TRT em estacas, Loveridge (2012) enfatiza que ensaios TRT convencionais (até 60 horas de duração), considerando a interpretação pelo método da fonte linear infinita, só são adequados para estacas de até 300 mm de diâmetro, recomendando que a duração mínima seja de 100 horas para estacas com diâmetro de 450 mm. Para estacas com diâmetro de 1200 mm ou mais, a autora menciona que o ensaio TRT convencional pode ser realizado para a determinação da condutividade térmica do concreto, caso os tubos trocadores de calor estejam posicionados no centro da estaca. Já para o caso da determinação da condutividade térmica do solo e resistência térmica da estaca, o ensaio necessariamente precisa ter maior duração.

Pesquisas recentes, baseadas em modelagem numérica e retroanálise de ensaios TRT em estacas trocadoras de calor, indicaram que em 100 horas de ensaio TRT ($F_0 \approx 10$) em uma estaca trocadora de calor com arranjo em U-loop simples foi atingido o estado estacionário da resistência térmica, enquanto que este mesmo tempo de ensaio em uma estaca trocadora de

calor com configuração de tubos em W correspondeu a aproximadamente 96% do estado estacionário da resistência térmica (ALBERDI-PAGOLA et al., 2018). Entretanto, cabe salientar que F_0 é dependente da difusividade térmica do solo e do diâmetro da estaca ou furo trocador de calor.

Loveridge e Powrie (2013a) afirmam que para o projeto e análises de desempenho térmico de estacas trocadoras de calor é mais apropriada a consideração de uma abordagem de transferência de calor transitória tanto no solo ao redor da estaca (resposta externa) como no material da estaca (concreto, resposta interna). Tal abordagem também pode ser utilizada como alternativa para a interpretação de ensaios TRT em estacas trocadoras de calor.

Análises de estacas trocadoras de calor via simulação numérica 3D fornecem boa correspondência com resultados experimentais, sendo uma forma confiável para a estimativa de parâmetros. Por outro lado, estas simulações numéricas apresentam a desvantagem de demandar considerável custo computacional, não sendo aplicáveis à maioria dos estudos de viabilidade e nem aos dimensionamentos usuais (ALBERDI-PAGOLA; JESEN; MADSEN; POULSEN, 2018a; JESEN-PAGE; LOVERIDGE; NARSILIO, 2019). Neste contexto, novos métodos analíticos transientes (semi-empíricos) estão sendo desenvolvidos para estacas trocadoras de calor visando o dimensionamento térmico, análise do comportamento térmico e avaliação de ensaios TRT em estacas, considerando o comportamento transitório da parte de concreto da estaca (LOVERIDGE; POWRIE; NICHOLSON, 2014).

3 MATERIAIS E MÉTODOS

São descritos neste capítulo os materiais e procedimentos utilizados para o desenvolvimento do estudo realizado nesta tese. São apresentadas também, as metodologias adotadas para cada etapa de estudo e os ensaios realizados, além das normas e recomendações técnicas que foram consideradas.

A pesquisa foi desenvolvida no Campo Experimental de Fundações da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, em São Carlos – SP, onde foram construídas as primeiras estacas trocadoras de calor no Brasil, no ano de 2014.

3.1 Campo experimental de Fundações da EESC/USP

O Campo Experimental de Fundações da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo (EESC/USP), está localizado no extremo sul do Campus 1 da USP na cidade de São Carlos (coordenadas geográficas $22^{\circ} 01' 22''$ de latitude sul e $47^{\circ} 53' 38''$ de longitude oeste), na parte centro-oriental do estado de São Paulo (Figura 3.1). O clima da cidade de São Carlos é classificado como tropical de altitude/subtropical, classificado como Cwa de acordo com a classificação de Köppen-Geiger, com invernos secos (maio a agosto) e verões chuvosos (setembro a abril), e temperatura média anual de $21,5^{\circ}\text{C}$ (entre os anos de 1992 a 2010) (BRASIL, 2019).

Figura 3.1: Localização das cidades de São Paulo e São Carlos



Fonte: Schiavon, Tsuha e Thorel (2019).

Segundo Machado e Vilar (2003), Vilar, Bortolucci e Rodrigues (1985) e De Mio (2005), o subsolo da área do campo experimental representa os solos comumente encontrados no centro

oeste do estado de São Paulo. Segundo os autores, o subsolo da área é basicamente composto por duas camadas distintas, sendo: uma camada superficial de areia argilosa coluvionar, porosa, colapsável e de comportamento laterítico, até aproximadamente 7 m de profundidade, originada a partir de arenitos dos grupos Botucatu e Bauru e de rochas magmáticas da formação Serra Geral, que sofreram intenso intemperismo tropical; em seguida, até cerca de 23,5 m de profundidade, há uma camada de solo residual jovem de arenito do grupo Bauru (Formação Itaqueri), do Cretácio, sendo estes arenitos originados a partir de depósitos fluvio-lacustres de granulometria fina, que origina solos arenosos finos com presença variável de argila (a depender da região). Entre estas duas camadas de solo existe uma linha de seixos, composta por quartzo e limonita, que separa a camada superior de colúvio da camada de solo residual.

De Mio (2005) apresenta a sequência de camadas que compõem o subsolo do campo experimental de fundações da EESC/USP, construído a partir de informações de campo e resultados de sondagens realizadas na área até 28 m de profundidade (Tabela 3.1).

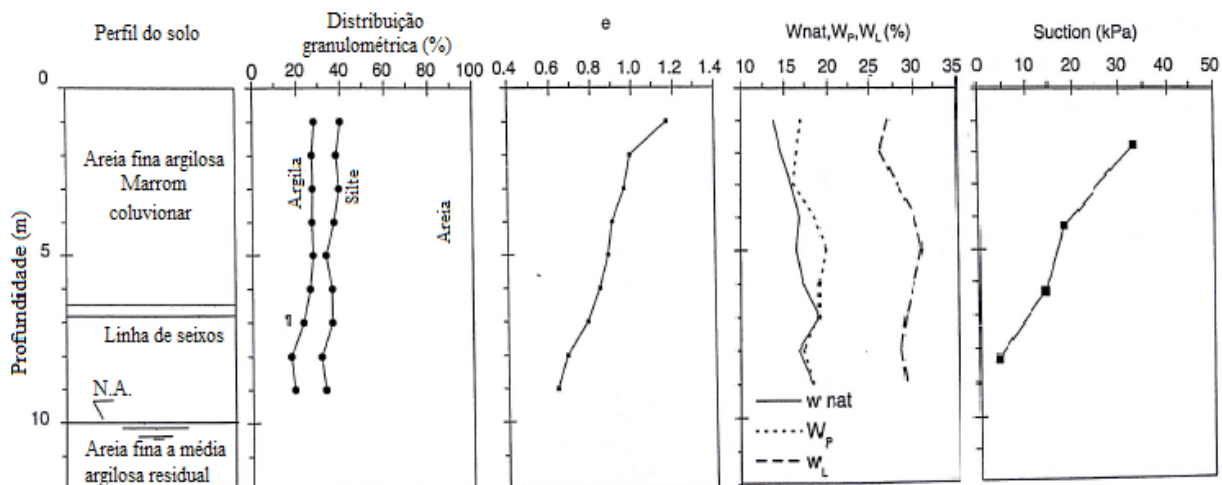
Tabela 3.1: Sequência de camadas do campo experimental de fundações da EESC/USP.

Profundidade (m)	Descrição	Gênese
0,00 – 6,00	Areia fina argilosa marrom (sedimento cenozoico)	Processos de coluviação e morfogênese
6,00 – 6,20	Linha de seixos	Concentração residual devida à lavagem de finos
6,2 – 23,5	Areia argilosa vermelha (solo residual – Grupo Bauru)	Sedimentos flúvio-lacustres submetidos ao intemperismo
23,5 – 28,3	Silte argiloso (magmatitos básico-diabásico)	Lavas básicas submetidas ao intemperismo

Fonte: De Mio (2005).

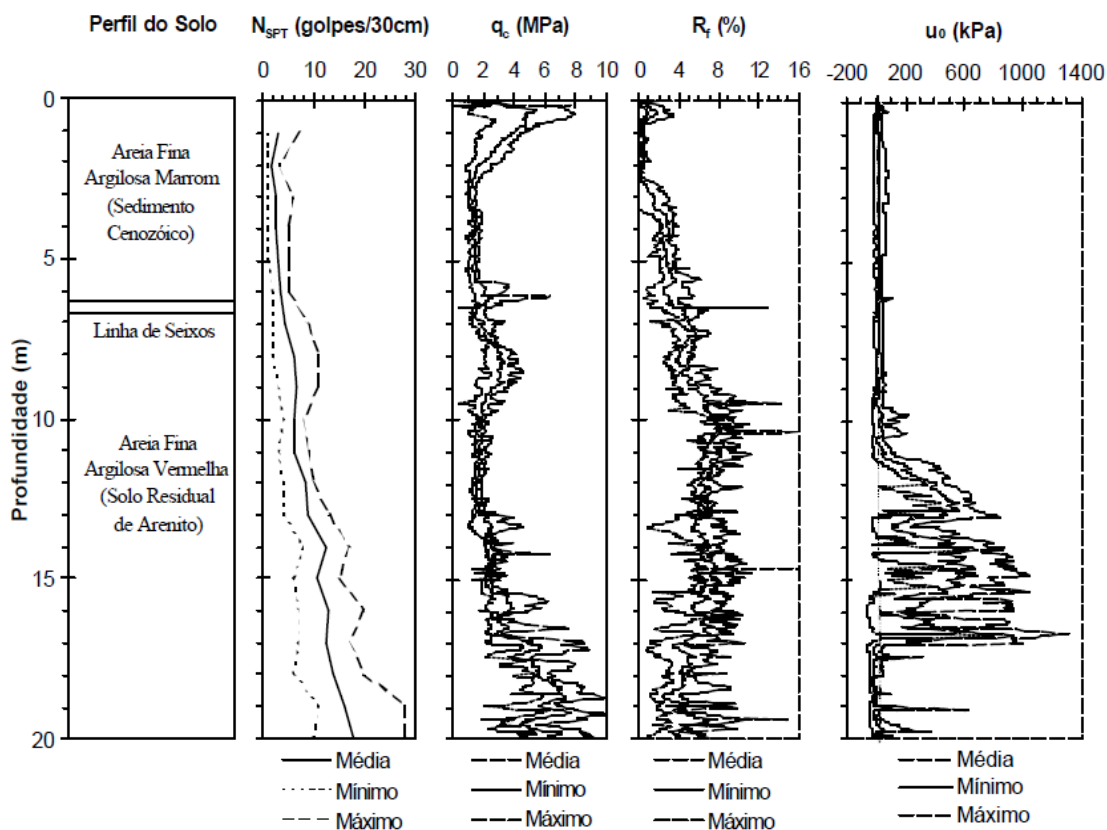
Desde a implantação do campo experimental de fundações, em 1988, diversos trabalhos foram desenvolvidos na área, tendo sido realizada ampla investigação geotécnica via ensaios de campo e de laboratório, com amostras deformadas e indeformadas. As Figuras 3.2 e 3.3 apresentam resultados da caracterização geotécnica já realizada no Campo Experimental de Fundações da EESC/USP (ensaios de laboratório e campo).

Figura 3.2: Caracterização do subsolo do campo experimental de Fundações da EESC/USP via ensaios de laboratório.



Fonte: Adaptado de Machado e Vilar (2003).

Figura 3.3: Resultados de caracterização do subsolo via ensaios SPTs e CPTs no Campo Experimental de Fundações da EESC/USP.



Fonte: Menegotto (2004).

Machado (1998) apresenta resultados de ensaios de laboratório realizados em amostras indeformadas extraídas do campo experimental, a partir de um poço de investigação com 10 m de profundidade e 1,2 m de diâmetro que foi executado na área. Os resultados são apresentados na Tabela 3.2.

Tabela 3.2: Caracterização do subsolo do campo experimental de fundações da EESC/USP em São Carlos.

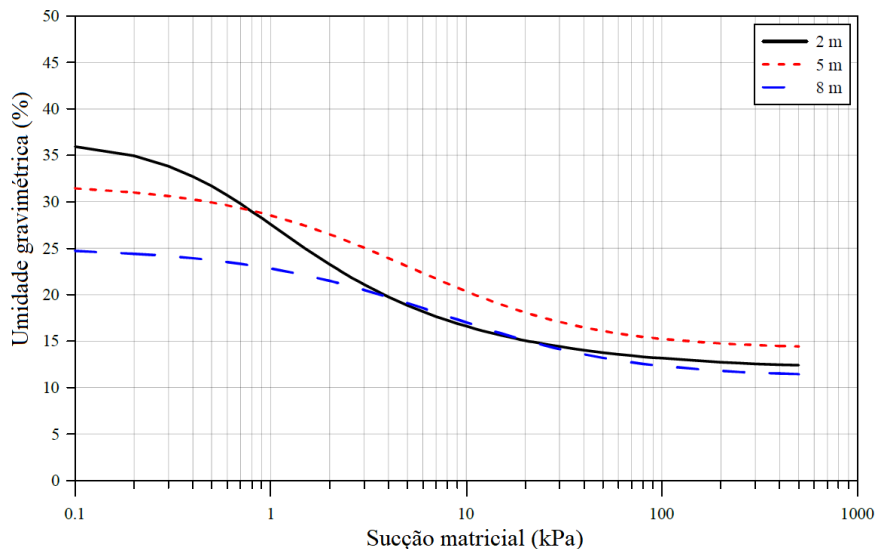
Prof. (m)	1,0	2,0	3,0	4,0	5,0	6,0	7,0	8,0	9,0
W (%)	13,7	14,6	15,8	16,8	16,4	17,2	19,1	16,7	18,3
γ_d (kN/m ³)	12,5	13,6	13,8	14,3	14,4	14,7	15,2	16,1	16,6
γ (kN/m ³)	14,2	15,6	16,0	16,7	14,8	17,1	18,1	18,8	19,6
γ_s (kN/m ³)	-	-	27,1	-	27,5	-	-	27,1	-
e	1,17	0,99	0,96	0,90	0,88	0,84	0,78	0,68	0,63
Areia (%)	-	-	60,8	-	66,7	-	-	68,9	-
Silte (%)	-	-	11,9	-	5,9	-	-	13,7	-
Argila (%)	-	-	27,3	-	27,4	-	-	17,4	-

Fonte: Adaptado de Machado (1998).

Neves (1987) determinou via ensaios de laboratório a permeabilidade de amostras indeformadas do solo coluvionar de São Carlos, encontrando coeficientes de permeabilidade da ordem de 10^{-3} a 10^{-4} cm/s (característico de solos granulares).

Para caracterizar perfil de solo não saturado do campo experimental de fundações da EESC/USP, Machado (1998) determinou curvas de retenção de água do solo nas profundidades de 2, 5 e 8 m. Para tanto, o autor utilizou corpos de prova obtidos a partir de amostras indeformadas, confeccionados por meio de anel biselado com diâmetro interno de 45 mm e altura de 20 mm. O autor utilizou os métodos da placa de sucção e da câmara de pressão de Richards para a determinação de baixos (até 13 kPa) e altos (até 350 kPa) valores de sucção, respectivamente. Rocha (2018) reanalisou as curvas de retenção de água do solo de Machado (1998) e as reapresenta em termos de umidade gravimétrica e na forma de curvas ajustadas pelo modelo de van Genuchten (1980), conforme a apresentado na Figura 3.4.

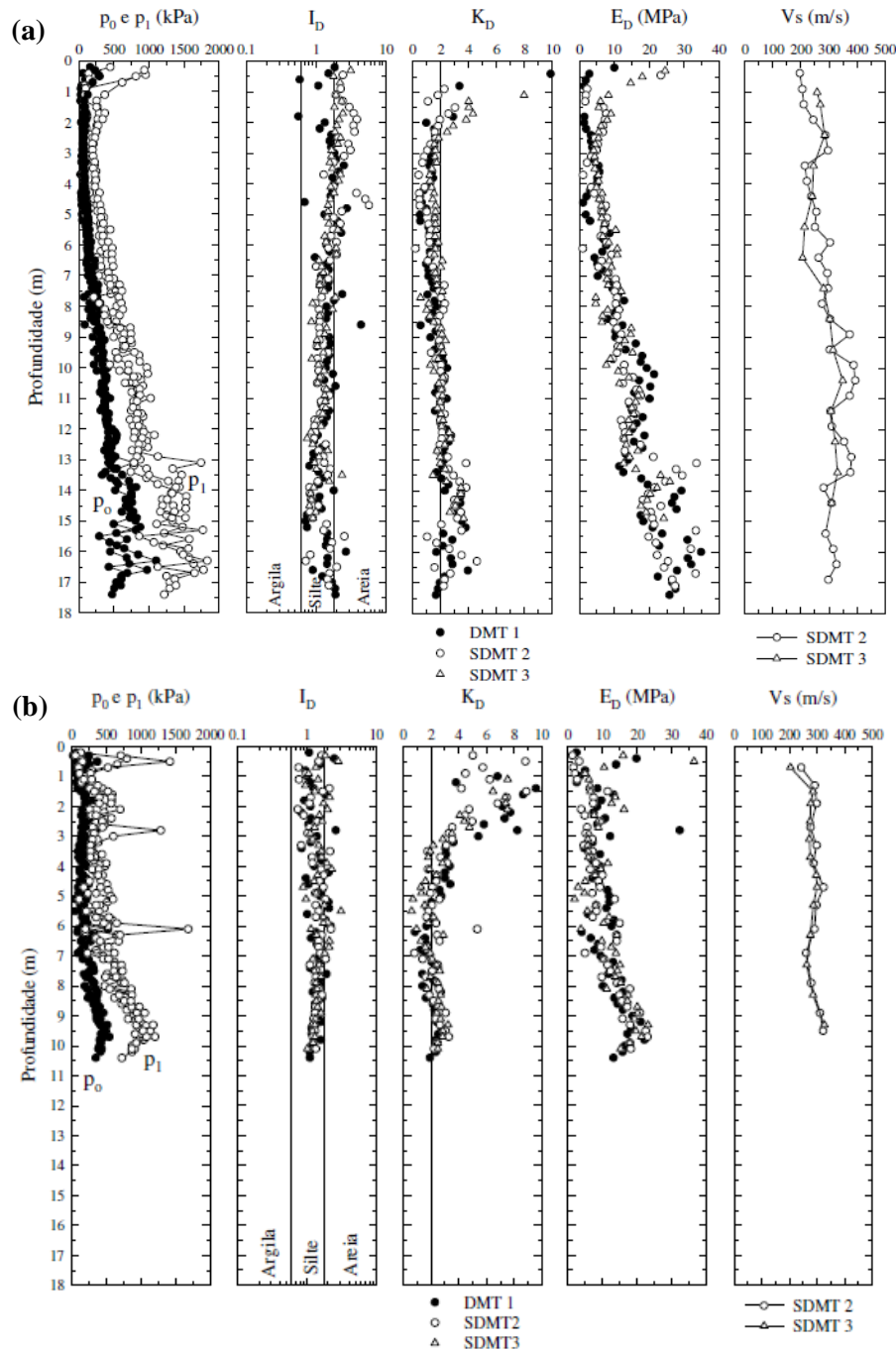
Figura 3.4: Curvas de retenção de água no solo ajustadas pela equação de van Genuchten (1980) para três profundidades distintas no do campo experimental de fundações da EESC/USP.



Fonte: Rocha (2018).

Rocha (2018) realizou durante os anos de 2016 e 2017 (alternando entre meses úmidos e secos) quatro campanhas de ensaios de ensaios CPTu (*cone penetration test*), DMT (*DilatoMeter Test*) e SDMT (*Seismic DilatoMeter Test*) no campo experimental de fundações da EESC/USP (Figura 3.5). O autor ainda realizou ensaios de caracterização geotécnica em laboratório (análise granulométrica, umidade gravimétrica, azul de metileno e difração de raios-X) a partir de amostras deformadas.

Figura 3.5: Resultados dos ensaios DMT e SDMT realizados por Rocha (2018) no Campo Experimental da EESC/USP: a) ensaios em Março de 2016, mês úmido e, b) ensaios em Outubro de 2017, mês seco.



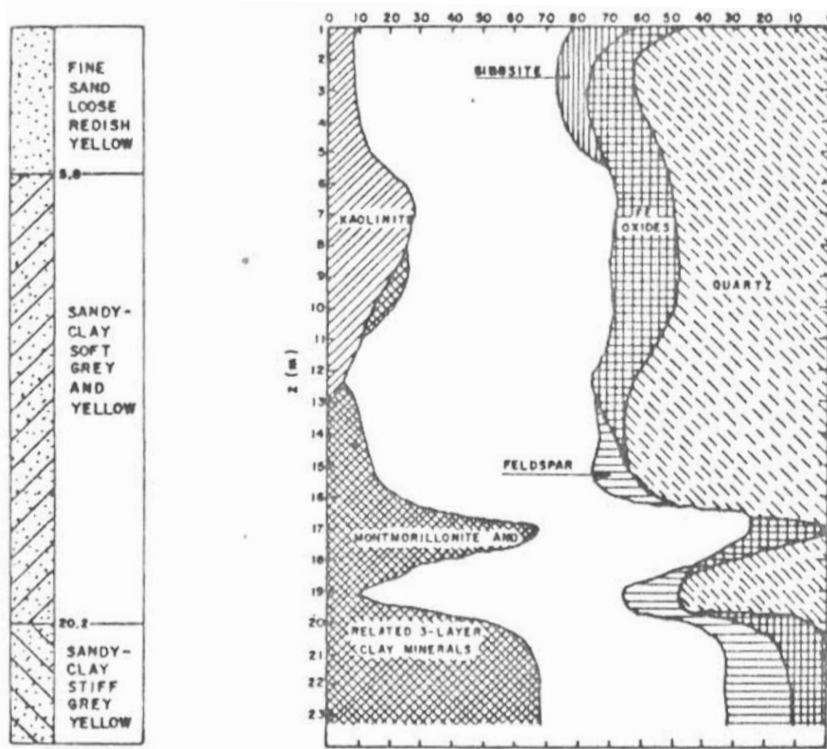
Fonte: Rocha (2018).

Na Figura 3.5, p_0 e p_1 são medidas de pressão que são obtidas como resultado no ensaio DMT e são utilizadas na determinação de parâmetros calculados a partir do ensaio, tais como (ROCHA, 2018):

- I_D – índice do material, utilizado na identificação do tipo de solo;
- K_D – índice de tensão horizontal, utilizado na estimativa de parâmetros geotécnicos o perfil de solo investigado e, que ainda pode ser considerado como um K_0 amplificado pela inserção da lâmina (ou ponteira) do equipamento no solo;
- E_D – módulo dilatométrico;
- V_s – velocidade de propagação da onda cisalhante e, com esse dado, é possível medir o módulo cisalhante máximo (G_0).

O conhecimento da composição mineralógica do solo é importante para estudos que visam à implantação de sistemas GSHP. Vilar et al. (1985) apresentam resultados de ensaios mineralógicos realizados em amostras de solo que foram retiradas na área do atual prédio E1 do campus 1 da Escola de Engenharia de São Carlos da USP, na época de sua construção. Esta região do campus está situada em cota inferior à da área do campo experimental, entretanto existem nessa região as duas camadas de solo anteriormente mencionadas, variando apenas a espessura. Os minerais que constituem o subsolo da área de interesse são apresentados no perfil da Figura 3.6.

Figura 3.6: Perfil mineralógico do subsolo do prédio E1 no campus 1 da USP em São Carlos.

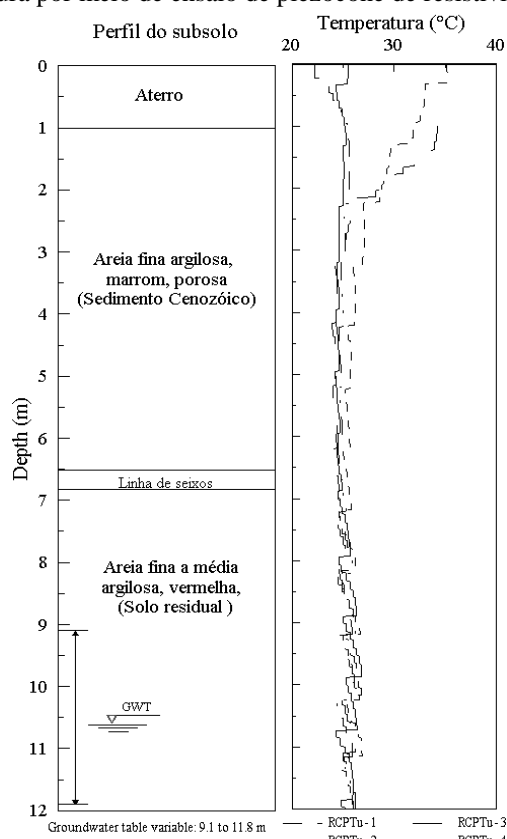


Fonte: Vilar, Bortolucci e Rodrigues (1985).

De acordo com Machado e Vilar (2003), a camada superior de areia argilosa coluvionar, é composta principalmente por quartzo, apresentando altas concentrações de óxidos de ferro e alumínio, que são comumente encontrados em solos lateríticos. Estes são solos altamente porosos e com baixo grau de saturação (em torno de 40%), que se desenvolvem em condições de clima tropicais e bem drenadas. A caulinita é o argilo-mineral em maior proporção nesta camada, seguida por pequenas quantidades de gibbsita. Já a camada de solo residual, ou a camada de areia fina argilosa, possui o quartzo como mineral predominante, apresentando também o argilo-mineral caulinita e pequenas quantidades de óxidos de ferro. Os resultados de Rocha (2018) de ensaios de adsorção de azul de metileno (técnica que permite a caracterização da fração fina dos solos tropicais) concordam com Machado e Vilar (2003). Os resultados indicam que o argilomineral presente na fração fina do solo é inativa, sendo 95% caulinita e 5% Ilita, sendo identificado também o comportamento laterítico deste solo.

Complementando a investigação do subsolo, De Mio (2005) realizou ensaios de piezocone sísmico (SCPTu) e piezocone de resistividade (RCPTu). No ensaio de piezocone de resistividade também é obtido a distribuição de temperatura do subsolo, que é um dado importante para o dimensionamento de sistemas GSHP. Os resultados de temperatura natural obtidos por De Mio (2005) são apresentados na Figura 3.7.

Figura 3.7: Perfil de temperatura por meio de ensaio de piezocone de resistividade no campo da EESC/USP.



Fonte: Adaptado de De Mio (2005).

3.1.1 Monitoramento do Nível do Lençol Freático

Segundo Machado e Vilar (2003), o nível do lençol freático na área do campo experimental de fundações da EESC/USP varia entre 7 a 10 m de profundidade ao longo do ano, alterando de acordo com a ocorrência das estações chuvosa e seca, respectivamente.

A fim de realizar o monitoramento desta variação, foi executado um poço de monitoramento do nível d'água (NA) no campo experimental de fundações da EESC/USP no ano de 2014. O conhecimento e entendimento da variação sazonal do NA é fundamental no entendimento do comportamento térmico de estacas trocadoras de calor, assim como nas análises dos ensaios térmicos de campo desenvolvidos para o projeto deste tipo de sistema GSHP.

O poço de monitoramento do NA foi executado no mês de Novembro de 2014, com diâmetro de 0,10 m e com 15 m de profundidade. O poço possui tubos de revestimento e filtro de PVC em todo comprimento, de forma a permitir o fluxo de água e evitar o fechamento da escavação. Após a execução da escavação, o furo foi devidamente tampado, a fim de impedir a entrada de água devido ao escoamento superficial (Figura 3.8) e então, foi identificado.

Figura 3.8: Poço de monitoramento: a) detalhe do furo tamponado e, b) proteção do poço contra águas de escoamento superficial e identificação do poço.



(a)

(b)

Fonte: Própria autora.

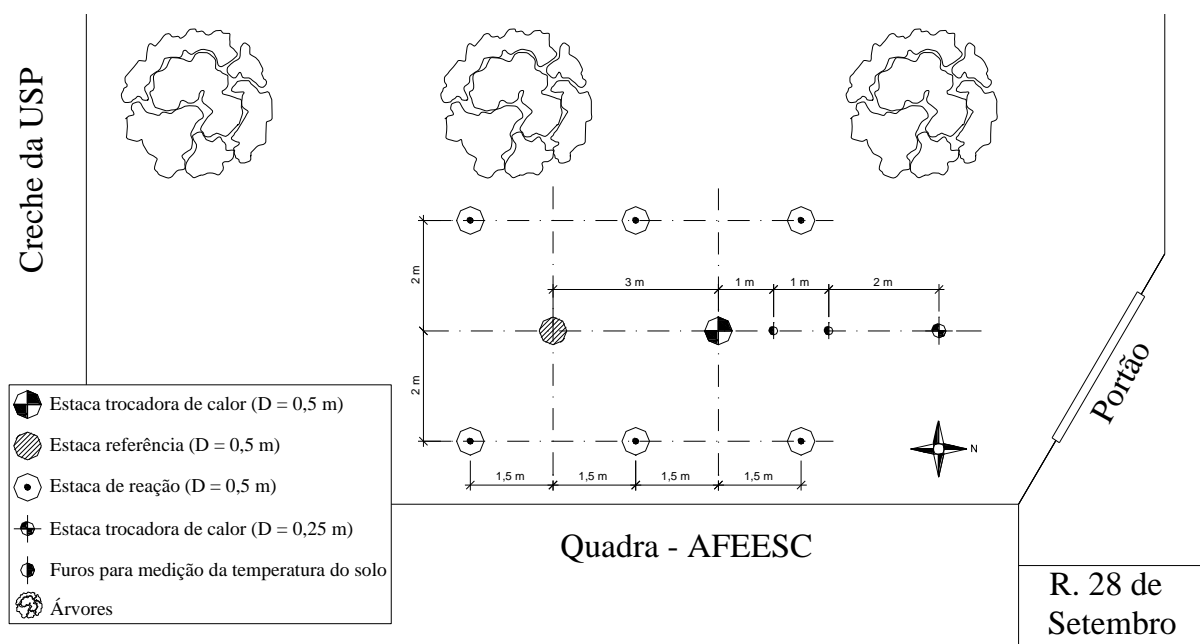
3.2 Estacas Trocadoras de Calor

3.3.1 Estaca da EESC/USP

No total, foram executadas duas estacas trocadoras de calor no campo experimental, sendo ambas as estacas do tipo escavada a seco, com diâmetro de 0,25 e 0,50 m e comprimento de 12 m. Foram executadas também uma estaca de referência e quatro estacas de reação, sendo também do tipo escavada a seco, com 0,5 m de diâmetro, mas com comprimentos diferentes, sendo: 12 m de para a estaca de referência e 11 m as estacas de reação. Todas as estacas foram executadas no mês de dezembro de 2014 e na época, o nível d'água estava a 12,5 m de profundidade, sendo limitado assim o comprimento das estacas trocadoras de calor e da referência a 12 m de profundidade.

Outros fatores determinantes para a definição do tipo de estaca na fase de projeto foram: a integridade da instrumentação e dos tubos trocadores de calor instalados nas estacas e o método executivo. Assim, foi selecionada a estaca escavada a seco por apresentar menor risco de dano à instrumentação e aos tubos PEAD (instalados no poço antes da concretagem da estaca), e por ser um tipo de estaca executada por equipamento de fácil deslocamento na área disponível para a execução das estacas dentro do terreno (limitação de espaço e altura). A locação das estacas no Campo Experimental da EESC/USP é apresentada na Figura 3.9.

Figura 3.9: Locação das estacas trocadoras de calor executadas no campo experimental da EESC/USP.



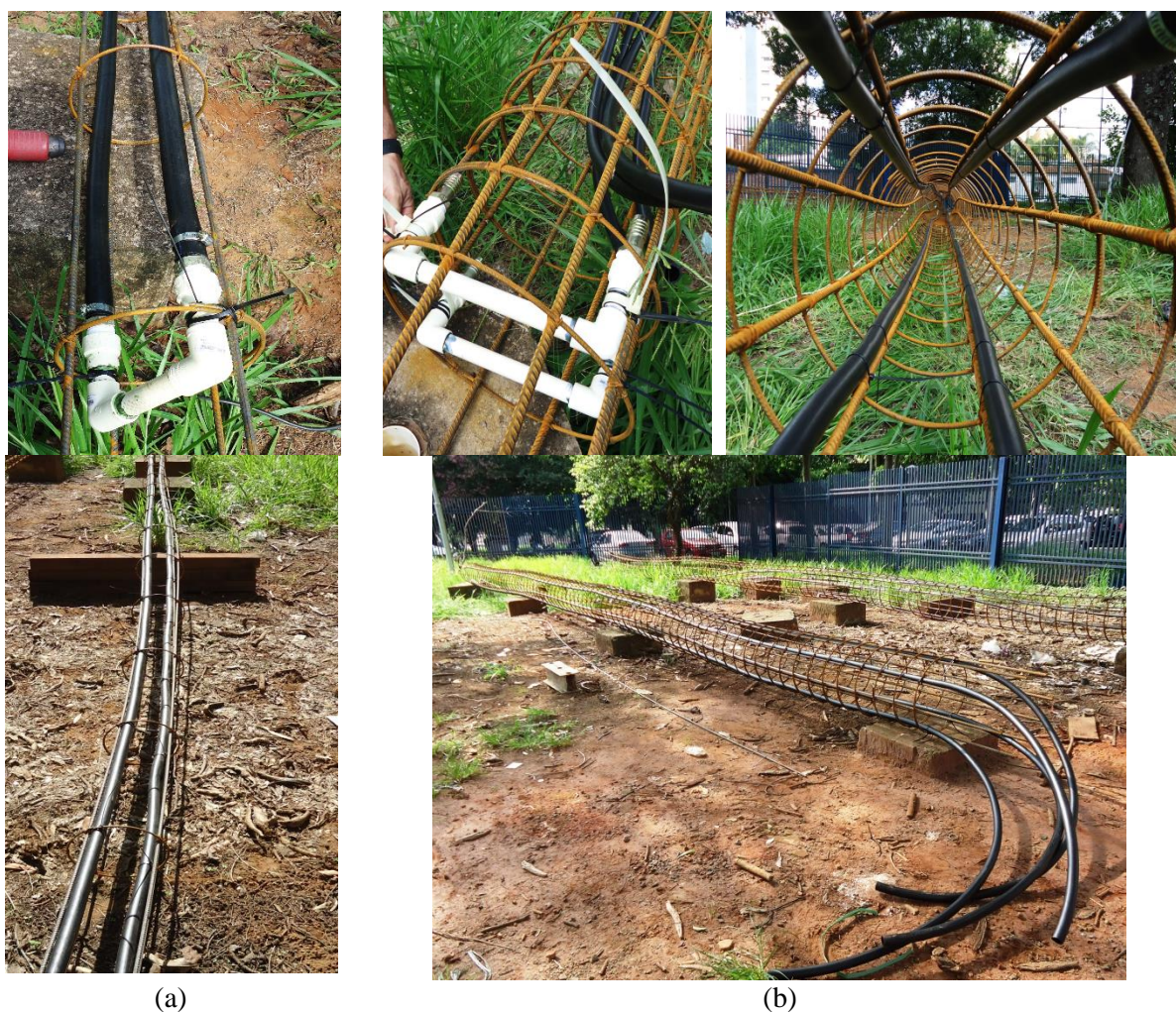
Como apresentado na Figura 3.9, foram executados furos no solo (após a execução das estacas), à distância de 1 e 2 m do centro da estaca trocadora de calor de maior diâmetro, a fim de ser feito o monitoramento da temperatura do subsolo antes, durante e após os ensaios térmicos. Os furos no solo foram executados até 12 m de profundidade e possuem diâmetro de 0,1 m. Em cada furo foram instalados sensores de temperatura do tipo PT-100 (termoresistor de platina) em 3 profundidades, sendo: 3,5 m, 7,5 m e 11,5 m. Os sensores PT-100 utilizados são do tipo classe A, com precisão de $\pm 0,15$ a 0°C e $\pm 0,35$ a 100°C , com temperatura de operação entre 0 a 250°C .

Foi convencionado que na estaca trocadora de calor de menor diâmetro ($\phi = 0,25$ m, estaca 1) seriam realizados apenas ensaios de resposta térmica (TRT), a fim de determinar as propriedades térmicas do terreno investigado e, na estaca de maior diâmetro ($\phi = 0,50$ m, estaca 2), seriam realizados ensaios térmicos, termomecânicos e provas de carga estática (ensaio mecânico). Assim, além dos tubos trocadores de calor, a estaca 2 foi instrumentada com sensores para medida de deformação e de temperatura. Já para a estaca de referência, foi convencionado que só seriam realizadas provas de carga estática, sendo então instrumentada apenas com sensores de deformação. O principal objetivo da estaca de referência foi o de separar a resposta termomecânica da estaca trocadora de calor 2 ($\phi = 0,5$ m) da resposta mecânica apenas, obtida a partir dos ensaios de prova de carga estática.

Antes da concretagem das estacas, foram feitas as montagens dos sensores (deformação e temperatura) e dos tubos no interior das estacas. Para promover sustentação, garantir o posicionamento e espaçamento dos tubos e sensores no interior das estacas, foi confeccionada armadura de aço com comprimento de 12,5 m. Como a estaca 2 seria testada mecanicamente, a armadura também teve a função de promover a ligação com o bloco de coroamento.

Os arranjos definidos para os tubos trocadores de calor foram: “U simples”, para a estaca 1 e, “duplo U”, para a estaca 2; sendo fixados na armadura com abraçadeiras de plástico (Figura 3.10 a e b). Em ambas as estacas, a espessura de cobrimento de concreto foi de 0,4 m. Os tubos trocadores de calor instalados nas estacas são do tipo PEAD (polietileno de alta densidade) seguindo as recomendações técnicas no tema (CEN, 2011; GSHPA, 2012; CEN, 2015) e possuem diâmetro nominal interno de 26 mm (32 mm x 3 mm). Os tubos foram dispostos nas armaduras mantendo o espaçamento constante ao longo de todo o comprimento das estacas.

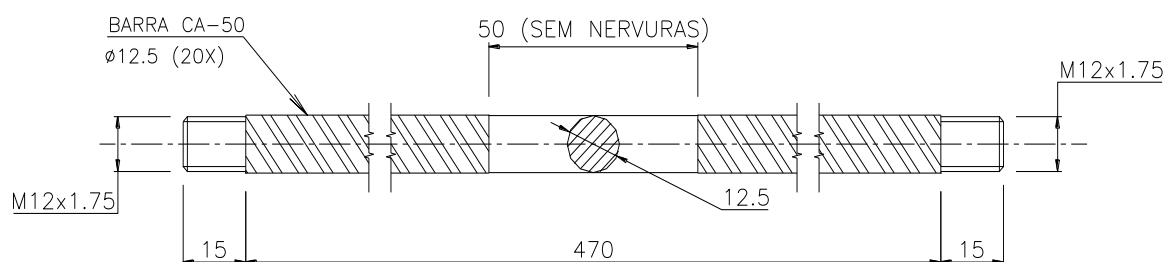
Figura 3.10: Posicionamento dos tubos trocadores de calor na armaduras das estacas trocadoras de calor: a) estaca 1, com arranjo U simples ($\phi = 0,25$ m) e, b) estaca 2, com arranjo duplo U ($\phi = 0,50$ m), c) seção transversal da estaca 1, d) seção transversal da estaca 2.



Fonte: Própria autora.

A instrumentação construída para medir a variação da carga axial ao longo das estacas consistiu em segmentos de barras de aço CA-50 que foram instrumentadas com extensômetros elétricos de resistência (*strain gages*). As barras utilizadas tinham 12,5 mm de diâmetro e 500 mm de comprimento, sendo retiradas as nervuras num comprimento de 50 mm situado na metade da barra para a colagem dos extensômetros, conforme Figura 3.11.

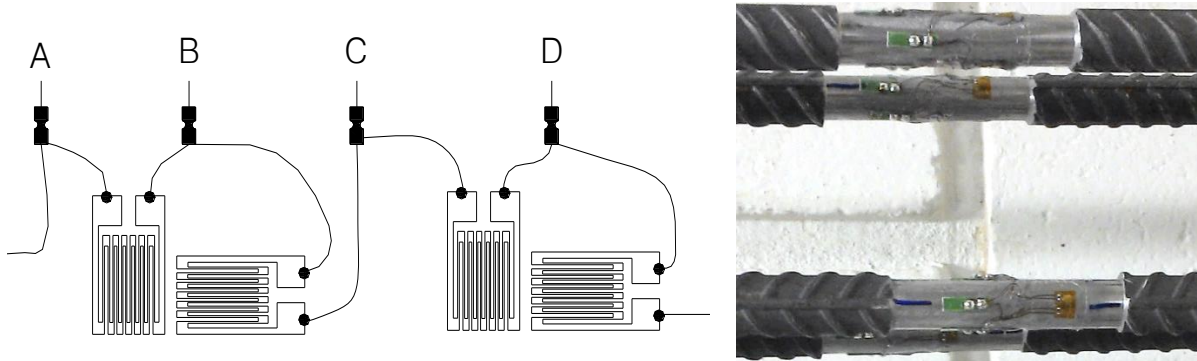
Figura 3.11: Segmento de barra instrumentada para medida de deformação.



Fonte: Própria autora.

Foram utilizados extensômetros biaxiais (duas grades de medida a 90°) fabricados pela Excel Sensores Indústria e Comércio Exportação Ltda, modelo PA-06-062TG-350- LEN, com auto-compensação de temperatura para aço e resistência de 350 Ω . Os extensômetros foram ligados em circuito elétrico do tipo ponte de Wheatstone (ponte completa), sendo possível medir deformações sem a interferência da variação de temperatura devido ao arranjo simétrico dos quatro extensômetros que constituem a ponte (Takeya, 2001). Assim, foram utilizados dois extensômetros biaxiais em cada barra instrumentada, sendo feita ligação elétrica de forma a medir deformações provenientes dos esforços axiais sendo eliminados efeitos de temperatura e de flexão que possam ocorrer na barra. O esquema da ligação dos extensômetros em ponte completa nas barras é apresentado na Figura 3.12.

Figura 3.12: Esquema da ligação em ponte completa de Wheatstone realizada nas barras.



Fonte: Própria autora.

A colagem dos extensômetros foi realizada seguindo as recomendações de Takeya (2001), sendo feita a preparação mecânica da superfície da barra (superfície não polida), limpeza da superfície com produtos específicos para retirar quaisquer impurezas, fixação dos extensômetros em posição simétrica na barra, verificação da colagem e impermeabilização com resina epóxi. Após a colagem, foram feitos ensaios de tração nas barras para aferição, sendo feito três ensaios até a carga máxima de 150 kN em todas as barras. Depois da aferição, foi feita a impermeabilização e proteção mecânica da região das barras em que foram colados os extensômetros. Para tanto, foi utilizada resina Scotchcast^{MR} para isolamento elétrico da marca 3M e, foram confeccionados moldes em PVC de forma a acomodar a resina na área dos extensômetros. A Figura 3.13 apresenta a configuração final das barras.

As barras instrumentadas foram instaladas ao longo da armadura das estacas em cinco seções diferentes, tanto na estaca 2 como na estaca de referência, nas seguintes profundidades:

0,5 m, 3,0 m, 6,0 m, 9,0 m e 11,5 m. As barras foram instaladas diametralmente opostas em cada seção.

Figura 3.13: Calibração, impermeabilização e proteção mecânica das barras instrumentadas.



Fonte: Própria autora.

Na estaca 2 e dos furos no solo para monitoramento de temperatura, foram instalados termoresistores do tipo PT – 100 em três profundidades diferentes: 3,5m, 7,5m, e 11,5m (sendo as mesmas profundidades para a estaca e para os furos). O princípio de funcionamento desses sensores baseia-se na variação da resistência elétrica em função da mudança de temperatura de um condutor metálico, sendo geralmente empregada a platina. Termoresistores do tipo PT – 100 apresentam uma resistência elétrica de 100Ω à temperatura de 0°C , por isso recebem este nome.

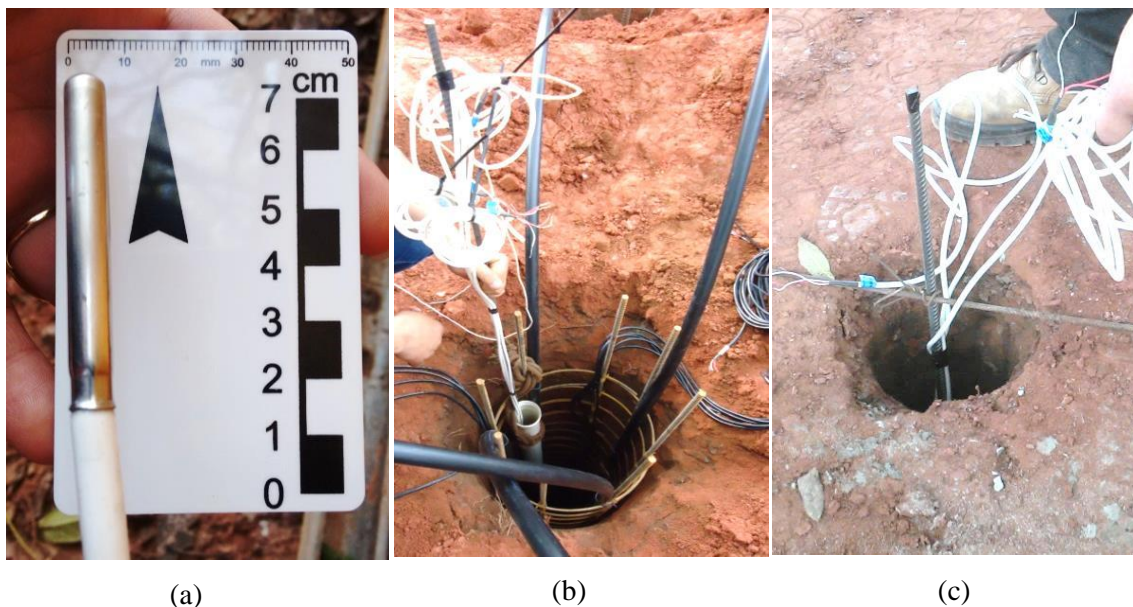
Igualmente aos PT – 100 instalados no solo, os que foram instalados na estaca são do tipo classe A, com precisão de $\pm 0,15$ a 0°C e $\pm 0,35$ a 100°C , com temperatura de operação entre 0 a 250°C . Foram escolhidos sensores PT – 100 a quatro fios (para eliminar a resistência devido ao comprimento dos cabos condutores, sendo 2 fios para condutores e 2 fios para compensação), possuem bulbo em haste de inox (diâmetro de 6,35 mm e 50 mm de comprimento) e podem atuar numa faixa de temperatura entre 0 à 200°C . Os cabos dos sensores eram do tipo 4 x 24 AWG com revestimento especial em silicone, podendo ser utilizados em temperaturas de até 200°C .

Tanto na estaca 2 como nos furos no solo, os sensores PT – 100 foram posicionados no centro ao longo de todo o comprimento. Para o posicionamento dos sensores foram utilizadas barras de aço com 12 m de comprimento, a fim de garantir que os PT – 100 fossem

posicionados de acordo com as profundidades programadas. A Figura 3.14 apresenta os sensores PT – 100 utilizados e a execução da instalação na estaca e no solo.

Como apresentado na Figura 3.14 b, para a instalação dos PT – 100 na estaca foi feita a proteção durante a concretagem por meio de um tubo de PVC. Ao passo que a escavação ia sendo preenchida com concreto, o tubo de PVC era extraído de dentro da escavação, de modo a não haver impacto direto do concreto sobre o sensor. Já para os furos no solo, não foi necessário ter o mesmo cuidado, pois o furo era de menor diâmetro e foi preenchido manualmente com argamassa de consistência fluida.

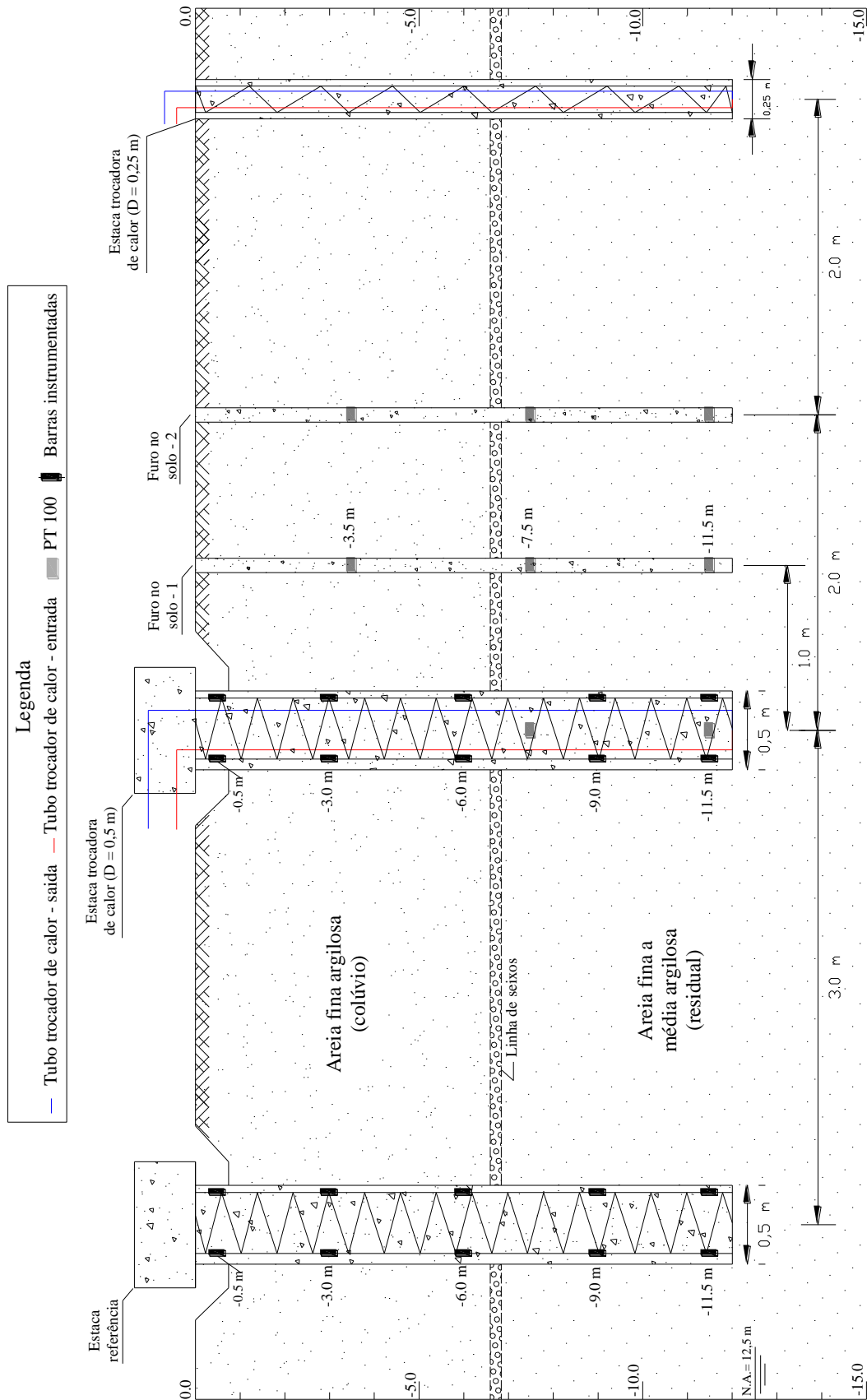
Figura 3.14: Detalhes da instrumentação para medir temperatura: A) sensor PT – 100 utilizado, B) instalação na estaca trocadora de calor de maior diâmetro e c) instalação nos furos no solo a 1 m e 2 m da estaca 2.



Fonte: Própria autora.

Para as estacas foi utilizado concreto dosado em central com resistência característica à compressão de 20 MPa, com slump 130 ± 30 . A concretagem das estacas foi realizada no mesmo dia em que foi feita a perfuração das estacas, sendo utilizada uma bomba de concreto com mangote para que o concreto fosse depositado dentro da perfuração de forma direcionada. A Figura 3.15 apresenta esquematicamente as estacas trocadoras de calor construídas, a estaca de referência, os dois furos no solo para medida de temperatura e o perfil do subsolo do campo experimental de fundações da EESC/USP.

Figura 3.15: Perfil do subsolo do campo experimental de fundações da EESC/USP e configuração final das estacas executadas (desenho sem escala).



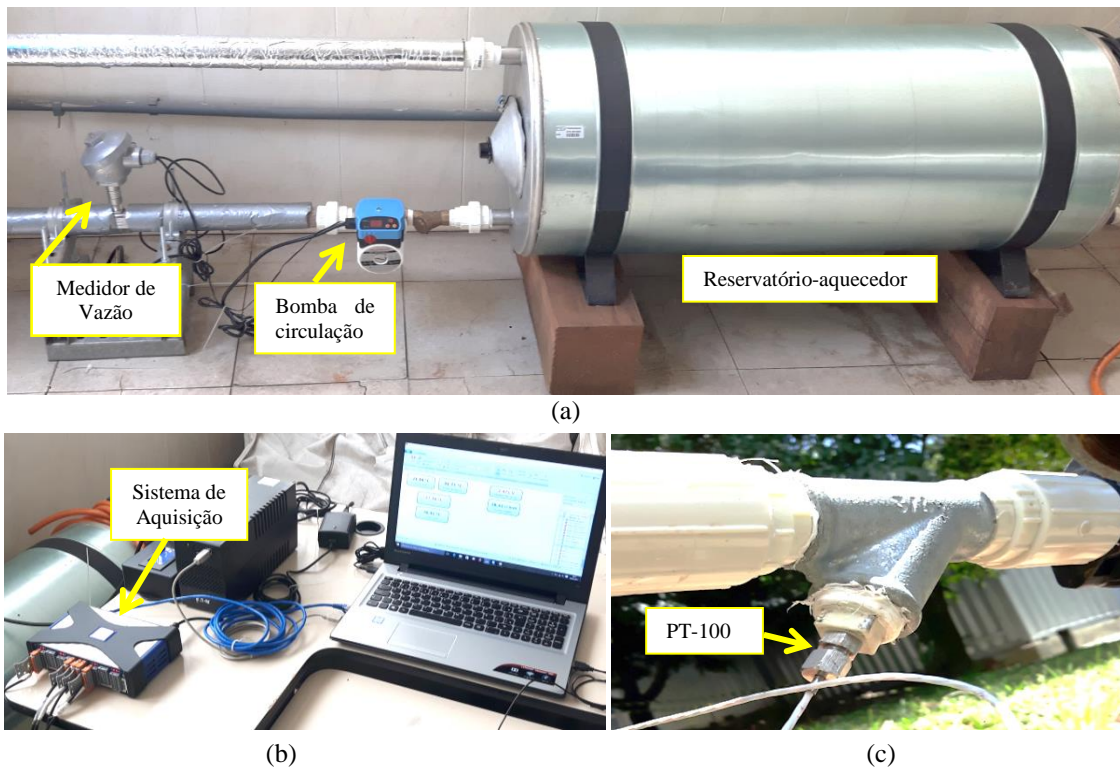
Fonte: Própria autora.

3.3 Equipamento Para Ensaio Térmicos

O equipamento para a realização dos ensaios térmicos foi construído de forma pioneira no país, tomando como base recomendações técnicas da área (CEN, 2011 e CEN/2015). A versão inicial do equipamento desenvolvido encontra-se relatado em Bandeira Neto (2015) e, durante a realização desta pesquisa o equipamento passou por aprimoramentos e melhorias, estando atualmente diferente da primeira concepção.

Assim, são componentes do equipamento atual os seguintes itens: reservatório-aquecedor (tipo boiler), mini bomba TP 40 Thermo G3 da marca Komeco, medidor de vazão, sensores PT – 100 para medir temperatura e sistema de aquisição de dados. A Figura 3.16 apresenta o equipamento construído.

Figura 3.16: Equipamento desenvolvido para os ensaios térmicos: (a) reservatório-aquecedor, medidor de vazão e bomba de circulação; (b) módulo de aquisição de dados e computador; (c) sensor de temperatura tipo PT – 100 instalado na tubulação hidráulica.



Fonte: Própria autora.

O reservatório-aquecedor (Figura 3.16 a) possui capacidade para o armazenamento de 100 L e possui duas resistências elétricas independentes de 1000 Watts, cada uma, de forma a fornecer uma potência térmica constante durante ensaios térmicos.

Na primeira concepção do equipamento foi utilizado um motor bomba da marca KSB

Hydroblock, com potência de 0,5 cv e vazão de 40 l/min, como mencionado por Bandeira Neto (2015). Entretanto, foi constatado que para os ensaios térmicos que seriam realizados nas estacas desta pesquisa, a vazão de 40 l/min era consideravelmente maior do que a necessária para garantir o fluxo do fluido trocador de calor em regime turbulento. Assim, optou-se pela troca da primeira bomba de circulação por uma bomba de menor capacidade, facilmente encontrada no mercado, e que oferece a possibilidade do controle da vazão.

Portanto, foi selecionada a mini bomba TP 40 Thermo G3 da marca Komeco (Figura 3.16 a), que funciona a partir de uma faixa de temperatura que é indicada pelo usuário (faixa operacional de temperatura de 6 a 99°C) e possui controle da potência elétrica que é fornecida à bomba (o que faz variar a vazão de trabalho da bomba). A temperatura para o funcionamento da bomba (acionamento e desligamento) é medida a partir de um termostato magnético que é instalado em um ponto que seja apropriado para medição da temperatura do fluido térmico, no caso a água. O termostato é constituído por um sensor de temperatura acoplado a um ímã, facilitando a aplicação em superfícies propensas ao magnetismo.

Com relação à potência elétrica, a mini bomba TP 40 Thermo possui uma chave seletora de potência na sua caixa de comando, sendo possível escolher entre três potências: posição 1 – potência mínima de 66 Watts (vazão baixa), posição 2 – potência média de 92 Watts (vazão intermediária) e posição 3 – potência máxima de 128 Watts (vazão alta). Para o sistema montado nesta pesquisa, as vazões da bomba em função das três potências de operação disponíveis são: 9 l/min, 19 a 20 l/min e 25 l/min, para as posições 1, 2 e 3, respectivamente.

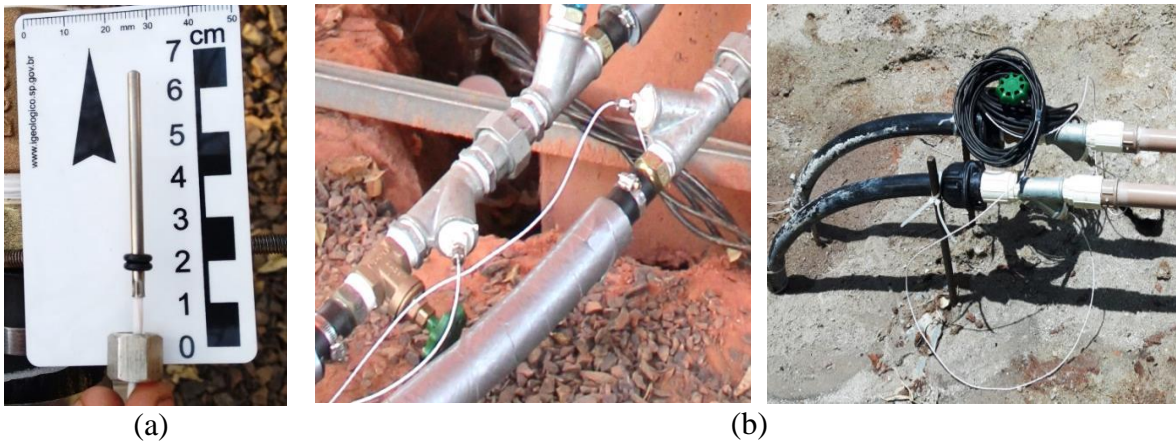
Seguindo as recomendações do CEN (2011 e 2015), a vazão foi medida a partir de um medidor de vazão do tipo turbina (Figura 3.16 a), modelo SVTL 1”, produzido pela Contech Indústria e Comércio de Equipamentos Eletrônicos Ltda, com repetibilidade de $\pm 0,05\%$ e linearidade igual a $\pm 0,5\%$ (para líquidos). O medidor de vazão modelo SVTL 1” ainda possui uma interface eletrônica que permite o acoplamento deste medidor ao sistema de aquisição de dados. Assim, é possível realizar medidas contínuas de vazão do fluxo do fluido trocador de calor utilizado nos ensaios térmicos, garantindo que o regime de escoamento seja turbulento. Como recomendado pelo fabricante, o medidor foi instalado a uma distância mínima de dez diâmetros (da tubulação) da saída da bomba, a fim de evitar erros nas medidas realizadas. A partir deste medidor, é possível fazer análises sobre a influência da vazão em ensaios de resposta térmica, como realizou Bandeira Neto (2015).

Durante os ensaios térmicos as temperaturas do fluido trocador de calor (na entrada e na saída das estacas) foram monitoradas via sensores PT-100 do tipo classe A, com precisão de $\pm 0,15$ a 0°C e $\pm 0,35$ a 100°C, e temperatura de operação entre 0 a 250°C (com 3 mm de

diâmetro e a quatro fios), conforme apresentado na Figura 3.14a. A temperatura ambiente também foi monitorada a partir de um PT-100 de mesmo modelo (diâmetro de 6,35 mm e 50 mm de comprimento).

Para as medidas da temperatura do fluido na tubulação, os PT-100 foram instalados em conexões do tipo “Y” (tee à 45°), de forma que os sensores estivessem em contato direto com o fluxo. Para tanto, foi confeccionada uma adaptação numa peça em PVC com rosca externa a fim de acomodar o sensor sem haver vazamentos. Outra preocupação era que o sensor não ficasse em contato com a parede do “Y”. Assim, o dispositivo montado atendeu aos pré-requisitos para as medidas de temperatura do fluido que percorre a estaca, sendo apresentado detalhadamente na Figura 3.17. Já o PT-100 para medida da temperatura ambiente foi simplesmente posto em contato com o ambiente externo, mas de forma a não entrar em contato direto com o sol. Todo o sistema foi devidamente protegido com isolamento térmico a fim de evitar perdas e ganhos de energia térmica durante os ensaios.

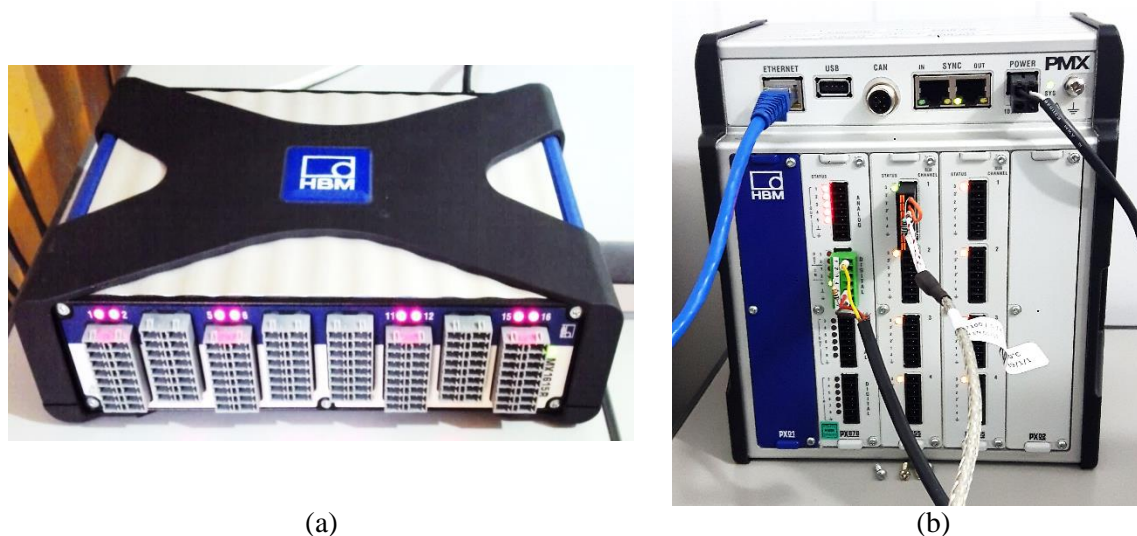
Figura 3.17: Esquema de montagem dos sensores Pt100 dentro dos tubos: a) sensor PT – 100 ($\phi = 3,0$ mm) e b) posicionamento dos PT – 100 nas peças Y.



Fonte: Própria autora.

Nesta pesquisa foram utilizados dois sistemas de aquisição de dados: o amplificador QuantumX modelo MX1615B e o sistema de aquisição multicanais PMX, ambos fabricados pela empresa Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH - HBM (Figura 3.18). Ambos os sistemas de aquisição de dados são portáteis e podem ser sincronizados de forma a realizar a aquisição de dados simultânea.

Figura 3.18: Módulos de aquisição de dados: a) modelo MX 1615 e b) PMX.



(a)

(b)

Fonte: Própria autora.

O amplificador QuantumX MX1615B possui 16 canais de aquisição, comporta a maioria dos sensores típicos em análise de tensão, deformação e temperatura, sendo indicado para análise experimental de maior parte das grandezas mecânicas. O MX1615B ainda permite que sejam acoplados outros módulos de aquisição, podendo ser do mesmo modelo ou de modelo diferente, de forma a trabalharem como um único módulo de aquisição (HBM, 2002).

Já o PMX é um sistema de aquisição de dados multi-canal e de controle, usualmente utilizado para medições e monitoramentos em bancos de ensaios e linhas de produção (HBM, 2016). O PMX é um sistema modular, ou seja, o usuário constrói individualmente o sistema de medição a partir de um dispositivo básico (WGX002) e de módulos (ou placas) de leitura de acordo com as variáveis de medidas desejadas. No caso da presente pesquisa, o PMX foi utilizado com 2 módulos de medição PX455 e um módulo PX878. O módulo PX455 possui 4 canais com resolução de 24 bits, sendo possível fazer medição de extensômetros em ponte completa e meia ponte, sensores indutivos em meia ponte e ponte completa, LVDTs, sensores potenciométricos e sensores PT-100. O módulo *input/output* PX878 possui oito entradas digitais, oito saídas digitais e cinco saídas de tensão analógicas ($\pm 10V$). A partir deste módulo o sistema PMX pode ser controlado ou ser operado com um controlador a jusante e, todos os sinais de medição reais ou calculados podem ser atribuídos à saída (HBM, 2016).

Para a programação e controle dos sistemas de aquisição foi utilizado o software *CatmanEasy 4.5*, também desenvolvido pela HBM. Este software permite o processamento, registro gráfico, visualização e tratamento dos dados após a aquisição. Assim, os módulos MX1615B e PMX trabalharam junto a um computador, conforme anteriormente apresentado na Figura 3.16 b.

3.4 Ensaios de Laboratório

3.5.1 Ensaios de caracterização mineralógica

Com o objetivo de realizar a caracterização mineralógica do subsolo do campo experimental de Fundações da EESC/USP, foram extraídas amostras deformadas e realizados ensaios de difratometria de raios-X (DRX) e ensaios químicos em espectrômetro de fluorescência de raios-X.

O ensaio de difratometria de raios-X consiste na técnica de incidir radiação eletromagnética de alta energia e curto comprimento de onda, em uma amostra a ser testada, sendo medido o feixe de fótons difratado (CALLISTER, 1994). Assim, considerando da Lei de Bragg (Equação 75), o comprimento de onda (λ_b) pode ser determinado a partir da distância entre planos atômicos (d_p), ou distância basal, e do ângulo de reflexão ou orientação desses planos em relação ao feixe de onda (θ).

$$\lambda_b = 2 \cdot d_p \cdot \text{sen}\theta \quad (75)$$

Os ensaios DRX foram realizados em amostras deformadas retiradas a cada 1 m de profundidade do subsolo do campo experimental da EESC/USP (até 12 m). Para os ensaios as amostras foram peneiradas secas ao ar e destorroadas. Para cada amostra foi separado cerca de 100 g de solo para o ensaio. Os ensaios DRX foram realizados em Difratômetro de Raios X Rigaku Ultima IV (radiação de cobre, $\lambda_b = 1,5418$) do Instituto de Física de São Carlos, com ângulo de variação 2θ variando de 3 a 100° em intervalos de $0,02^\circ$.

Para conhecer complementar a caracterização mineralógica do subsolo do campo experimental de fundações da EESC/USP, foram realizados ensaios para identificação dos elementos químicos presentes no subsolo do campo experimental. Assim, foram realizados ensaios químicos em espectrômetro de fluorescência de raios X, que consiste numa análise qualitativa e de proporção (em relação à amostra). Assim como nos ensaios DRX, foram realizados 12 ensaios no total, sendo as amostras retiradas a cada 1 m de profundidade, estando secas e destorroadas. Os ensaios foram realizados no Laboratório de Caracterização Tecnológica do Departamento de Engenharia de Minas e de Petróleo da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.

3.5.2 Ensaios *Thermal Needle Probe*

Para a determinação da condutividade térmica em laboratório, foi utilizado o método de fluxo de calor transiente da agulha térmica, também conhecido como ensaio da sonda linear ou ainda “*Thermal Needle Probe*”. De Moel et al. (2010) menciona que este ensaio é bastante utilizado para determinação das propriedades térmicas de solos e rochas, principalmente devido à simplicidade de execução e interpretação.

Como anteriormente mencionado no item 2.6.1.2, este ensaio consiste em medir a taxa de aumento da temperatura de uma amostra de solo (ou rocha) devido a uma fonte de calor linear, sendo a amostra considerada como um meio infinito e homogêneo (ASTM, 2014; De Moel et al., 2010; Low et al., 2015; Tang et al., 2008).

O ensaio de condutividade térmica foi realizado de acordo com a norma D5334-14 da ASTM (2014). Foram realizados ensaios em amostras deformadas retiradas do subsolo do campo experimental de fundações da EESC/USP, sendo selecionadas três profundidades de interesse, de forma a testar tanto a camada de solo coluvionar como a camada de solo residual de arenito. A título de comparação, foram realizados ensaios em amostras de areia HN38 Hostun (areia de sílica com propriedades conhecidas), em três diferentes compacidades. As propriedades físicas da areia de sílica HN38 Hostun são apresentadas na Tabela 3.3.

Tabela 3.3: Caracterização da Areia Houston HN38.

Densidade específica dos grãos: g/cm ³	ρ_s	2,64
Densidade seca máxima: kg/m ³	$\rho_{d(max)}$	1554
Densidade seca mínima: kg/m ³	$\rho_{d(min)}$	1186
d ₅₀ : mm	-	0,12
Coefficiente de uniformidade	C_u	1,97

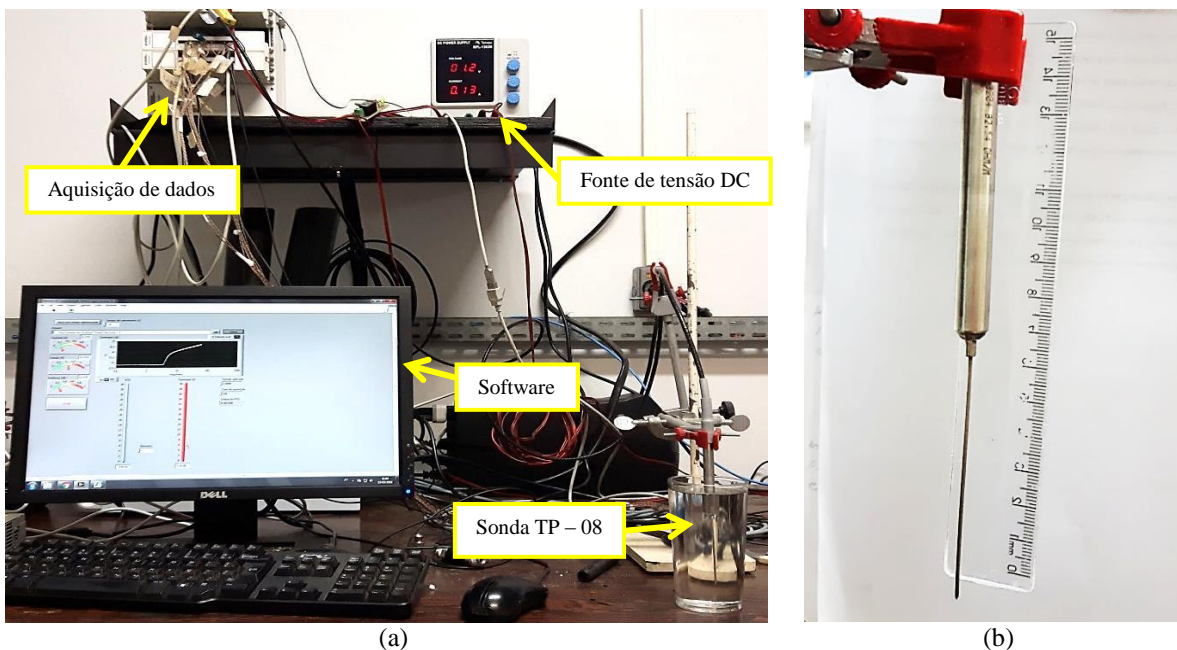
Fonte: Laboratório Unisol – resultados de ensaios.

O equipamento utilizado nos ensaios de condutividade térmica foi desenvolvido pelo Laboratório do Núcleo de Engenharia Térmica e Fluidos do Departamento de Engenharia Mecânica da EESC/USP, sendo composto por: sistema de aquisição de dados, fonte de tensão, software para monitoramento e controle, e a sonda térmica (Figura 3.19).

A sonda térmica (Figura 3.19 b) utilizada nos ensaios realizados é do modelo TP – 08 fabricada pela empresa Hukseflux Thermal Sensors. Hukseflux (2018), esta sonda é um equipamento portátil, sendo constituída por uma agulha de aço inoxidável, com 70 mm de comprimento e 1,2 mm de diâmetro externo, instrumentada com sensores de temperatura e

resistência elétrica para fornecimento de energia térmica (conforme apresentado na Figura 2.36). Segundo Hukseflux (2018), a sonda TP-08 pode ser operada sob uma faixa de temperatura de 218,15 a 453,15 K e tem precisão de $\pm 3\%$ a 293,15K. Segundo a norma D5334-14 da ASTM (2014), a sonda tipo agulha deve ter grande comprimento em relação ao diâmetro, para que haja a condição de uma fonte de aquecimento infinitamente longa e fina.

Figura 3.19: Equipamento para ensaio de condutividade térmica: a) componentes do equipamento e b) Sonda térmica (ou agulha).



Fonte: Própria autora.

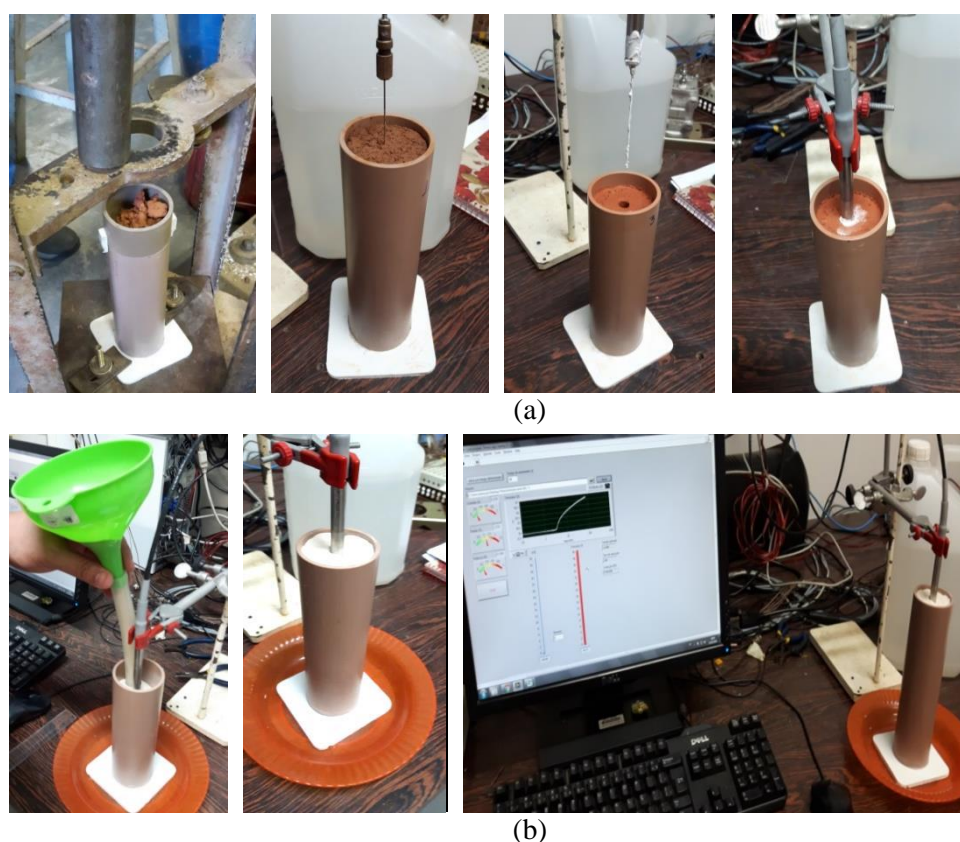
Segundo Motta (2012), a aquisição dos dados do ensaio é feito a partir de sistema de aquisição de dados composto por uma placa de aquisição de 24 bits NI PXI-4351 da *National Instruments* para aquisição de temperatura, um chassi NI modelo PXI-1000B e um controlador embutido modelo NI PXI-8170. Ainda segundo a autora, a placa de aquisição é também capaz de fornecer a tensão de excitação necessária ao funcionamento da resistência de aquecimento, sendo possível determinar simultaneamente a tensão e a corrente aplicada a partir da fonte de tensão DC (modelo E3631A da marca Agilent).

O software de aquisição de dados do equipamento foi desenvolvido em Labview, sendo elaborado para controle e ajuste dos parâmetros do ensaio (Figura 3.19 a). Segundo Motta (2012), o programa fornece os parâmetros coletados e a curva de variação de temperatura *versus* logaritmo do tempo, sendo possível observar a inclinação da curva.

O ensaio da sonda linear pode ser realizado em amostras de solo deformadas e indeformadas. No caso dos ensaios realizados nesta pesquisa, foram utilizadas amostras deformadas retiradas do campo experimental, que foram compactadas em condição próxima

às de campo: teor de umidade e densidade aparente seca, de acordo com as dimensões preconizadas pela norma D5334-14 ASTM (2014). No caso da areia seca, a amostra foi confeccionada no momento da realização do ensaio onde, após o posicionamento da sonda no centro do molde, foi feito o controle da densidade requerida para cada amostra por processo de vibração (controle de altura e massa das camadas de areia). Para tanto, foram confeccionados moldes de parede fina em PVC, com diâmetro de 53,5 mm e 200 ± 30 mm de comprimento, segundo das recomendações da norma D5334-14 ASTM (2014). A Figura 3.20 apresenta as etapas de moldagem dos corpos de provas (CPs) ensaiados.

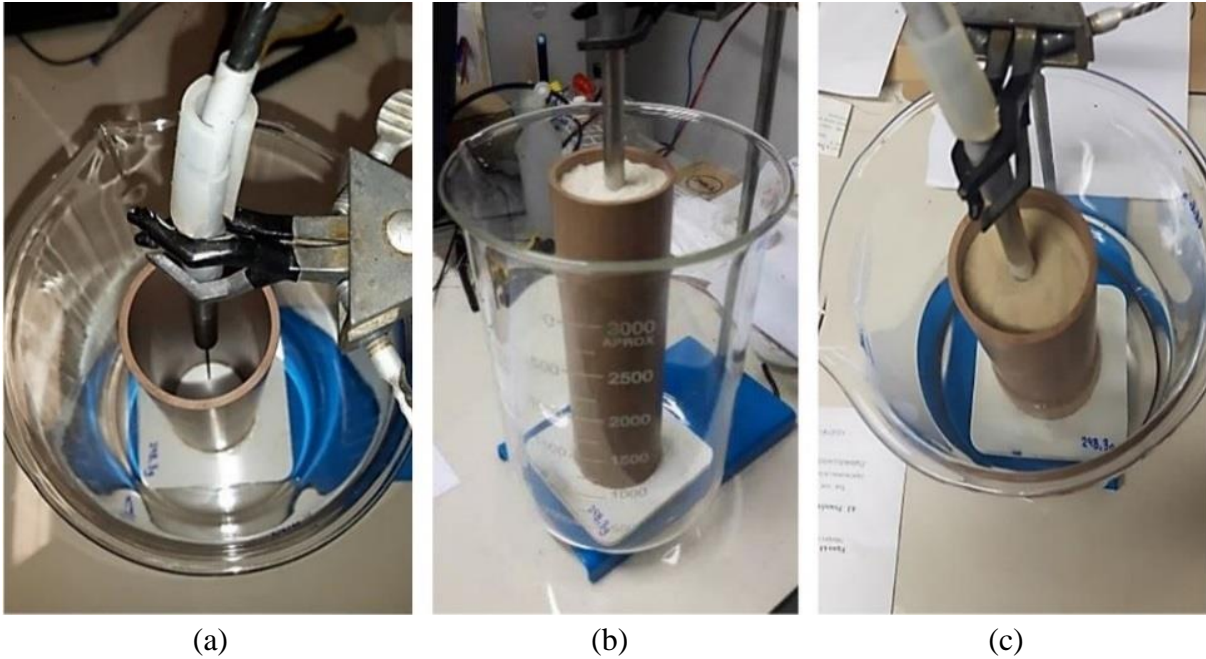
Figura 3.20: Moldagem e ensaio dos CPs: a) amostras do campo experimental e b) areia seca.



Fonte: Própria autora.

Ainda considerando as amostras de areia, também foram realizados ensaios na condição úmida. Nestes ensaios, após a moldagem do CP de areia em condição específica de densidade (fofa, média e densa) e, após o ensaio térmico na condição seca, a amostra foi exposta ao umedecimento a partir da base do CP, utilizando-se água destilada. O processo de umedecimento das amostras de areia por ascensão capilar durou aproximadamente 24 h e, para tanto, foi utilizado bquer de vidro e uma pedra porosa na base do molde de PVC de parede fina, conforme apresentado na Figura 3.21.

Figura 3.21: Preparação dos CPs de areia HN38 Hostun: a) Posicionamento da sonda, b) CP de areia seca e c) umedecimento do corpo de prova de areia após o ensaio térmico na condição seca.



Fonte: Própria autora.

Como apresentado na Figura 3.20 a, para os CPs com solo do campo experimental, foi necessário a realização de um pré-furo para a inserção da sonda na amostra, devido à rigidez da amostra por conta da compactação. Para promover um melhor contato térmico entre a sonda e o solo, foi utilizada uma fina camada de graxa térmica na sonda (pasta branca na sonda, Figura 3.20 a). Os ensaios foram realizados em sala à temperatura ambiente. Os corpos de prova ficaram por um período de tempo expostos à temperatura ambiente a fim de equalizarem a temperatura.

Os ensaios foram realizados a partir do fornecimento de corrente e tensão elétrica constantes de 0,13 A e 1,2 V à sonda, sendo feito o controle a partir da fonte de tensão DC do equipamento de ensaio. A taxa de aquecimento ou de mudança de temperatura atendeu à exigência da D5334-14 ASTM (2014), sendo inferior a 10 K em 1000 s. O tempo de duração de cada ensaio foi de aproximadamente 100 s, a fim de não haver migração de umidade gravimétrica na amostra devido ao aquecimento. A taxa de aquisição de dados foi de 0,01 Hz.

Conforme recomendação da norma D5334-14 da ASTM (2014), a sonda térmica foi calibrada antes de cada ensaio usando um material com propriedades térmicas conhecidas. No presente estudo, foi utilizado glicerina na calibração, com $\lambda = 0,286 \text{ W/mK}$ a 289,15 K, de acordo com ASTM (2014). Assim, o fator de calibração CF foi obtido a partir da razão entre o valor da condutividade térmica de referência e a medida (conforme Equação 45). Em cada

calibração, foram realizados cinco testes de calibração com glicerina para determinar o valor médio de CF .

Neste trabalho, os ensaios *Thermal Needle Probe* foram realizados apenas com a etapa de aquecimento. Ainda, de acordo com a ASTM (2014), se a sonda utilizada no ensaio possuir diâmetro inferior a 2,54 mm a duração do teste deve ser entre 30 a 60 segundos (aquecimento). Para os ensaios realizados, considerando as dimensões da sonda utilizada, os dados referentes aos primeiros 10 s foram ignorados das análises. Assim, a partir dos resultados de variação de temperatura ΔT versus $\ln(t)$, foi considerada a inclinação da região linear do gráfico temperatura versus $\ln(t)$ (K) a partir da Equação 76 e, em seguida, foi determinada a condutividade térmica das amostras ensaiadas, conforme Equação 54 (ASTM, 2014).

$$K = \frac{\ln(t_2 - t_1)}{\Delta T} \quad (76)$$

3.5 Ensaios de Campo

3.6.1 Determinação da Variação Sazonal da Umidade Gravimétrica

Desde o ano de 2014, foram feitas diversas campanhas de amostragem para determinação do perfil de umidade gravimétrica do subsolo do Campo Experimental de Fundações da EESC/USP. As profundidades investigadas variaram entre 5 a 12 m, sendo retiradas amostras referentes a épocas secas e úmidas, considerando o clima regional. Nas campanhas de amostragem realizadas nesta pesquisa (entre 2014 a 2018), as amostras de solo foram obtidas manualmente, a partir de escavação executada com trado concha.

Nestas campanhas de amostragem, os teores de umidade gravimétrica foram determinados considerando o método de estufa elétrica, conforme as normas NBR 16097/2012 e ASTM D4959-16 (ABNT, 2014; ASTM, 2016).

Para complementar os resultados obtidos neste trabalho, também foram considerados os resultados de teor de umidade gravimétrica obtidos por Rocha (2018). Este autor, realizou quatro campanhas de amostragem no campo experimental de fundações da EESC/USP entre os anos de 2016 e 2017, fazendo a coleta de amostras deformadas a partir de penetrômetro multi-função, que é utilizado em ensaios CPTu e SDMT (ROCHA, 2018).

3.6.2 Monitoramento da Variação Sazonal da Sucção Matricial Superficial

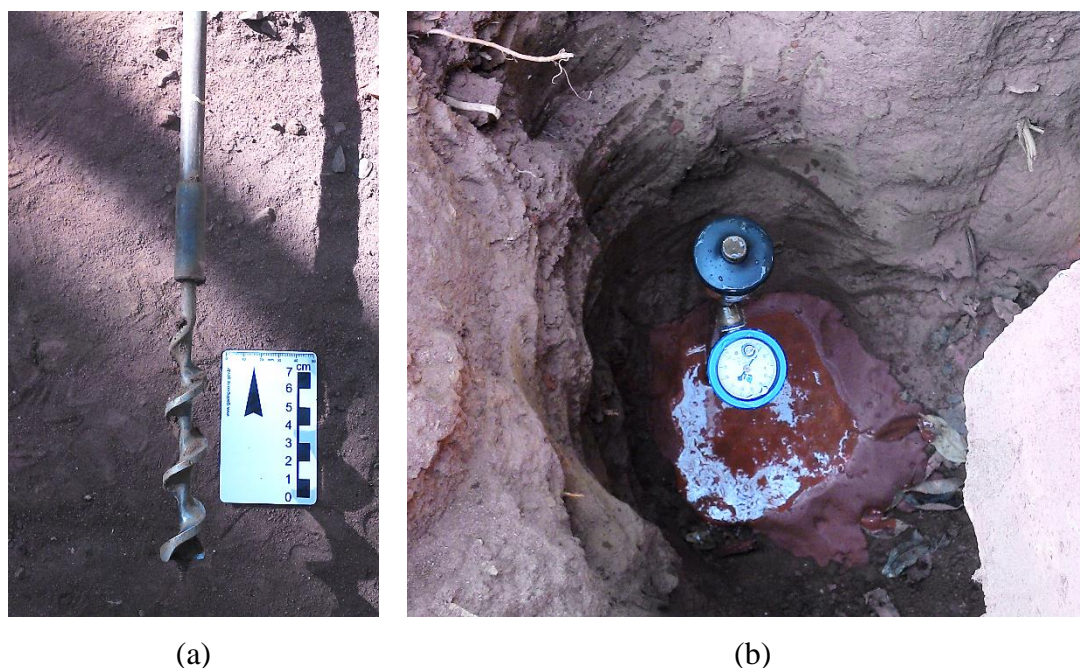
As condições climáticas e meteorológicas proporcionam variações sazonais na sucção matricial do solo devido a variações no teor de umidade. A sucção do solo pode ser obtida via ensaios de campo e de laboratório. Assim, em 2015 foram instalados 4 tensiômetros próximos à estaca 02 (trocadora de calor) e à estaca de referência, com o intuito de monitorar a variação da sucção matricial superficial sazonal, para a interpretação dos resultados das prova de carga estática que viriam a ser executadas.

Segundo Machado (1998), os tensiômetros são utilizados na medida direta da sucção matricial *in situ*, sendo limitados a valores próximos a 80 kPa (equipamentos tradicionais), devido a possibilidade de cavitação. Nesta pesquisa, foram utilizados tensiômetros fabricados pela *Soil Moisture* e que possuíam reservatório do tipo “*jet fill*” na parte superior, tornando mais fácil a manutenção do nível de água destilada dentro do tubo dos tensiômetros (com diâmetro aproximadamente igual a 20 mm) e a retirada de bolhas de ar. Os tensiômetros utilizados possuíam cápsula porosa com permeabilidade de 10^{-5} cm/s.

Os quatro tensiômetros utilizados nesta pesquisa passaram por processo de saturação prévia no Laboratório de Mecânica dos Solos do Departamento de Geotecnia da EESC/USP. Após processo de saturação, os tensiômetros passaram por inspeção visual para verificação das condições do tubo e da cápsula porosa e, após esta etapa, foram instalados no campo experimental. Para a instalação, foi utilizado trado com diâmetro próximo ao tubo do tensiômetros (ligeiramente inferior) e, próximo à profundidade prevista para o posicionamento de cada tensiômetro, foi realizada ligeira prensagem para garantir o contato da cápsula porosa e o solo. Após a instalação, o espaço era preenchido com “lama”, produzida com o material da escavação realizada. As leituras de sucção matricial passaram a ser realizadas com um mínimo de uma semana após a instalação.

As profundidades de instalação dos tensiômetros foram 0,97 e 1,3 m abaixo da superfície, respectivamente. Os dois pares de tensiômetros foram instalados dentro da cava da “seção de referência” das estacas 2 (trocadora de calor) e referência. A Figura 3.22 apresenta detalhes das instalações realizadas.

Figura 3.22: Instalação dos tensiômetros: a) trado e b) tensiômetro *Soil Moisture* com *Jet Fill*, instalado na cava da seção de referência da estaca 2 (trocadora de calor).



Fonte: Própria autora.

3.6.3 Ensaios TRT

Os ensaios TRT realizados nesta pesquisa seguiram as recomendações da norma britânica EM ISSO 17628 (CEN, 2015) e do documento TC WI 00341067.6 preparado por CEN/TC 341 – Geotechnical (CEN, 2011), além das referências da literatura da área (BRANDL, 2006; LOVERIDGE, 2012; LOVERIDGE et al., 2014; YOU et al., 2014).

No total, foram realizados 5 ensaios TRT nesta tese, sendo cinco na cidade de São Carlos e um em São Paulo (área do CICS na POLI/USP), ou seja, em duas condições de subsolo diferentes. Todos os ensaios TRT realizados nesta pesquisa foram de longa duração (superior a 100 horas), havendo ensaios convencionais (apenas fase de aquecimento ou *heating*) e ensaios com etapa de *recovery* (aquecimento com posterior recuperação térmica). Todavia, apesar da realização de um ensaio TRT em São Paulo, este ensaio não será abordado nesta tese. Moraes e Tsuha (2018) apresentam as análises e os resultados deste ensaio.

Cabe destacar que, no caso da cidade de São Carlos, os ensaios TRT realizados para avaliação das propriedades térmicas do subsolo referem-se à estaca trocadora de calor de menor diâmetro (estaca 1, com $\phi = 0,25$ m), devido ao seu diâmetro reduzido, estando de acordo com as recomendações de Loveridge (2012). Entretanto, para os ensaios TRT realizados em São Carlos existem um total de nove ensaios, sendo quatro ensaios de curta duração que foram realizados por Bandeira Neto (2015) e cinco ensaios de longa duração

realizados na presente pesquisa. O objetivo da realização de ensaios longos nesta pesquisa é o de garantir que foi atingido o estágio de estabilidade na troca de calor nos ensaios.

Apesar da realização do monitoramento da temperatura do subsolo por meio dos sensores PT-100 instalados em profundidade, foi seguida a recomendação de CEN (2011 e 2015) e antes da realização de cada ensaio TRT, foi obtida a temperatura natural média do subsolo (até a profundidade investigada), a partir da circulação do fluido trocador de calor na estaca sem a imposição de calor (no presente estudo é usada água potável). Nesta primeira etapa, é feita a circulação da água, sem o fornecimento de potência térmica, por um intervalo de tempo de aproximadamente 20 minutos, sendo feita a aquisição das temperaturas de entrada, saída, do ambiente e da vazão.

Bandeira Neto (2015), com base no trabalho desenvolvido por You et al. (2014), verificou a velocidade ótima do fluxo da água no ensaio TRT de forma que a troca de calor fosse mais eficiente (maior troca com menor consumo de energia elétrica). Assim, o autor encontrou maior taxa de troca de calor por metro de estaca para uma velocidade de fluxo igual a 0,61 m/s. Esta velocidade corresponde a uma vazão de 19,4 l/min. Portanto, buscou-se neste trabalho utilizar vazões similares à vazão ótima encontrada por Bandeira Neto (2015).

As velocidades médias do fluxo do fluido trocador de calor no interior dos tubos PEAD nos ensaios desse trabalho foram: 0,56 m/s, 0,61 m/s, 0,61 m/s, 0,63 m/s e 0,62 m/s, correspondendo aos TRTs 01 a 05 (realizados em São Carlos) respectivamente. Outra questão importante é a garantia de fluxo em regime turbulento e para tanto, considerando a geometria do tubo trocador e que o fluido é água, a vazão mínima é de 1,33 l/min.

Os resultados dos ensaios TRT realizados foram analisados com base na solução analítica da fonte linear de Kelvin ou *infinite line source model* (abordado no ítem 3.5), sendo feitas as análises considerando o intervalo de dados referentes ao fluxo de calor em regime permanente de transferência de calor, ou seja, período em que não há variação na temperatura com o tempo. Para tanto, foi seguida a recomendação de Brandl (2006), Loveridge (2012), Loveridge et al. (2014), CEN (2011 e 2015) e de outros autores, de eliminar parte dos dados medidos durante o ensaio (t_{min}), segundo a Equação 55.

Para estacas com diâmetro superior a 0,30 m, Loveridge (2012) recomenda que o tempo do ensaio TRT seja aumentado em relação ao tempo de ensaios em diâmetros inferiores ou iguais a 0,30 m, de forma que seja atingido o regime permanente de transferência de calor. Portanto, os ensaios TRT deste trabalho foram executados com duração mínima de sete dias.

3.6.4 Prova de Carga Estática

Nesta pesquisa foi programada a realização de provas de carga estática (instrumentadas) a compressão na estaca trocadora de calor de maior diâmetro (estaca 2) e na estaca de referência, segundo a NBR 12131/06 (ABNT, 2006). Estes ensaios foram executados com estabilização de recalques nos estágios de carregamento, ou seja, foram ensaios lentos (*Slow Maintained Load – SML*), executados segundo a NBR 12131/06 (ABNT, 2006). Entretanto, os ensaios foram limitados ao deslocamento limite de 30 mm (6% do diâmetro), medido no topo da estaca, de forma a garantir a total mobilização da resistência por atrito lateral dos sistemas de fundação avaliados (estacas escavadas a seco, estaca 2 e de referência). Este critério de deslocamento foi adotado com base nos resultados de Mantilla (1992), que desenvolveu estudo experimental em estacas escavadas instrumentadas no campo experimental de fundações da EESC/USP, sendo de três diâmetros diferentes (0,35 m, 0,40 m e 0,5 m) e 10 m de comprimento.

Conforme prescrito na NBR 12131/06 (ABNT, 2006), os ensaios de prova de carga SML foram realizados com estágios de carregamento sucessivos e iguais (10 estágios, no mínimo), sendo mantida a carga até atingir o critério de estabilização do recalque em cada estágio (diferença entre duas leituras consecutivas no atual estágio de carregamento for igual a, no máximo, 5% do deslocamento ocorrido no estágio) ou por no mínimo 30 min. Todavia, no último estágio de carregamento em cada ensaio, optou-se por não manter a carga máxima do ensaio durante 12 h, sendo apenas cumprido o critério de estabilização de recalques. O descarregamento em quatro estágios iguais foi executado em todos os ensaios realizados, sendo cumprido o critério de estabilização e estágios com duração mínima de 15 min.

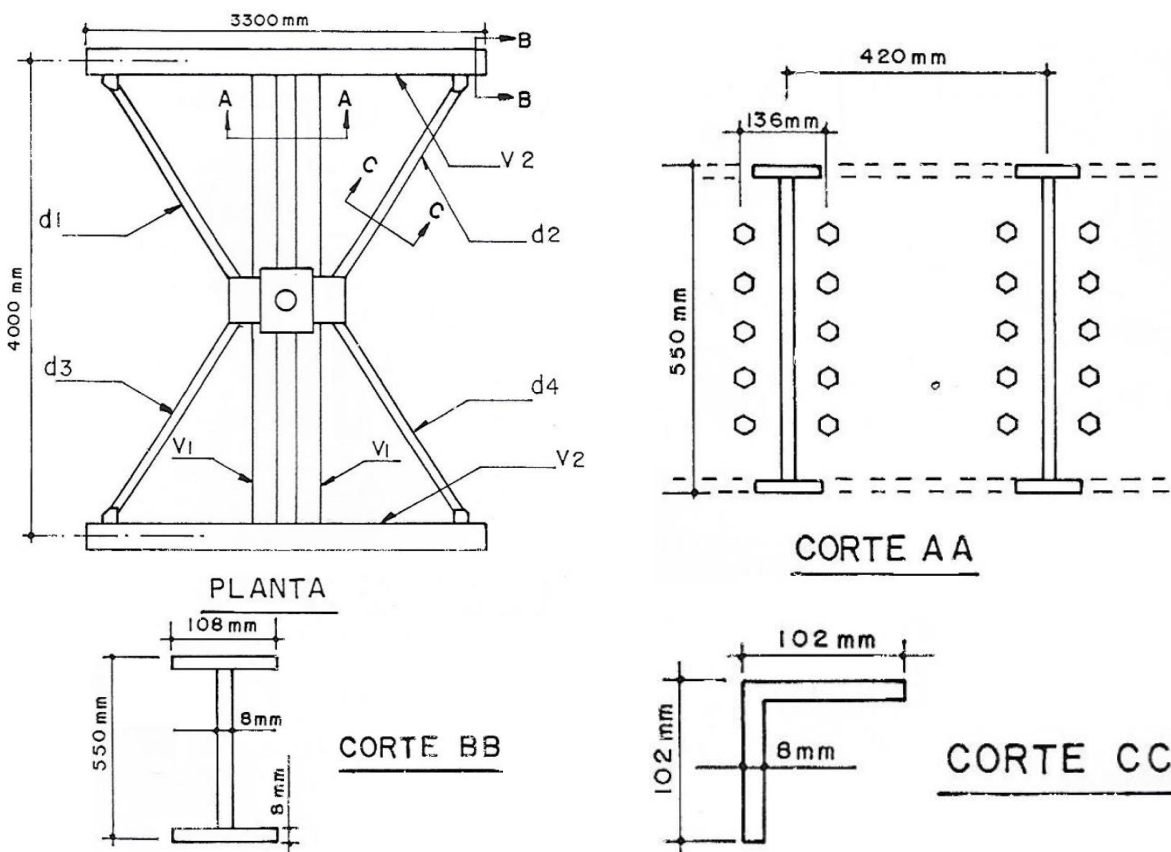
O sistema de reação adotado foi por ancoragem no terreno, através de vigas fixadas às estacas de reação (conforme anteriormente mencionado no item 3.3.1), tanto para os ensaios na estaca trocadora de calor 2, como nos ensaios na estaca de referência. Para tanto, foram previstas e executadas seis estacas escavadas, diâmetro 0,5 m e 11 m de comprimento. As estacas de reação não possuem armadura longitudinal e transversal. Assim, em cada estaca de reação foi instalado um tirante central Dywidag com 12 m, de 32 mm de diâmetro e em aço ST85/105.

As estacas que foram testadas possuem 3 m de afastamento entre eixos e estão distantes 2,5 m das estacas de reação (conforme Figura 3.9), respeitando a recomendação da NBR 12131/06 (ABNT, 2006), de modo a evitar interferência entre as estacas testadas e as estacas

de reação. Devido à proximidade entre a estaca trocadora de calor 2 e a estaca de referência, foi assumido que que ambas as estacas estão instaladas no mesmo perfil de subsolo.

As estacas de reação foram fixadas a uma estrutura metálica de reação composta por perfis soldados disponível no campo experimental de fundações da EESC/USP, que foi fabricada na época do trabalho de Mantilla (1992). De acordo com a autora, a estrutura metálica foi projetada para uma carga máxima de 2000 kN, com base na NBR 8800/86 (em vigor na época), sendo constituída por duas vigas principais dispostas uma ao lado da outra (V1, peso igual a 10 kN), duas vigas secundárias (V2, peso igual a 4,65 kN) e quatro cantoneiras diagonais (d_i) para maior estabilidade da estrutura. A Figura 3.23 apresenta com detalhe a estrutura em vigas metálicas utilizada.

Figura 3.23: Estrutura metálica de reação utilizada nos ensaios de prova de carga estática.



Fonte: Adaptado de Mantilla (1992).

Os equipamentos utilizados para execução dos ensaios de prova de carga estática foram: sistema de carregamento composto por cilindro hidráulico de simples ação (retorno por mola), fabricado pela Yellow Power, com capacidade nominal de 2500 kN e curso de 250 mm; motor hidráulico elétrico (unidade hidráulica) da marca Yellow Power para acionamento do cilindro hidráulico; célula de carga do tipo coluna vazada, marca Alfa instrumentos, modelo

C-200T, com extensômetros elétricos de dupla ponte completa, precisão de 0,3 kN e capacidade de 2000 kN; quatro extensômetros mecânicos (relógios comparadores) com cursor de 50 mm (resolução de 0,01 mm); quatro bases magnéticas; quatro LVDTs indutivos da marca Kyowa Electronic Instruments, modelo DLT-50AS e capacidade de ± 50 mm; duas vigas metálicas de referência (guias) com 3,3 m de comprimento, para medição dos recalques; sistema de aquisição de dados QuantumX modelo MX 1615 e PMX, ambos fabricados pela HBM, (conforme item 3.4, ver Figura 3.18).

A fim de avaliar o efeito do carregamento térmico na estaca trocadora de calor 2 (simulando a demanda por arrefecimento) ou seja, rejeição de calor no subsolo), os ensaios de prova de carga estática (também denominado neste trabalho como ensaio de carregamento mecânico) foram executados nas seguintes condições:

- Ensaio de carregamento mecânico inicial, tanto na estaca 2 como na estaca de referência, a fim de conhecer o comportamento destas fundações antes da imposição de carga térmica. Nestes primeiros ensaios, foram programados incrementos de 50 kN a cada estágio de carregamento;
- Ensaio de carregamento mecânico na estaca de referência. Após, foi realizado ensaio de carregamento mecânico na estaca trocadora de calor 2, simultaneamente ao ensaio de carregamento térmico (estaca ainda em aquecimento, ensaio termomecânico).
- Ensaio de carregamento mecânico na estaca trocadora de calor 2, com estabilização de recalques nos estágios, até a metade da carga do último ensaio executado nesta estaca (carga de serviço). Após a estabilização dos recalques neste estágio de carga, foi imposto o carregamento térmico (termomecânico). O ensaio termomecânico foi executado com manutenção da carga mecânica na condição de serviço por 13 dias. Este ensaio objetivou simular a situação real de uma estaca trocadora de calor na condição de serviço durante a operação de um sistema GSHP.

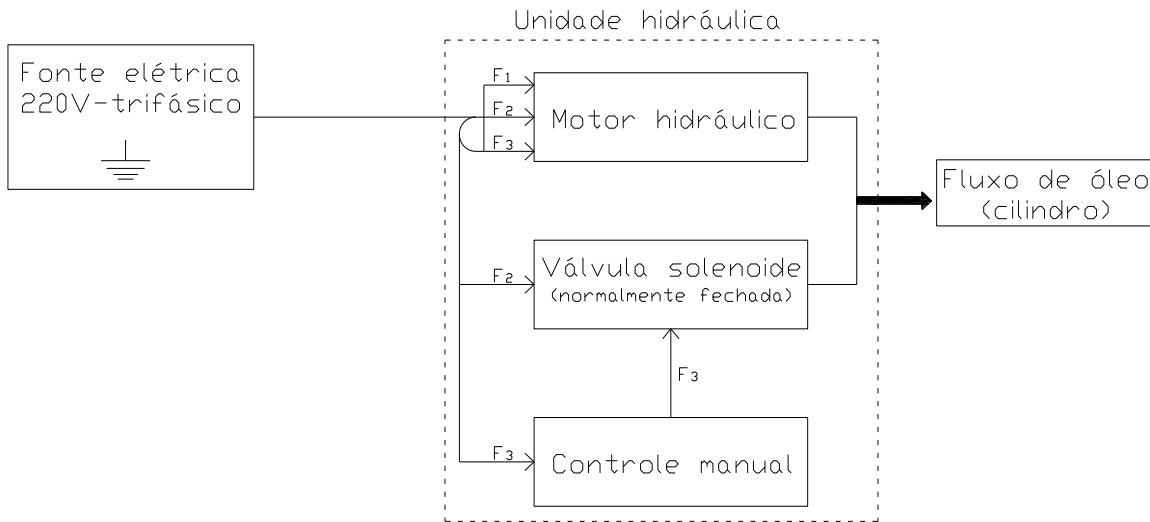
A partir da primeira condição de realização dos ensaios mecânicos, os estágios de carregamento foram baseados nos resultados dos ensaios anteriores. Como o programa experimental demandou a execução de vários ensaios nas mesmas estacas isoladas, estas fundações são suscetíveis ao surgimento de tensões residuais devido aos carregamentos múltiplos impostos aumentando, conseqüentemente, a mobilização da resistência de ponta. Assim, nas provas de carga a compressão, as tensões residuais ocorrem devido à necessidade de equilibrar cargas resultantes compressivas na região da ponta devido aos ensaios prévios.

3.6.5 Ensaio Termomecânico Sob Carga Constante

Para a realização do último ensaio listado no item 3.6.4, denominado como termomecânico e executado na estaca trocadora de calor 2, foi necessário garantir a aplicação e manutenção da carga mecânica de serviço durante todo o tempo de imposição da carga térmica, que no caso deste ensaio teve duração de 13 dias (sem interrupção).

Desta forma, foi desenvolvido nesta pesquisa um sistema de controle e manutenção de carga a partir do sistema PMX (utilizando o módulo *input/output* PX 878) e de adaptações realizadas no equipamento que impõe o carregamento mecânico na estaca durante o ensaio, mais precisamente, na unidade hidráulica que envia fluxo de óleo para o cilindro hidráulico de simples ação utilizado nas provas de carga (anteriormente descrito no item 3.6.4). No funcionamento convencional deste equipamento, o motor hidráulico bombeia óleo para o cilindro a partir da abertura de uma válvula solenoide do tipo normalmente fechada, 120V e 60Hz, que é acionada manualmente pelo usuário por meio de controle externo ao equipamento (botoeira). A Figura 3.24 apresenta em esquema o funcionamento convencional do equipamento.

Figura 3.24: Diagrama de funcionamento do sistema de aplicação de cargas mecânicas.



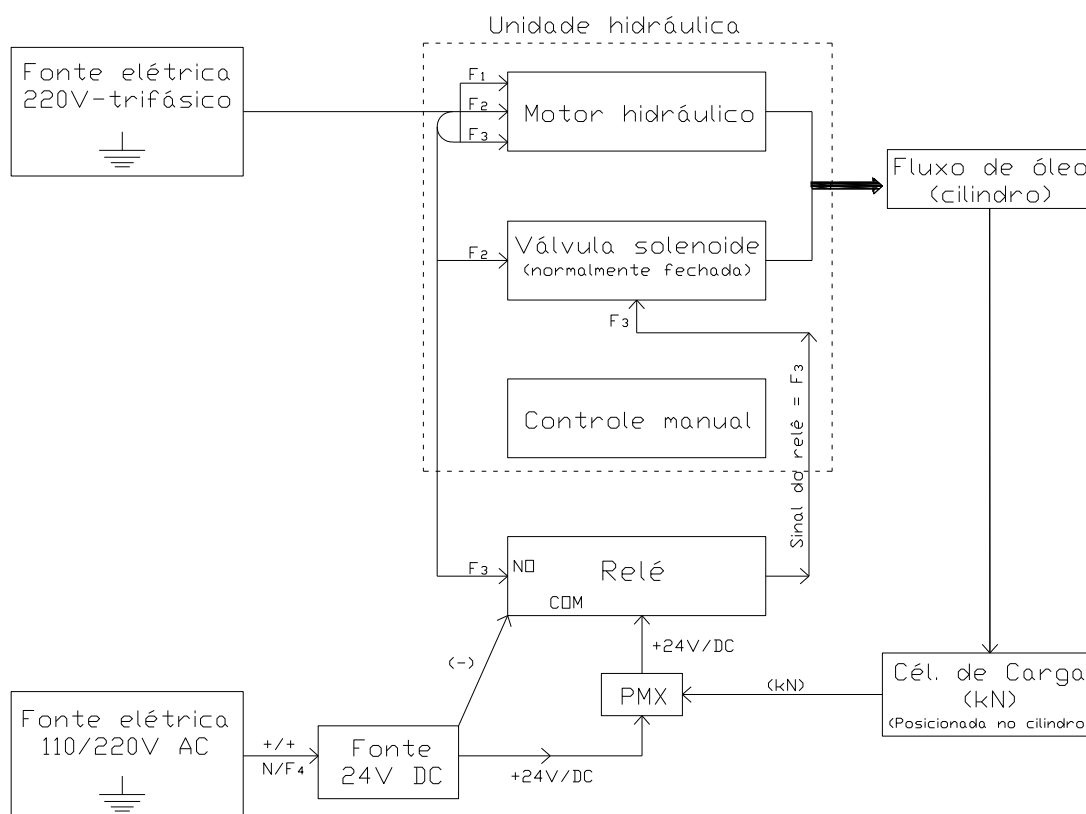
Fonte: Própria autora.

Assim, de forma simplificada, o sistema de controle de carga desenvolvido nesta pesquisa consistiu na alteração do acionamento manual da válvula solenoide do equipamento pelo acionamento automático via sistema PMX, sendo previamente estabelecido o intervalo de valor de carga para o funcionamento e o intervalo de variação aceitável (*range*). Para tanto, o controle via botoeira foi momentaneamente descartado (neste ensaio) e foi feito o arranjo elétrico necessário ao funcionamento automático do equipamento, sendo utilizados alguns

componentes periféricos: uma fonte AC/DC 24 V, um relé eletromecânico (marca Proauto, modelo 41F-1Z-C2-1, 6A, 250 V, 6-24 VDC/VAC) e um resistor *pull-down* (10 k Ω) para uso na saída digital do módulo PX 878 do PMX, conforme instruções de HBM (2016).

Basicamente, o sistema de controle desenvolvido pode ser simplificado em três partes: o sensor de carga, que foi a célula de carga e esteve ligada ao sistema PMX, fornecendo as medidas de carga durante o ensaio; o controlador, sendo o sistema PMX equipado com o módulo PX 878, o qual recebe a leitura de carga do sensor e controla o acionamento do relé; e o atuador mecânico, que foi a unidade hidráulica que trabalhou em conjunto com o cilindro, que teve o acionamento da válvula solenoide controlado automaticamente pelo relé. Assim, o esquema de funcionamento tradicional apresentado na Figura 3.24 foi Adaptado para o funcionamento automático, conforme o diagrama da Figura 3.25.

Figura 3.25: Diagrama de funcionamento do sistema automatizado criado para aplicação de carga mecânica.



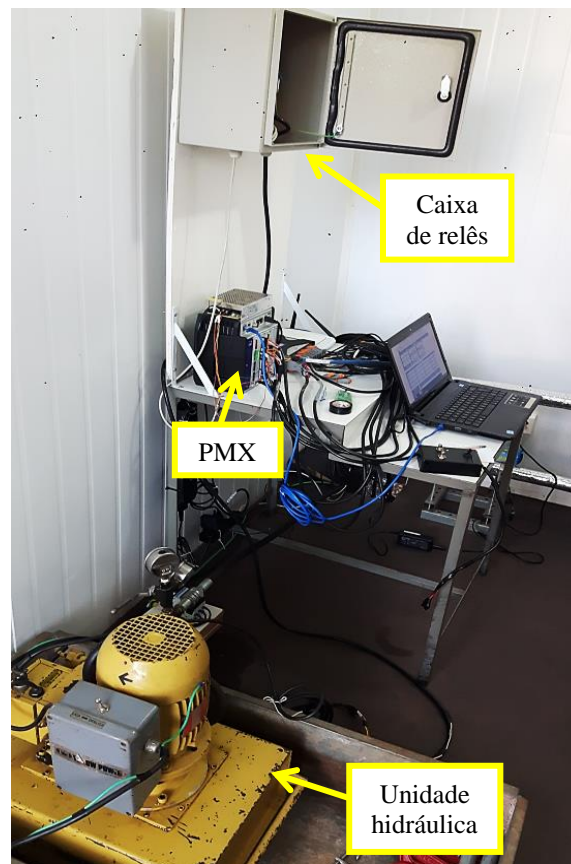
Fonte: Própria autora.

O controle de carga foi programado no sistema PMX através da configuração de um valor de carga (*limit value*) e o respectivo intervalo de variação ou *range*. A especificação do *range* aceitável foi feita a partir da configuração de um “*limit switch*” no PMX, de forma a ser mantida a saída digital ativada em nível alto (correspondendo a 24V) enquanto o valor da carga medido pela célula de carga estivesse abaixo do valor fixado para o ensaio (*limit value*),

mantendo assim a válvula solenoide aberta (ligada) e permitindo o fluxo de óleo para o cilindro. Quando a célula de carga indicava que havia sido atingida a carga correspondente ao *limit value*, o PMX desativava a saída digital, que passava a assumir um nível baixo (correspondendo a 0V) e, conseqüentemente, desligava a válvula solenoide (normalmente fechada) da unidade hidráulica, ocorrendo a interrupção do fornecimento de óleo ao cilindro.

Apesar do funcionamento satisfatório do sistema automático de controle e manutenção de carga desenvolvido nesta pesquisa (Figura 3.26), cabe salientar que devido à longa duração do ensaio termomecânico realizado (13 dias), o óleo hidráulico dentro do reservatório do motor da unidade hidráulica apresentou considerável aumento na temperatura, visto que o equipamento permaneceu ligado durante todo tempo. Assim, é recomendável a utilização de um maior volume de óleo (se possível) e que seja previsto algum método de refrigeração para o equipamento. No presente estudo, a unidade hidráulica foi posicionada dentro de um reservatório e foi utilizado “gelo” e ventiladores para o arrefecimento.

Figura 3.26: Equipamentos para imposição de carregamento e bancada de controle desenvolvida na pesquisa – ensaio termomecânico.



Fonte: Própria autora.

4 EFEITO DA VARIAÇÃO CLIMÁTICA SAZONAL NA TROCA TÉRMICA DA FUNDAÇÃO COM O SOLO

Como um país onde o clima tropical e as altas temperaturas são dominantes, ocorrem no Brasil espessas camadas de solos formados por intenso intemperismo das rochas (resultado das condições climáticas inerentes), que são os denominados perfis de solos tropicais. Os processos específicos de formação dos solos tropicais o tornam não usual e resultam no comportamento diferenciado inerente a estes solos, não sendo possível a interpretação por meio de princípios da mecânica dos solos clássica (GIACHETI & PEIXOTO et al, 2006).

Os perfis de solos tropicais são encontrados geralmente na condição não saturada, e incluem horizontes de solos lateríticos (solos transportados ou residuais que passaram por intenso processo de intemperismo físico e químico devido às condições climáticas e de drenagem) e saprolíticos (solos residuais, subjacentes ou não à camada laterítica) (NOGAMI e VILLIBOR, 1995; GIACHETI & PEIXOTO et al, 2006), podendo ocorrer segundo distribuição vertical e horizontal diversa. Segundo Melfi (1994), o Brasil é um país com solo tipicamente laterítico, pois cerca de 65% do território nacional é coberto por este solo.

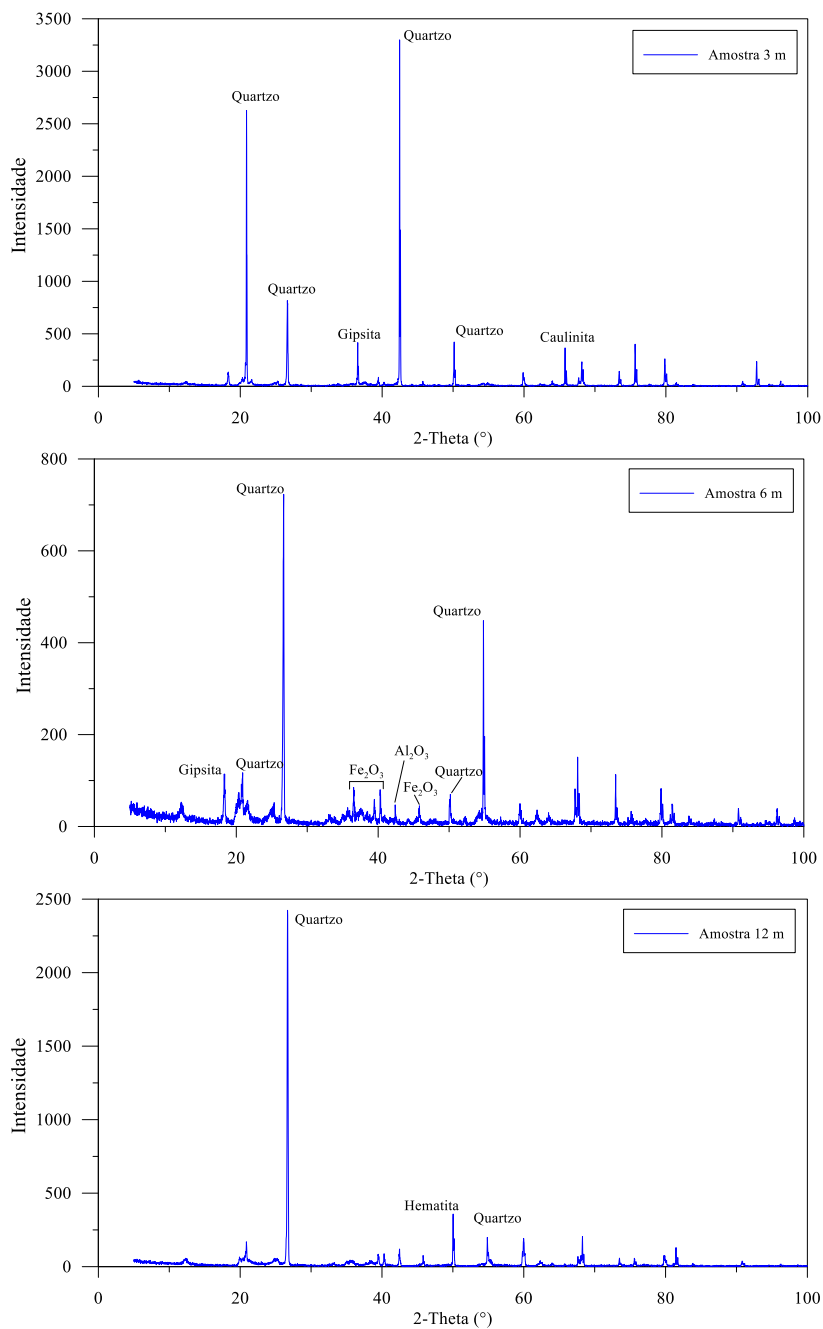
Neste contexto, rotineiramente, os solos tropicais brasileiros (lateríticos e saprolíticos) tem sido alvo de estudos geotécnicos em relação ao seu comportamento como material de construção em obras de terra (estradas, barragens e etc.), como meio geotécnico para instalação de fundações (diretas e por estacas), sobre o comportamento mecânico visando à determinação de parâmetros para projetos de engenharia. Todavia, ainda são escassos estudos sobre as propriedades térmicas e o comportamento desses solos visando o projeto de estruturas termoativadas utilizadas em sistemas GSHP superficiais (considerando profundidades inferiores a 100 m).

Portanto, o presente capítulo apresenta resultados e análises do estudo experimental desenvolvido nesta tese para avaliar a variação sazonal da capacidade de troca térmica de uma fundação neste perfil de solo tropical não saturado do Campo Experimental de Fundações da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, na Cidade de São Carlos – SP. A profundidade de investigação considerada foi de 12 m, compreendendo o comprimento referente às estacas trocadoras de calor construídas nesta pesquisa. A investigação experimental sobre o perfil de solo tropical alvo deste estudo é complementada por monitoramento de campo executado no período de 2014 a 2018.

4.1 Caracterização Mineralógica e Química

A caracterização mineralógica do perfil de solo tropical do campo experimental de fundações da EESC/USP (até 12 m de profundidade) compreendeu ensaios DRX e em espectrômetro de fluorescência de raios-X. Como anteriormente mencionado no item 3.5.1, esses ensaios foram realizados com amostras sem peneiramento, secas e destorroadas, retiradas a cada 1 m de profundidade. A Figura 4.1 apresenta difratogramas do ensaio de DRX das amostras a 3, 6 e 12 m de profundidade, respectivamente, com a indicação dos prováveis minerais existentes.

Figura 4.1: Resultados dos ensaios DRX.



Fonte: Própria autora.

A Tabela 4.1 apresenta resumidamente os resultados dos ensaios de DRX realizados, mostrando os principais minerais encontrados nas 12 amostras de solo ensaiadas.

Tabela 4.1: Prováveis minerais ao longo do perfil de solo tropical do campo experimental da EESC/USP.

Prof. (m)	Minerais Identificados							
1	Quartzo	Caulinita	Gipsita	-	-	-	-	-
2	Quartzo	Caulinita	Gipsita	Cristobalita	Andaluzita	-	-	-
3	Quartzo	Caulinita	Gipsita	Cristobalita	-	-	-	-
4	Quartzo	Caulinita	Gipsita	Cristobalita	Coesito	-	-	-
5	Quartzo	Caulinita	Gipsita	Cristobalita	Maghemita	Kyanita	-	-
6	Quartzo	Caulinita	Gipsita	Cristobalita	Maghemita	Kyanita	Dickita	-
7	Quartzo	Caulinita	Gipsita	Cristobalita	Maghemita	Kyanita	Dickita	-
8	Quartzo	Caulinita	Gipsita	Cristobalita	Maghemita	Kyanita, Coesito	Dickita	-
9	Quartzo	Caulinita	Gipsita	Cristobalita	Maghemita	Kyanita, Coesito	Dickita	-
10	Quartzo	Caulinita	Gipsita	Cristobalita	Maghemita	Kyanita, Coesito	Dickita	-
11	Quartzo	Caulinita	Gipsita	Cristobalita	Maghemita	Kyanita, Coesito	Dickita	-
12	Quartzo	Caulinita	Gipsita	Cristobalita	Maghemita	Kyanita, Coesito	Dickita	-

Fonte: Própria autora.

A partir dos resultados apresentados na Tabela 4.1 e na Figura 4.1, fica evidente a predominância do mineral quartzo em todo o perfil, considerando também o mineral cristobalita e coesito, que são formas polimorfas do quartzo, ou seja, possui a mesma composição química (SiO_2) mas estruturas cristalinas diferentes. Outros minerais que predominam no perfil são: a caulinita, que é um argilo-mineral de alumínio hidratado; a gipsita, que é um sulfato de cálcio hidratado; e a partir de 5 m de profundidade, ocorrem os minerais óxidos de ferro (a maghemita é produto da oxidação do mineral magnetita). Outros minerais que foram identificados consistem em silicato de alumínio (Andaluzita e Kyanita) e mineral argila filosilicato (Dickita, que possui a mesma composição química da caulinita). Assim, os resultados dos ensaios DRX mostram a presença de minerais típicos a perfis de solos tropicais evoluídos e de comportamento laterítico.

Para complementar a caracterização mineralógica, foram feitas análises dos elementos químicos que constituem o perfil de solo estudado. A Tabela 4.2 apresenta resumidamente os resultados dos ensaios de fluorescência de raios-X realizados, destacando as proporções dos principais elementos químicos que constitui cada amostra de solo analisada (silicatos e óxidos).

Tabela 4.2: Proporções dos principais elementos químicos constituintes do perfil de solo tropical estudado.

Prof. (m)	Principais elementos químicos identificados				Total de óxidos (%)
	SiO ₂ (%)	Al ₂ O ₃ (%)	TiO ₂	Fe ₂ O ₃ (%)	
1	62,3	19,9	2,09	8,09	30,1
2	67,2	16,6	1,85	7,3	25,8
3	60,9	20,7	2,13	8,33	31,2
4	56,2	24,4	2,41	9,26	36,1
5	62,1	20,5	2,1	8,01	30,6
6	58,6	22,5	2,3	8,9	33,7
7	63,3	19,9	2,15	7,92	30,0
8	74,0	14,5	1,61	5,22	21,3
9	76,7	10,9	1,38	7,13	19,4
10	78,9	11,5	1,41	4,37	17,3
11	79,6	11,3	1,26	3,87	16,4
12	76,8	13,4	1,52	4,12	19,0

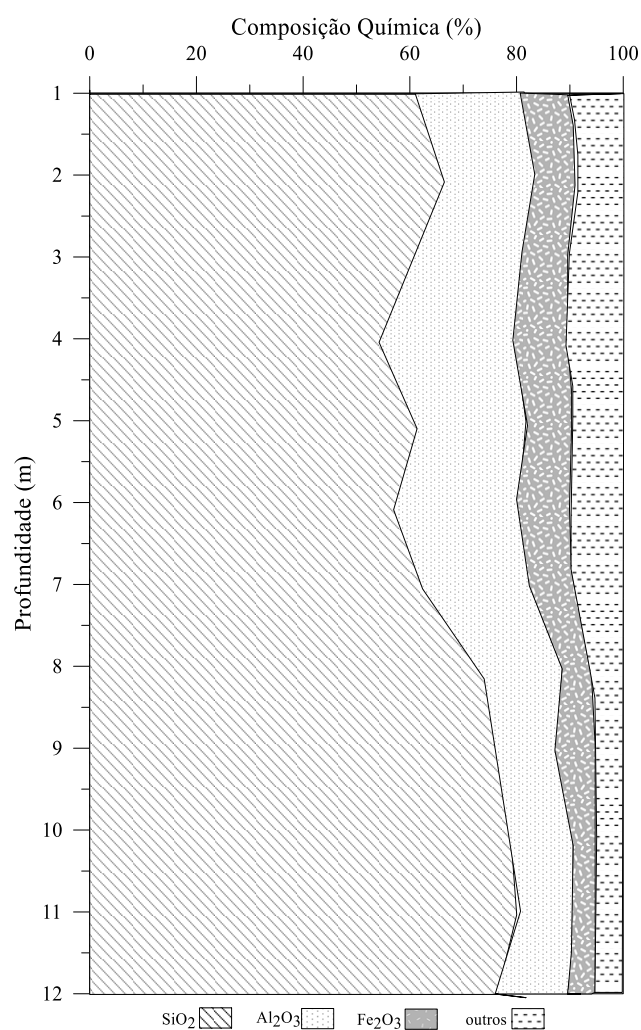
Fonte: Própria autora.

Os resultados da Tabela 4.2 confirmam a predominância dos silicatos (na forma SiO₂) em todo o perfil, que representam de 56 a 80% do solo da composição do perfil de solo, assim como a presença dos óxidos (de alumínio, titânio e de ferro) em consideráveis proporções. Até 7 m de profundidade os óxidos representam aproximadamente 30% da composição deste perfil de solo tropical. Dentre os óxidos, o que apresenta maior proporção é o óxido de alumínio, seguido do óxido de ferro e de titânio, respectivamente.

A exemplo do perfil mineralógico apresentado por Vilar et al. (1985), é proposto um perfil dos elementos químicos que constituem o subsolo do campo experimental de fundações da EESC/USP. A Figura 4.2 apresenta este perfil composicional do solo tropical estudado,

destacando os elementos referentes aos silicatos e aos óxidos (que caracterizam os solos lateríticos). Com base na Figura 4.2, é possível afirmar que aproximadamente 70% do perfil de solo do campo experimental de fundações é composto pelo mineral quartzo, até 12 m de profundidade.

Figura 4.2: Perfil químico composicional do subsolo do perfil de solo tropical estudado.



Fonte: Própria autora.

4.2 Monitoramento Climático e do Subsolo

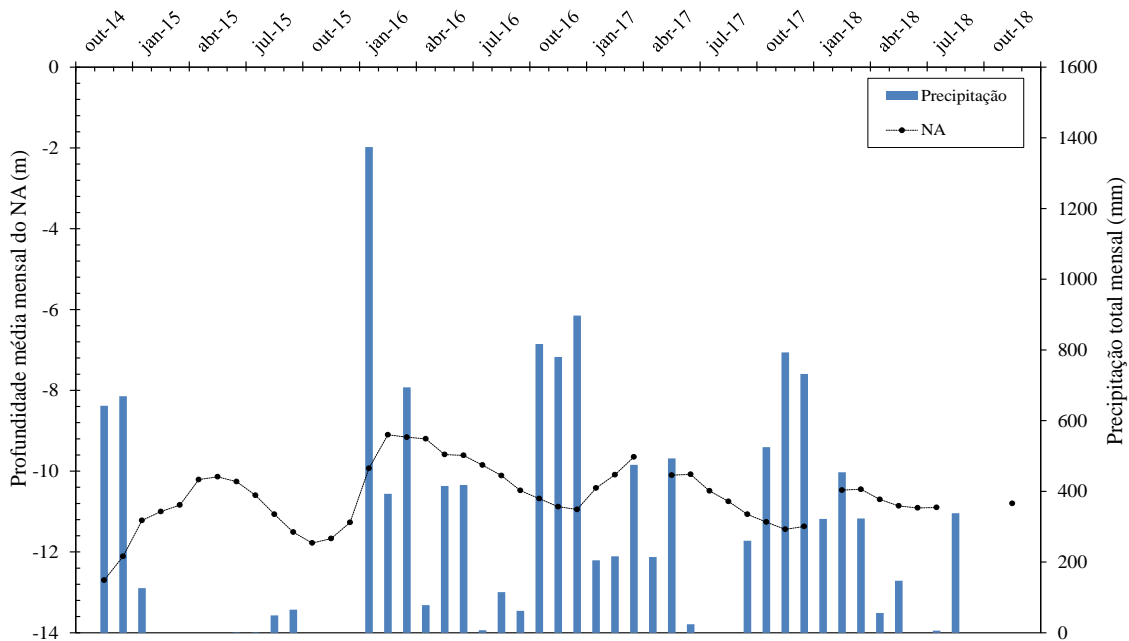
Para caracterizar o comportamento térmico sazonal do perfil de solo tropical estudado em função das condições climáticas observadas na cidade de São Carlos durante os anos de 2014 e 2018, foi realizado o monitoramento das condições de umidade gravimétrica em profundidade, posição no lençol freático, sucção superficial e temperatura do solo e do ambiente durante tais anos.

Para complementar o monitoramento realizado, foram utilizados dados de precipitação entre os anos de 2014 e 2018, disponibilizados online pela estação meteorológica do Laboratório de Conforto Ambiental (LCA) do Instituto de Arquitetura e Urbanismo da Universidade de São Paulo (IAU/USP), em São Carlos. A estação meteorológica do LCA está localizada dentro do campus da USP em São Carlos (lat.: 22°0'11"S; long.: 47°53'57"O), estando à aproximadamente 900 m do Campo Experimental de Fundações do Departamento de Geotecnia (lat.: 22°0'38.441"S; long.: 47°53'45.686"O). A estação meteorológica do LCA está calibrada e programada para realizar medidas em intervalos de 30 min.

4.2.1 Nível do lençol freático

A partir do poço de monitoramento do campo experimental de fundações da EESC/USP (mencionado no item 3.1.1), executado em novembro de 2014, foi feito o monitoramento da variação sazonal do nível do lençol freático (NA) no local. A Figura 4.3 apresenta os resultados de posição mensal média do NA *versus* precipitação mensal acumulada, entre os anos de 2014 e 2018.

Figura 4.3: Resultados de posição do NA *versus* precipitação no campo experimental de fundações da EESC/USP.



Fonte: Própria autora e LCA/IAU/USP.

Portanto, a partir dos dados da Figura 4.3 observa-se que durante novembro de 2014 a novembro de 2018 a posição média do NA foi 10,54 m abaixo da superfície do terreno, sendo

registrada a posição mínima em novembro de 2014 (igual a -12,7 m) e a máxima correspondendo ao fevereiro de 2016 (igual a -9,10 m). Como as pontas das estacas trocadoras de calor estão instaladas na profundidade -12 m a partir da superfície do terreno, pode-se afirmar que desde a execução em dezembro de 2014 (quando o NA estava em -12,5 m) as estacas sempre estiveram com parte do comprimento submerso.

O gráfico da Figura 4.3 ainda permite verificar a relação entre volume de precipitação mensal e a variação na posição do NA. Como pode ser visto, no mês de Janeiro de 2016 foi registrado o maior volume mensal de chuva e, como consequência, no mês de fevereiro foi medido o maior nível do NA. Por outro lado, os registros de menor nível do NA foram registrados no final de 2014, que pode ser explicado devido ao período de escassez hídrica no estado de São Paulo neste ano. Cabe destacar que existem algumas lacunas nos dados de precipitação fornecidos pela estação do LCA, sendo referente aos seguintes meses:

- 2015: março a maio e outubro a dezembro;
- 2018: setembro a dezembro.

A importância do conhecimento da posição do lençol freático deve-se a necessidade de identificar o quanto do comprimento da estaca está inserido em meio saturado e em meio não saturado. Como já abordado anteriormente nos itens 2.2 e 2.5.1.2, a presença de água proporciona considerável melhora no processo de troca térmica entre a fundação e o solo circunvizinho. Segundo CFMS & Syntec (2017), um dado solo terá características térmicas consideravelmente mais favoráveis à troca térmica se estiver saturado e, os autores ainda complementam recomendando a consideração do nível médio do NA em estudos para a implantação de sistemas GSHP.

No Apêndice A (Tabela A.1e Tabela A.2) são apresentados os resultados mensais do monitoramento da posição do NA realizado neste trabalho, assim como os dados de precipitação do LCS/IAU/USP (Figura 4.3).

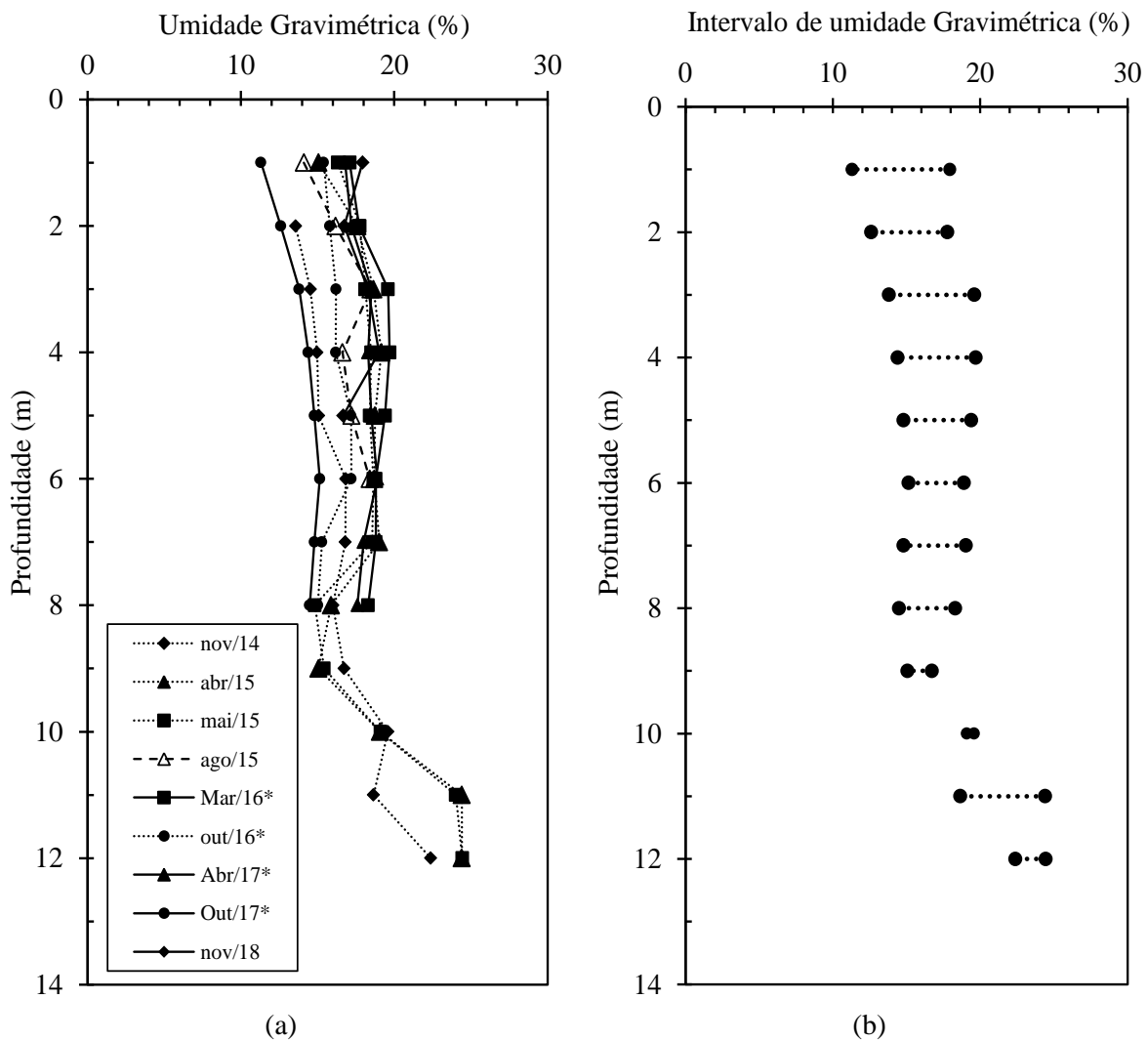
4.2.2 Umidade gravimétrica do subsolo

A Figura 4.4 apresenta perfis sazonais de umidade gravimétrica do solo tropical de estudo ao longo dos anos 2014 a 2018. Esta figura apresenta ao todo nove resultados de ensaios de determinação da umidade gravimétrica do perfil de solo tropical estudado, sendo cinco ensaios realizados neste trabalho e, o restante, realizados e apresentados por Rocha (2018).

Como mencionado anteriormente (item 3.6.1), nos ensaios realizados nesta pesquisa, a determinação da umidade gravimétrica se deu via amostras deformadas retiradas a partir de

sondagens com trado concha manual até aproximadamente 6 m de profundidade. Entretanto, os ensaios de Rocha (2018) utilizou penetrômetro multi-função para a retirada de amostras. Em ambas as investigações, após a retirada das amostras eram levadas ao laboratório, pesadas e colocadas em estufa por 24 h, sendo em seguida feita a determinação da umidade gravimétrica.

Figura 4.4: Perfis de umidade gravimétrica do campo experimental de fundações da EESC/USP: a) durante 2014 a 2018 e, b) Intervalo de variação da umidade gravimétrica observado em épocas secas e chuvosas,.



Fonte: Própria autora e Rocha (2018)*.

Os resultados da Figura 4.4 indicam que a variação do teor de umidade no perfil de solo tropical de estudo é decrescente com a profundidade (Figura 4.4b), variando consideravelmente entre estações secas e chuvosas, conforme esperado. Assim, a camada de solo mais superficial apresenta coeficiente de variação mínimo de aproximadamente 10%, até 8 m de profundidade. A partir desta profundidade, a umidade gravimétrica é influenciada pela variação sazonal do NA e, conseqüentemente, pela posição da franja capilar.

Ainda em relação à Figura 4.4a, considerando a faixa de épocas em que foi realizado o monitoramento, o perfil de umidade gravimétrica correspondente ao mês de Março de 2016 apresentou o maior nível de umedecimento em todo o perfil. Este resultado concorda com o encontrado para a posição do NA e precipitação mensal média acumulada neste período (considerando desde janeiro 2016), conforme anteriormente mencionado no item 4.2.1. Este resultado também concorda com a época úmida regional, que corresponde aos meses de outubro a abril.

No outro extremo, encontra-se o perfil de menor umidade gravimétrica observado, que corresponde ao ensaio do mês de outubro de 2017. Neste caso, o perfil de umidade é resultado de um período seco de aproximadamente cinco meses (maio a setembro de 2017) onde praticamente não existe registro de chuva e ocorre o declínio no nível do NA (conforme Figura 4.3).

A discrepância no decréscimo da variação de umidade gravimétrica observada à 11 e 12 m na Figura 4.4b é devido ao período de estiagem ocorrido em 2014. Especificamente nestas profundidades existem poucos dados de umidade gravimétrica, mais especificamente três campanhas de ensaios, que foram realizadas uma em 2014 (período de crise hídrica e consequente maior profundidade do NA em relação à superfície) e duas em 2015 (no período de recuperação do nível do NA).

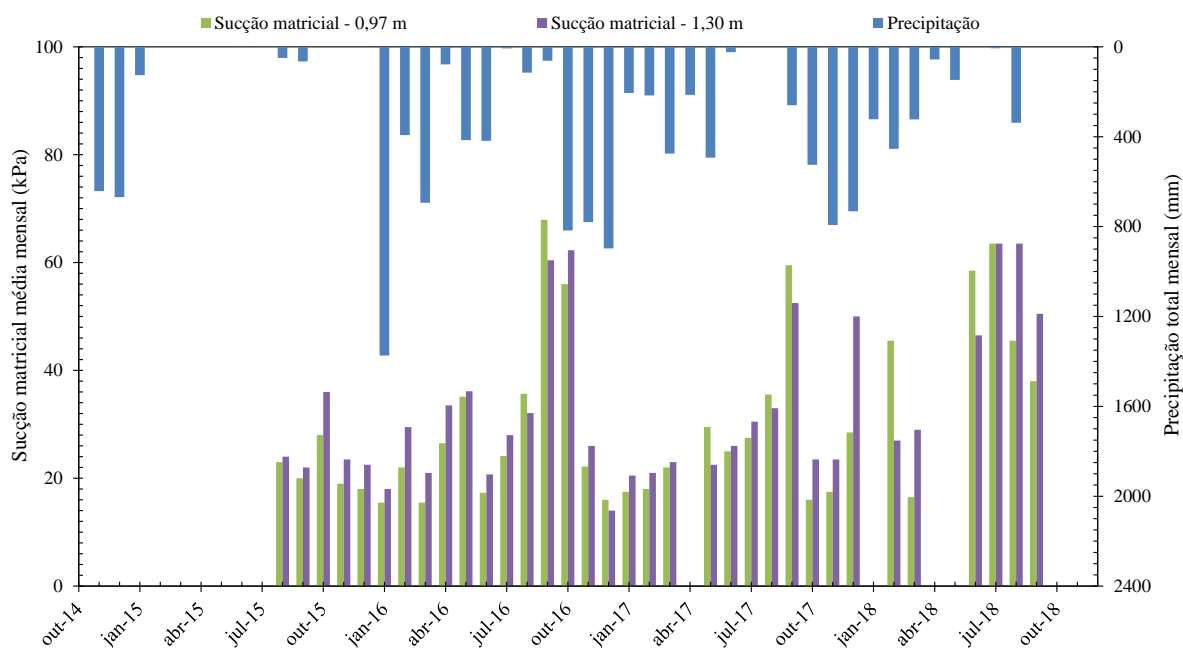
Como se sabe, no caso de perfis de solo não saturado, a dinâmica da água no solo influencia diretamente as propriedades térmicas deste perfil. CFMS & Syntec (2017) e Cao et al. (2018), considerando amostras de solo, enfatizam que a condutividade térmica do solo aumenta com o aumento do teor de umidade, mas esse aumento não é necessariamente linear, variando consideravelmente nas condições úmidas e secas destes solos. Ainda em relação aos perfis de solos não saturados, Choi, Lee e Lee (2011) mostrou que a eficiência na troca térmica obtida via trocadores de calor verticais pode experimentar uma diminuição de aproximadamente 40% em solos arenosos com baixo grau de saturação, em relação à troca térmica experimentada no mesmo perfil de solo em condição saturada. Assim, Choi, Lee e Lee (2011) enfatizam ser indispensável a consideração da condição não saturada nos projetos de sistemas GSHP associados a estacas trocadoras de calor.

4.2.3 Sucção matricial do subsolo superficial

Para caracterizar a condição não saturada do solo laterítico superficial do campo experimental de fundações da EESC/USP foram instalados quatro tensiômetros nas proximidades da estaca

trocadora de calor 2 e da estaca de referência (conforme item 3.6.2), às profundidades de 0,97 e 1,30 m. Os resultados mensais médios de sucção matricial nestas profundidades são apresentados no histograma da Figura 4.5, juntamente com os dados de precipitação mensal total do LCA/IAU/USP.

Figura 4.5: Resultados de sucção matricial média durante 2015 a 2018 para o solo até 1,30 m de profundidade no Campo Experimental de Fundações da EESC/USP.



Fonte: Própria autora e LCA/IAU/USP.

Diversos trabalhos desenvolvidos no Campo Experimental de Fundações da EESC/USP já apresentam valores de sucção matricial medidos na ocasião de ensaios. Moraes (2010) é mais abrangente e apresenta dados de sucção matricial *versus* precipitação monitorados durante aproximadamente 7 meses.

Nesta pesquisa optou-se por fazer um novo monitoramento da sucção matricial a fim de auxiliar na compreensão do comportamento termomecânico das estacas trocadoras de calor, visto que o valor da sucção exerce influência na resistência por atrito lateral da estaca e, conseqüentemente, no comportamento termomecânico da fundação, que será analisado no próximo capítulo. No Apêndice A, são apresentados os resultados do monitoramento da sucção matricial realizado nesta pesquisa, durante os anos de 2015 a 2018, sendo apresentados conforme os dois diferentes pontos de instalação dos tensiômetros no campo experimental de fundações da EESC/USP (Figura A.1e Figura A.2).

Com base nos resultados apresentados na Figura 4.5 é possível ver a relação entre a sucção matricial média mensal e o regime de chuvas na região. Mais uma vez, o mês de

Janeiro de 2016 se apresenta como o de maior precipitação monitorada e, conseqüentemente, o de menor sucção matricial E, no outro extremo, a partir de Setembro deste mesmo ano, foram medidos os maiores valores de sucção matricial superficial que, depois do início da ocorrência das precipitações (início da época chuvosa na região), experimentou a brusca redução da sucção matricial.

A partir do histograma de precipitação e sucção apresentado na Figura 4.5 fica comprovada a ocorrência de maiores valores de sucção superficial nas épocas secas (maio a setembro) e de menor sucção superficial no período das chuvas (Outubro a Abril). Cabe a observação de que na região, as épocas chuvosas ocorrem juntamente com as maiores temperaturas no ambiente e, as épocas secas, às menores temperaturas.

4.2.4 Temperatura natural do subsolo

O conhecimento da temperatura natural do perfil de solo é fundamental em sistemas GSHP, por motivos já abordados neste trabalho. Assim, como não se dispunha de dados de temperatura do subsolo da região de São Carlos na escala usual das estacas trocadoras de calor (pouco mais de 10 m de profundidade), foi feito nesta pesquisa o monitoramento sazonal da temperatura do perfil de solo tropical encontrado no Campo Experimental de Fundações da EESC/USP.

Conforme anteriormente mencionado no item 3.3.1, sensores PT-100 foram instalados em furos no solo localizados a 1 e 2 m da estaca 2 (trocadora de calor), conforme Figura 3.15. Nestes furos, os sensores PT-100 foram instalados em três profundidades (3,5, 7,5 e 11,5 m, como mencionado no item 3.3.1), sendo monitorada a temperatura natural do subsolo do campo experimental durante os anos de 2015 a 2018. Inicialmente, até o ano de 2017, existiam apenas três profundidades de medida de temperatura, entretanto, em 2018 foram instalados mais sensores PT-100 no solo, agora a 1 m de profundidade em relação à superfície.

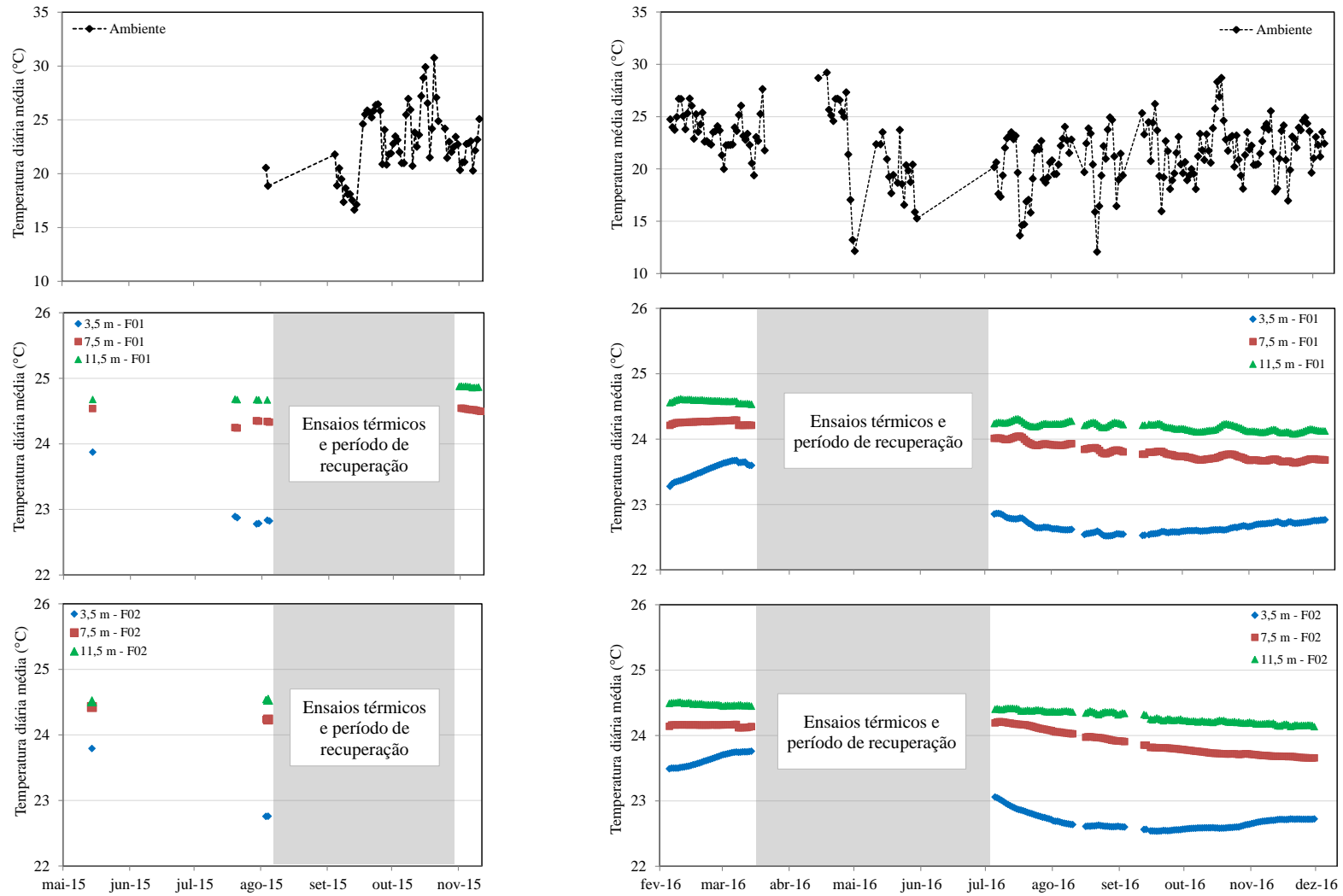
A Figura 4.6 apresenta os resultados do monitoramento realizado em relação à temperatura do perfil de solo e do ambiente, sendo referentes às temperaturas médias diárias observadas em cada profundidade durante os anos de 2015 a 2016. Assim, com base nos resultados apresentados na Figura 4.6, verifica-se que a temperatura média do subsolo do campo experimental entre 3,5 e 11,5 m de profundidade, é igual a aproximadamente 24 °C. Este resultado de temperatura média do subsolo está de acordo com o intervalo de temperatura mencionado por Brandl (2006) para solos de regiões próximas aos trópicos (20° a 25 °C) e

concorda com as medidas de temperatura de De Mio (2005) para a área do campo experimental de fundações da EESC/USP (Figura 3.7).

Ainda foi possível notar que, para os dois furos no solo, a partir de 3,5 m de profundidade a temperatura do perfil de solo apresenta tendência de ser constante com o aumento da profundidade. Assim, foi identificado que para o perfil de solo tropical estudado a influência da temperatura ambiente ocorre até 3,5 m de profundidade, sendo esta profundidade uma zona termicamente instável.

Ainda na Figura 4.6 é destacado períodos de execução dos primeiros ensaios térmicos no subsolo do campo experimental e a respectiva recuperação térmica do subsolo. Cabe destacar que a alteração na temperatura inicial do subsolo é dependente do tipo de ensaio térmico (se rejeição ou extração de calor), da carga térmica, do tempo de ensaio, assim como do tipo de solo. Portanto, para cada ensaio térmico realizado neste trabalho, o comportamento de propagação da onda de calor no subsolo não tropical saturado do campo experimental de fundações da EESC/USP foi analisado. Tais análises serão abordadas nos próximos itens deste trabalho.

Figura 4.6: Temperatura do ambiente e temperatura média diária do solo do Campo Experimental de Fundações da EESC/USP em 2015 e 2016.



Fonte: Própria autora.

4.3 Caracterização Térmica em Laboratório: Ensaios *Thermal Needle Probe*

Com o objetivo de realizar caracterização térmica inicial do solo tropical do Campo Experimental de Fundações da EESC/USP, foi realizado estudo térmico inicial em laboratório, via ensaio de fluxo transiente de calor, a partir de uma sonda linear (agulha térmica), ou ensaio *thermal needle probe* (conforme item 3.5.2).

Os ensaios foram realizados a partir de amostras deformadas retiradas do perfil de solo tropical foco do estudo, sendo ensaiadas três profundidades: 3, 6 e 12 m; de modo a ser testada tanto a camada de solo coluvionar (camada laterítica) como a camada de solo residual de arenito (saprólito). Para o ensaio, as amostras deformadas foram compactadas dinamicamente de forma a apresentarem condição próxima às de campo: teor de umidade e densidade aparente seca. No caso da amostra referente a 12 m de profundidade, foram adotadas as condições de campo referentes à amostra de 9 m com base em Machado (1998) (ver Tabela 3.2), visto não ter disponíveis informações das propriedades físicas nesta profundidade.

A título de comparação, também foram testadas amostras de areia de sílica HN38 Hostun, visto ser um material com propriedades térmicas conhecidas (ver Tabela 2.2). Os ensaios com areia compreenderam três diferentes compacidades e duas condições de umidade gravimétrica (seca e úmida). A Tabela 4.3 apresenta as propriedades físicas dos corpos de prova (CPs) de solo que foram ensaiados.

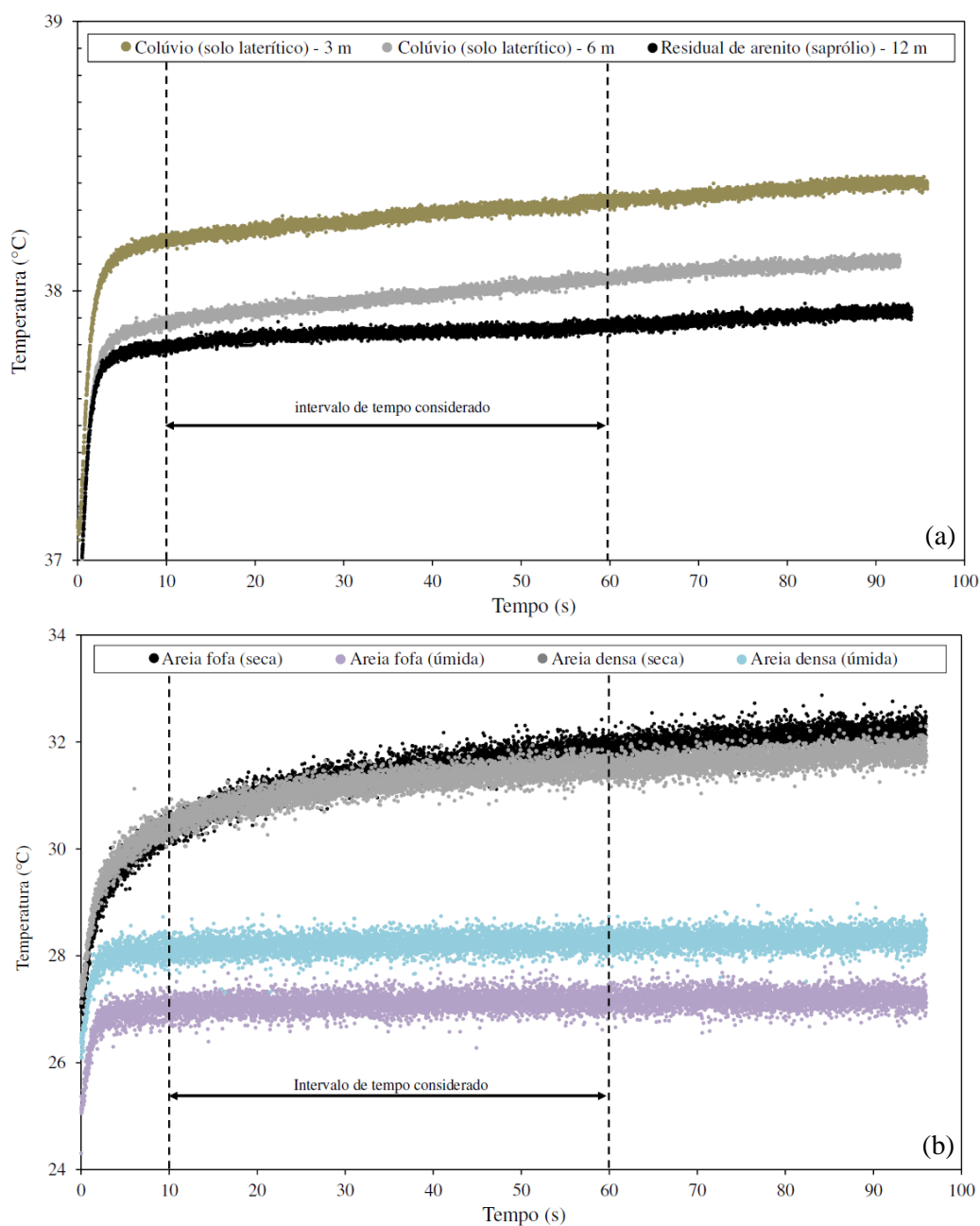
Tabela 4.3: Propriedades físicas dos CPs nos ensaios *thermal needle probe*.

Amostra de solo	Sr (%)	<i>e</i>	γ_d (kN/m³)	γ (kN/m³)	SiO₂ (%)
Colúvio (solo laterítico não saturado) - 3 m	47,84	0,85	14,37	16,52	60,9
Colúvio (solo laterítico não saturado) - 6 m	47,85	0,76	14,77	16,80	58,6
Residual de arenito (saprólito não saturado) - 12 m	86,34	0,64	16,22	19,51	76,8
Areia HN38 fofa (seca)	00,23	1,15	12,03	12,04	
Areia HN38 fofa (saturada)	99,39	0,99	13,01	17,87	
Areia HN38 média (seca)	00,30	0,87	13,84	13,85	
Areia HN38 média (úmida)	91,99	0,87	13,84	18,05	97,4
Areia HN38 densa (seca)	00,32	0,82	14,21	14,22	
Areia HN38 densa (úmida)	88,13	0,82	14,21	18,12	

Fonte: Própria autora.

Após a inserção da sonda térmica na amostra de solo (conforme descrito no item 3.5.2), a sonda foi acionada e passou a fornecer potência térmica ao corpo de prova de solo (a partir de uma corrente elétrica constante) que apresentou aumento na temperatura. Os ensaios tiveram duração máxima de aproximadamente 100 s, sendo realizados mais de 1 ensaio por CP (com tempo mínimo de espera de 10 min entre ensaio). A Figura 4.7 apresenta gráficos de temperatura *versus* tempo que são gerados como resultado no ensaio *thermal needle probe*.

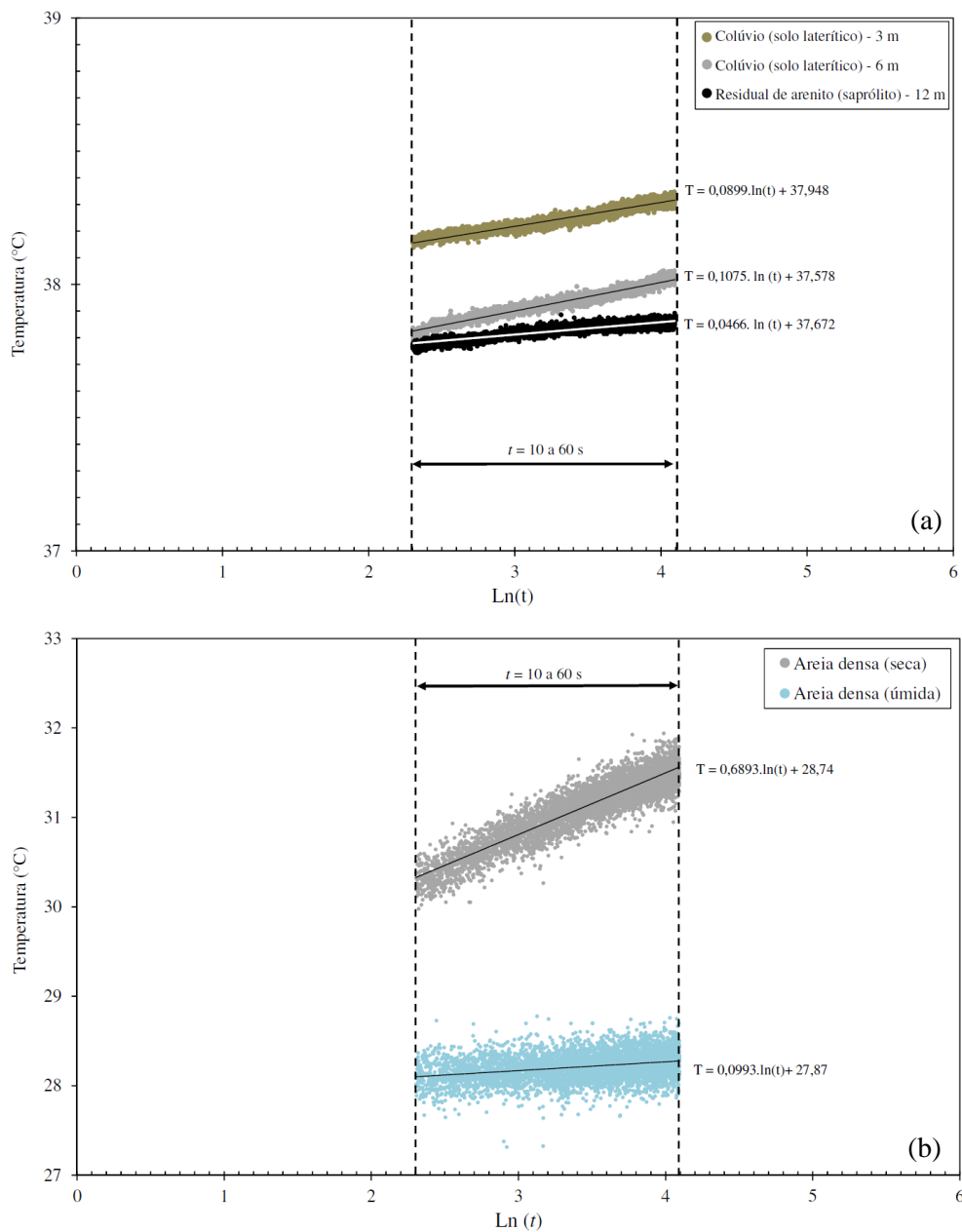
Figura 4.7: Resultados obtidos via ensaio *thermal needle probe*: a) solos tropicais do campo experimental da EESC/USP e b) areia de sílica HN38 em diferentes condições de saturação e densidade.



Fonte: Própria autora.

A partir dos resultados de temperatura (como apresentado na Figura 4.7), da corrente elétrica fornecida e do tempo, foram calculadas as condutividades térmicas das amostras do subsolo do campo experimental, seguindo o procedimento descrito no item 3.5.2, considerando que no ensaio apenas ocorreu aquecimento. Os cálculos foram realizados considerando o intervalo de dados entre 10 a 60 s, para todos os CPs testados (Figura 4.8). Conhecido o K , a condutividade térmica foi calculada a partir da Equação 54 (ASTM, 2014).

Figura 4.8: Trecho linear do gráfico temperatura *versus* $\ln(t)$ referente ao intervalo de tempo considerado para o cálculo da condutividade térmica das amostras de solo ensaiadas: a) solo tropical e b) areia de sílica HN38 densa, seca e saturada.



Fonte: Própria autora.

Apesar de terem sido realizados mais de um ensaio por CP, nem todos os resultados foram considerados para a definição de λ . Assim, a Tabela 4.4 apresenta os resultados médios de λ , com os respectivos valores de desvio padrão e coeficiente de variação, para cada amostra de solo ensaiada.

Tabela 4.4: Resultados dos ensaios *thermal needle probe* realizados.

Amostra de solo	λ (W/mK)	σ_a (W/m°C)	Coef. de variação (%)
Colúvio (laterítico não saturado) – 3 m	1,16	$\pm 0,25$	21,79
Colúvio (laterítico não saturado) – 6 m	1,08	$\pm 0,39$	35,94
Residual de arenito (saprólito não saturado) – 12 m	1,66	$\pm 0,36$	21,72
Areia HN38 fofa (seca)	0,20	$\pm 0,01$	6,69
Areia HN38 fofa (saturada)	1,60	$\pm 0,15$	9,20
Areia HN38 média (seca)	0,24	$\pm 0,01$	5,47
Areia HN38 média (úmida)	1,94	$\pm 0,33$	16,90
Areia HN38 densa (seca)	0,27	$\pm 0,03$	12,02
Areia HN38 densa (úmida)	2,41	$\pm 0,30$	12,41

Fonte: Própria autora.

Os resultados médios apresentados na Tabela 4.4 mostram valores de condutividade térmica dentro do intervalo 1,1 a 1,7 W/ m °C, para as amostras de solo tropical ensaiadas. Observa-se que a condutividade térmica média apresentou tendência de ser maior com aumento da profundidade, o que é esperado, já que um dos fatores que influencia esta propriedade térmica é a porosidade e o grau de saturação do solo. Assim, foi verificado que solos tropicais com menor índice de vazios e maior saturação apresentam maior condutividade térmica.

Em relação à constituição mineralógica, observa-se que os solos a 3 e 6 m de profundidade apresentam valores de condutividade térmica similares, assim como as proporções dos elementos SiO₂ e óxidos (de ferro, titânio e alumínio, ver Tabelas Tabela 4.2 e Tabela 4.3). Já em relação ao solo situado a 12 m de profundidade, observa-se que além da diminuição da porosidade, este solo apresenta maior concentração do elemento químico SiO₂ (cerca de 80% da composição do solo). Assim, para a amostra de solo da profundidade de 12 m, o maior valor de λ está relacionado à maior proporção do elemento químico SiO₂ (ou concentração de quartzo), saturação e densidade.

Com relação às amostras de areia ensaiadas, os resultados de condutividade térmica variaram de 0,20 a 20,7 W/m°C, para a condição seca e, de 1,6 a 2,41 W/m°C, para a condição úmida, estando de acordo com valores corriqueiramente encontrados na literatura (CLARKE, AGAB & NICHOLSON, 2008; LOVERIDGE & POWRIE, 2013).

O efeito da saturação na λ foi verificado por meio dos resultados obtidos a partir das amostras de areia seca e úmida (mesma constituição mineralógica e algumas amostras chegando perto da saturação, conforme Tabela 4.3). A partir da análise da Figura 4.7b fica claro o efeito tanto da densidade como da umidade no comportamento térmico de difusão de calor em solos arenosos, havendo uma considerável mudança no gradiente da parte linear dos dados, considerando uma mesma densidade, devido ao umedecimento da amostra. As amostras de areia na condição úmida apresentaram menor incremento na temperatura em relação às amostras de areia na condição seca, considerando a mesma potência térmica fornecida no ensaio, ocorrendo o mesmo comportamento em todas as condições de densidade ensaiadas.

Por fim, os resultados de λ encontrados indicaram que os solos tropicais altamente intemperizados (em condição não saturada) e com considerável proporção de óxidos (Tabela 4.1) exibem maior λ comparado aos resultados referentes a solos com maior porcentagem de quartzo e na condição seca, como a areia de sílica HN38 Hostun que foi testada, que apresentam 97% da constituição composta por SiO₂ (ou concentração de quartzo). Assim, a partir dos resultados obtidos confirma-se, de forma qualitativa, o efeito da mineralogia (presença de óxidos) e do teor de umidade na condutividade térmica dos solos.

4.4 Caracterização Térmica em Campo: Ensaio *Thermal Response Test*

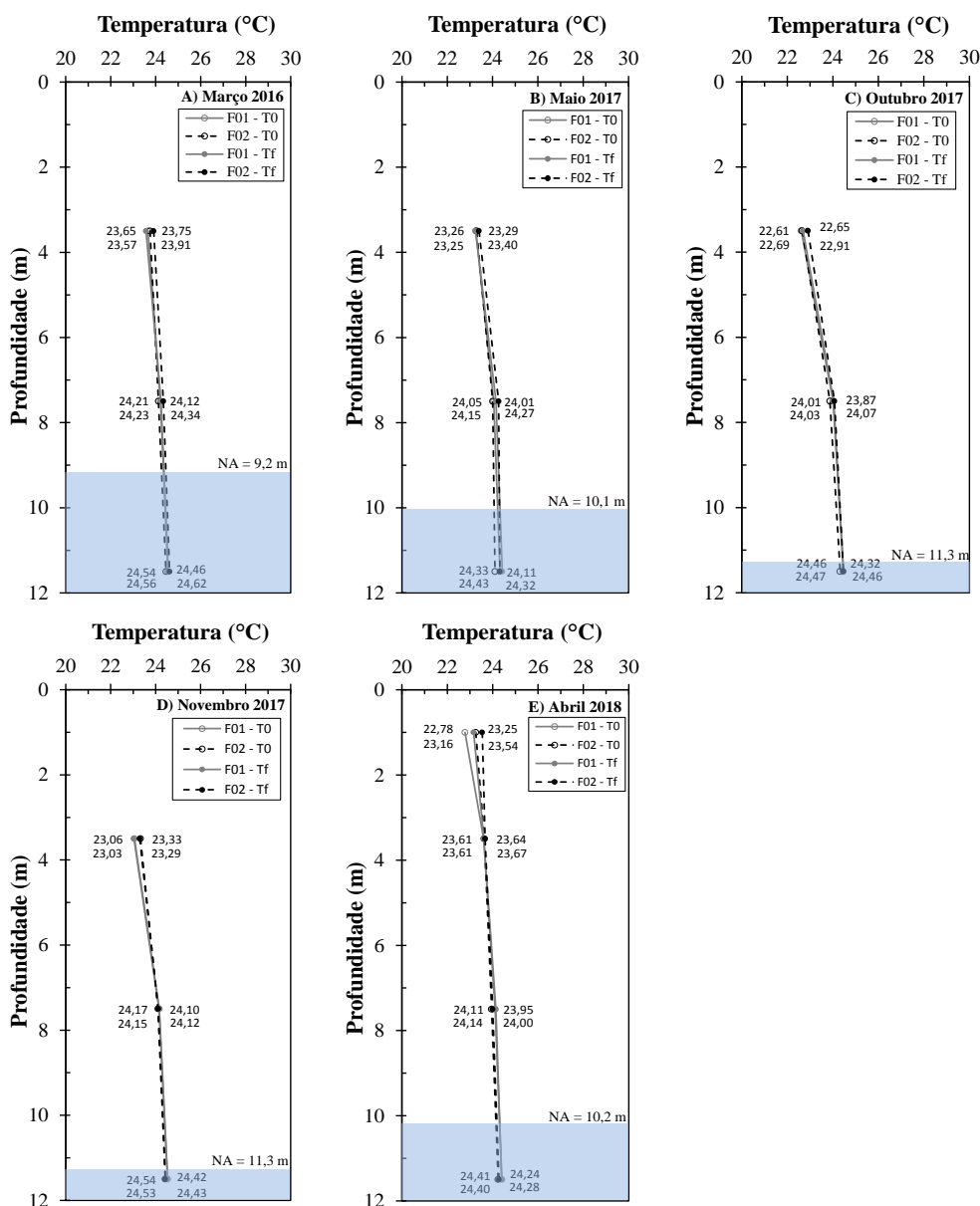
Ensaio TRT são indicados como método de investigação preliminar *in situ* para projetos de sistemas GSHP, pois fornecem resultados que consideram as condições de campo na escala desses sistemas geotérmicos superficiais.

Neste contexto, são apresentados resultados de ensaios TRT realizados no Campo Experimental de Fundações da EESC/USP, em São Carlos. Os ensaios foram executados com o objetivo de avaliar: a condutividade térmica do solo (λ), a resistência térmica da estaca trocadora de calor (R_b) e a taxa de troca de calor por comprimento de estaca.

4.4.1 São Carlos (EESC/USP)

Em São Carlos, foram realizados um total de 5 ensaios TRT de longa duração, sendo considerados apenas os ensaios térmicos realizados na estaca trocadora de calor 1 ($\phi = 0,25$ m), conforme item 3.6.3. Os ensaios TRT desta pesquisa foram realizados em diferentes épocas entre os anos de 2016 a 2018, entre estações secas e chuvosas e, conseqüentemente, em diferentes condições de temperatura ambiente e posição do NA. A Figura 4.9 apresenta a respectiva posição do NA e as temperaturas no solo (medidas nos furos 1 e 2) no início (T_0) e no fim (T_f) de cada ensaio TRT, de acordo com cada época que os testes foram realizados.

Figura 4.9: Resultados de profundidade do NA e temperatura do solo antes e depois dos ensaios TRTs: A) TRT 01, B) TRT 02, C) TRT 03, D) TRT 04 e E) TRT 05.



Fonte: Própria autora.

As temperaturas iniciais (T_0) apresentadas na Figura 4.9 correspondem à temperatura do solo no momento de início de cada ensaio TRT ($t = 0$ s). A Tabela 4.5 resume as temperaturas médias no solo no início do ensaio e os respectivos valores de erro que foram calculados conforme metodologia proposta por Witte (2013).

Tabela 4.5: Temperatura média do perfil de solo tropical do campo experimental de fundações da EESC/USP no início dos ensaios TRT realizados.

Ensaio	Data	NA (m)	Temperatura média (°C)	Erro absoluto (°C)
TRT 01	10/03/2016	-9,2	24,12	±0,061
TRT 02	28/05/2017	-10,1	23,84	±0,061
TRT 03	05/10/2017	-11,3	23,65	±0,061
TRT 04	16/11/2017	-11,3	23,94	±0,061
TRT 05	24/04/2018	-10,2	23,75	±0,053

Fonte: Própria autora.

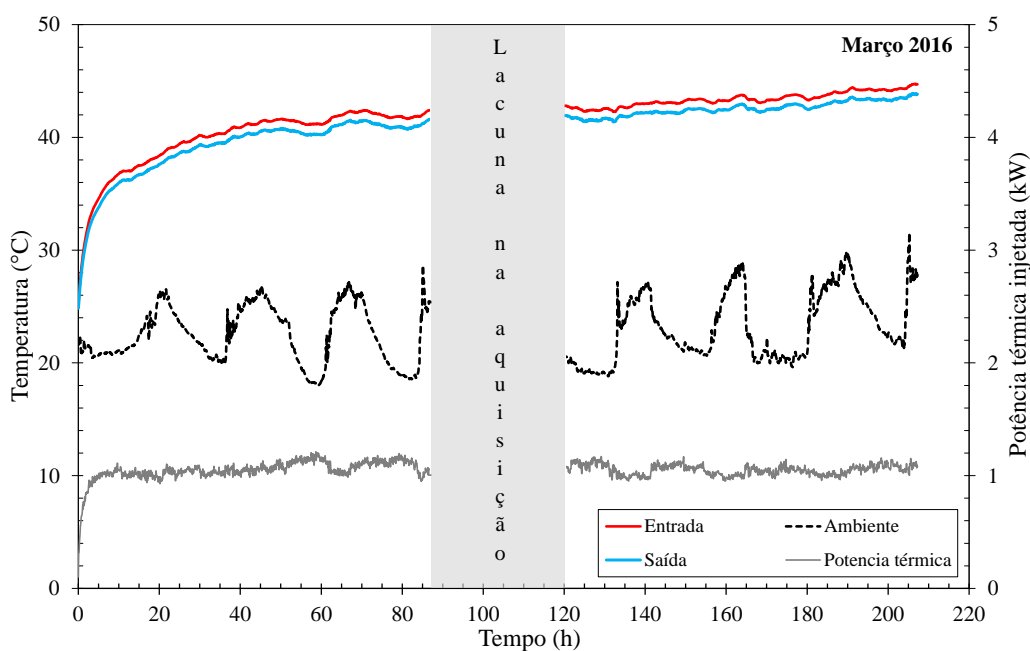
Os ensaios TRTs realizados na pesquisa tiveram duração diferenciada, entretanto, todos tiveram duração superior a 100 h, considerando apenas a fase de *heating* (ou ensaio convencional), conforme recomendado por Loveridge (2012). Dois dos ensaios realizados foram executados com etapa de *recovery* após a fase de *heating*, conforme Loveridge, Holmes, Powrie e Roberts (2013).

A vazão média do fluido trocador de calor no interior dos tubos PEAD durante os ensaios variaram entre 17,8 a 20 l/min. Buscou-se realizar os ensaios TRT dentro da faixa de vazão ótima encontrada por Bandeira Neto (2015), considerando a mesma estaca e condições de subsolo. A temperatura do ambiente foi monitorada durante os ensaios a partir de um sensor PT – 100 que foi deixado exposto ao ambiente (a aproximadamente 4 m da estaca trocadora de calor 1), mas protegido da radiação solar direta.

Em todos os ensaios, a potência térmica nominal aplicada foi de 1 kW, visto que foi utilizada apenas uma das resistências elétricas do reservatório-aquecedor (ver item 3.4) que compõe o equipamento para ensaios TRT, correspondendo a uma potência térmica nominal um pouco maior que 83 W por comprimento de estaca. Todavia, foi considerada a recomendação de Loveridge, Powrie e Nicholson (2014) e foi feita a correção da potência térmica do ensaio de acordo com as temperaturas de entrada e saída do fluido trocador de calor durante o ensaio, da vazão e em função do tipo de fluido utilizado. Assim, a potência térmica nominal foi corrigida para o valor de potência real (\dot{Q}) segundo a Equação 63.

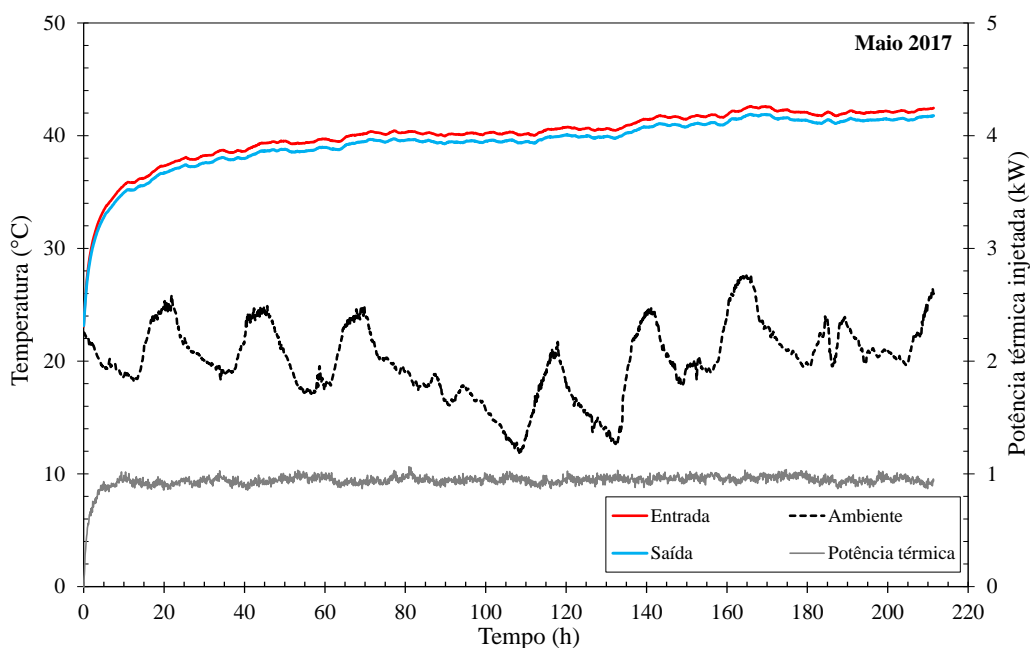
Os resultados obtidos em todos os ensaios TRT executados neste trabalho são apresentados nas Figura 4.10 a Figura 4.14. Nestes resultados, são destacados os intervalos sem dados devido à problemas momentâneos com a aquisição dos dados, mas que não comprometeram a continuidade do ensaio.

Figura 4.10: Resultados do ensaios TRT 01: Temperaturas do fluido, do ambiente e potência térmica.



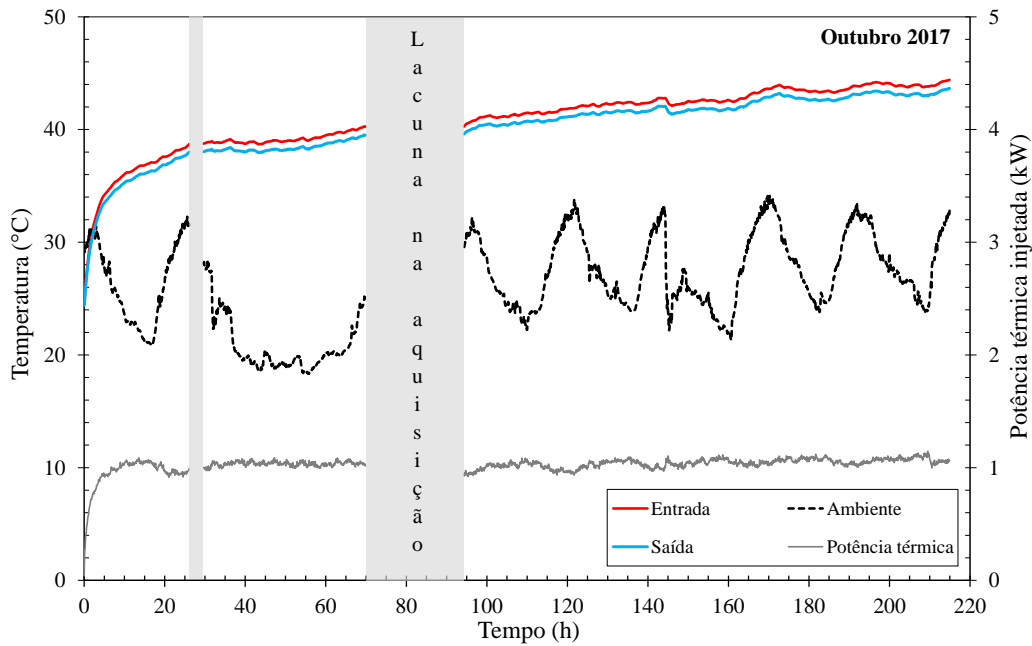
Fonte: Própria autora.

Figura 4.11: Resultados do ensaios TRT 02: Temperaturas do fluido, do ambiente e potência térmica.



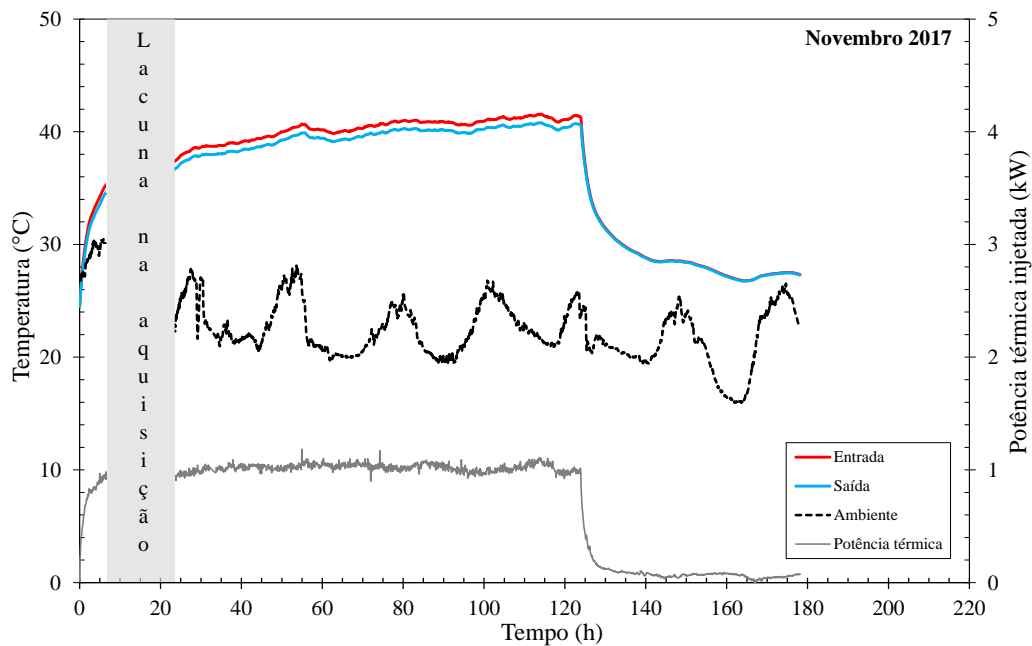
Fonte: Própria autora.

Figura 4.12: Resultados do ensaios TRT 03: Temperaturas do fluido, do ambiente e potência térmica.



Fonte: Própria autora.

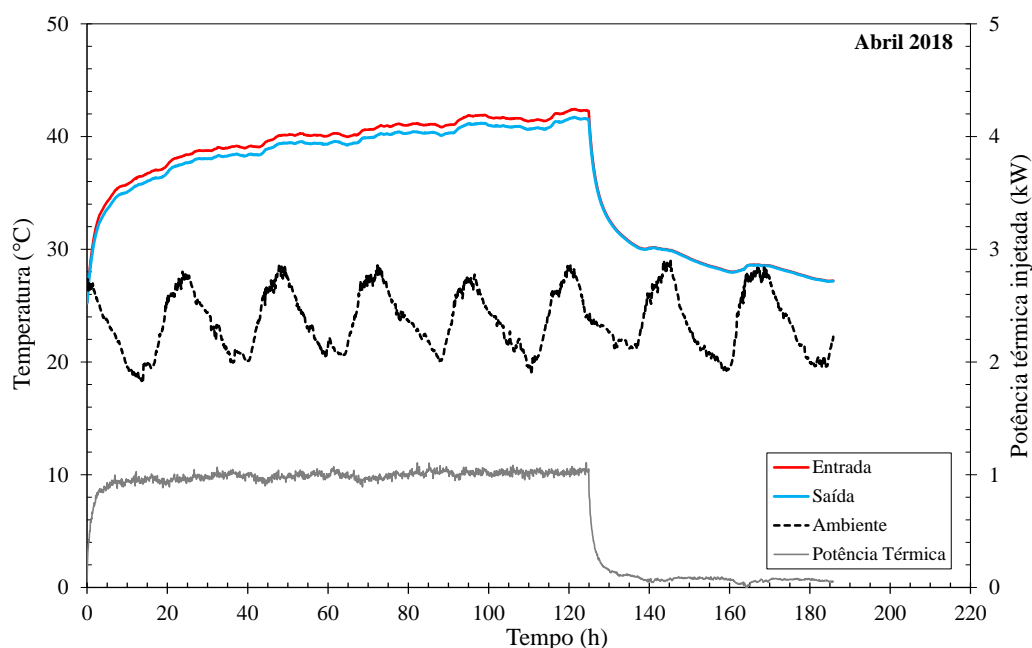
Figura 4.13: Resultados do ensaios TRT 04: Temperaturas do fluido, do ambiente e potência térmica.



Fonte: Própria autora.

Os resultados dos ensaios TRT apresentados nas Figura 4.10 a Figura 4.14 foram interpretados segundo o método da fonte linear infinita - ILS (*line source model*), levando em consideração o diâmetro da estaca ensaiada (0,25 m) e a recomendação de Loveridge (2012) sobre o tempo mínimo de realização de ensaios TRT em estacas trocadoras de calor (ver item 2.6.2.1.2).

Figura 4.14: Resultados do ensaios TRT 05: Temperaturas do fluido, do ambiente e potência térmica.



Fonte: Própria autora.

Para tanto, os dados iniciais referentes à fase de transferência de calor em regime instável (resistência térmica variável) foram descartados, sendo considerados nos cálculos apenas os dados referentes ao *steady-state*. O tempo de descarte de dados (t_{min}) foi calculado a partir da Equação 55, que é função do raio da estaca e da difusividade térmica do solo (α), que foi determinada a partir da Equação 28 (considerando os índices físicos médios do solo até 9 m de profundidade, Tabela 3.2). Assim, foi considerado $\alpha = 1,16 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$, que resultou em $t_{min} = 19$ horas. A Tabela 4.6 apresenta detalhes dos ensaios realizados, considerando os dados após t_{min} , e o erro absoluto na determinação da potência térmica conforme Witte (2013).

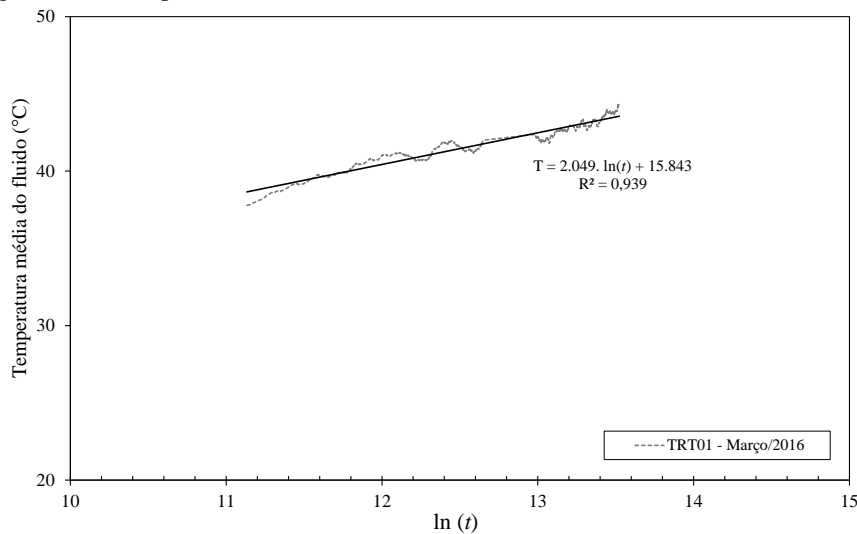
Tabela 4.6: Ensaios TRT realizados, considerando $t_{min} = 19$ horas (A/R = 48).

Ensaio	Data de início	Duração (h)	NA (m)	T _{amb.} (°C)	Velocidade (m/s)	\dot{Q} e erro (kW)
TRT 01	10/03/2016	207	-9,2	23,00	0,56	1,06 ± 0,27
TRT 02	28/05/2017	211	-10,1	20,00	0,61	0,95 ± 0,29
TRT 03	05/10/2017	215	-11,3	26,09	0,61	1,03 ± 0,30
TRT 04	16/11/2017	124	-11,3	22,50	0,63	1,02 ± 0,31
	16/11/2017(*)	54				-
TRT 05	24/04/2018	125	-10,2	24,10	0,62	1,00 ± 0,29
	24/04/2018(*)	61				-

Fonte: Própria autora. (*)Recovery

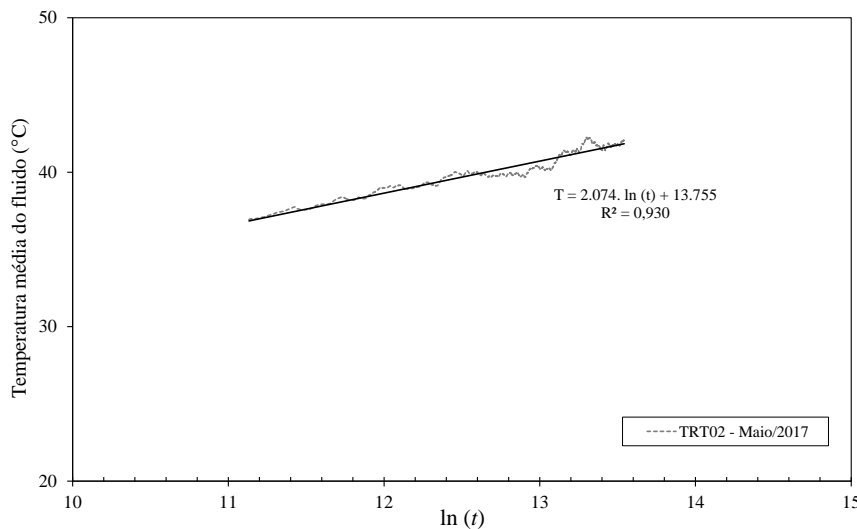
A condutividade térmica efetiva (λ_{eff}) do perfil de solo tropical (até 12 m de profundidade) foi determinada via ILS para todos os ensaios realizados, abrangendo diferentes condições de clima e posição do NA (cota variando entre -9,2 a -11,3 m). As Figura 4.15 a Figura 4.19 apresentam gráficos de temperatura média do fluido trocador de calor *versus* $\ln(t)$ e $\ln(t/t')$, referente aos ensaios TRT, com ênfase aos ajustes lineares realizados, referentes às fases de *heating* e *recovery*.

Figura 4.15: Temperatura média do fluido trocador de calor durante o ensaio TRT 01.



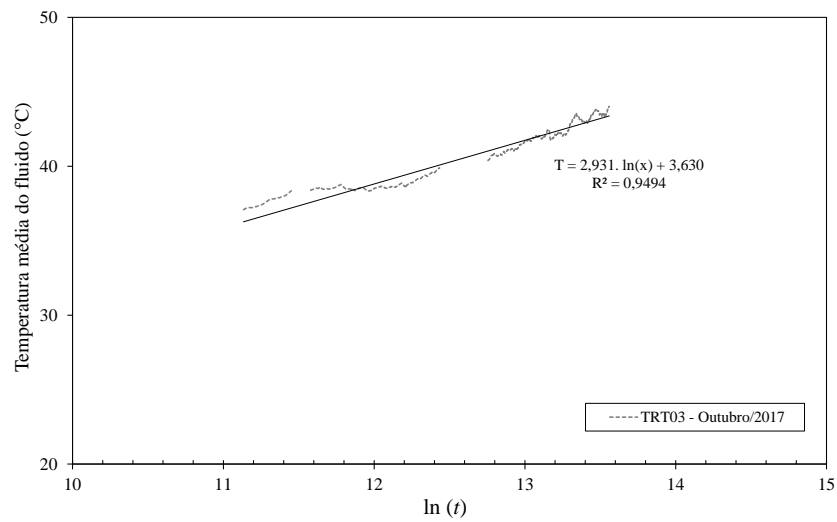
Fonte: Própria autora.

Figura 4.16: Temperatura média do fluido trocador de calor durante o ensaio TRT 02.



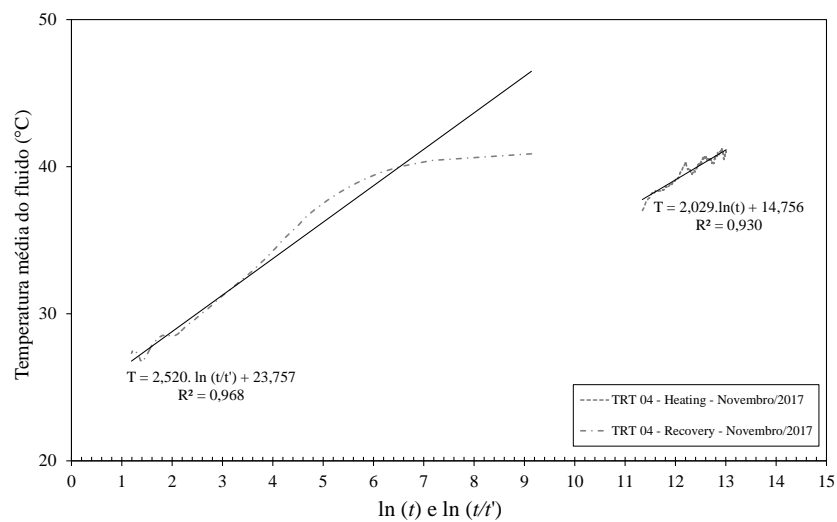
Fonte: Própria autora.

Figura 4.17: Temperatura média do fluido trocador de calor durante o ensaio TRT 03.



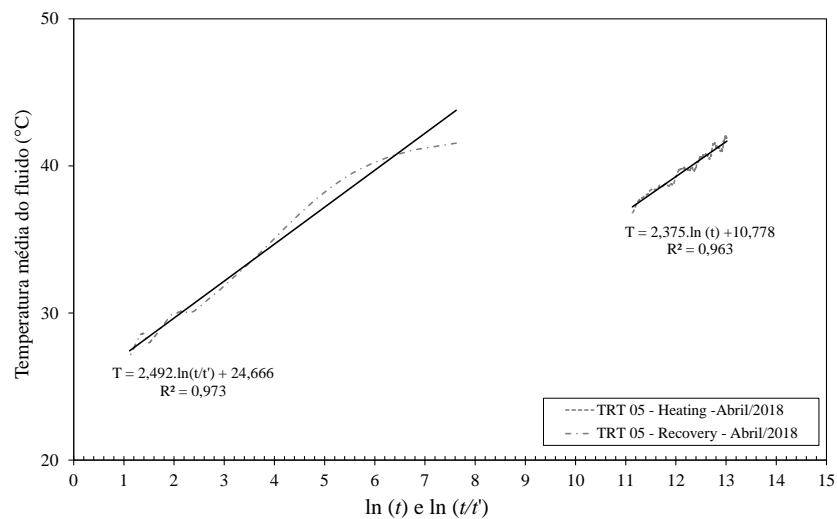
Fonte: Própria autora.

Figura 4.18: Temperatura média do fluido trocador de calor durante o ensaio TRT 04.



Fonte: Própria autora.

Figura 4.19: Temperatura média do fluido trocador de calor durante o ensaio TRT 05.



Fonte: Própria autora.

Após o cálculo de λ_{eff} , a resistência térmica da estaca trocadora de calor (R_f) foi calculada a partir da Equação 61. A Tabela 4.7 resume os parâmetros térmicos do solo e da estaca obtidos, levando em consideração a proporção do comprimento da estaca que estava submerso (L_{ps}/L_p).

Tabela 4.7: Resultados da interpretação dos ensaios TRTs.

Ensaio	L_{ps}/L (%)	Velocidade média (m/s)	Gráfico		R^2	λ_{eff} (W/m°C)	R_f (m°C/W)
			Coef. angular	Intercepto			
TRT 01	23,3	0,56	2,049	15,843	0,939	3,43	0,10
TRT 02	15,8	0,61	2,074	13,755	0,930	3,03	0,10
TRT 03	6,1	0,61	2,931	3,630	0,949	2,34	0,06
TRT 04	6,1	0,63	2,029	14,756	0,931	3,30	0,10
			2,520	23,757	0,968	2,68	-
TRT 05	15,0	0,62	2,375	10,778	0,963	2,79	0,09
			2,492	24,666	0,973	2,66	-

Fonte: Própria autora.

Assim, considerando os ensaios TRTs realizados nesta pesquisa entre os anos de 2016 a 2018 (Tabela 4.7), a condutividade térmica média do perfil de solo tropical estudado foi de 2,94 W/m°C, com coeficiente de variação de 13,3%, considerando apenas a fase do *heating* dos ensaios TRT, compreendendo 12 m de profundidade, diferentes condições de saturação do perfil de solo e posição do NA. Considerando a fase de *recovery* dos ensaios TRT 04 e 05, os resultados de condutividade térmica encontrados são similares, sendo o valor médio igual a 2,67 W/m°C. Todavia, cabe destacar que resultados de ensaios TRT com *recovery* são representativos de camadas de solo mais profundas, considerando a toda profundidade da estaca trocadora de calor, conforme Loveridge, Holmes, Powrie e Roberts (2013).

Já a resistência térmica global da estaca pode ser considerada numericamente igual a 0,10 m°C/W, concordando com Pahud (2007) *apud* Loveridge; Low e Powrie (2017), Tabela 2.5. Como resultados adicionais, os interceptos das equações de ajuste linear dos dados referente à fase de *recovery* indicaram a temperatura inicial do solo (conforme Loveridge, Holmes, Powrie e Roberts, 2013), com considerável concordância aos dados apresentados na Tabela 4.5: 23,75°C (TRT 04) e 24,66°C (TRT 05). Adicionalmente, foi realizada análise do erro absoluto envolvido no cálculo de λ_{eff} , conforme recomendado por Witte (2013), sendo apresentado no Apêndice B os intervalos de erro de das diferentes variáveis envolvidas (erros de medição, erros de parâmetros e erros individuais de propagação e método).

4.5 Análise Conjunta dos Resultados

Os resultados da caracterização térmica do perfil de solo tropical anteriormente apresentados são tratados de forma conjunta neste item, de forma a fornecer uma visão geral do comportamento térmico sazonal de uma estaca trocadora de calor no solo estudado (até 12 m de profundidade).

4.5.1 Resposta térmica do perfil de solo tropical

A partir dos resultados da caracterização mineralógica realizada, constatou-se que o perfil de solo tropical de estudo possui maior parte de sua composição correspondente ao mineral quartzo (mineral com elevada condutividade térmica). Complementando a composição e, como característica de um perfil de solo altamente intemperizado, o perfil estudado possui de 30% (até aproximadamente 8m de profundidade) a 20% de óxidos. Assim, apesar de ser um perfil de solo não saturado, a composição mineralógica particular evidenciada pode ser um diferencial destes solos para a troca térmica em sistemas geotérmicos de baixa superfície, vista a alta concentração de minerais de alta condutividade térmica.

Considerando-se os resultados do monitoramento das condições climáticas na área de estudo (precipitação, nível do lençol freático, umidade gravimétrica, sucção matricial e temperatura do solo em profundidade) fica evidente a relação existente entre o regime de chuvas e a dinâmica da água no solo. Para o perfil de solo estudado, foi verificado que as camadas até 8 m de profundidade apresentam considerável variabilidade do grau de saturação durante as estações secas e úmidas da região, o que pode influenciar, como consequência, a performance e funcionamento de sistemas GSHP. Tal influência do grau de saturação do perfil de solo pode ser maior ou menor dependendo de outros fatores, tais como: regime de operação do sistema, demanda térmica, profundidade da estaca (no caso de fundações) e entre outros. Todavia, por este estudo tratar de uma caracterização térmica inicial, um maior aprofundamento neste tópico ainda é necessário.

Durante o período de tempo em que o monitoramento foi realizado, foram verificadas duas épocas de condições limites na saturação do perfil de solo até 8 m de profundidade, havendo relação direta com a precipitação ocorrida. Assim, de acordo com os dados de precipitação fornecidos pelo LCA, entre os meses de janeiro a março de 2016 a precipitação acumulada foi de 2461 mm, sendo resultado do período de verão com chuvas intensas, concordando com os resultados obtidos de maior perfil de umidade e maior posição do NA. Por outro lado, a

estação seca do ano de 2017, entre os meses de junho a setembro, a precipitação acumulada foi de 284 mm, oito vezes menor da registrada em janeiro a março de 2016, resultando no menor perfil de saturação observado em outubro deste ano e no declínio do NA.

Com relação à temperatura natural do perfil de solo, foi observado concordância entre os resultados de temperatura obtidos por De Mio (2005) por meio de ensaios de piezocone de resistividade (RCPTu), apresentados na Figura 3.7, e os resultados via sensores PT-100 instalados no solo nesta pesquisa. Os resultados obtidos ainda permitiram identificar a zona de interferência sazonal da temperatura ambiente na temperatura do solo (Z , na Figura 2.1), que é em aproximadamente 3,5 m de profundidade para o perfil de solo tropical estudado. Tal resultado difere do que Brandl (2006) propõe para regiões de clima temperado ($Z = 10 - 15$ m). Considerando os resultados do monitoramento nas profundidades de 7,5 a 11,5 m, a temperatura média do perfil de solo estudado é em torno de 24°C, concordando com o que é proposto na literatura para regiões de clima tropical.

Os resultados de temperatura do solo antes e depois dos ensaios TRT (Figura 4.9) mostram que o maior incremento de temperatura devido aos ensaios na estaca trocadora de calor 1 foi inferior a 0,5°C à 2 m de distância da estaca (furo 2, ver Figura 3.15), considerando o tempo máximo de ensaio TRT (fase *heating*). Todavia, foi verificado que o maior incremento na temperatura ocorreu na zona não saturada do perfil de solo (-7,5 m de profundidade), como esperado. Assim, considerando o perfil de solo tropical estudado, os resultados de resposta térmica do solo indicam que a camada de solo saprolítico (saturada) proporciona maior troca térmica comparado à camada de superficial de solo laterítico, como também identificado nos ensaios realizados em laboratório (*thermal needle probe*).

4.5.2 Variação sazonal da condutividade térmica do perfil de solo estudado

Em relação à condutividade térmica do solo, os resultados médios obtidos via ensaio de laboratório *thermal needle probe* ($1,08 \leq \lambda_{eff} \leq 1,66$ W/m°C) e via ensaio de campo *thermal response test* – TRT ($\lambda_{eff} = 2,94$ W/m°C) apresentaram considerável discrepância. Todavia, a diferença entre resultados de condutividade térmica obtidos por meio de ensaios de campo e de laboratório já foi relatada por diversos autores (Low, Loveridge, Powrie e Nicholson, 2015; Mimouni, Lei e Laloui, 2015; Cao et al., 2018).

Comparando valores de condutividade térmica obtidos por meio de ensaios de laboratório (*thermal needle probe* e *thermal cell*) e ensaios TRT e, Low, Loveridge, Powrie e Nicholson (2015) verificaram que os resultados de campo foram aproximadamente o dobro dos valores

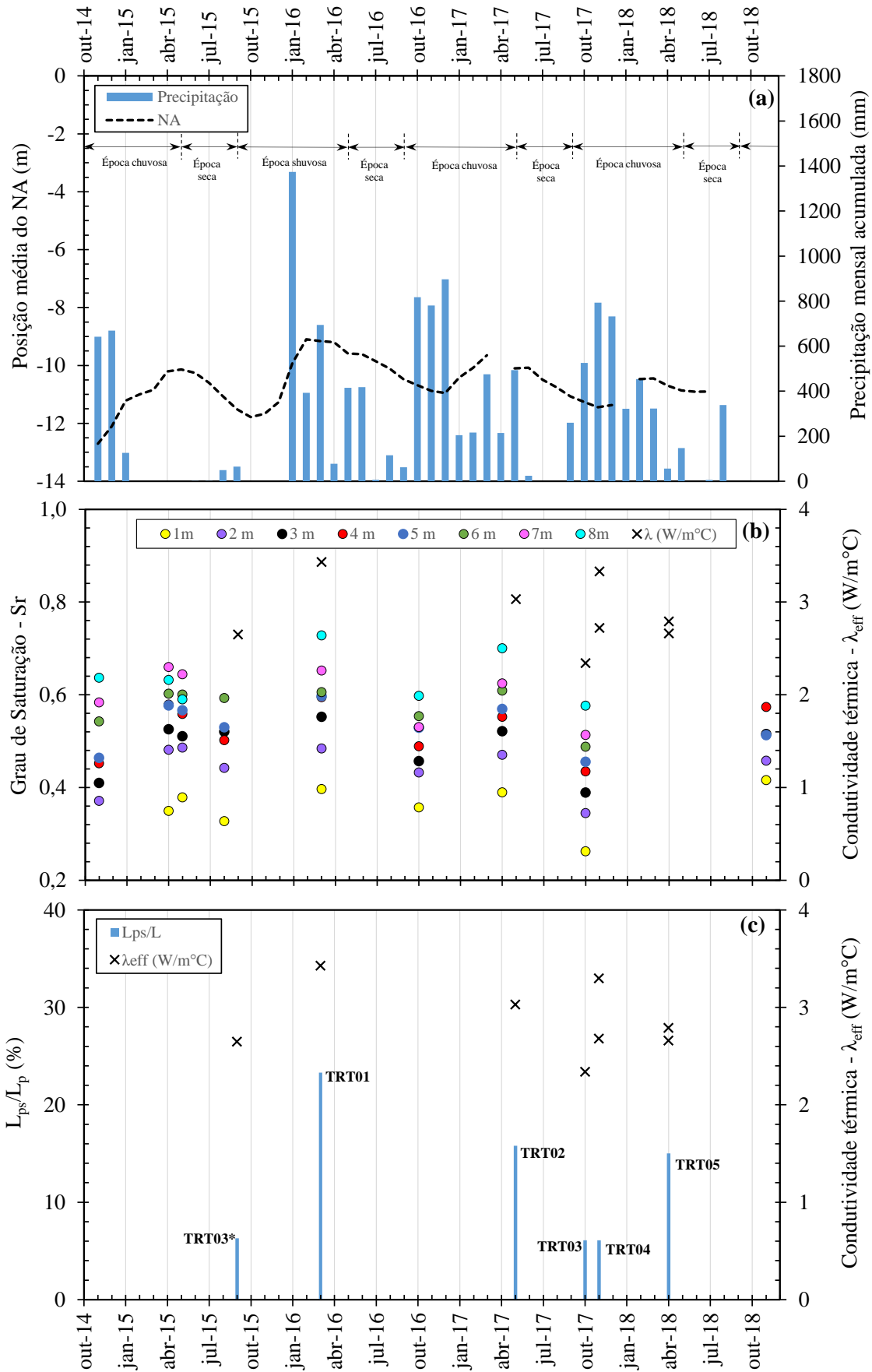
encontrados em laboratório. Esta discrepância geralmente é atribuída às diferenças entre as condições de campo (confinamento, estrutura do solo, condições de umidade, diferentes camadas, fluxo de água subterrânea) e às condições de laboratório, além da escala compreendida em cada tipo de ensaio, visto que no laboratório é testada uma amostra de dimensões finitas e, no campo, o volume de solo testado é consideravelmente superior. Assim, o ensaio TRT é o método mais indicado para determinação da condutividade térmica do solo na escala dos sistemas GSHP superficiais por fornecer resultados que englobam as reais condições de campo.

Para avaliar a influência dos fatores climáticos na condutividade térmica do perfil de solo tropical de estudo, os resultados de precipitação, grau de saturação do perfil de solo, comprimento de estaca submerso (L_{ps}) e λ_{eff} (determinados via ensaios TRT) são analisados de forma conjunta na Figura 4.20.

Assim, a partir da Figura 4.20 é possível verificar a influência das condições climáticas sazonais na variabilidade da condutividade térmica efetiva do subsolo por meio de ensaios térmicos TRT. Na Figura 4.20 o ensaio TRT03* representa o ensaio TRT 03 realizado por Bandeira Neto (2015), que foi re-analisado e considerado nesta análise visto que, apesar do menor tempo de duração, foi executado com velocidade média de fluxo semelhante aos ensaios realizados nesta pesquisa, igual a 0,61 m/s, e possui resultado de perfil de umidade gravimétrica determinado na mesma época.

O efeito das condições climáticas na condutividade térmica efetiva do perfil de solo pode ser avaliado a partir da análise da Figura 4.20b e c. A Figura 4.20c compara os resultados de λ_{eff} com a porcentagem do comprimento da estaca submerso, mostrando o efeito da posição do NA na λ_{eff} . Assim, os resultados da Figura 4.20c indicam que o maior valor de condutividade térmica encontrado corresponde ao ensaio TRT 01 realizado em Março de 2016, no fim da estação chuvosa na região (após três meses de chuvas intensas, como mencionado no item 4.5.1), correspondendo a uma porcentagem de 23% do comprimento da estaca submerso. Por outro lado, o menor resultado de condutividade térmica foi registrado no ensaio TRT 03, realizado em Outubro de 2017, no final da estação seca, correspondendo à 6% do comprimento da estaca submerso. Ao mesmo tempo, esses resultados extremos de λ_{eff} concordam com as condições de máxima e mínima saturação do perfil de solo tropical estudado, assim como com a maior e menor porcentagem do comprimento de estaca submerso (L_{ps}/L), conforme apresentado na Figura 4.20.

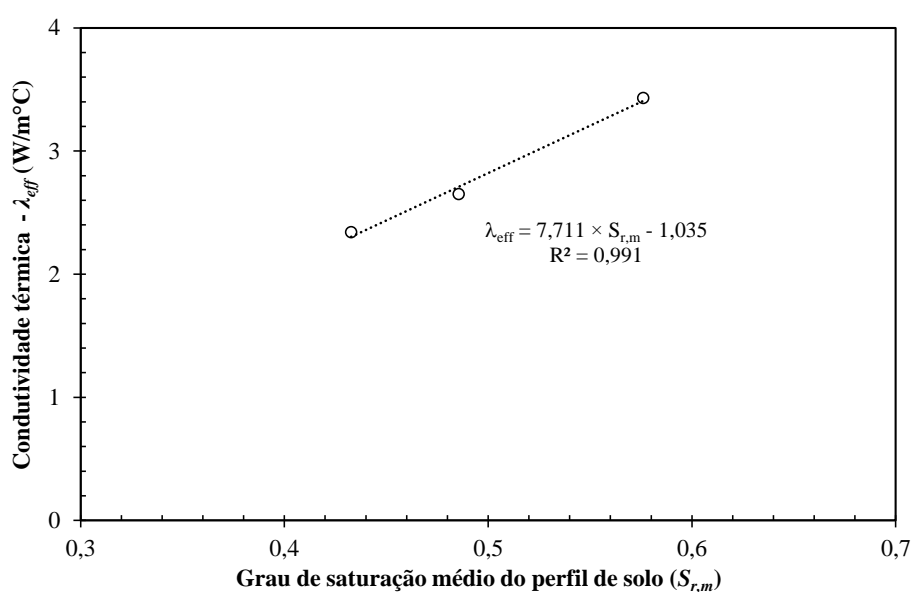
Figura 4.20: Relação entre λ_{eff} e as condições do subsolo.



Fonte: Própria autora.

Portanto, os resultados apresentados na Figura 4.20 comprovam experimentalmente o comportamento diferenciado na troca térmica no solo em função das condições climáticas da região e do perfil de saturação do terreno (no caso de perfis de solo não saturado), considerando uma mesma condição de demanda térmica (refrigeração ou depósito de energia térmica). Assim, tomando como base os resultados de λ_{eff} e de grau de saturação médio ($S_{r,m}$) dos primeiros 8 metros de solo (camada superficial não saturada de maior variabilidade na saturação) da Figura 4.20, é apresentada a relação da Figura 4.21.

Figura 4.21: Relação entre λ_{eff} e $S_{r,m}$.



Fonte: Própria autora.

A relação entre λ_{eff} e $S_{r,m}$ apresentada na Figura 4.21 foi estabelecida considerando os resultados dos ensaios TRT03*, TRT01 e TRT03, assim como o grau de saturação médio do perfil considerando a profundidade de até 8 m.

Com relação à consideração do ensaio TRT03* no estabelecimento da correlação da Figura 4.21, foi assumido que o perfil de grau de saturação obtido em agosto de 2015 é representativo da condição de saturação na época de realização do ensaio TRT03*. Esta consideração está respaldada na precipitação medida no período de 2 semanas entre esses ensaios (determinação da umidade gravimétrica e TRT), que foi igual a 49 mm no total (acumulada durante essas semanas), validando a consideração feita.

Este mesmo critério não pode ser empregado para a consideração dos ensaios TRT02, TRT04 e TRT05 na correlação apresentada na Figura 4.21, pois o tempo entre esses ensaios e a determinação do perfil de umidade gravimétrica em data mais próxima a eles é maior e o resultado de umidade não condiz com a condição de saturação na ocasião de realização destes

ensaios TRT. Como exemplo, o ensaio TRT02 foi realizado aproximadamente 7 semanas após o ensaio de umidade gravimétrica do perfil de solo e, um volume considerável de precipitação ocorreu neste intervalo (593 mm de precipitação acumulada).

Ainda em relação a Figura 4.20 fica evidente a influência da posição do NA no resultado de λ_{eff} obtida nos ensaios TRT, como mencionado por Choi, Lee e Lee (2011). Entretanto, no caso de perfis de solo não saturado, o aumento ou diminuição na λ não é apenas relacionado à relação L_{ps}/L (posição do NA implícita), a condição de umedecimento do perfil ao longo da estaca trocadora de calor influi consideravelmente, como pode ser observado a partir da comparação entre os resultados TRT03*, TRT03 e TRT04 (testes com relação L_{ps}/L similar).

A comparação entre os ensaios TRT03 e TRT04 (ensaios próximos), ambos executados no início da época de chuvas, mostra o efeito da precipitação e consequente infiltração de água no solo. Durante o período de tempo entre o final do ensaio TRT3 (em outubro de 2017) e a realização do ensaio TRT04 (em novembro de 2017), a precipitação total acumulada foi igual a 826 mm, de acordo com os dados da estação meteorológica do LCA/IAU/USP. Este volume precipitado ocorreu de forma distribuída durante 32 dias, sem a ocorrência de um volume concentrado considerável durante estes dias. Todavia, durante os sete dias em que o ensaio TRT 04 foi executado, a precipitação acumulada foi de 280 mm, ou aproximadamente 1/3 o volume de chuva precipitado no último mês.

Assim, o volume de chuva precipitado antes e durante o ensaio TRT04 infiltrou no perfil de solo de forma mais intensa na ocasião da execução do ensaio (visto os valores de coeficiente de permeabilidade apresentado por Neves (1987), da ordem de 10^{-3} a 10^{-4} cm/s para o solo coluvionar da cidade de São Carlos, sendo característico de solos granulares), e proporcionou o umedecimento do solo ao redor da estaca trocadora de calor, contribuindo na troca térmica do ensaio, identificada a partir do maior valor de λ_{eff} no ensaio TRT04 em comparação ao ensaio TRT03 (ambos com mesma proporção L_{ps}/L).

A constatação do efeito do umedecimento do perfil de solo não saturado ao redor da estaca trocadora de calor no resultado de condutividade térmica obtida no ensaio TRT é o que explica, por exemplo, o resultado do ensaio TRT04* de Bandeira Neto (2015), que mesmo com a mais baixa relação L_{ps}/L que foi medida, apresentou valor de λ_{eff} acima de 3 W/m°C. O ensaio TRT04* de Bandeira Neto (2015) foi executado com um sistema para o umedecimento forçado do perfil de solo (conforme Figura 4.22) durante a realização do ensaio. Todavia, o autor não executou ensaio de determinação da umidade gravimétrica do perfil de solo antes e após a realização do ensaio TRT04* e nem apresenta medidas do volume de água infiltrado.

Figura 4.22: Sistema de imposição de umedecimento utilizado por Bandeira Neto (2015) no ensaio TRT04*.

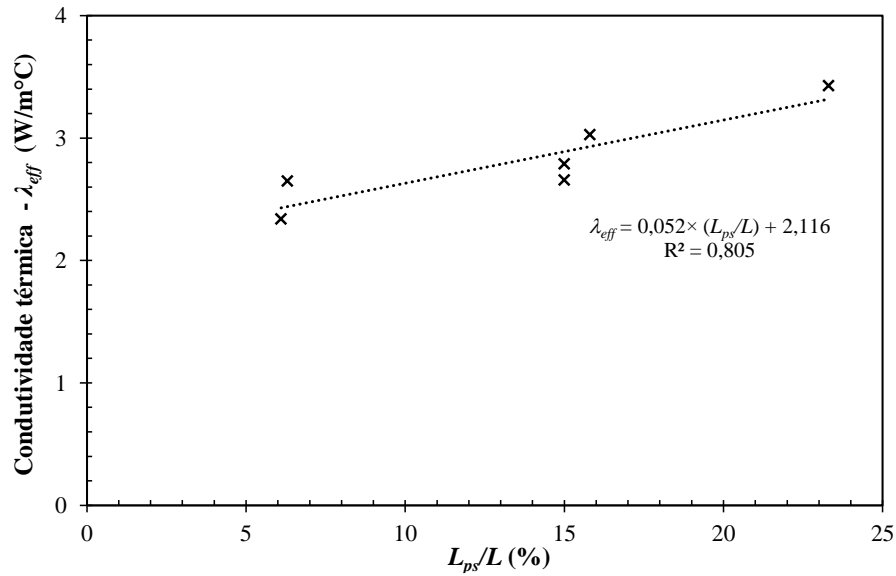


Fonte: Bandeira Neto (2015).

Portanto, o aumento do grau de saturação das camadas de solo não saturado ao redor de estacas trocadoras de calor aumenta a troca térmica observada em ensaios TRT, como ocorreu no ensaio TRT04* de Bandeira Neto (2015), via umedecimento forçado, e no ensaio TRT04 realizado nesta pesquisa, via ocorrência de volume chuvas. Este comportamento observado concorda com o que CFMS & Syntec (2017) mencionam sobre fatores intervenientes à troca térmica no solo. Segundo os autores, a condição de umidade é o fator de maior importância na troca térmica.

Os ensaios TRT03*(de Bandeira Neto) e TRT03 executado nesta pesquisa (ver Figura 4.20) foram realizados com relação L_{ps}/L similar e ambos no início da época de chuvas (após invernos secos), como pode ser verificado nos dados de precipitação e grau de saturação da Figura 4.20. A posição do NA é relativamente a mesma nestes ensaios, mas o que é diferente é a condição de saturação observada no perfil de solo.

Por outro lado, a Figura 4.23 mostra a relação entre a porcentagem do comprimento de estaca instalada abaixo do NA e a condutividade térmica efetiva do subsolo obtida pelos ensaios TRT. A comparação mostra que existe uma boa correlação entre esses parâmetros. A razão L_{ps}/L está indiretamente relacionada ao grau médio de saturação do solo ao longo do comprimento da estaca, e esta figura ilustra o efeito sazonal na condutividade térmica efetiva do subsolo estudado (até 12 m de profundidade).

Figura 4.23: relação entre λ_{eff} e L_{ps}/L .

Fonte: Própria autora.

Com relação aos resultados de condutividade térmica obtidos na fase de *recovery* nos ensaios TRT 04 e 05, os valores obtidos foram similares, em torno de 2,7 W/m°C. Considerando a profundidade da estaca trocadora de calor e, conseqüentemente o comprimento de solo investigado, é possível afirmar que não existe gradiente térmico até a profundidade considerada. Assim, durante a etapa de *recovery*, o perfil de temperatura do fluido trocador de calor tende a ser constante ao longo da profundidade ensaiada, sendo o resultado obtido desta etapa referente às camadas inferiores, de acordo com Loveridge, Holmes, Powrie e Roberts (2013), como anteriormente mencionado. Assim, os resultados obtidos via *recovery* são independentes do grau de saturação das camadas superiores (não saturadas), considerando o período do monitoramento realizado nesta pesquisa. Todavia, mais ensaios TRT com *recovery* precisam ser feitos na área, a fim de fornecer uma melhor compreensão.

5 COMPORTAMENTO TERMOMECÂNICO: FUNDAÇÃO TROCADORA DE CALOR EM SOLO TROPICAL

A imposição de cargas térmicas em estacas trocadoras de calor resulta no surgimento de um complexo mecanismo de interação solo-estaca, a partir de deformações volumétricas termicamente induzidas (contração e dilatação) ao longo da estaca, que não são uniformes. Somam-se a esta interação, as deformações devido aos carregamentos mecânicos devido à estrutura, que resultam na modificação da deformação total.

O presente capítulo apresenta resultados e análises de ensaios mecânicos e termomecânicos executados na estaca trocadora de calor 2 ($D = 0,5$ m), construída nesta pesquisa, no perfil de solo tropical não saturado do Campo Experimental de Fundações da EESC/USP, na Cidade de São Carlos – SP. Optou-se, nesta pesquisa, por representar os esforços de compressão como positivos (+).

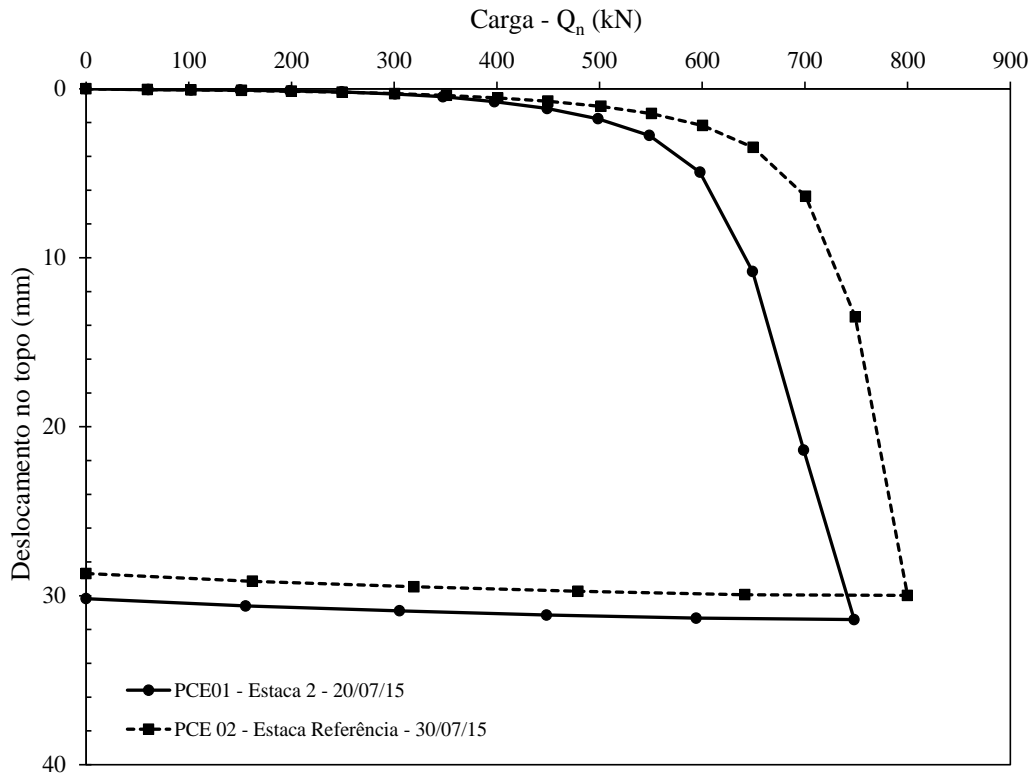
5.1 Prova de Carga Estática Inicial na Fundação

A fim de conhecer a distribuição de atrito lateral ao longo do fuste da estaca trocadora de calor do tipo escavada construída, foi realizado ensaio de prova de carga estática (compressão) previamente à imposição de cargas térmicas, conforme detalhado no item 3.6.4. Da mesma forma, logo em seguida foi realizado ensaio de prova de carga (compressão) na estaca de referência.

Para tanto, foi estabelecido que as provas de carga seriam executadas até o deslocamento máximo de 30 mm medido na cabeça da estaca. Este valor de deslocamento foi adotado com base em Mantilla (1992), que apresenta resultados gráficos de mobilização de atrito lateral *versus* deslocamento em ensaio de prova de carga estática (lenta) executado em estaca escavada de mesmo diâmetro, mas com 10 m de comprimento, também executada no campo experimental de fundações da EESC/USP. A autora tinha o objetivo de mobilizar a resistência de ponta, e assim, realizou ensaio de prova de carga até 40 mm de deslocamento. Como este não era o objetivo desta pesquisa, foi estabelecido o recalque máximo de 30 mm, pois de acordo com os resultados de Mantilla (1992), com 10 mm de deslocamento médio já houve a total mobilização do atrito lateral em duas seções instrumentadas da estaca escavada testada pela autora.

Assim, as provas de carga estáticas foram realizadas em estágios de 50 kN, com estabilização de recalques segundo critério da NBR 12131/06 (ABNT, 2006), até o deslocamento aproximado de 30 mm. A Figura 5.1 apresenta as curvas carga (kN) *versus* deslocamento (mm) como resultado de ambos os ensaios.

Figura 5.1: Gráficos carga *versus* deslocamento da estaca trocadora de calor 2 e da estaca de referência ($\phi = 0,50$ m, $L = 12$ m) – ensaios PCE01 e PCE02.



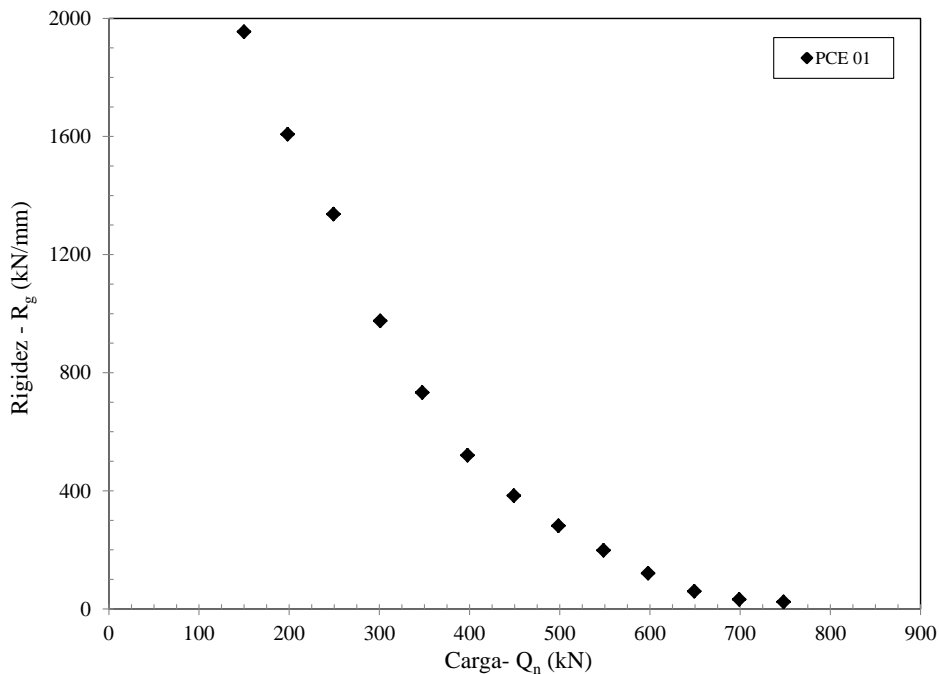
Fonte: própria autora.

Portanto, como apresentado na Figura 5.1, o primeiro ensaio de carregamento mecânico (PCE) realizado na estaca trocadora de calor 2 alcançou carga máxima igual a 748 kN e deslocamento total de 31,42 mm, sendo 6,5% desde deslocamento (2,05 mm) referente ao encurtamento elástico da estaca. Já a estaca de referência apresentou comportamento mais rígido em relação à estaca 2, alcançando a carga máxima de 799,9 kN e deslocamento de 29,99 mm, com 8,6% deste deslocamento no topo (2,58 mm) referente ao encurtamento elástico da estaca.

As provas de carga realizadas neste trabalho não tiveram o objetivo de análise da carga de ruptura, apenas a distribuição da resistência por atrito lateral ao longo da estaca. Todavia, os resultados carga *versus* deslocamento apresentados na Figura 5.1 foram analisados segundo o método da rigidez de Décourt (1996), apenas a título de comprovação de que o nível de carregamento nas provas de carga realizadas tenderam a “esgotar” a resistência do sistema de

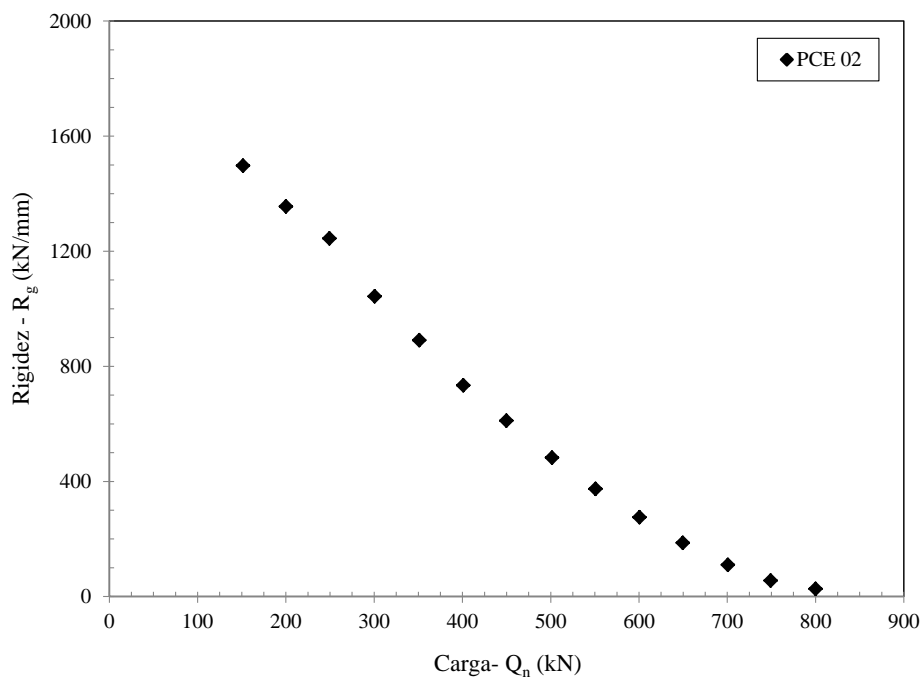
fundação testado. As Figura 5.2 e Figura 5.3 apresentam os resultados da avaliação realizada segundo Décourt (1996).

Figura 5.2: Gráfico de rigidez da estaca 2 – ensaio PCE01.



Fonte: própria autora.

Figura 5.3: Gráfico de rigidez da estaca referência – ensaio PCE02.



Fonte: própria autora.

Assim, a Figura 5.2 e Figura 5.3 mostram a tendência das curvas de rigidez *versus* carga serem sub horizontais aproximadamente a partir do penúltimo estágio de carga nos dois

ensaios realizados, indicando a maior contribuição do atrito lateral na resistência das estacas ensaiadas.

Como ambas as estacas foram instrumentadas com sensores de deformação específica, foi possível obter a distribuição de força normal ao longo do fuste de cada estaca durante os ensaios. Para tanto, as cargas axiais nas seções instrumentadas foram determinadas a partir da área homogeneizada da seção transversal de concreto (A_h), do módulo de deformação linear do material da estaca (E_{estaca}) e das leituras de deformação das barras instrumentadas com *strain gages* (ver Figura 3.15).

A A_h é função da área de aço presente na seção transversal da estaca. No caso das estacas construídas nesta pesquisa, A_h é a mesma em todo o comprimento de estaca (individual) por não haver mudança na geometria e nem na taxa de armadura. Assim, a única diferença entre as estacas são os tubos PEAD instalados no interior da estaca 2 (quatro tubos na seção, conforme Figura 3.10 d), modificando o valor de A_h para cada estaca. Já o módulo de deformação linear de cada estaca (E_{estaca}) foi determinado a partir da relação entre as deformações axiais específicas (em $\mu\epsilon$) obtidas na seção de referência das estacas (seção da estaca sem contato com o solo ou, que não há atrito lateral), que são obtidas por meio das leituras elétricas pontuais (em $\mu V/V$) das barras instrumentadas localizadas nesta seção, *versus* as tensões normais, também na seção de referência, a cada estágio de incremento de carga dos ensaios.

A Tabela 5.1 apresenta os valores de área homogeneizada das estacas e do módulo de deformação linear do material da estaca, determinado para as fase de carregamento no ensaio ($E_{ci,c}$), referentes aos ensaios PCE01 e PCE02, respectivamente. No apêndice C são apresentados os gráficos tensão *versus* deformação ($\mu\epsilon$) da seção de referência das estacas durante os ensaios de prova de carga estática realizados.

Tabela 5.1: Características das estacas ensaiadas (PCE01 e PCE02).

Estaca	Ensaio	A_h (m ²)	$E_{ci,c}$
		$\phi = 0,5$ m	MPa
Estaca 2	PCE01	0,1990	22.178,00
Referência	PCE02	0,2033	18.992,00

Fonte: própria autora.

Portanto, a partir dos valores de deformação ao longo do fuste, área homogeneizada e módulo de deformação linear, as cargas axiais nas seções das estacas foram determinadas a

cada estágio de carregamento. As Figura 5.4 e Figura 5.5 apresentam a transmissão de carga nas estacas testadas nos ensaios PCE 01 e PCE02 (carregamento).

Figura 5.4: Diagrama de transferência de carga em profundidade, estaca 2 – PCE 01.

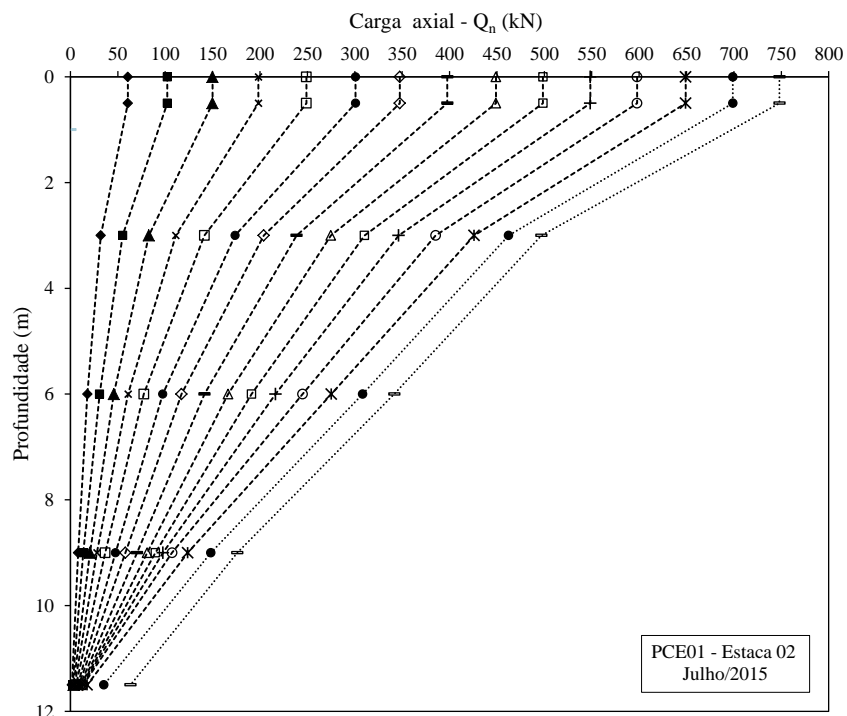
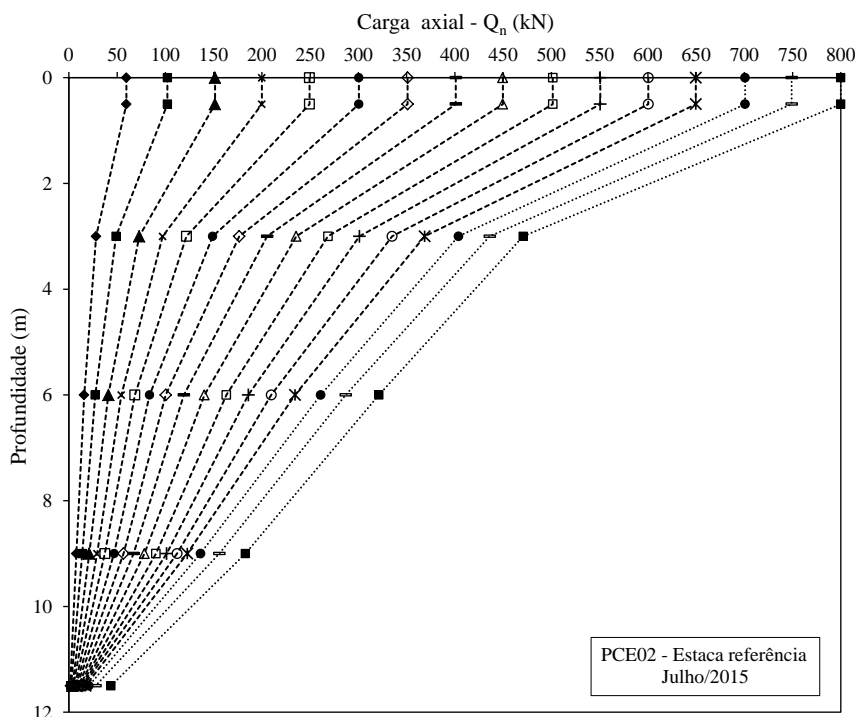


Figura 5.5: Diagrama de transferência de carga em profundidade, estaca referência – PCE 02.



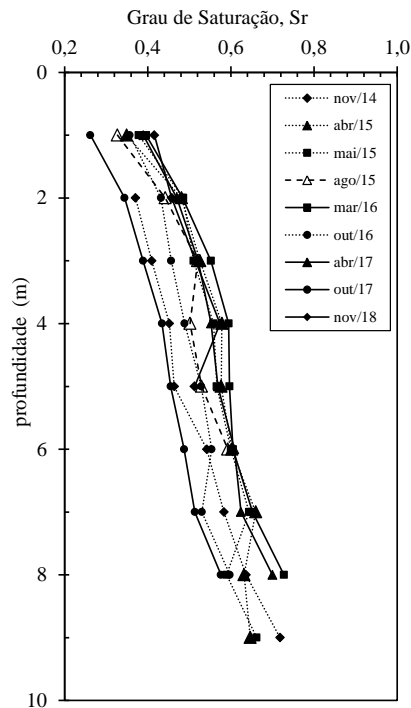
As Figura 5.4 e Figura 5.5 mostram os resultados de carga axial de compressão (nas seções em 3, 6, 9 e 11,5 m de profundidade) medidos a partir da instrumentação durante os estágios

de carregamento dos ensaios PCE01 e PCE02, sendo possível observar a predominância da resistência por atrito lateral em ambas as estacas escavadas testadas. A parcela de carga axial medida na pela instrumentação nas seções instrumentadas das estacas à 11,5 m de profundidade (região mais próxima à ponta) foi igual a 8,5 e 5,5% da carga máxima no último estágio dos ensaios PCE01 e PCE 02, respectivamente.

Ainda a partir dos resultados das Figura 5.4e Figura 5.5 é possível notar que a distribuição de carga não foi uniforme ao longo do perfil. Nos diagramas de transferência de carga é possível verificar que até aproximadamente 3 m de profundidade o decréscimo na carga axial foi maior em relação às outras seções da estaca, fato também observado nos resultados de Mantilla (1992), considerando seções até aproximadamente 6 m de profundidade.

Como anteriormente apresentado no item 4.2.2, o perfil de solo tropical de estudo apresentou decréscimo na variabilidade na umidade gravimétrica com a profundidade, sendo observada uma variabilidade mínima de 10% ao longo dos anos de 2014 a 2018, até 8 m de profundidade. Portanto, neste perfil de solo tropical, em 3 m de profundidade há considerável variabilidade do grau de saturação e, conseqüentemente na sucção matricial, conforme anteriormente apresentado nas Figura 4.4 e Figura 4.5. Com base nos resultados do monitoramento da umidade gravimétrica realizado nesta pesquisa, a Figura 4.4 é reapresentada como Figura 5.6, em termos de grau de saturação.

Figura 5.6: Grau de saturação em profundidade durante 2014 a 2018, do perfil de solo tropical de estudo.



Fonte: própria autora.

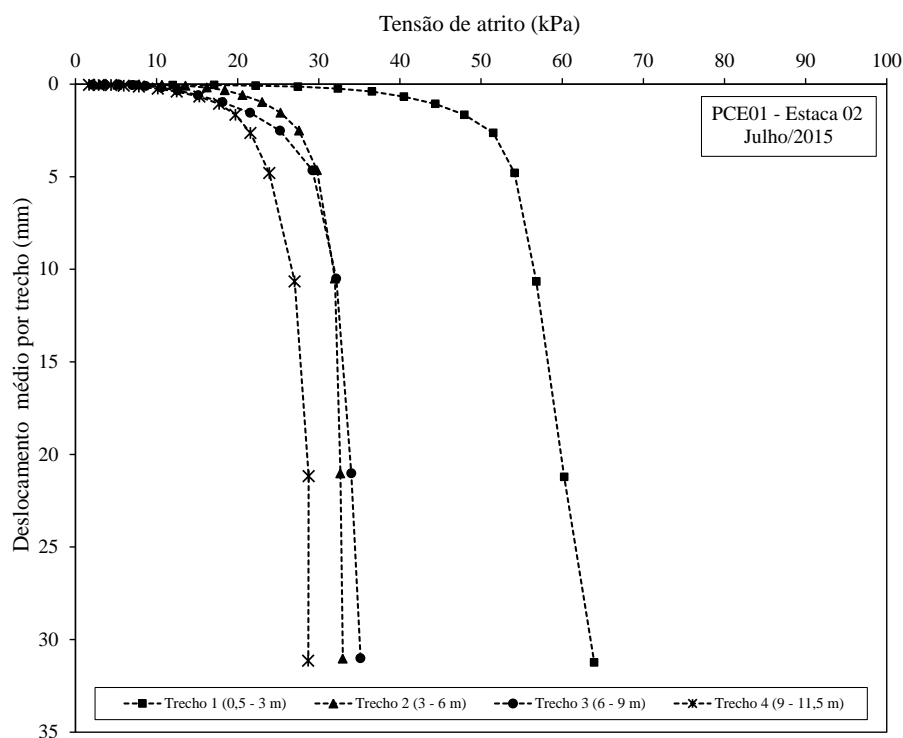
Desta forma, atribui-se o maior decréscimo na carga axial na camada superficial até 3 m de profundidade (maior resistência por atrito lateral), que corresponde à camada de solo tropical

laterítico poroso, à resistência devido à coesão aparente proporcionada pela sucção matricial, visto que os ensaios PCE01 e PCE02 foram realizados em época correspondente a período seco na região (inverno sem ocorrência de precipitação, conforme Figura 4.5).

O efeito da sucção matricial na resistência do perfil de solo tropical estudado nesta pesquisa foi investigado por Machado (1998). Segundo o autor, a sucção matricial exerce forte influência no intercepto de coesão dos solos que compõem este perfil do subsolo a 2, 5 e 8 m de profundidade, de forma que para um mesmo nível de confinamento, a coesão destes apresenta tendência nítida de aumento com o aumento da sucção matricial. Por outro lado, em relação ao ângulo de atrito interno dos solos nestas profundidades, Machado (1998) afirma não ter encontrado uma tendência nítida de variação com a sucção matricial.

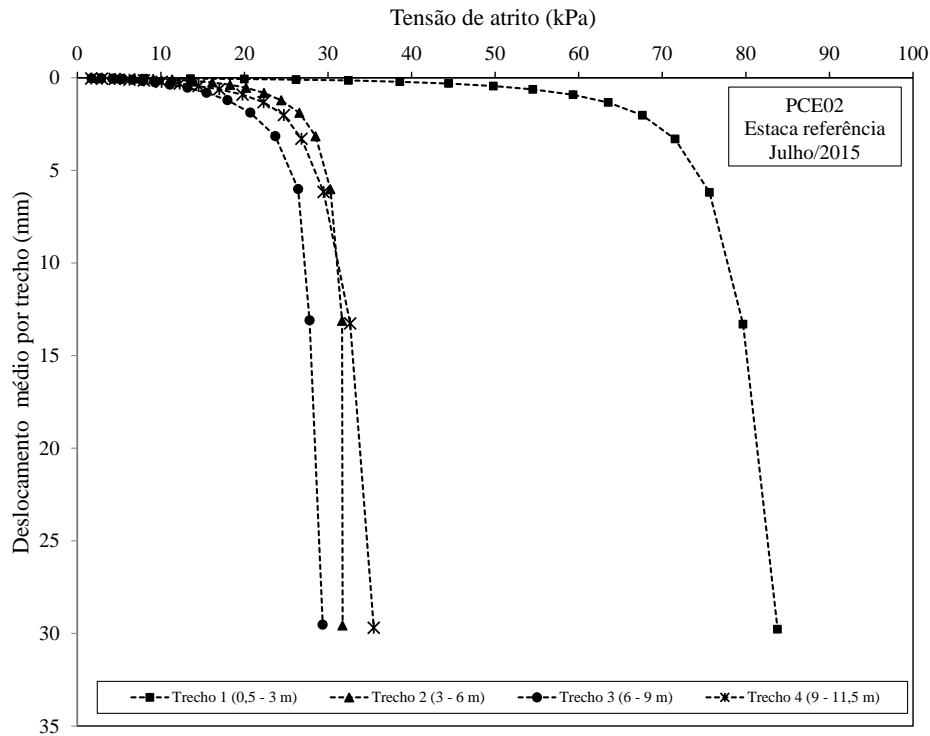
Uma vez conhecidas as cargas axiais ao longo do fuste das estacas (em cada seção instrumentada), foram determinadas as tensões laterais em cada trecho da estaca (quatro trechos no total, visto que existem cinco níveis de instrumentação por estaca). As tensões laterais nos trechos foram determinadas a cada estágio de incremento de carga dos ensaios PCE01 e PCE02, sendo referentes ao atrito lateral desenvolvido na interface solo-estaca. As Figura 5.7 e Figura 5.8 apresentam a evolução da mobilização da tensão lateral em função do deslocamento da estaca nos pontos médios de cada trecho durante os ensaios PCE01 e PCE02, respectivamente.

Figura 5.7: Tensão lateral mobilizada *versus* deslocamento médio entre seções: estaca 2 – PCE01.



Fonte: própria autora.

Figura 5.8: Tensão lateral mobilizada *versus* deslocamento médio entre seções: estaca referência – PCE02.

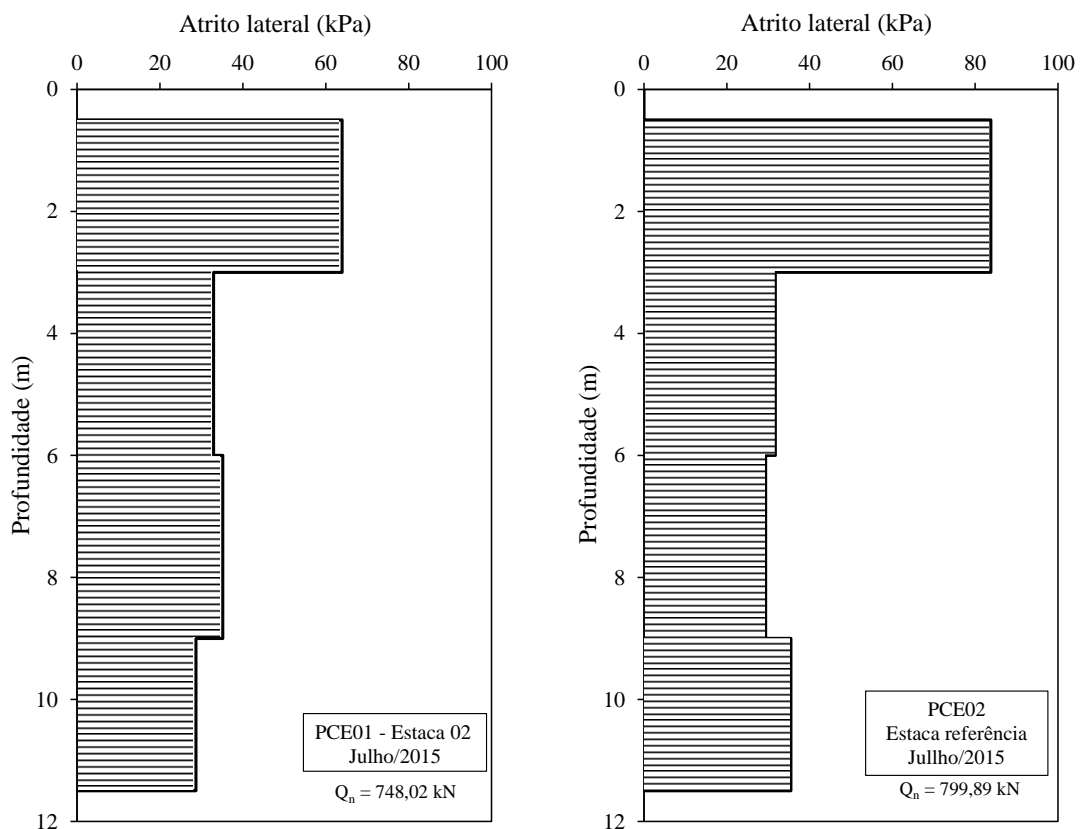


Fonte: própria autora.

Em relação ao atrito lateral mobilizado nas duas estacas (Figura 5.7 e Figura 5.8), observa-se que o trecho referente à camada de solo até 3 m de profundidade apresentou maior resistência por atrito em todos os estágios de carregamento para ambas as estacas, conforme anteriormente mencionado, não apresentando tendência nítida de esgotamento do atrito lateral nesta seção. Este comportamento não ocorre nas demais seções das estacas. A análise conjunta dos resultados das Figura 5.4 a Figura 5.8 permite a visualização da “saturação” do atrito lateral nos últimos estágios de carregamento dos ensaios, o que explica o paralelismo entre as últimas curvas dos diagramas de transferência de carga (Figura 5.4 e Figura 5.5). A distribuição de atrito lateral ao longo das estacas, na carga máxima das provas de carga PCE01 e PCE02 são apresentadas na Figura 5.9.

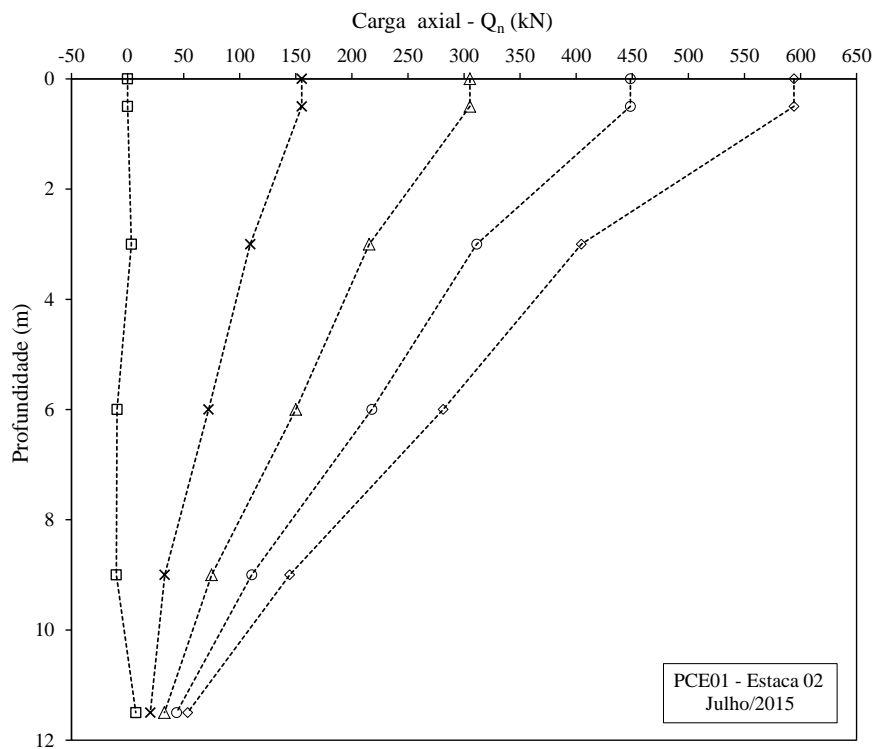
Os ensaios compreenderam etapa de descarregamento, realizado em cinco estágios com decréscimo de carga em valores iguais (estágios de descarga de 150 kN e de 160 kN nos ensaios PCE01 e PCE02, respectivamente), conforme apresentado na Figura 5.1. Para cada estágio do descarregamento foram obtidas as deformações correspondentes nas seções instrumentadas das estacas. As Figura 5.10 e Figura 5.11 apresentam resultados de transferência de carga (obtidos considerando os valores de módulo de deformação linear da Tabela 5.1) referentes à fase de descarregamento nos ensaios PCE01 e PCE02, respectivamente.

Figura 5.9: Tensão lateral (atrito) ao longo das estacas, na carga máxima os ensaios PCE01 e PCE02.



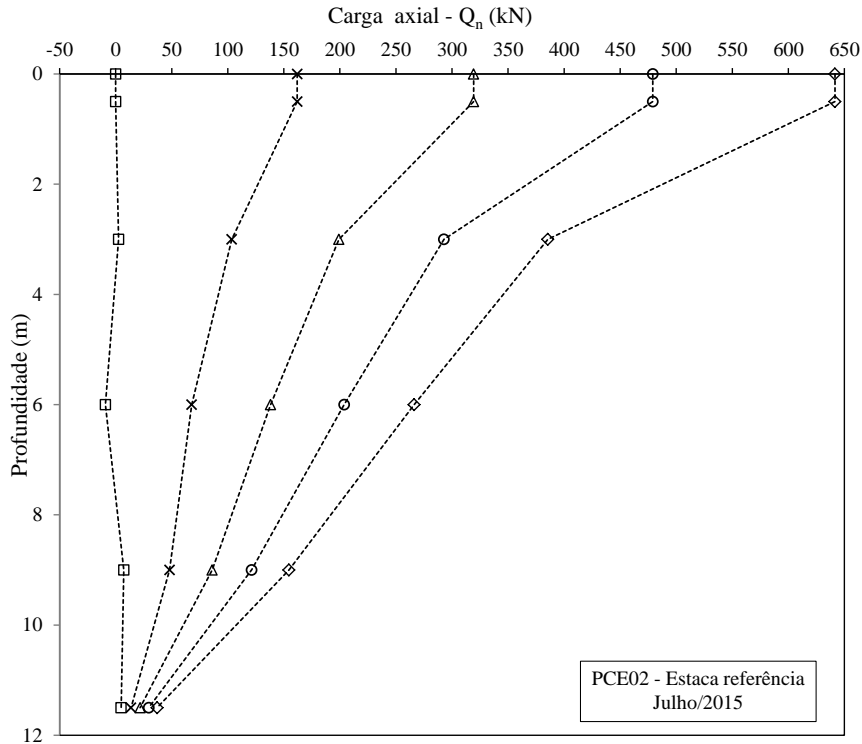
Fonte: própria autora.

Figura 5.10: Diagrama de transferência de carga durante descarregamento, estaca 02 – PCE 01.



Fonte: própria autora.

Figura 5.11: Diagrama de transferência de carga durante descarregamento, estaca referência – PCE 02.



Fonte: própria autora.

Os resultados apresentados nas Figura 5.10 e Figura 5.11 indicam a ocorrência de cargas residuais ao longo do fuste da estaca após etapa de descarregamento dos ensaios. Portanto, para o nível de deslocamento assumido como limite nos ensaios de prova de carga desta pesquisa, foram observadas cargas axiais residuais ao longo do comprimento das estacas, sendo de compressão na seção instrumentada situada próxima à região da ponta (a 11,5 m de profundidade), com magnitude da ordem de 7,4 e 4,9 kN na estaca trocadora de calor 2 e na estaca referência, respectivamente. Para equilibrar as cargas residuais ao longo do fuste das estacas, surgiram resistências por atrito lateral residuais de direção convencional (positivo) e direção contrária (negativo).

No Apêndice D são apresentados os prováveis diagramas de atrito lateral referentes aos ensaios PCE01 e PCE02, fase de carregamento e descarregamento.

5.2 Ensaio Termomecânicos

Os ensaios térmicos e termomecânicos realizados na estaca trocadora de calor 2 ($\phi = 0,5$ m) consistiram na imposição de carregamento térmico (ΔT) à fundação a partir da circulação de fluido trocador de calor, similar aos ensaios TRT (item 4.4). Para tanto, foi utilizado o mesmo equipamento construído para os ensaios TRT desta pesquisa (conjunto reservatório-aquecedor, bomba, medidor de vazão e sensores PT-100) para a imposição das cargas térmicas simulando a demanda por refrigeração (rejeição de calor), como também foi adotada a metodologia de realização do ensaio TRT (imposição de potência térmica nominal de 1kW).

Os ensaios térmicos realizados na estaca trocadora de calor 2 tiveram o objetivo de avaliar separadamente e simultaneamente ao carregamento mecânico o efeito das cargas térmicas no comportamento da fundação. Portanto, neste item, serão discutidos os seguintes tópicos relacionados ao efeito das cargas térmicas na estaca de estudo: resposta térmica do solo em torno da estaca, comportamento carga-recalque, cargas termicamente induzidas ao longo da estaca, efeitos térmicos na resistência por atrito lateral da fundação.

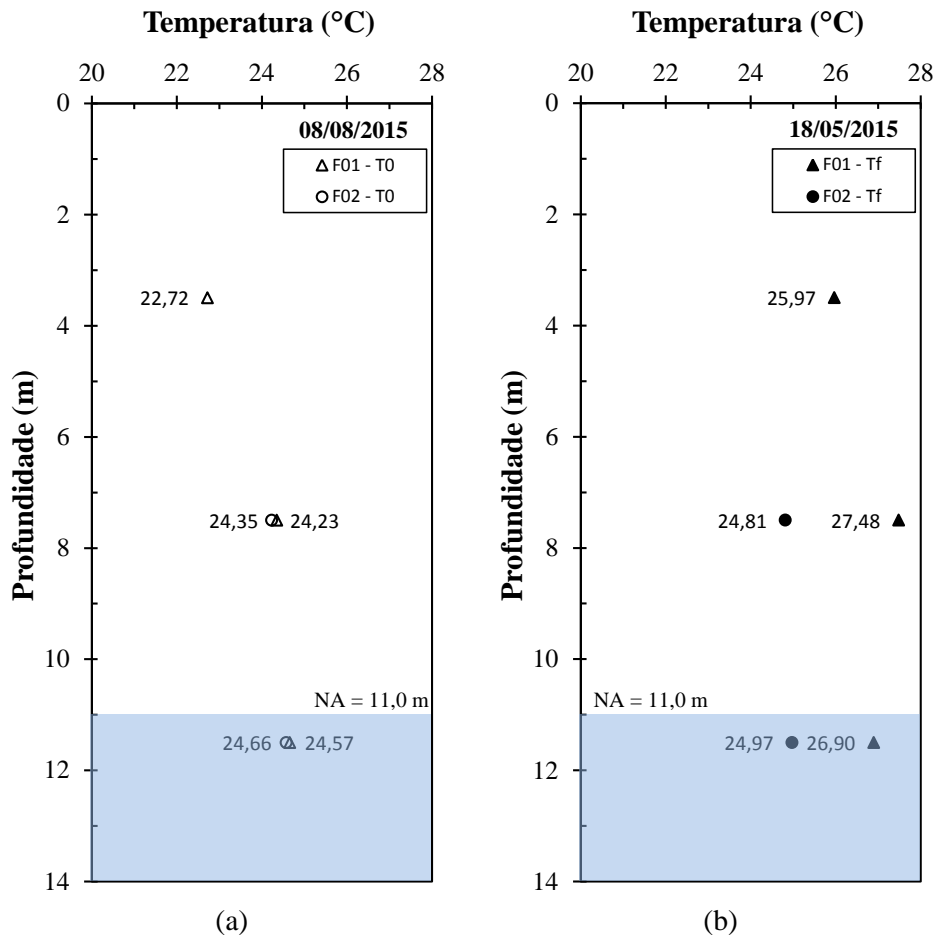
Durante os ensaios, além das medidas de temperatura conforme previsto no ensaio TRT, foram monitoradas as temperaturas do solo (furos 1 e 2, próximos à estaca), da estaca e as tensões observadas nas seções instrumentadas da estaca. Provas de carga (carregamento mecânico) foram realizadas logo após o ensaio térmico e, após a recuperação térmica natural da estaca e do perfil de solo estudado.

5.2.1 Ciclo térmico 1: Ensaio térmico sem imposição de carregamento mecânico (topo livre)

O primeiro ciclo térmico realizado na estaca 2 durou aproximadamente 10 dias, sendo executado entre os dias 08 e 18 do mês agosto de 2015, correspondendo a estação seca na região de estudo (conforme anteriormente mencionado no item 3.1). Na época do ensaio, o nível do lençol freático estava a 11 m de profundidade ($L_{ps}/L = 8,3\%$) e a temperatura média do subsolo era $24,1^{\circ}\text{C}$ (até 11,5 m de profundidade). Esta informação sobre as condições climáticas da época do ensaio são importantes para a interpretação dos resultados dos carregamentos térmicos e mecânicos na fundação, visto que em épocas de seca, os maiores valores de sucção o solo na camada superior contribuem para o aumento da resistência por atrito lateral da fundação por estaca. A diferença significativa observada na resistência por atrito lateral de diferentes tipos de estacas, em condição seca e saturadas, tem sido estudada ao longo de muitos anos neste campo experimental (CINTRA, 2005). Por esta razão, o

monitoramento das condições climáticas e de subsolo realizado nesta pesquisa foi fundamental. A Figura 5.12 apresenta a posição do NA e a distribuição de temperatura no subsolo furos 1 e 2 (F01 e 02) próximos a estaca trocadora de calor 2, no início e no fim do ensaio ciclo térmico 01, respectivamente.

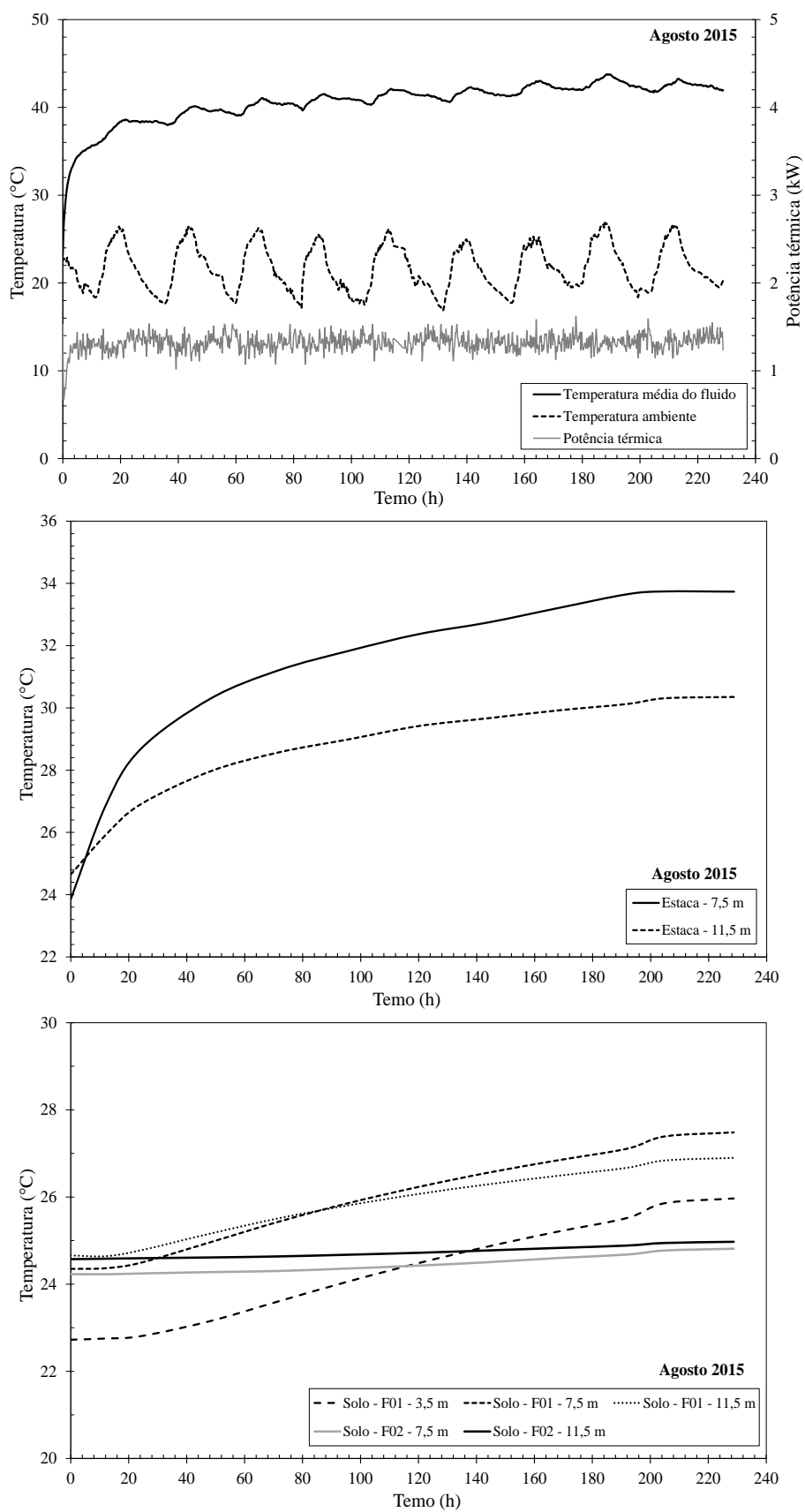
Figura 5.12: Perfil de temperatura do solo próximo à estaca trocadora de calor 2: antes (a) e depois (b) do ciclo térmico 1.



Fonte: própria autora.

A carga térmica foi imposta à estaca 2 (simulação de troca de calor com o solo para fins de resfriamento do ambiente, ou seja, rejeição de calor no solo) a partir da circulação de água (neste caso, foi utilizado água fluido trocador de calor) à velocidade média de 0,82 m/s e potência nominal constante de 1kW. Assim como nos ensaios TRT apresentados no item 4.4, foram monitoradas as temperaturas de entrada e saída do fluido trocador de calor, do ambiente, do solo (furos 1 e 2, próximos à estaca) e, adicionalmente, as temperaturas no centro da estaca 2 às profundidades de 7,5 e 11,5 m. A Figura 5.13 apresenta os resultados de temperatura média do fluido trocador de calor, potência térmica injetada e evolução de temperatura durante o ensaio térmico realizado.

Figura 5.13: Resultados do ciclo térmico 1 na estaca 2.



Fonte: própria autora.

Assim, a partir dos resultados de temperatura transientes apresentados na Figura 5.13, nota-se que a imposição de carga térmica alterou consideravelmente a temperatura da estaca 2, ocorrendo a maior alteração à cota -7,5 m, assim como ocorrido no solo (mesma profundidade) à distância radial de 1 m do centro da estaca (furo 1, situado à distância igual a 2D). Tal profundidade corresponde à camada não saturada no perfil de solo tropical de estudo, e portanto, menos favorável à troca térmica (maior acúmulo de energia térmica na estaca) ou dissipação da onda de calor no solo.

A menor temperatura na estaca na cota -11,5 m, está associada à camada de solo saturado do perfil. Como já mencionado, na época da realização do ensaio, o nível do NA estava a 11 m e assim, a estaca estava com 1 m do seu comprimento submerso, o que pode explicar o menor acréscimo de temperatura observado nesta profundidade (maior condutividade térmica do solo saturado, contribuindo para transferir melhor o calor da estaca para o meio externo).

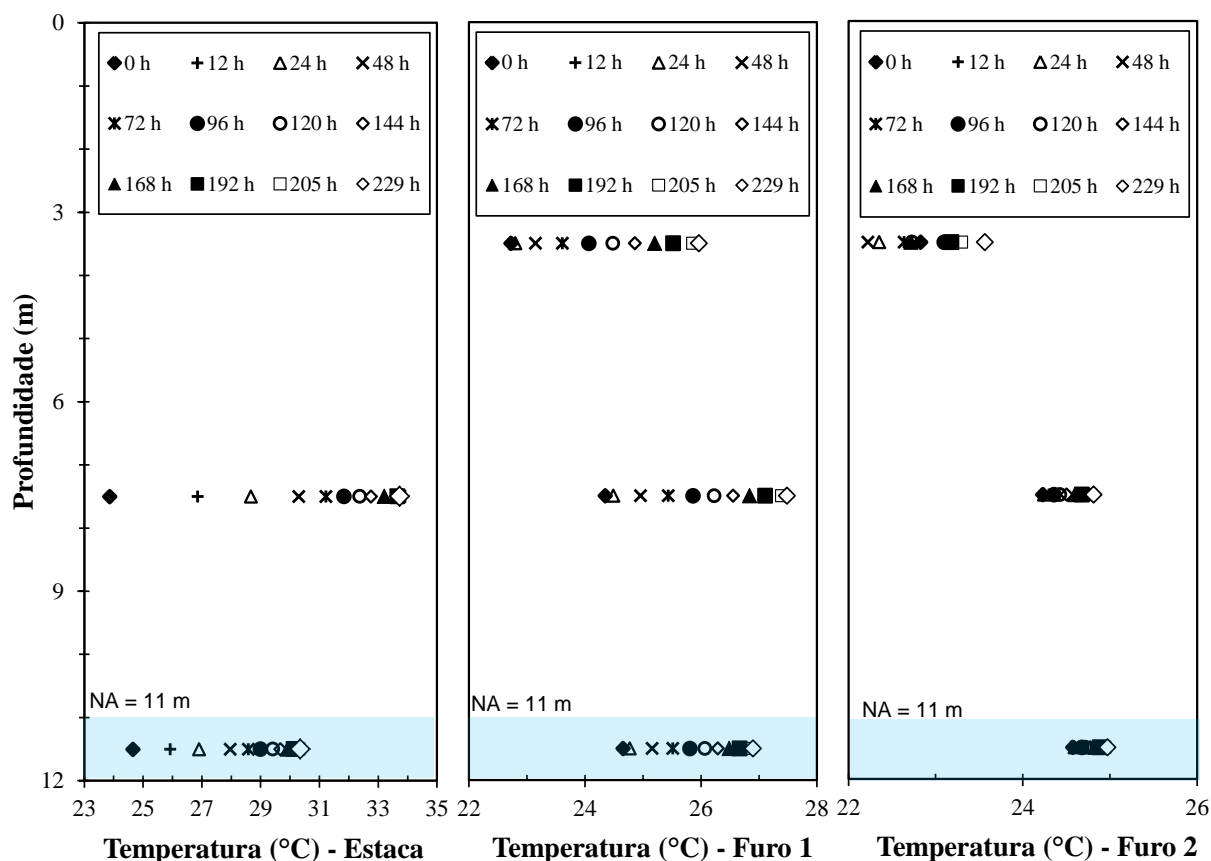
No solo, cota - 3,5 m, também foi observado aumento gradual na temperatura, mas ainda sendo o menor valor em relação às demais profundidades, cabendo destacar que até esta profundidade existe interferência da temperatura ambiente (conforme item 4.2.4), e que o ensaio foi realizado no período do inverno.

Igualmente ao solo, haviam três níveis de PT-100 na estaca: 3,5 m, 7,5 m e 11,5 m. Entretanto, o sensor de temperatura instalado na estaca à profundidade de 3,5 m foi danificado (por motivo desconhecido). A Figura 5.14 apresenta a evolução pontual das temperaturas no interior da estaca e no solo ao seu redor durante ciclo térmico 1 (aquecimento da estaca devido a rejeição de calor). O sensor a 3,5 m do furo 2 não foi medido devido à limitação do número de canais para aquisição do sistema de aquisição na época do ensaio (apenas o QuantumX MX1615B).

A Figura 5.14 apresenta a evolução na temperatura na estaca e no solo circunvizinho a cada 24 horas durante o ciclo térmico 1, sendo possível identificar que a estaca atingiu a estabilidade térmica em aproximadamente 4 dias de ensaio, para a potência térmica nominal do ensaio. Ainda a partir da Figura 5.14 nota-se que para o nível de temperatura máxima alcançada no ciclo térmico 1 (temperatura média do fluido trocador de calor no ensaio foi de aproximadamente 45°C), houve aumento na temperatura inicial do subsolo de em média 2,9°C à distância de 1 m do eixo da estaca (Furo 1). Já para a distância de 2 m, o aumento médio da temperatura do subsolo foi consideravelmente inferior, sendo aproximadamente igual a 0,5°C (furo 2). Nesta figura é visível o aumento pronunciado de temperatura na região

central (cota -7,5 m), tanto na estaca como no solo, em relação à cota da ponta da estaca (cota -11,5 m).

Figura 5.14: Perfil de temperatura da estaca e do solo circunvizinho durante o ciclo térmico 1.



Fonte: própria autora.

Considerando a distribuição média de temperatura no interior da estaca, o incremento máximo de temperatura imposto no ciclo térmico 1 à estaca foi aproximadamente $\Delta T = 8^{\circ}\text{C}$ (temperatura média na estaca em -7,5 e -11,5 m). Neste ensaio, a taxa média de troca de calor por comprimento de estaca foi de 110,7 w/m, correspondendo a uma potência térmica de 1,3 KW.

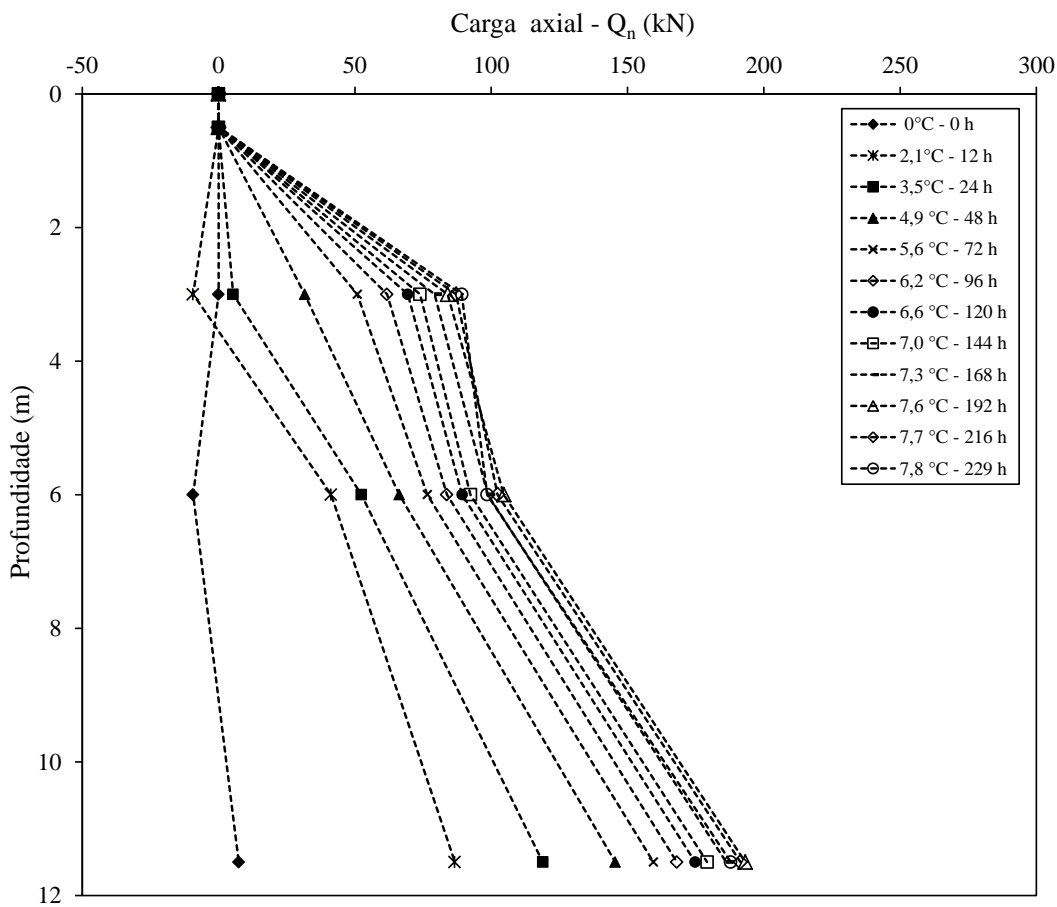
O ciclo térmico 1 foi realizado sem a imposição de carga mecânica no topo da estaca 2 (estaca com topo livre) e após um primeiro ensaio de carregamento mecânico (PCE01). Assim, quando o primeiro ensaio térmico foi realizado, a resposta da estaca foi influenciada pela ocorrência de carga residual devido ao carregamento mecânico prévio (conforme anteriormente mencionado no item 5.1).

Para estimar as cargas axiais atuantes no elemento de fundação durante o carregamento térmico, foram medidas as deformações axiais em três seções instrumentadas da estaca (profundidades de 3, 6 e 11,5 m).

A Figura 5.15 ilustra que maiores tensões induzidas pelo carregamento térmico surgiram próximas à ponta da estaca. Este resultado significa que o solo abaixo da ponta restringiu a expansão térmica axial do elemento de fundação, provocando o surgimento de maiores tensões nesta parte da estaca. Como o topo da estaca estava livre de carregamento (sem restrição), o elemento expandiu termicamente em direção à superfície do terreno (para cima). A expansão térmica da estaca foi restringida lateralmente pela resistência por atrito lateral ao longo da estaca, o que resultou nas cargas mecânicas axiais medidas ao longo da estaca, apresentadas na Figura 5.15.

As deformações axiais resultantes em uma estaca trocadora de calor terão magnitude dependente da resistência por atrito lateral na interface solo-estaca, visto que, ao serem submetidas às cargas térmicas (neste caso, aumento de temperatura na estaca devido à rejeição de calor), irão ocorrer deformações volumétricas (expansão ou contração) que serão mais ou menos localmente impedidas em função da resistência por atrito lateral na interface solo-estaca e das condições de restrição nas extremidades da estaca.

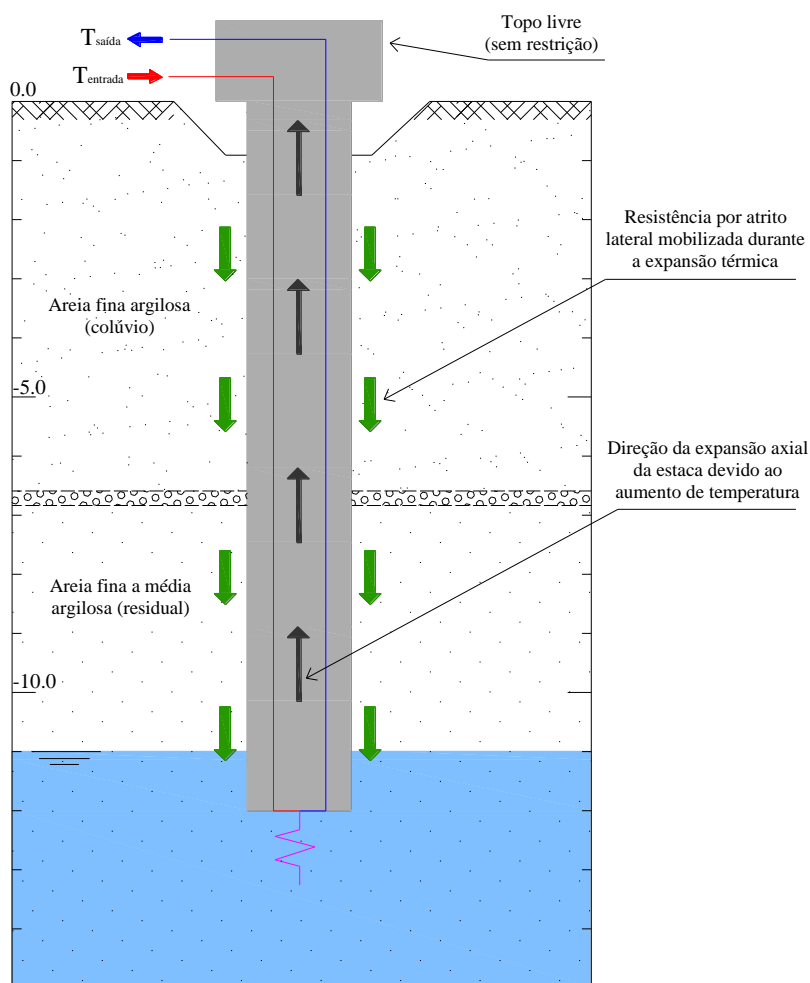
Figura 5.15: Diagrama de transferência de carga axial termicamente induzida – Ciclo térmico 1.



As cargas axiais apresentadas no diagrama de transferência de carga da Figura 5.15 foram obtidas a partir da consideração do módulo de deformabilidade da estaca determinado no ensaio PCE01 e a área homogeneizada da seção transversal da estaca trocadora de calor 2, conforme a Tabela 5.1.

Assim, os resultados da Figura 5.15 foram interpretados e representados na Figura 5.16 de acordo com a identificação do fenômeno físico que o diagrama de transferência de carga obtido demonstrou ter ocorrido, para a situação de ponta da estaca restringida e o topo livre. Neste caso, por não terem sido registradas as leituras de carga axial entre as profundidades de 6,0 e 11,5 m, para a Figura 5.16 foi considerado que a carga axial máxima ocorreu na profundidade de 11,5 m (conforme dados obtidos pela instrumentação, conforme Figura 5.15). Deste modo, na Figura 5.16 assumiu-se o ponto neutro (NP) próximo à ponta da estaca.

Figura 5.16: Esquema do sentido da expansão térmica e da mobilização de atrito lateral ao longo da estaca 2 durante o ciclo térmico 1, com base no diagrama de transferência de carga obtido.



Fonte: própria autora.

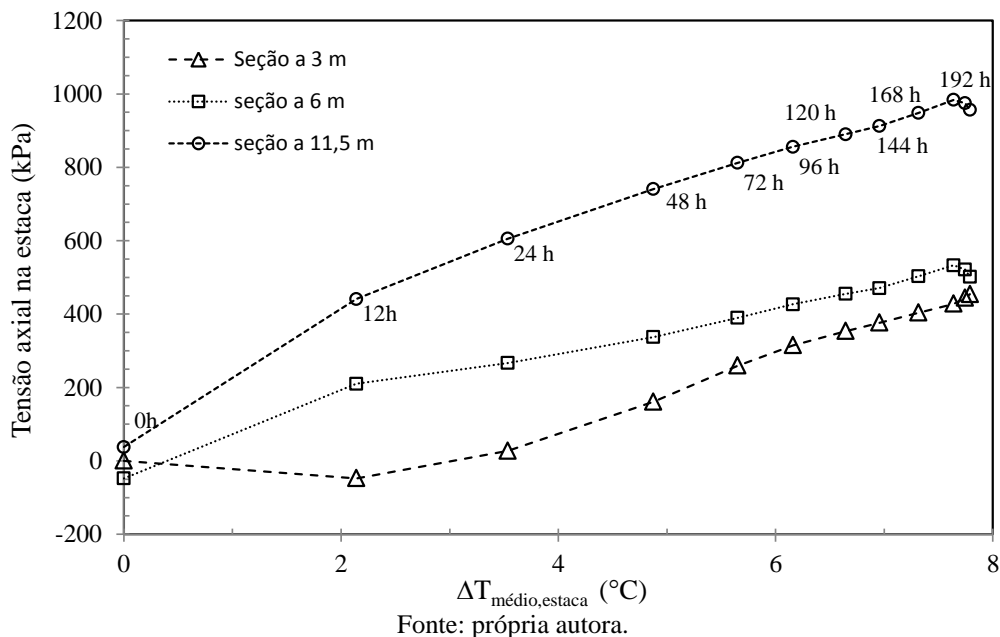
Todavia, conforme anteriormente apresentado no item 2.5.2, Bourne-Webb e Freitas (2018) mencionam que o ponto neutro (NP) é a região da estaca trocadora de calor em que as forças axiais termicamente induzidas são máximas e não há movimento relativo entre a estaca e o solo, sendo neste ponto onde ocorre a inversão da resistência por atrito lateral desenvolvida.

De acordo com Bourne-Webb e Freitas (2018), para o caso de aumento da resistência por atrito lateral com a profundidade (diferente do presente caso, como ilustra a Figura 5.9) e não haja resistência de ponta na estaca, a posição do NP ocorrerá entre os limites de profundidade $0,67 \leq L_{NP}/L \leq 1$, dependendo das condições de restrição das extremidades da estaca.

Assim, para o caso do ciclo térmico 1, os níveis de instrumentação selecionados para monitoramento durante o ensaio (3, 6 e 11,5 m) não foram suficientes para a identificação do NP e, conseqüentemente, fornecer uma tenência nítida do fenômeno ocorrido. Para tanto, deveria ter sido dado preferência pelo monitoramento das seções instrumentadas abaixo da posição do NP.

A Figura 5.17 mostra a evolução do incremento na tensão axial resultante nas seções instrumentadas da estaca *versus* o incremento de temperatura médio na região do central da estaca ($\Delta T_{\text{médio,estaca}}$) durante o ciclo térmico 1.

Figura 5.17: Aumento na tensão axial observada nas seções instrumentadas da estaca trocadora de calor 2 durante o ciclo térmico 1.



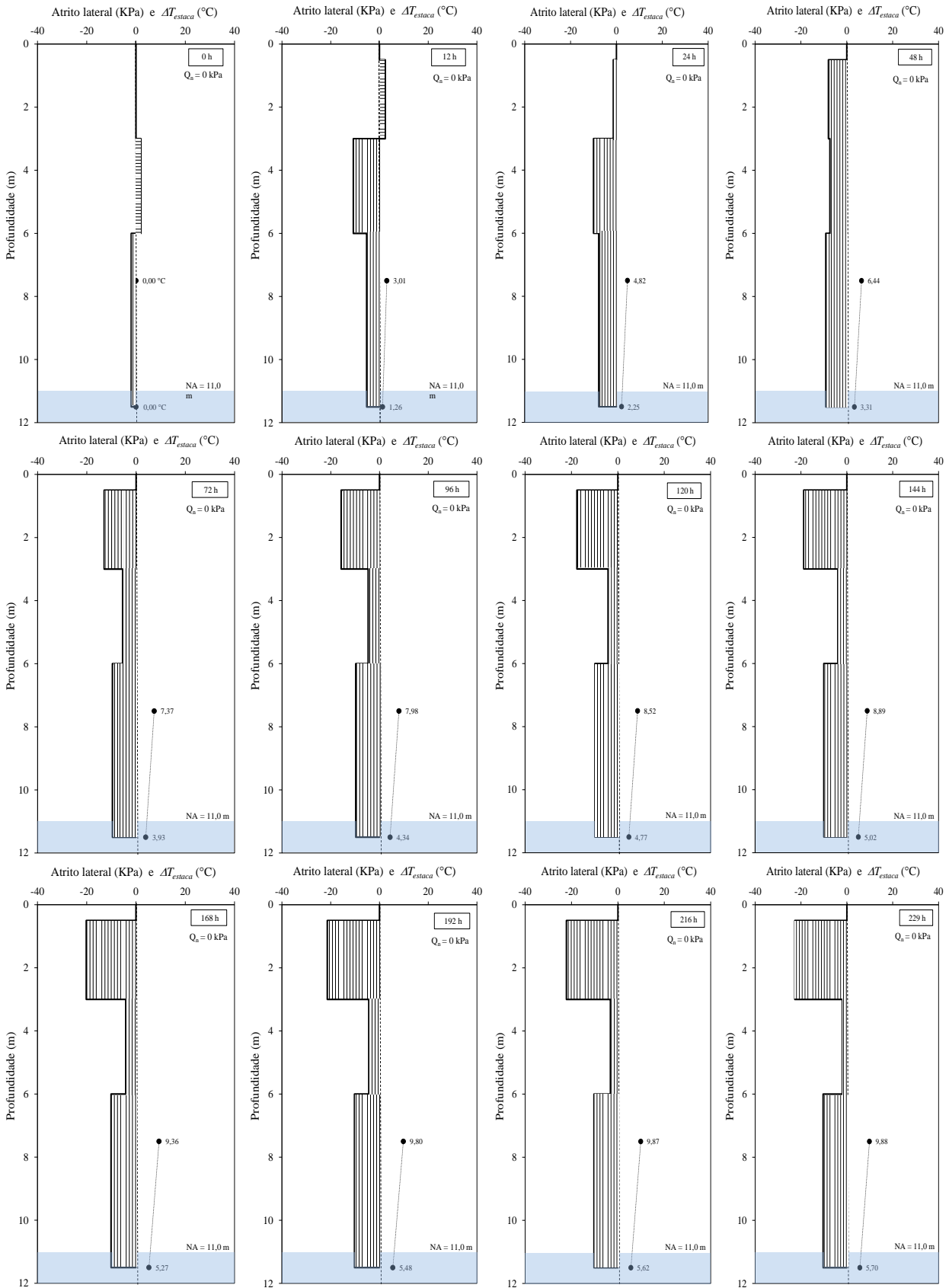
Assim, a partir da Figura 5.17 é possível notar a acentuada concentração de tensões de compressão na região próxima a ponta da estaca já nas primeiras 12 h de ensaio térmico, chegando a um valor máximo de 956,5 kPa (aproximadamente 1 MPa). Ainda é possível

observar o efeito do confinamento à 11,5 m de profundidade, que oferece maior restrição à expansão da estaca e assim, inicia a mobilização do atrito lateral e desenvolvimento a tensão axial resultante com maior magnitude, apesar de todas as seções da estaca já experimentarem o efeito da carga térmica. Cabe ainda salientar que, antes do ensaio térmico, haviam cargas residuais de menor valor atuando ao longo da estaca devido à prova de carga PCE01.

Já em relação ao desenvolvimento da resistência por atrito lateral no ciclo térmico 1, a Figura 5.18 apresenta o avanço da mobilização do atrito lateral ao longo do fuste da estaca (assumido como linearmente distribuído entre as seções instrumentadas que foram monitoradas durante o ensaio) em função do incremento de temperatura na região central da estaca (ΔT) provocado devido a rejeição de calor (carga térmica em torno de 1,3 kW). Assim, a Figura 5.18 mostra o desenvolvimento gradual da resistência por atrito lateral de sentido contrário à expansão térmica da estaca de forma a restringir seu deslocamento para cima durante o ensaio térmico, sendo possível observar a magnitude do atrito de direção invertida que foi mobilizado a cada dia de ensaio. O maior valor de atrito mobilizado na parte superior da estaca (seção entre 0,5 e 3 m) é devido à maior restrição à expansão térmica axial da estaca ocasionado pela maior resistência por atrito lateral na camada de solo tropical laterítico superficial.

Neste caso de ponta restringida e expansão térmica da estaca de baixo para cima durante o aumento gradual da temperatura da estaca, como ilustra a Figura 5.18, seria equivalente ao mecanismo de transferência de carga contrário ao que normalmente é observado em provas de carga convencionais em que a mobilização do atrito inicia na parte superior da estaca (atenuação da carga normal na estaca ao longo da profundidade). No caso deste ensaio, a pré-existência das cargas residuais na estaca não exerceu influência relevante ao desenvolvimento gradativo da resistência por atrito lateral resistente à expansão da estaca. Estas cargas foram de menor magnitude em comparação às cargas axiais termicamente induzidas devido à restrição lateral oferecida pelo solo à estaca.

Figura 5.18: Mobilização da resistência por atrito lateral na parte superior do fuste da estaca trocadora de calor durante o ciclo térmico 1 (rejeição de calor).



Fonte: própria autora.

Durante o ciclo térmico 1 (aproximadamente 10 dias) foi feito o registro do levantamento da cabeça da estaca (deslocamento vertical para cima). Entretanto, neste primeiro ensaio foi utilizado um extensômetro mecânico (relógio comparador, conforme item 3.6.4), que foi posicionado no centro do bloco de coroamento da estaca. Assim, as leituras de deslocamento foram realizadas de forma manual. Todavia, a análise dos resultados de deslocamento obtidos permitiu concluir que estas medidas estavam afetadas pela dilatação térmica do bloco de coroamento da estaca devido à amplitude da temperatura ambiente nos dias do ensaio e, assim, esses dados não foram considerados para as análises.

5.2.2 Ciclo térmico 2: Ensaio térmico simultâneo a ensaio de carregamento mecânico (PCE)

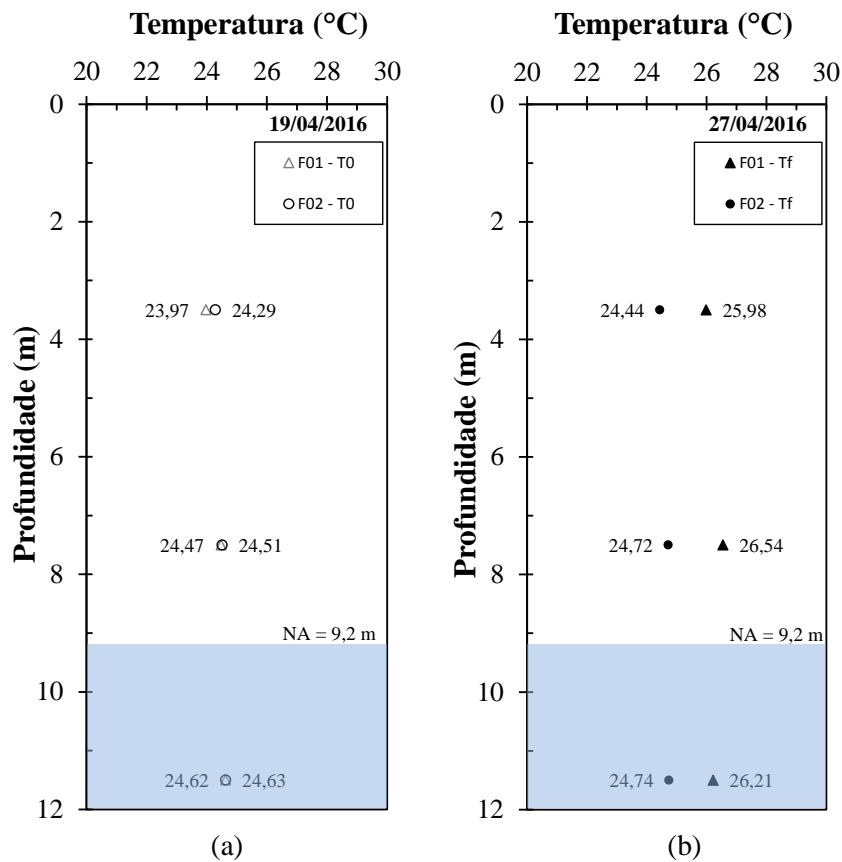
O segundo ciclo térmico realizado na estaca 2 durou aproximadamente 9 dias, sendo executado entre os dias 19 a 28 do mês abril de 2016, correspondendo ao final da estação chuvosa na região (conforme mencionado no item 3.1). Na ocasião do ensaio, o NA estava a 9,2 m de profundidade abaixo da superfície do terreno ($L_{ps}/L = 23,3\%$) e a temperatura média do subsolo era $24,4^{\circ}\text{C}$ (até 11,5 m de profundidade), assegurando que o ensaio ocorreu com o subsolo em condição de temperatura natural.

Assim, similar ao ciclo térmico 1 (realizado em agosto de 2015, época seca), a Figura 5.19 apresenta as condições de temperatura do subsolo (furos 01 e 02) e NA referentes ao início e ao fim do ciclo térmico 02. A carga térmica imposta neste ensaio térmico também foi de rejeição de calor a partir da circulação do fluido condutor no interior da estaca, conforme procedimento do ensaio TRT (item 4.4). Todavia, durante o ensaio também foram medidas as deformações mecânicas resultantes (termicamente induzidas) nas seções da estaca em 3, 9 e 11,5 m. Neste ensaio, o incremento máximo na temperatura na estaca foi $\Delta T = + 6,7^{\circ}\text{C}$.

A Figura 5.19 mostra que durante o ciclo térmico 2 a estaca estava com 2,8 m em solo saturado (ou seja, comprimento aproximadamente 3 vezes maior que o identificado no ciclo térmico 1). Esta informação é relevante porque influencia no aumento da temperatura ao longo da estaca durante a rejeição de calor no solo. Neste ensaio, o maior incremento de temperatura no solo ocorreu à distância de $2D$ (furo 1), sendo igual a aproximadamente 2°C .

Além disso, a ascensão do lençol freático modifica as tensões efetivas e a resistência por atrito lateral na zona inferior da estaca, de modo a permitir maior “expansão térmica”, por apresentar menor restrição ao movimento na interface solo-estaca.

Figura 5.19: Perfil de temperatura do solo antes (a) e depois (b) do ciclo térmico 2 na estaca 2.

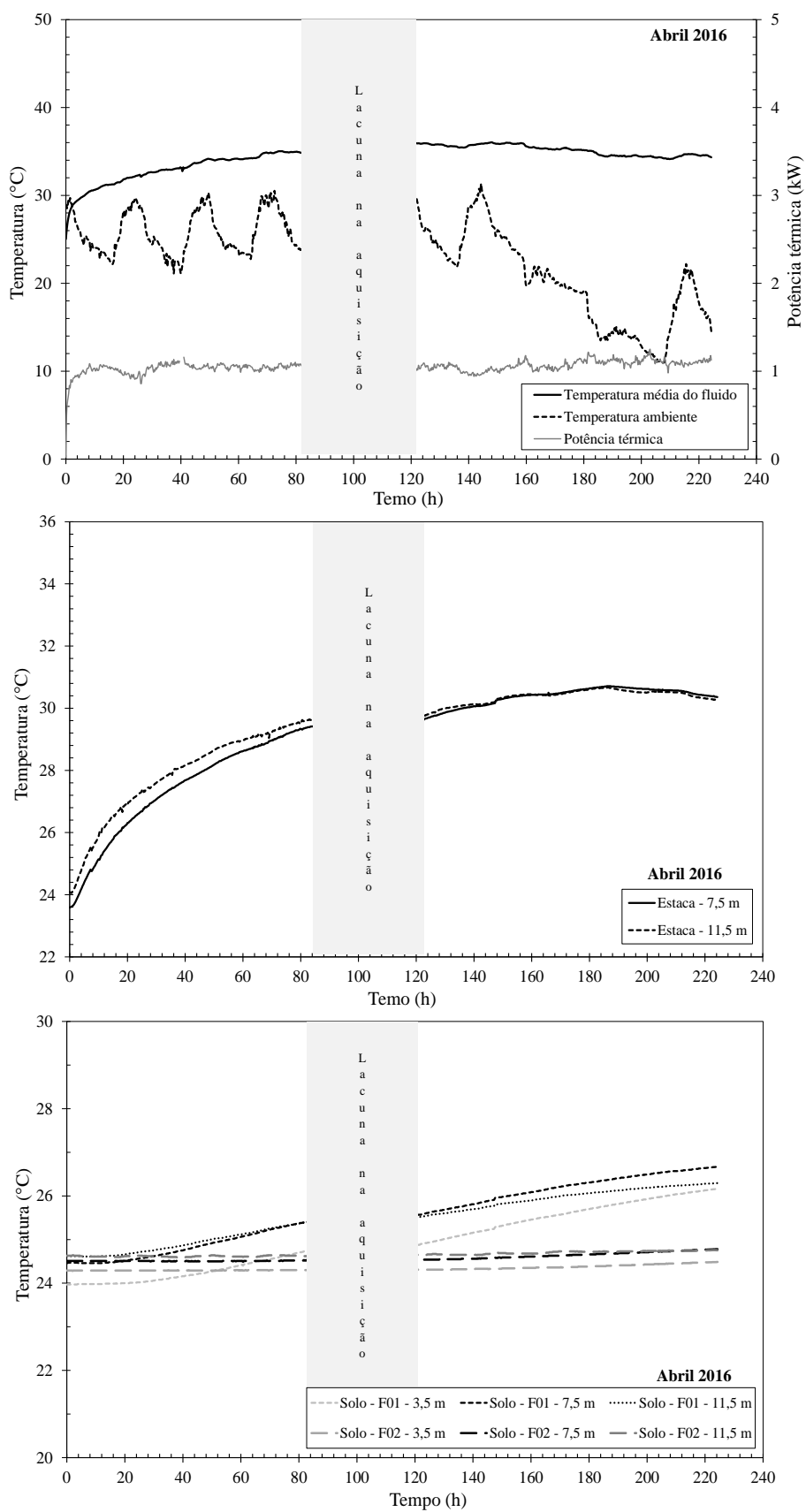


Fonte: própria autora.

No ciclo térmico 2, a velocidade média de fluxo do fluido trocador de calor foi 0,66 m/s e a potência nominal igual a 1kW. Assim, foi adotado o mesmo procedimento do ciclo térmico 1: medida contínua de temperatura do fluido trocador de calor (entrada e saída), vazão, temperatura ambiente e, adicionalmente, as temperaturas no centro da estaca 2 às profundidades de 7,5 e 11,5 m, sendo apresentado na Figura 5.20.

Na Figura 5.20, a partir dos dados de temperatura do solo e da estaca, é possível verificar que troca térmica ocorrida neste ensaio foi diferente da obtida no ciclo 1, devido às diferenças nas condições de saturação do solo em torno da estaca. Nota-se que a distribuição de temperatura tanto interna à estaca como externa (no solo), foi mais uniforme em relação ao ciclo 1, havendo uma menor diferença entre as temperaturas da estaca a 7,5 e 11,5 m de profundidade. Da mesma forma ocorreu no solo, com diferença de temperatura menor entre as cotas de investigação. No ciclo térmico 1, é evidente a maior diferença entre temperaturas ao longo dos furos 1 e 2, assim como internamente à estaca.

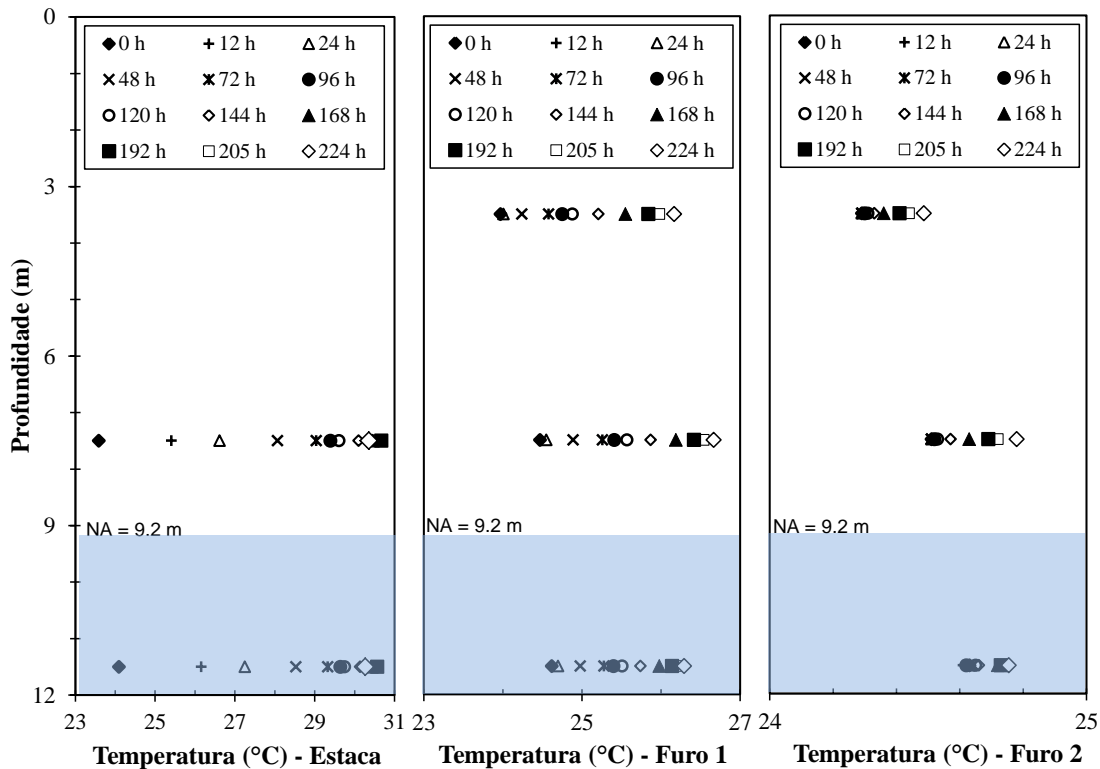
Figura 5.20: Resultados do ciclo térmico 2 na estaca 2.



Fonte: própria autora.

Igualmente ao ensaio ciclo térmico 1, o maior incremento na temperatura inicial no ciclo térmico 2 ocorreu em 7,5 m de profundidade, apesar da maior uniformidade nas temperaturas observadas. Profundidades acima de 7,5 m correspondem à camada de solo não saturado no perfil de solo tropical de estudo, menos favorável à troca térmica. Todavia, devido o ensaio ter sido realizado no final da época de ocorrência de chuvas na região, o NA estava mais elevado e o perfil de solo em profundidade experimentava maior grau de saturação (com base na Figura 4.20) em relação à época do ciclo térmico 1, favorecendo à troca térmica no ciclo térmico 2. A Figura 5.21 apresenta os perfis de temperatura no interior da estaca e no solo circundante durante a rejeição de calor no ciclo térmico 2.

Figura 5.21: Perfil de temperatura da estaca e do solo circunvizinho durante o ciclo térmico 2 – Abril/2016.



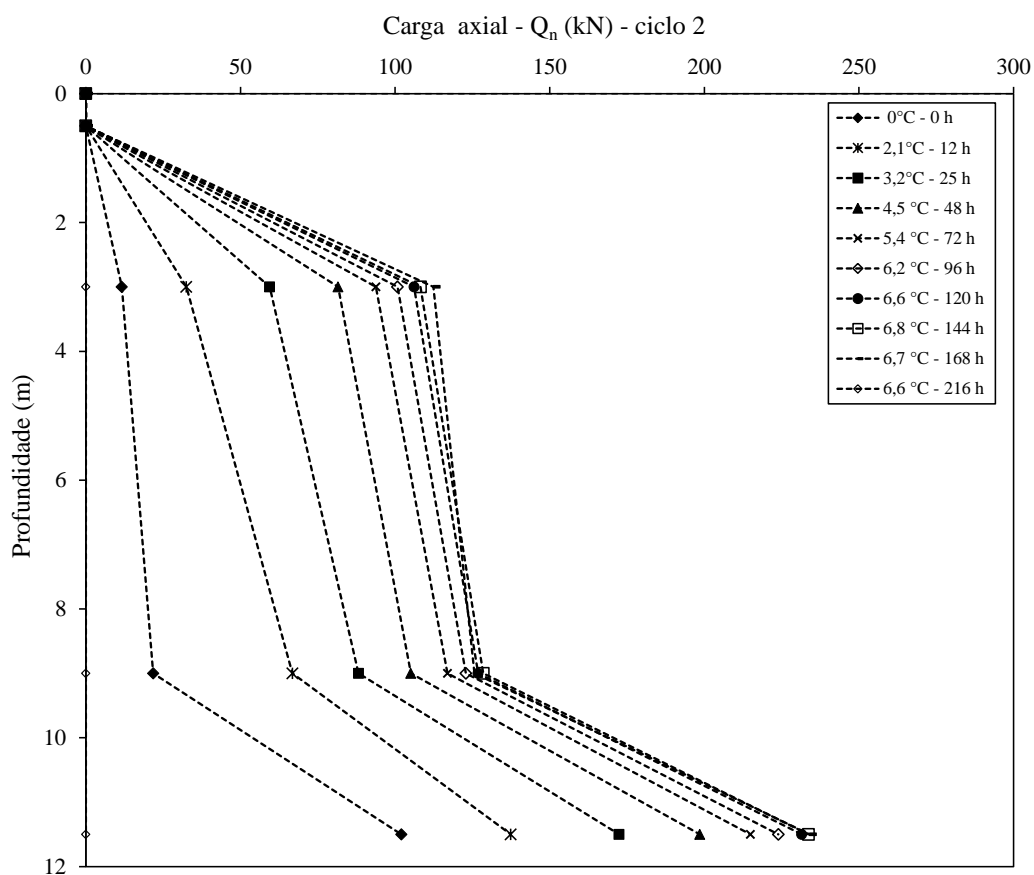
Fonte: própria autora.

A comparação entre a Figura 5.21 e a Figura 5.14 mostra o efeito sazonal do grau de saturação do solo ao longo da estaca na rejeição de calor no solo a partir da fundação. O menor ΔT do ensaio ciclo térmico 2 em relação ao ciclo térmico 1 foi causado pela melhor capacidade de condução de calor do solo envolvente, devido ao aumento do grau de saturação, não deixando que a temperatura da estaca aumentasse tanto quanto no ciclo térmico 1. Além disso as condições menos discrepantes de umidade do solo ao longo da estaca favoreceu à uniformidade na distribuição de temperaturas tanto no solo como na estaca.

Neste ensaio, a taxa média de troca de calor por comprimento de estaca foi aproximadamente igual a 90 W/m, para uma potência térmica de 1,07 kW.

O ciclo térmico 2 foi realizado inicialmente sem a imposição de carga mecânica no topo da estaca 2 (estaca com topo livre), similar ao ensaio ciclo térmico 1. Entretanto, após um período de aproximadamente 8,5 dias, a estaca foi submetida a ensaio de carregamento mecânico (prova de carga estática com estabilização de recalques) simultâneo à continuidade do ensaio térmico. Assim, o ciclo térmico 2 foi dividido em duas etapas (e condições) distintas: carregamento térmico inicial e carregamento termomecânico final (carga térmica constante e carga mecânica crescente). Neste ensaio, foram monitoradas as seções instrumentadas da estaca em 3, 9 e 11,5 m devido à limitação do número de canais para aquisição disponíveis. A distribuição de cargas axiais na estaca durante o ciclo térmico 2 são apresentadas na Figura 5.22.

Figura 5.22: Diagrama de transferência de cargas termicamente induzidas ao longo da estaca – Ciclo térmico 2 (considerando cargas residuais).



Fonte: própria autora.

Esta figura mostra que, assim como ocorreu no ciclo térmico 1, houve o aumento das cargas axiais na estaca durante a imposição da carga térmica do ciclo 2 e consequente

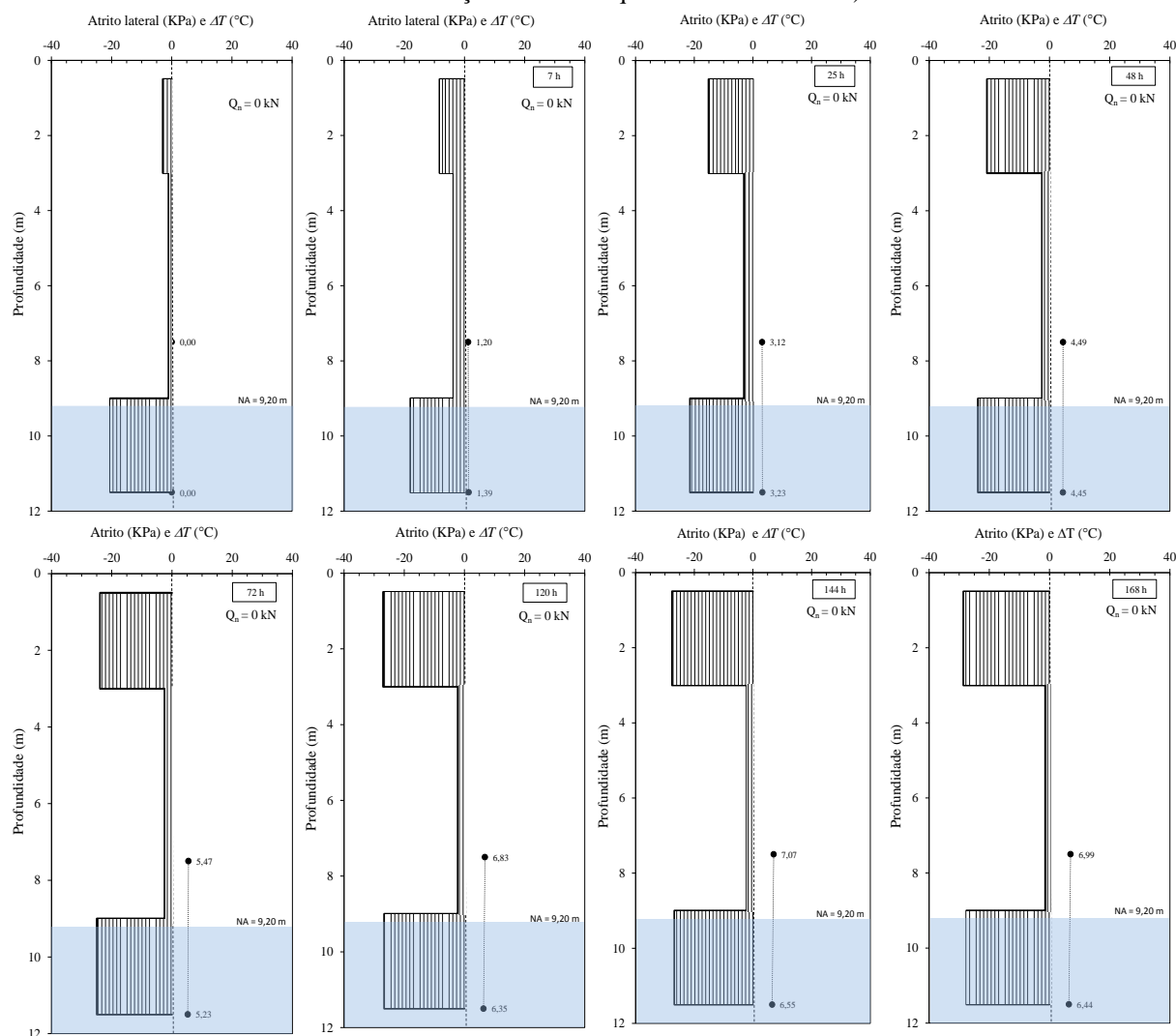
aumento de temperatura na estaca. No entanto, observa-se no início do ciclo térmico 2 ($\Delta T = 0^\circ\text{C}$) maiores cargas residuais atuantes na estaca após três provas de carga estáticas realizadas na estaca antes deste ensaio térmico 2 (carga axial residual de compressão aprisionada e atrito resistente próximo a região da ponta). Assim, a carga térmica imposta no ciclo 2 (apesar do menor valor em relação a do ciclo térmico 1) continuou a aumentar a carga axial na estaca devido à restrição provocada pelo solo circundante à sua expansão térmica, resultando no desenvolvimento de atrito lateral em sentido invertido à tendência de movimentação da estaca: de baixo para cima. Ainda cabe salientar que a seção da estaca entre 9 e 11,5 m de profundidade sofreu influência da ascensão do NA no ciclo térmico 2, visto que em relação ao ciclo térmico anterior houve o aumento de 2,2 m no nível do NA, proporcionando diminuição na resistência por atrito lateral nesta parte da estaca, ou ainda, oferecendo menor restrição à ocorrência de deformações térmicas da estaca nesta profundidade.

Considerando os resultados de transferência de carga da Figura 5.22, o fenômeno ocorrido no ciclo térmico 2 foi similar ao ocorrido no ciclo térmico 1, podendo também ser representado pela Figura 5.16 (NP próximo à ponta da estaca).

As cargas axiais apresentadas no diagrama de transferência de carga da Figura 5.22 foram obtidas considerando o módulo de deformabilidade da estaca ($E_{ci,c}$) igual a 21.166 MPa determinado no último ensaio de prova de carga estática que foi realizado na estaca trocadora de calor 2 (terceiro ensaio de carregamento mecânico consecutivo na estaca 2). O gráfico tensão *versus* deformação ($\mu\epsilon$) da seção de referência da estaca trocadora de calor 2 durante este último ensaio de prova de carga é apresentado no Apêndice C.

Os resultados da Figura 5.22 mostram o aumento da carga de compressão axial ao longo da estaca similar ao observado no ciclo térmico 1, sendo possível conhecer o real comportamento do atrito lateral ao longo de toda a estaca com maior detalhe pois foi monitorada a seção instrumentada à 9 m de profundidade. Portanto, o aumento da temperatura da estaca devido à aplicação da carga térmica, não havendo a aplicação de carga mecânica no topo, ocasionou o surgimento de carga axial de compressão na estaca, com aumento gradual ao longo da profundidade, devido à reação do solo à expansão térmica da estaca. Assim, ao passo que a temperatura da estaca aumenta no ensaio, a estaca tende a dilatar e há o aumento da restrição (reação do solo) provocada pelo atrito lateral na interface solo-estaca, ocorrendo o carregamento da estaca em profundidade. A Figura 5.23 apresenta a evolução do atrito lateral mobilizado ao longo da estaca em função do aumento da temperatura (ΔT).

Figura 5.23: Avanço da mobilização da resistência por atrito lateral ao longo da estaca trocadora de calor 2, sem carga mecânica no topo, devido a expansão térmica no ciclo térmico 2 (assumido como linearmente distribuído entre as seções da estaca que foram monitoradas).



Fonte: própria autora.

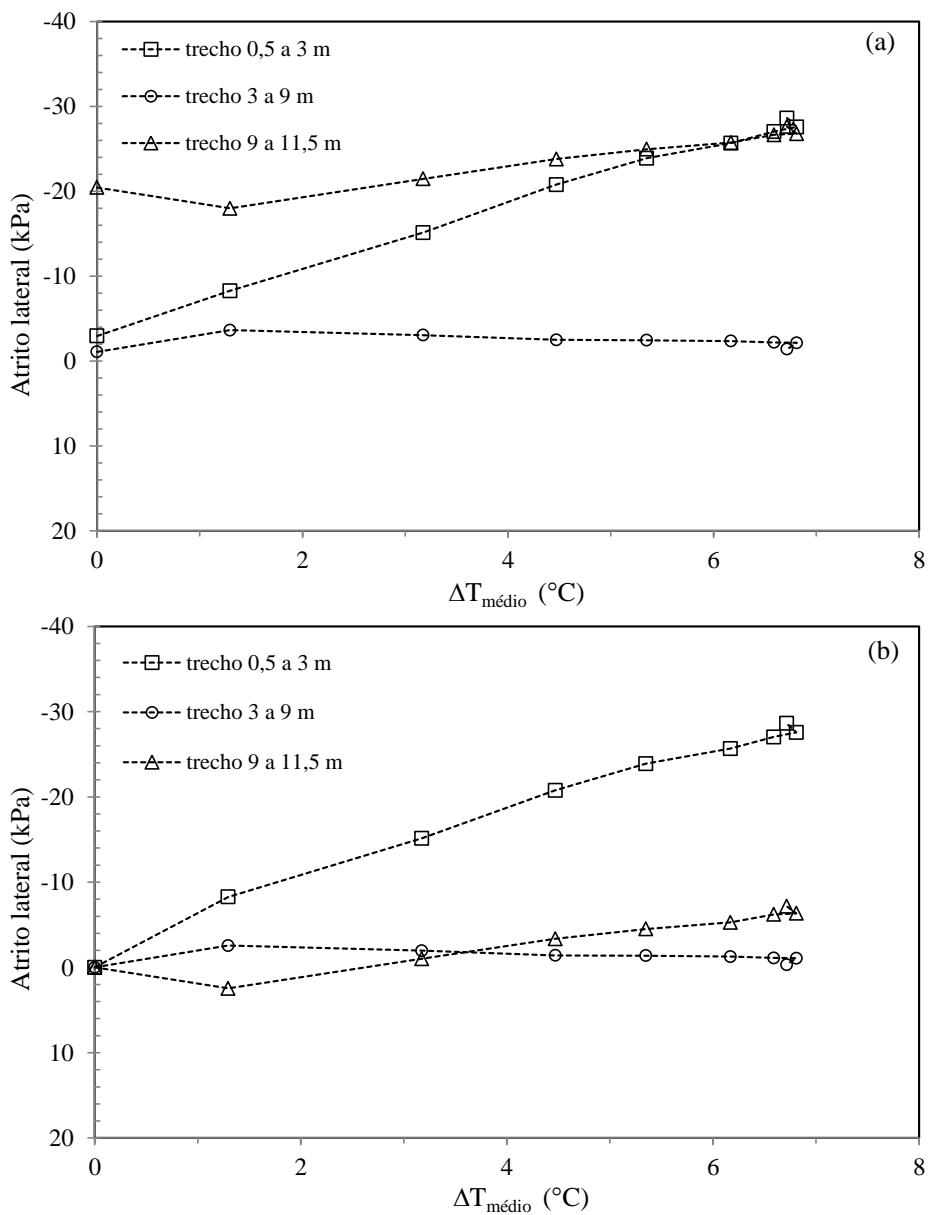
Similar ao ocorrido no ciclo térmico 1, a partir da Figura 5.23 verificou-se que as maiores restrições à expansão da estaca ocorreram nas extremidades da estaca (topo e ponta), enquanto que na parte central, a resistência por atrito lateral mobilizada foi significativamente inferior (parte menos restringida para a ocorrência de deformações térmicas.). Entretanto, antes do início do ensaio térmico já ocorriam cargas residuais tanto no topo como na parte inferior da estaca, correspondendo a aproximadamente 20 kPa de atrito lateral na seção entre 9 e 11,5 m da estaca. Assim, o aumento do atrito lateral na parte superior da estaca (seção entre 0,5 e 3 m), referente à camada de solo laterítico superficial não saturado, foi mais pronunciado do que na região inferior da estaca (zona saturada).

Em relação à camada superior (até 3 m) observa-se que o atrito de direção invertida desenvolvido foi próximo ao mobilizado no ciclo térmico 1. Todavia, cabe salientar a

existência da parcela de aproximadamente 2 kPa de atrito residual logo no início do ciclo térmico 2, o que não ocorreu no ciclo térmico 1. Assim, conclui-se que o atrito lateral na parte superior da estaca referente ao ciclo térmico 2 foi similar ao mobilizado no ciclo térmico 1.

A Figura 5.24 apresenta o desenvolvimento do atrito lateral ao longo das seções da estaca trocadora de calor 2 durante o aumento de ΔT no ciclo térmico 2. A partir da Figura 5.24 é possível comparar o efeito da carga residual devido aos ensaios mecânicos prévios (atrito prévio residual).

Figura 5.24: Desenvolvimento da resistência por atrito lateral devido a expansão térmica da estaca no ciclo térmico 2: (a) considerando carga residual e b) sem consideração de carga residual.

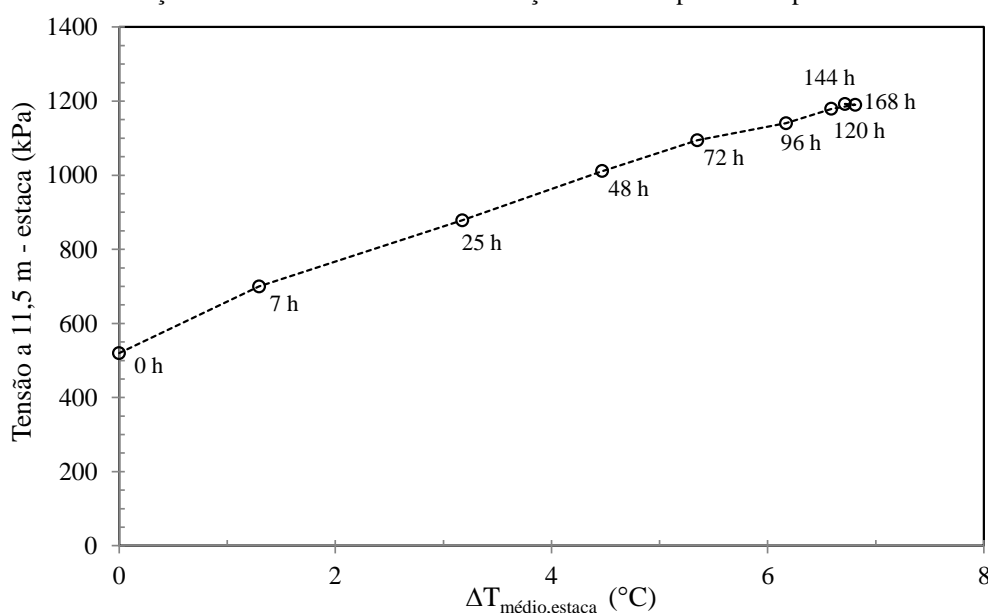


Fonte: própria autora.

Como mostra esta figura, a mobilização gradual da resistência por atrito lateral ao longo da estaca durante sua expansão térmica ocorreu em torno da região da ponta (abaixo de 11,5 m de profundidade), ou seja, NP próximo a ponta da estaca e atrito invertido ao longo de todo o comprimento da estaca. Os gráficos da Figura 5.24 ainda mostram que na região central da estaca o atrito desenvolvido foi de aproximadamente 2 kPa.

A evolução das tensões que surgem próximas a região da ponta da estaca devido às cargas térmicas impostas no ciclo térmico 2, é apresentada na Figura 5.25, sendo considerada a carga residual “presa” na região da ponta antes do ensaio térmico. Em relação ao ciclo térmico 1, o incremento de tensão observado na mesma região da estaca foi menor (igual a 672,5 kPa), podendo estar relacionado ao menor ΔT imposto no ensaio térmico 2 e à uniformidade da distribuição interna de temperatura na estaca neste ensaio.

Figura 5.25: Avanço da tensão axial observada em seção da estaca próximo a ponta – ciclo térmico 2.



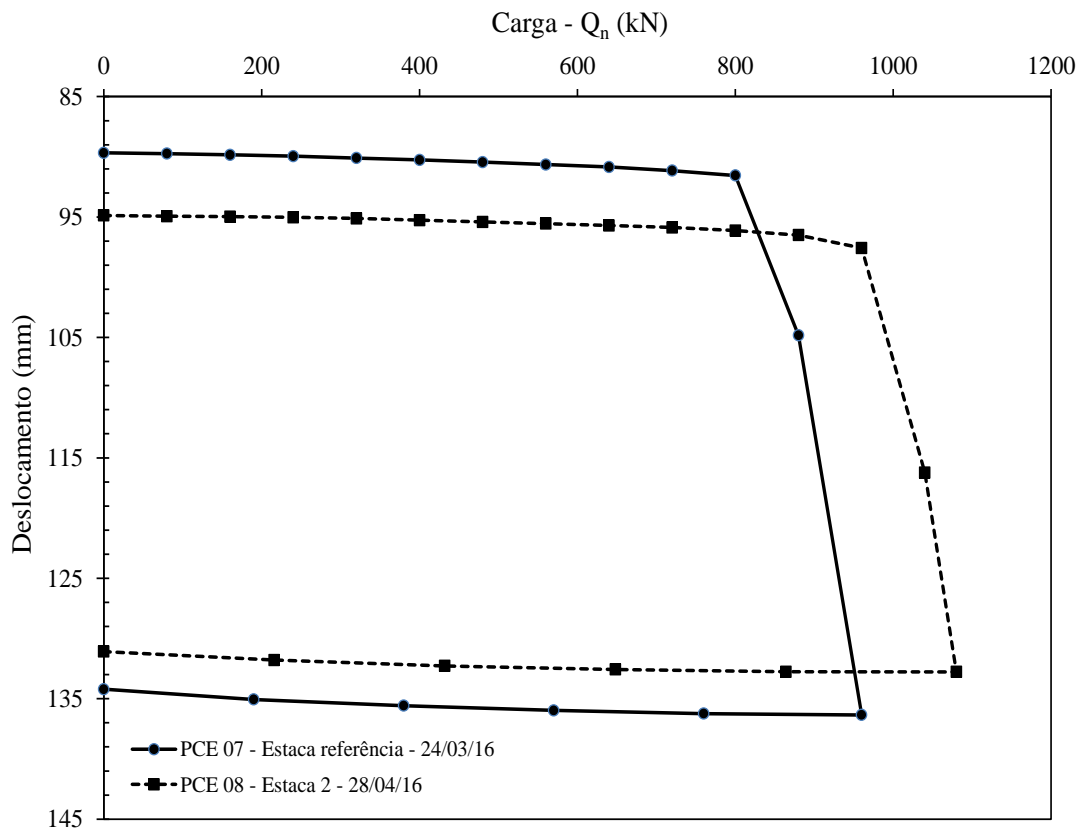
Fonte: própria autora.

Neste ensaio térmico também foi realizado o monitoramento do deslocamento vertical (levantamento) do topo da estaca ao longo do ensaio. Entretanto, diferentemente do ensaio ciclo térmico 1, neste ensaio foram utilizados LVDTs ao invés de extensômetro mecânico. Assim, foram posicionados sensores tanto na estaca 2 (submetida a cargas térmicas) como na estaca de referência (sem imposição de nenhum tipo de carregamento), para retirar o efeito da dilatação térmica do bloco de coroamento da estaca 2 devido à amplitude térmica ambiente durante os dias de realização do ciclo térmico 2. Os resultados obtidos indicaram a ocorrência de um levantamento máximo de 0,34 mm no topo da estaca trocadora de calor 2 (confirmando a subida da estaca, detectada a partir dos resultados observados nas barras instrumentadas).

Após o período de aproximadamente 10 dias de duração do ciclo térmico 2, foi realizada prova de carga estática na estaca trocadora de calor 2 simultânea à continuidade da aplicação da carga térmica, sendo a quarta prova de carga consecutiva realizada nesta estaca. Assim, como a estaca ainda estava sendo aquecida, este ensaio foi denominado de termomecânico (carregamento térmico e mecânico simultâneos).

Como as demais provas de cargas realizadas nesta tese, este novo ensaio na estaca 2 foi realizado com um mínimo de 10 estágios de carga, estabilização de recalques por estágio e até um deslocamento máximo de 30 mm medido no topo da estaca. Como comparação, também foi realizada prova de carga na estaca referência, também sendo o quarto ensaio mecânico consecutivo nesta estaca, tendo sido executado nas mesmas condições que o ensaio na estaca trocadora de calor 2 (com estabilização de recalques, mesmo incremento de carga e recalque máximo a ser atingido). As curvas carga *versus* deslocamento no topo referentes às duas provas de cargas são apresentadas na Figura 5.26.

Figura 5.26: Gráficos carga *versus* deslocamento da estaca trocadora de calor 2 e da estaca de referência ($\phi = 0,50$ m, $L = 12$ m), referentes ao quarto ensaio consecutivo – ensaios PCE07 e PCE08.



Fonte: própria autora.

É possível ver nos gráficos carga *versus* deslocamento da Figura 5.26 a diferença no comportamento das estacas, mesmo ambas estando sob efeito de cargas residuais de três

ensaios prévios. Inicialmente as estacas apresentam rigidez similares, mas foi necessário mais estágios de incremento de carga na estaca trocadora de calor 2 (sob efeito de carregamento térmico) para a mobilização de recalque próximo ao estipulado para os ensaios. A estaca referência atingiu um deslocamento máximo de aproximadamente 47 mm para a carga máxima de 960 kN, enquanto que para a estaca trocadora de calor 2 (sob efeito de carregamento térmico), foi necessária carga 12,5% maior (1080 kN) para a mobilização de aproximadamente 38 mm de deslocamento.

A partir das seções instrumentadas de referência de ambas as estacas, foram obtidas as deformações específicas correspondentes às cargas mecânicas aplicadas no topo de cada estaca durante as provas de carga (seção livre de atrito com o solo), sendo determinado o módulo de deformação linear da estaca para cada ensaio realizado. A Tabela 5.2 apresenta os valores dos módulos de deformabilidade considerados nos ensaios PCE07 (apenas carregamento mecânico) e PCE08 (termomecânico).

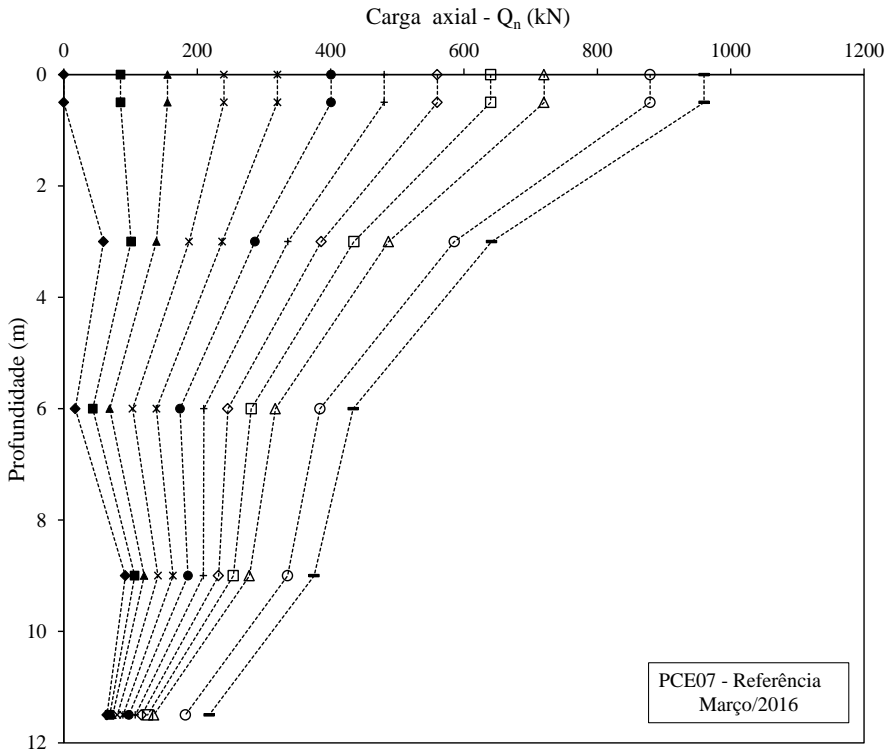
Os gráficos tensão *versus* deformação ($\mu\epsilon$) da seção de referência das estacas são apresentados no Apêndice C. A Figura 5.27 e Figura 5.28 apresentam a transmissão de carga para o subsolo, nos ensaios PCE 07 (estaca referência) e PCE08 (estaca trocadora de calor 2 sob carregamento térmico – ciclo térmico 2).

Tabela 5.2: Características das estacas ensaiadas (PCE07 e PCE08).

Estaca	Ensaio	A_h (m²) $\phi = 0,5$ m	$E_{ci,c}$ MPa
Referência	PCE07	0,2033	16.840,00
Estaca 2	PCE08	0,1990	18.055,00

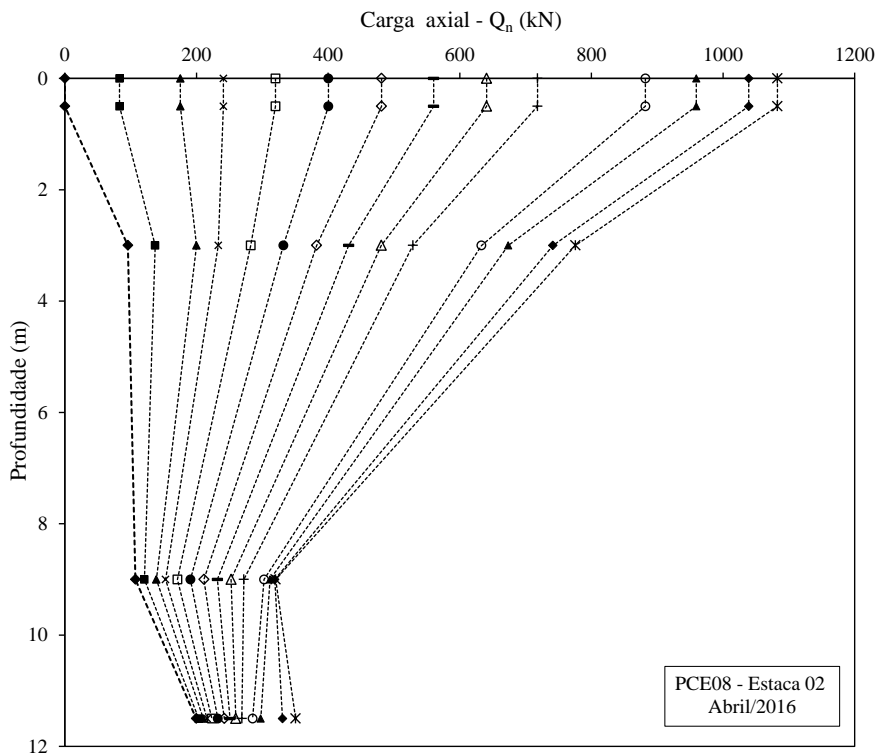
Fonte: própria autora.

Figura 5.27: Diagrama de transferência de carga em profundidade, estaca referência – PCE 07.



Fonte: própria autora.

Figura 5.28: Diagrama de transferência de carga em profundidade, estaca trocadora de calor 2 – PCE 08 (ensaio termomecânico).



Fonte: própria autora.

Os diagramas de transferência de carga da Figura 5.27 e da Figura 5.28 mostram a distribuição de carga normal ao longo do comprimento das estacas, sendo a inclinação dos seguimentos retos o indicativo da ocorrência de atrito lateral (positivo ou invertido). Devido às cargas residuais, inicialmente ambas as estacas apresentavam atrito residual ao longo do fuste, sendo consideravelmente maior na estaca trocadora de calor 2 devido a realização do ciclo térmico 2 de rejeição de calor (presença de carga térmica).

Com os incrementos de carga de compressão na prova de carga PCE08 (estaca trocadora de calor 2), a resistência por atrito lateral inicialmente em sentido contrário (ou invertido) vai sendo revertida em atrito positivo com os estágios de incremento de carga. Todavia, por a estaca trocadora de calor 2 (aquecida) apresentar maior resistência por atrito invertido no trecho inicial (ocasionado pela mobilização prévia da resistência por atrito lateral à expansão térmica da estaca) é necessária uma carga maior para ocorrer a reversão desta resistência por atrito e assim ser observado o deslocamento da cabeça da estaca.

O efeito da reversão do atrito é facilmente observado a partir da comparação entre a Figura 5.27 e a Figura 5.28, onde são necessários em torno de dois estágios de carga para o início da reversão do atrito negativo na parte superior da estaca referência (submetida apenas a cargas mecânicas), enquanto são necessários aproximadamente três estágios de incremento de carga para que ocorra o mesmo efeito na estaca trocadora de calor 2 (aquecida). O efeito de reversão do atrito invertido inicial é o que explica a maior carga necessária para um mesmo deslocamento em estacas trocadoras de calor e estacas convencionais. E, apesar das diferentes condições de cargas nos ensaios PCE07 e PCE08, observa-se que a camada superficial de solo laterítico até 3 m de profundidade apresentou as maiores inclinações do trecho linear (reta que liga os resultados em função da profundidade), indicando que oferece maior restrição à deformação axial da estaca tanto devido a cargas mecânicas (convencionais) como a cargas térmicas (não convencionais). Já em relação à seção da estaca mais próxima à ponta, a Figura 5.28 mostra que a reversão do atrito nesta profundidade ocorre em estágios de carregamento ainda mais avançados, tendo ocorrido neste caso, a partir do 10º incremento de carga.

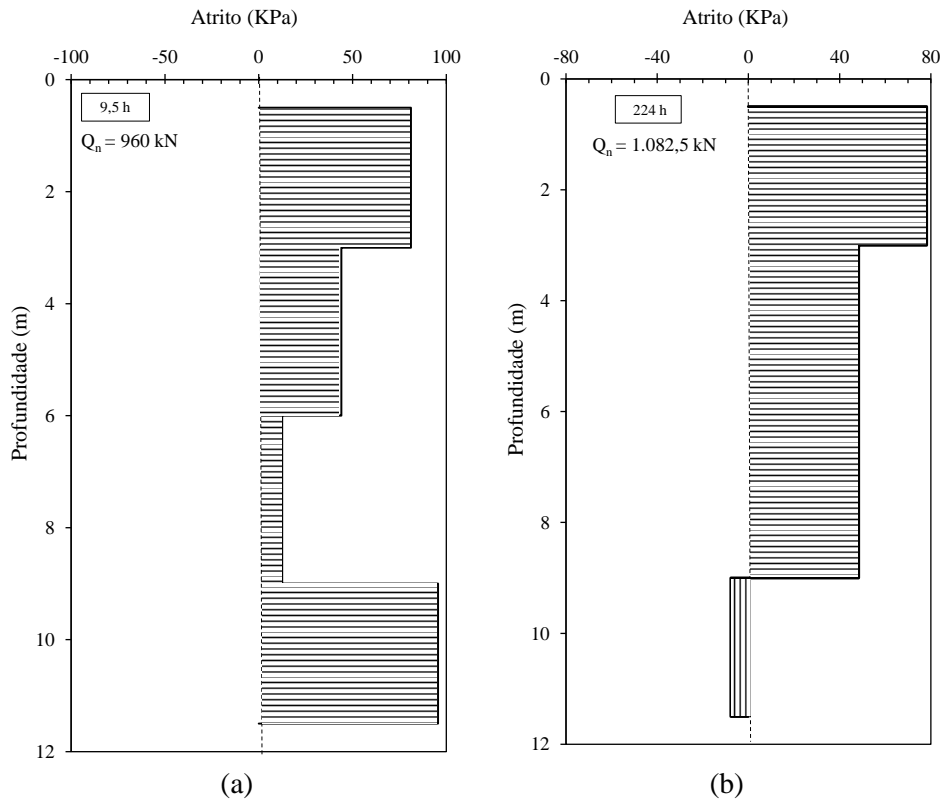
Cabe salientar que durante a prova de carga na estaca trocadora de calor 2 (PCE08), que durou aproximadamente 13 horas, não houveram variações consideráveis na temperatura interna da estaca. Assim, foi considerado que o ensaio termomecânico realizado na PCE08 foi à carga térmica constante e carga mecânica variável (crescente).

Outro fator importante, evidenciado na realização do ensaio PCE08, é que ocorre a soma das reações axiais às cargas térmicas e mecânicas impostas à estaca (de compressão no caso, por se tratar de um elemento de fundação inserido no solo). Assim, uma estaca trocadora de

calor quando em trabalho, irá experimentar o aumento da carga axial (normal) ao longo do fuste e na ponta, sendo necessário o monitoramento destas cargas de forma a não exceder a resistência do elemento estrutural de fundação.

Considerando as condições de carregamento dos ensaios PCE07 (apenas carga mecânica) e PCE08 (ensaio termomecânico), são apresentados na Figura 5.29 os diagramas de resistência por atrito lateral desenvolvido ao longo do fuste das duas estacas testadas no final de cada ensaio.

Figura 5.29: Provável distribuição de resistência por atrito lateral em profundidade: (a) atrito lateral na carga máxima do ensaio PCE7, correspondendo a 9,5 h de duração do ensaio na estaca referência e, b) atrito lateral na carga mecânica máxima da PCE08, com 224 h de duração do ciclo térmico 2 na estaca trocadora de calor 2.

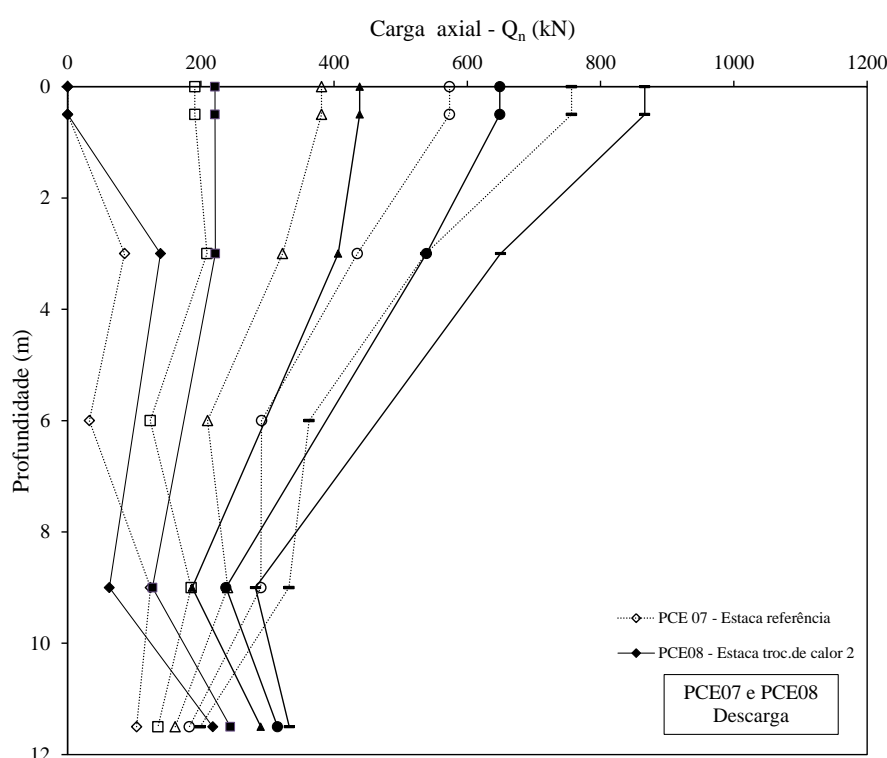


Fonte: própria autora.

Os perfis de atrito da Figura 5.29 mostram que apesar da maior carga mecânica do ensaio PCE08 a distribuição de atrito lateral foi mais uniforme ao longo do fuste da estaca do que no ensaio PCE07 (unicamente mecânico). Observa-se também que no ensaio mecânico a maior resistência por atrito lateral ocorreu na região da ponta, enquanto no ensaio termomecânico ocorreu no topo. Ainda em relação a Figura 5.29b, conclui-se que praticamente todo o atrito invertido ao longo da estaca trocadora de calor desenvolvido devido ao ciclo térmico 2 foi praticamente revertido em atrito lateral positivo para que houvesse deslocamento de aproximadamente 30 mm no topo da estaca.

Os ensaios PCE07 e PCE08 também tiveram etapa de descarregamento em 5 estágios. Os resultados desta fase são apresentados na Figura 5.30, onde as linhas cheias com pontos cheios representam os resultados do ensaio termomecânico e as linhas pontilhadas e pontos vazios, os resultados do ensaio unicamente mecânico na estaca de referência. Observa-se nesta figura uma tendência de linearidade das cargas axiais no ensaio PCE08 (termomecânico) na parte referente à camada de solo superficial até 3 m, quando a carga no topo da estaca é aproximadamente 220 kN, similar ao que também foi identificado durante o carregamento da estaca durante no PCE08. Todavia, devido ao ensaio mecânico, a estaca foi ainda mais penetrada no solo o que aumentou as cargas residuais, mesmo a estaca ainda estando sob efeito da carga térmica (a etapa de descarregamento no ensaio PCE08 foi realizada ainda com imposição de carga térmica na estaca trocadora de calor 2).

Figura 5.30: Diagrama de transferência de carga em profundidade, estaca trocadora de calor 2 e estaca referência, correspondendo a fase de descarregamento – PCE 07 (ensaio mecânico) e PCE 08 (ensaio termomecânico).



Fonte: própria autora.

5.2.3 Ciclo térmico 3: Carregamento mecânico (serviço) simultâneo ao carregamento térmico

A fim de simular o que realmente acontece em uma fundação por estaca trocadora de calor na condição de carregamento em serviço, foi realizado um ensaio denominado nesta tese como ensaio termomecânico em carga de serviço, que consistiu na imposição de carga térmica

(similar aos ciclos térmicos 1 e 2) após a estaca ser carregada até a carga admissível da fundação. O objetivo deste ensaio foi simular a situação real de uma fundação por estaca trocadora de calor, que primeiramente irá receber as cargas mecânicas oriundas da construção do edifício e, depois, as cargas térmicas do sistema GSHP para o resfriamento do ambiente. Para tanto foi confeccionado o equipamento para a manutenção automática da carga aplicada no topo da estaca (conforme mencionado no item 3.6.5 desta tese), visto que o ensaio teve duração de 13 dias sem interrupção.

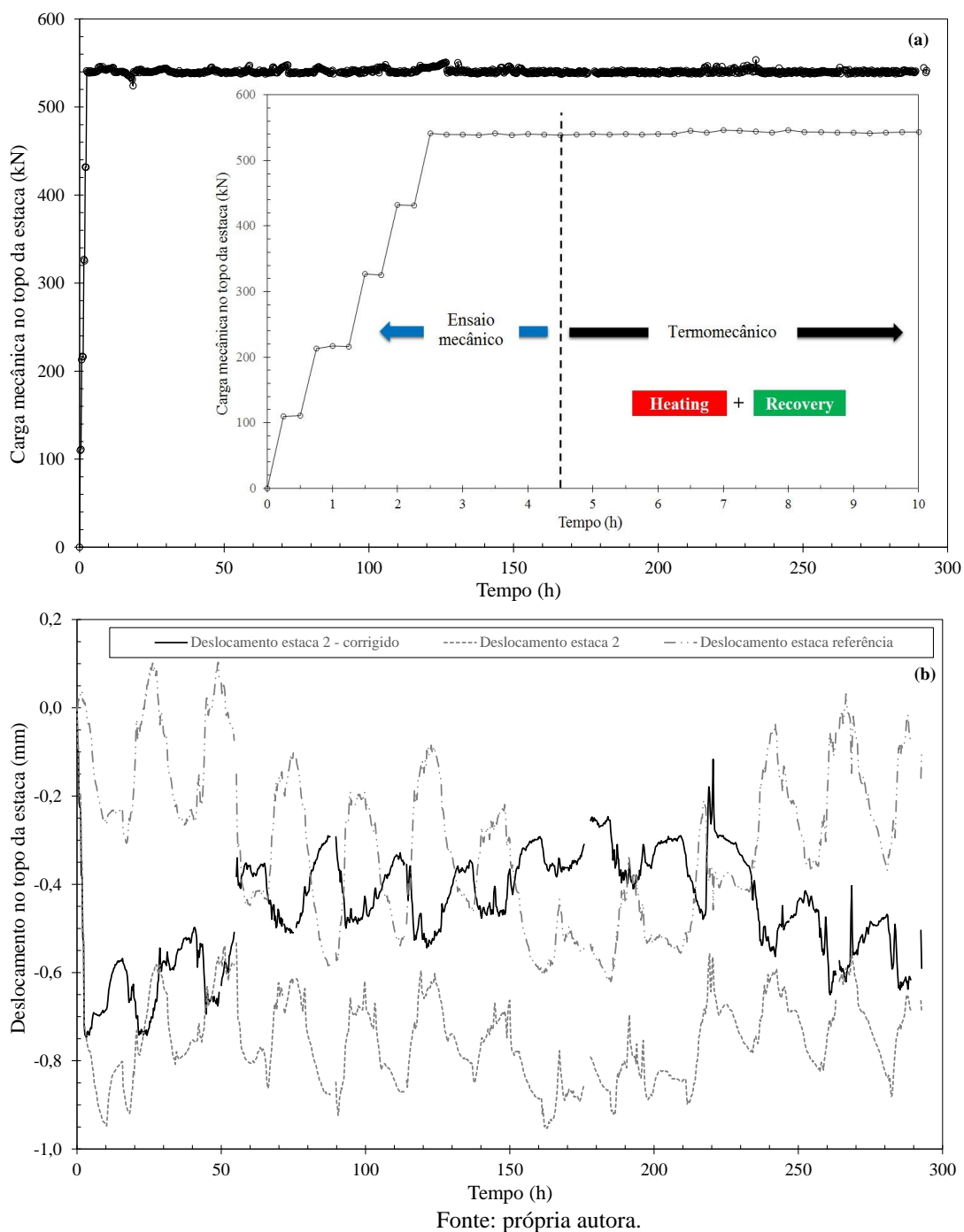
Inicialmente o ensaio consistiu na imposição do carregamento mecânico no topo da estaca, similar às provas de carga até então executadas nesta tese, mas com a carga máxima aproximadamente igual à metade da carga atingida no último ensaio de prova de carga na estaca trocadora de calor 2. Assim, com base no valor máximo de carga alcançado na PCE08 igual a 1082,5 kN, foi adotada a carga igual a 540 kN para ser aplicada no topo da estaca antes do início do ciclo térmico 3 (imposição de carga térmica).

A primeira etapa deste ensaio consistiu na aplicação e manutenção de carga mecânica na estaca, sendo apresentado na Figura 5.31 os resultados de carga no tempo, com destaque para as primeiras 4,5 h referentes à prova de carga estática com estabilização de recalques até a carga de 540 kN. Nesta fase, o deslocamento total corrigido correspondeu a 0,75 mm, conforme Figura 5.31b.

Ainda na Figura 5.31b são apresentados os resultados de deslocamento medido no topo da estaca trocadora de calor 2 durante todas as fases do ensaio termomecânico: aplicação de carga se serviço (4,5 h de ensaio), *heating test* (216h de ensaio) e *recovery test* (72 h de ensaio). A fim de eliminar o efeito da dilatação térmica do bloco de coroamento da estaca, transdutores LVDT foram instalados simultaneamente tanto no topo do bloco de coroamento da estaca trocadora de calor 2 (submetida ao ensaio termomecânico) como no bloco da estaca referência (sem a aplicação de nenhum tipo de carregamento). Este procedimento foi adotado com a finalidade de eliminar o efeito da dilatação térmica do bloco da estaca devido à amplitude térmica ambiente, visto ter sido um ensaio de longa duração.

Os resultados da Figura 5.31 mostram que, sob carga de serviço, a aplicação de potência térmica de 1 kW simulando a demanda por arrefecimento ou injeição de calor (*heating test*), seguido de resfriamento posterior (*recovery test*), a magnitude dos deslocamentos ascendentes (aumento da temperatura interna da estaca) e descendentes (diminuição da temperatura da estaca, ou ainda fase de recuperação térmica) observados foram aproximadamente iguais a 0,3 mm. Assim, os resultados obtidos mostram que não ocorreram deslocamentos significativos para a carga térmica testada neste ensaio.

Figura 5.31: Carga aplicada no topo da estaca em função do tempo – ciclo térmico 3.

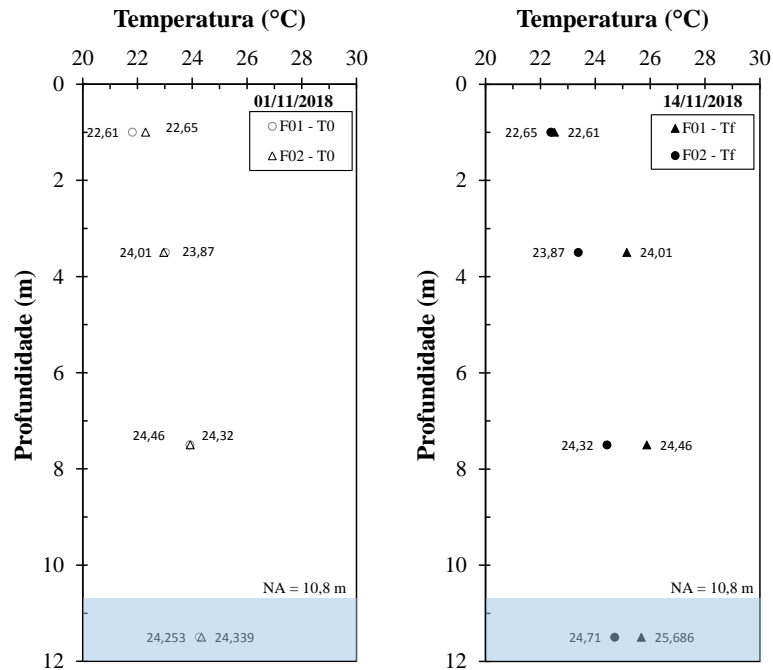


O gráfico da Figura 5.31a mostra todas as etapas do ensaio termomecânico realizado: ensaio de carregamento mecânico até atingir a carga de 540 kN, seguido de ciclo térmico de rejeição de calor e por fim, etapa de recuperação térmica “forçada” ou *recovery*. Após a primeira etapa, as demais foram executadas com manutenção da carga mecânica no topo da estaca, totalizando 300 h de ensaio.

O ensaio termomecânico foi realizado entre os dias 01 a 14 de novembro de 2018, estando o NA a 10,8 m abaixo da superfície do terreno e assim, estando 1,2 m do

comprimento da estaca submerso ($L_{ps}/L = 10\%$). Assim como os ciclos térmicos 1 e 2, a evolução da temperatura interna da estaca e do solo foram monitoradas. As condições iniciais e finais de temperatura são apresentadas na Figura 5.32.

Figura 5.32: Perfil de temperatura do solo antes (a) e depois (b) do ciclo térmico 2 na estaca 2.

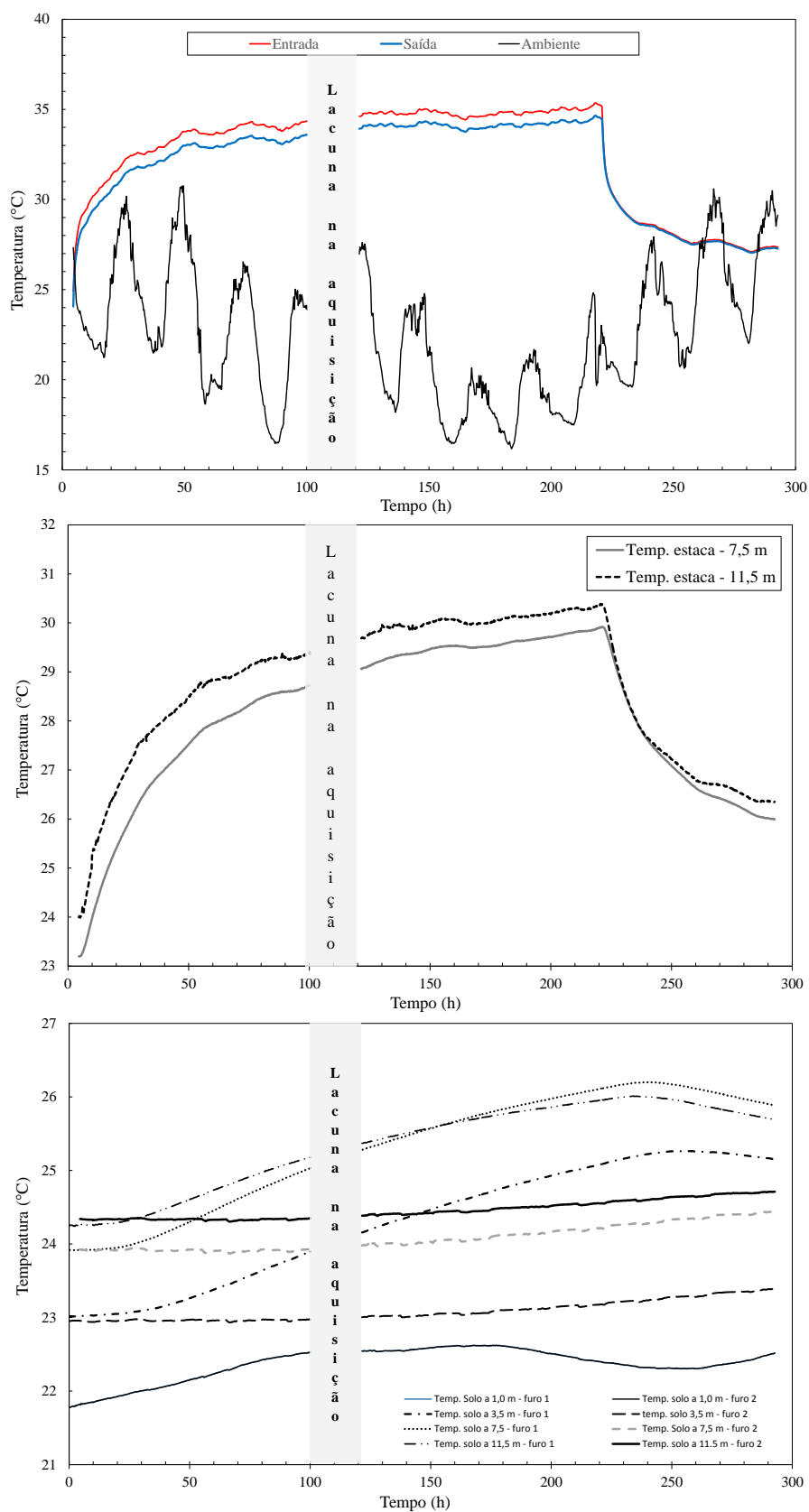


Fonte: própria autora.

A potência térmica imposta no ensaio simulou a demanda por arrefecimento ou injeção de calor no solo ($+\Delta T$), a partir da circulação do fluido condutor de calor no interior da estaca, conforme procedimento seguido nos ciclos térmicos 1 e 2 realizados neste estudo. Neste ensaio, o incremento máximo na temperatura média da estaca 2 foi $\Delta T = + 6,45$ °C.

No ciclo térmico 3, a velocidade média de fluxo do fluido trocador de calor foi 0,6 m/s e a potência térmica nominal igual a 1kW. Assim, foi adotado o mesmo procedimento de medida e aquisição de dados realizado nos ensaios térmicos anteriores: medida contínua de temperatura do fluido trocador de calor (entrada e saída), vazão, temperatura ambiente e, adicionalmente, das temperaturas no centro da estaca 2 às profundidades de 7,5 e 11,5 m, sendo apresentado na Figura 5.33. Observa-se o maior incremento na temperatura do solo à 1 m de distância da estaca, conforme também ocorrido nos ciclos térmicos anteriormente realizados.

Figura 5.33: Resultados do ciclo térmico 3 na estaca 2 – Novembro/2018.

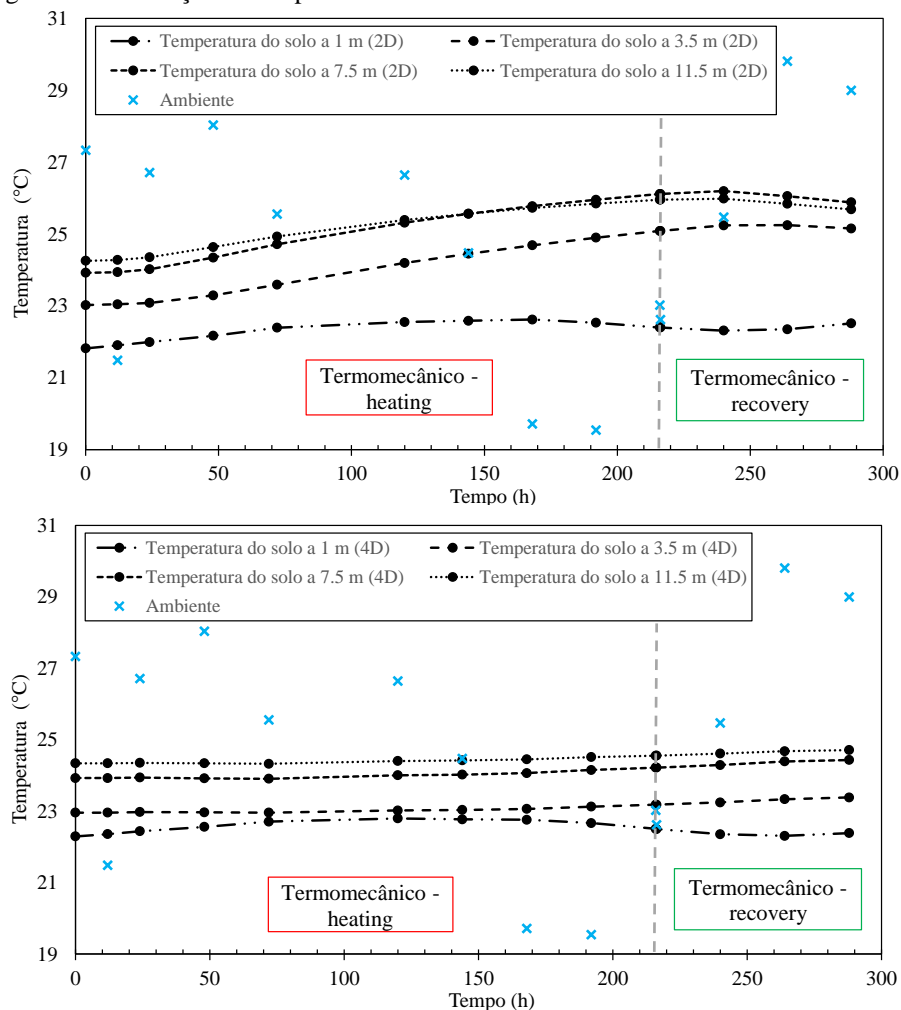


Fonte: própria autora.

Como pode ser notado na Figura 5.33, o período referente à fase *heating* do ciclo térmico 3 (já com imposição de carga mecânica no topo da estaca), causou incremento notável na temperatura do solo à 1 m de distância da estaca, tendo aumentado em média 2°C (considerando as profundidades 3,5, 7,5 e 11,5 m) em 216 h de rejeição de calor. Já a 2 m de distância (furo 2), o aumento foi de 0,25 °C para o mesmo tempo de ensaio e profundidades. A taxa de rejeição de calor foi de 79 W/m, referente à potência térmica de 0,97 kW.

Todavia, desde os primeiros ensaios térmicos realizados no campo experimental de fundações da EESC/USP, notou-se que há influência da amplitude térmica do ambiente na temperatura do solo medida em 3,5 m de profundidade. Assim, em 2018, foram instalados mais sensores PT-100 no solo, na cota -1 m a fim de verificar tal influência. Os resultados apresentados na Figura 5.33 apresentam resultados da temperatura do solo à 1 m de profundidade, sendo notada a maior influência do ambiente. Assim, é apresentada a Figura 5.34, que mostra a variação transiente da temperatura do subsolo e do ambiente durante o ciclo térmico 3.

Figura 5.34: Variação da temperatura do subsolo e do ambiente durante o ciclo térmico 3.

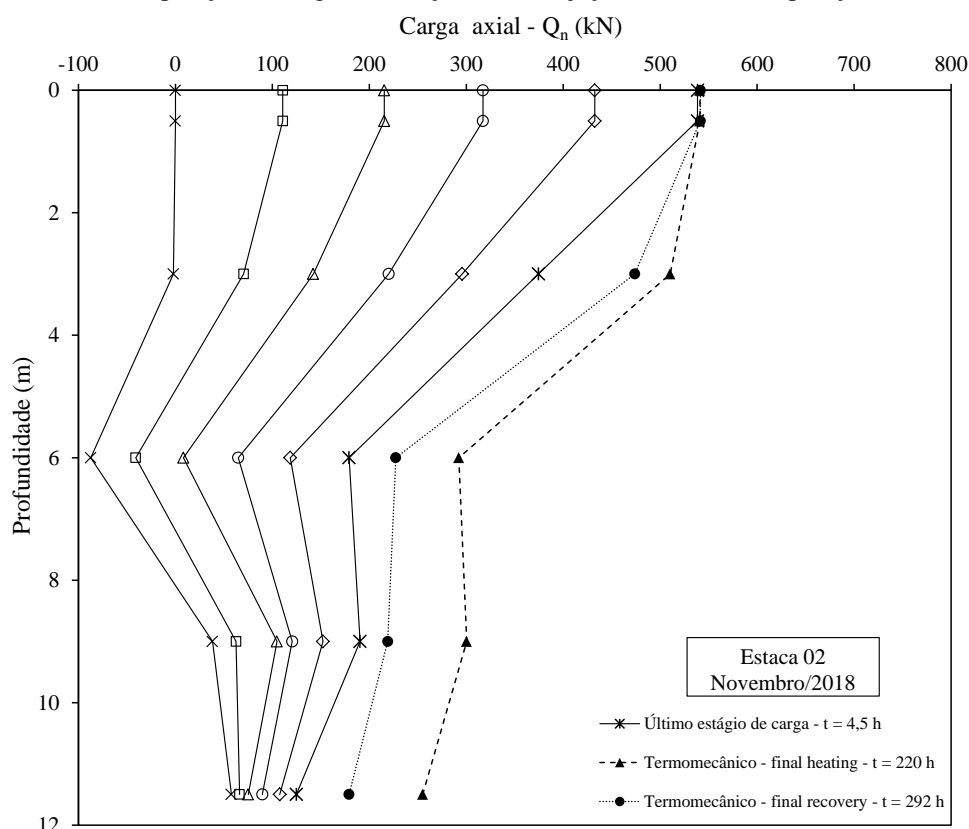


Fonte: própria autora.

Outro resultado observado em relação à Figura 5.34 é que o início da diminuição na temperatura do subsolo devido à fase de *recovery* só foi percebida (no furo 1) após pouco mais de 24 h após a parada da injeção de calor, sendo percebida mais rapidamente às profundidades de 7,5 e 11,5 m (menos susceptível à interferência do ambiente externo). A análise conjunta dos resultados apresentados na Figura 5.33 permitiu observar que o tempo de recuperação térmica da estaca (de concreto, neste estudo) e do solo circundante a ela são diferentes, não só para a injeção de calor no solo, mas também para a recuperação térmica.

Para conhecer a distribuição de carga ao longo da estaca durante o ciclo térmico 3, compreendendo todas as etapas deste ensaio (imposição de carga mecânica de serviço, injeção de calor ou *heating* e, posterior recuperação térmica ou *recovery*), foram monitoradas todas as seções instrumentadas da estaca trocadora de calor 2 (em 3, 6, 9 e 11,5 m). Assim, as distribuições de cargas axiais ao longo da estaca durante as principais etapas do ciclo térmico 3 são apresentadas na Figura 5.35.

Figura 5.35: Diagrama de transferência de carga ao longo da estaca – Ciclo térmico 3 (considerando cargas residuais): imposição de carga de serviço, fase de injeção de calor e recuperação térmica.



Fonte: própria autora.

As cargas axiais apresentadas na Figura 5.35 foram obtidas considerando o módulo de deformabilidade da estaca ($E_{ci,c}$) igual a 21.587 MPa determinado considerando a etapa inicial

de imposição da carga de serviço neste ensaio, compreendendo 5 estágios de carga. O gráfico tensão *versus* deformação (μE) da seção de referência da estaca trocadora de calor 2 considerado é apresentado no Apêndice C.

A partir da Figura 5.35 verificou-se que na carga de serviço, ocorreu o aumento na carga axial em todas as seções da estaca devido à imposição da carga térmica na estaca e à restrição do solo e das condições das extremidades da estaca (restrição na ponta e carga no topo) à sua expansão térmica. Todavia, o aumento da carga axial da estaca ocorreu sem haver mudança na tendência de mobilização da resistência por atrito lateral na interface solo-estaca devido à carga térmica. Adicionalmente, a curva de distribuição de carga referente ao *recovery*, mostra que não houve a total recuperação térmica da estaca com 72 h desde o fim da injeção de calor, mas demonstra tendência de retorno à distribuição de carga referente ao último estágio de carga mecânica imposto.

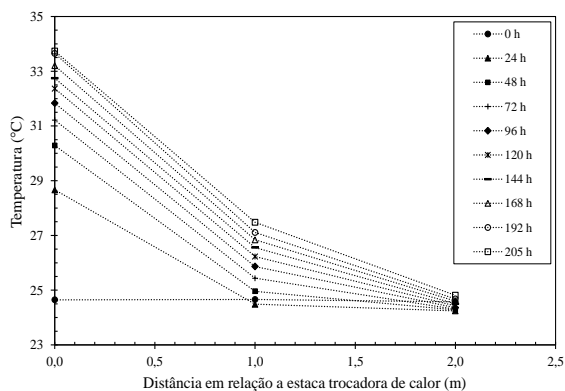
5.3 Resposta Térmica do Solo

Neste item são comparadas as respostas do perfil de solo tropical do campo experimental de fundações da EESC/USP às cargas térmicas impostas nos ciclos térmicos 1 e 2, tanto em relação à fase de rejeição de calor como durante a sua recuperação térmica natural.

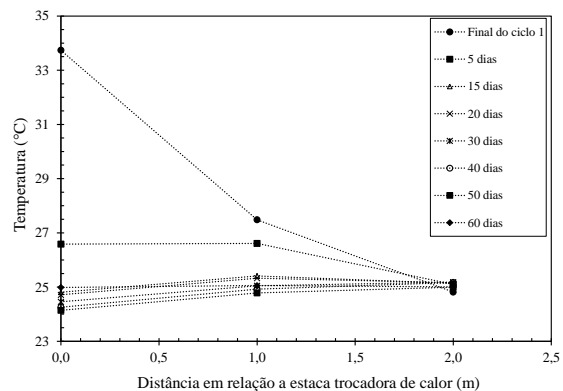
Nas Figura 5.14 e Figura 5.21 foram apresentados os incrementos na temperatura natural do subsolo próximo à estaca 2 devido a rejeição de calor ocasionada pelos ensaios térmicos realizados. Todavia, é notável a diferença nos perfis de temperaturas observados em cada um destes ensaios, tendo ocorrido uma distribuição mais uniforme de temperatura quando o perfil de solo experimentava maior condição de saturação (posição do NA mais elevada e ensaio realizado em época de chuvas na região). Para discussão e melhor visualização dos resultados de resposta térmica obtidos nos ciclos 1 e 2, são apresentados os gráficos da Figura 5.36.

A análise dos resultados apresentados na Figura 5.36 permite verificar que em ambos os ensaios, o maior incremento na temperatura da estaca ocorreu nas primeiras 24 h, sendo notável a maior capacidade térmica de armazenamento de calor da estaca em relação ao solo circundante. Este resultado foi observado em ambos os ciclos térmicos analisados.

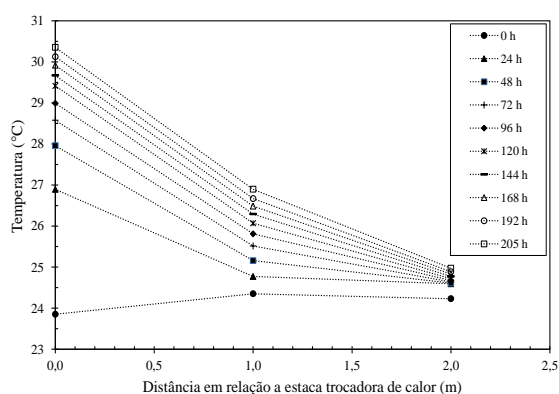
Figura 5.36: Evolução da distribuição de temperatura na estaca 2 e no solo circunvizinho: ciclos térmicos 1 e 2.



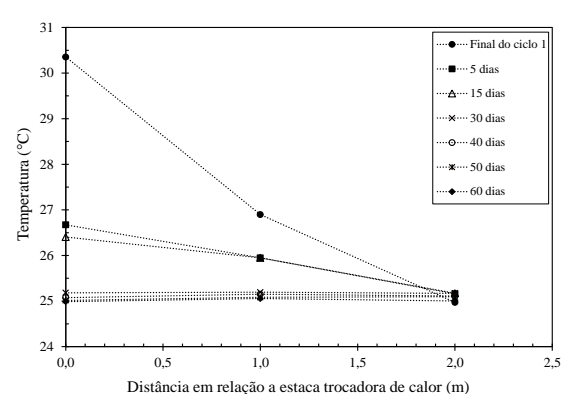
(a) período de aquecimento, ciclo térmico 1 – 7,5 m



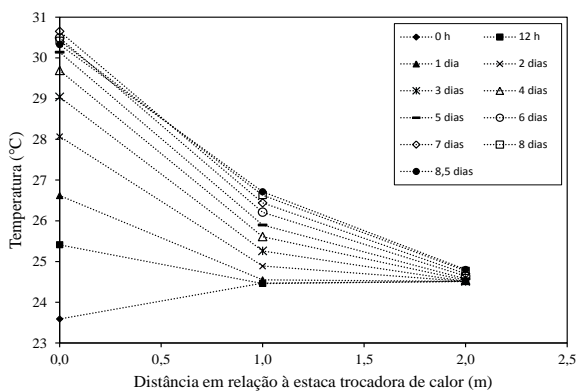
(b) período de recuperação, ciclo térmico 1 – 7,5 m



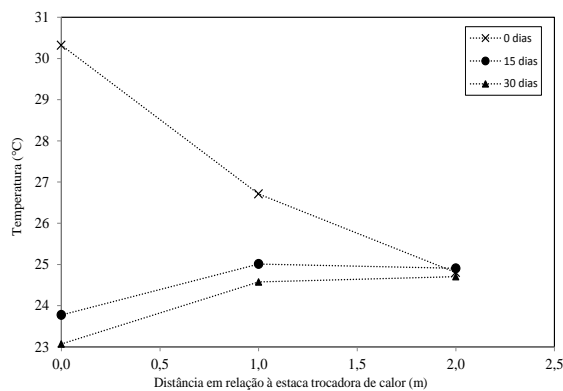
(c) período de aquecimento, ciclo térmico 1 – 11,5 m



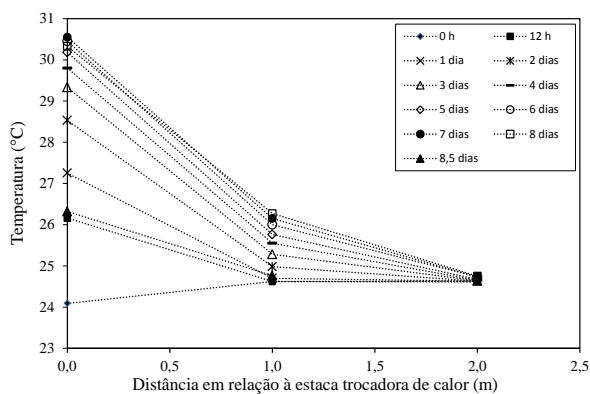
(d) período de recuperação, ciclo térmico 1 – 11,5 m



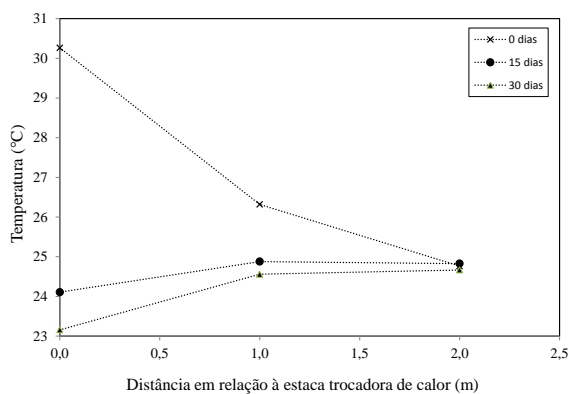
(e) período de aquecimento, ciclo térmico 2 – 7,5 m



(f) período de recuperação, ciclo térmico 2 – 7,5 m



(g) período de aquecimento, ciclo térmico 2 – 11,5 m



(h) período de recuperação, ciclo térmico 2 – 11,5 m

Fonte: própria autora.

Com relação ao solo, o comportamento de resposta térmica observado no ciclo térmico 2, que durou 224 h e impôs um aumento máximo na temperatura da estaca de 6,5 °C, foi diferente da resposta ao ciclo térmico 1. A evolução das temperaturas apresentada na Figura 5.36 mostra que para a temperatura máxima alcançada no ciclo 2 (temperatura do fluido condutor no ensaio foi de aproximadamente 34,7°C), houve um aumento máximo na temperatura do solo de em média 2,07 °C à 1 m de distância da estaca 2, e um aumento de 0,21°C na temperatura inicial do solo à 2 m da estaca. Enquanto que no ciclo térmico 1 houve a tendência de maior aumento de temperatura na profundidade de 7,5 m, no ciclo térmico 2 essa tendência não ocorreu, pelo contrário, tanto na estaca como no solo o aumento na temperatura foi praticamente uniforme ao longo do comprimento, como mencionado no item 5.2.2.

Um fator importante a ser destacado é que os dois ciclos térmicos considerados nesta análise foram realizados em épocas e calor injetado diferentes. Como anteriormente mencionado, o ciclo térmico 1 foi realizado no mês de agosto de 2015 (perfil de solo com menor saturação e NA mais profundo), enquanto que o ciclo térmico 2, no mês de Abril de 2016 (perfil de solo com maior saturação e NA em menor profundidade, 23,3% da estaca submersa). Portanto, foi verificada experimentalmente a interferência da variação sazonal de clima, do nível do lençol freático e do teor de umidade da camada de solo não saturado no comportamento térmico (ou na transferência de calor) no subsolo, concordando com os resultados apresentados no capítulo 4 desta tese.

Ainda em relação à resposta térmica do subsolo, observa-se que o processo de recuperação térmica natural do solo e da estaca ocorreu em aproximadamente 30 dias após o fim do ciclo térmico 2. Ou seja, a recuperação térmica tanto do solo como da estaca foi mais rápida após o ciclo 2, apesar da carga térmica deste ciclo térmico ter sido aproximadamente 20% inferior a do ciclo 1. Assim, a recuperação térmica total do ciclo térmico 2 ocorreu em aproximadamente metade do tempo da recuperação térmica do ciclo 1. Estes resultados mostram a influência das condições climáticas tanto na troca térmica, como no processo de recuperação térmica do subsolo.

Esses resultados e conclusões são importantes para a avaliação do funcionamento de sistemas GSHP acoplados a estacas trocadoras de calor para as condições de subsolo e clima de regiões tropicais. Tais resultados podem ainda fornecer subsídios para o projeto de sistemas GSHP a fim de definir o espaçamento entre estacas.

6 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

6.1 Principais conclusões

A presente pesquisa foi desenvolvida com o objetivo de investigar a influência das condições climáticas e de subsolo, tipicamente encontradas em algumas regiões do Brasil, no comportamento térmico e termomecânico de fundações por estacas trocadoras de calor.

A motivação deste estudo é decorrente da necessidade de se utilizar novas fontes de energia renovável, como a energia geotérmica superficial obtida por meio das fundações, para reduzir o consumo de energia elétrica com climatização das edificações no Brasil. No entanto, antes de utilizar esta tecnologia ainda não testada no país, pela qual as fundações são utilizadas como trocadores de calor verticais viabilizando a troca térmica entre áreas internas de edifícios com o subsolo, é fundamental compreender o efeito desta troca no comportamento e na vida útil da fundação.

Ainda no Brasil, os solos tropicais não saturados cobrem vasta área do território brasileiro, sendo perfis de solo sujeitos a alternância da condição de saturação entre estações secas e chuvosas durante o ano e, além disto, que também apresentam variação sazonal da profundidade do lençol freático. Visto que a troca térmica a partir das fundações é fortemente dependente das condições de saturação do perfil de solo, além da presença (ou não) de fluxo de água subterrânea, a presente tese também visou esclarecer como funcionaria este sistema e as consequências de seu uso no comportamento deste novo tipo de fundação.

Para este fim foi desenvolvida esta pesquisa de caráter experimental, baseada em ensaios *in situ* em estacas trocadoras de calor e no solo, ensaios laboratoriais, monitoramento climático e do subsolo durante um período de quatro anos (2014 a 2018). O subsolo escolhido para o estudo e construção das estacas trocadoras de calor, foi o campo experimental de fundações da EESC/USP, localizado na cidade de São Carlos, que representa um perfil típico de solo tropical não saturado encontrado no Brasil. Portanto, foram obtidas as seguintes conclusões com o desenvolvimento desta tese:

Troca térmica da fundação no perfil de solo tropical estudado:

- A condutividade térmica média efetiva referente a 12 m do perfil de solo de estudo, obtida por meio de ensaios térmicos *in situ* (ensaios TRT), foi igual a 2,94 W/m°C com coeficiente de variação de 12,9%, sendo compatível com valores de

condutividade térmica encontrados na literatura. Todavia, as diferenças entre condutividade térmicas determinadas em laboratório e em campo encontradas nesta pesquisa concordam com as diferenças encontradas na literatura técnica, que utilizaram e compararam os mesmos tipos de ensaios térmicos utilizados nesta tese. Assim, o ensaio térmico TRT é o mais recomendado para a investigação sobre as propriedades térmicas do subsolo onde se pretende instalar sistemas GSHP, por considerarem as reais condições do subsolo (camadas de solo, saturação, densidade e confinamento).

- Os ensaios *Thermal Needle Probe* realizados nesta pesquisa demonstraram o efeito da saturação na condutividade térmica dos solos e indicaram que, para o caso do perfil de solo tropical estudado nesta tese, a condutividade térmica aumenta com a profundidade, concordando com os resultados dos ensaios mineralógicos realizados e, em relação aos ensaios térmicos de campo, esclarecendo o porquê de nesta profundidade (com maior proporção de quartzo e maior grau de saturação) ocorrer o menor incremento na temperatura do solo devido à rejeição de calor a partir da estaca.
- Para o caso do perfil de solo tropical estudado, a variação sazonal do NA combinada com a variação do grau de saturação das camadas de solo atravessadas pela estaca influenciaram os resultados de condutividade térmica efetiva do solo obtidos nos ensaios TRT. O valor máximo de condutividade térmica obtido foi igual a $3,43\text{W/m}^{\circ}\text{C}$, correspondendo à condição de maior grau de saturação do perfil e nível do NA mais alto. Já o menor valor de condutividade foi de $2,34\text{ W/m}^{\circ}\text{C}$, correspondendo à condição inversa: menor grau de saturação do perfil e NA mais profundo. Assim, foi verificado que no perfil de solo estudado a condição sazonal exerce considerável influência no desempenho térmico de fundações trocadoras de calor, visto que entre épocas secas e úmidas, durante os anos de 2015 a 2018, a condutividade térmica efetiva variou aproximadamente 32%. Portanto, o projeto de sistemas GSHP acoplado a estacas trocadoras de calor em regiões de condições de subsolo similares, deve considerar o efeito sazonal inerente.
- Considerando a condição não saturada do perfil de solo tropical estudado, a composição mineralógica, permeabilidade e regime de chuvas na região são fatores que exercem importante influência na resposta térmica do solo circunvizinho a sistemas GSHP por estacas trocadoras de calor nesta condição particular do solo e clima.

- Em relação à taxa de troca de calor por comprimento de estaca, calculada em função da diferença nas temperaturas de entrada e saída do fluido trocador de calor que circula na estaca, das características térmicas e vazão do fluido, as duas estacas trocadoras de calor testadas nesta pesquisa apresentaram valores superiores a 80 W/m. Assim, este resultado permite classificar o subsolo tropical não saturado estudado como de média a excelente qualidade para troca térmica, via estacas trocadoras de calor, conforme Olgun e McCartney (2014). Os valores de taxa de troca de calor (rejeição) encontrados neste trabalho são compatíveis com valores encontrados para estacas trocadoras de calor da literatura, instaladas em condições de clima e subsolo diferentes da considerada nesta tese.
- Com relação à distribuição de temperatura interna à estaca, os ciclos térmicos 1 a 3 realizados na estaca trocadora de calor 2 (estaca escavada a seco, $D = 0,5$ m, $L = 12$ m, com tubo PEAD em duplo U instalados próximos às bordas da estaca, com sensores de temperatura instalados no centro da estaca em duas profundidades diferentes) mostraram que o tempo para a estaca atingir a estabilidade térmica (*steady state*) na transmissão de calor, ou para vencer a resistência térmica da estaca, foi de aproximadamente 96 h para as potências térmicas testadas nesta pesquisa: 1,3 kW, 1,07 kW e 0,97 kW. O tempo para a estabilidade térmica em estacas trocadoras de calor é variável, sendo função das características geométricas da estaca e das propriedades térmicas dos materiais que a constituem. Assim, o uso de sensores de temperatura em estacas trocadoras de calor pode auxiliar na identificação do *steady state* dessas estruturas.

Comportamento termomecânico da fundação

- Os ciclos térmicos de injeção de calor e recuperação térmica natural das estacas não prejudicaram o comportamento carga-recalque da fundação para a variedade de temperaturas (ΔT) experimentadas pela estaca trocadora de calor 2 (estaca escavada com tubo PEAD em duplo U) nesta pesquisa.
- Quando a estaca foi submetida apenas a carregamento térmico, sem aplicação de carga mecânica (topo livre), a estaca expandiu axialmente para cima devido a restrição na ponta. A imposição de carga térmica de arrefecimento (injeção de calor) na estaca provocou a sua expansão térmica, que por sua vez foi restringida

lateralmente pelo solo e causou o incremento na carga axial mecânica ao longo da estaca.

- Com relação à execução de estacas trocadoras de calor, recomenda-se conhecimento prévio da distribuição de atrito lateral ao longo da estaca e das condições de restrição em suas extremidades a fim de identificar a provável localização do ponto neutro (NP) e compreender corretamente o desenvolvimento da resistência por atrito lateral mobilizada ao longo de estacas trocadoras de calor.
- No caso estudado nesta tese, a fundação por estaca foi submetida a sucessivos ensaios de carregamento mecânico, com e sem carregamento térmico, o que provocou o surgimento de cargas residuais na estaca, visto o seu consecutivo “aprisionamento” no solo. Assim, as cargas residuais na estaca após cada ensaio mecânico foi equilibrada pelo desenvolvimento de atrito lateral ao longo do fuste, mesmo sem a imposição de carga no topo da estaca.
- O ensaio termomecânico em situação de serviço (ciclo térmico 3) realizado na estaca trocadora de calor 2, mostrou que o deslocamento ascendente (levantamento aproximadamente igual a 0,3 mm) provocado pela imposição da carga térmica à estaca foi aproximadamente 40% do deslocamento descendente (recalque igual a 0,75 mm) do topo da estaca na imposição da carga de serviço. Todavia, esse “levantamento” do topo da estaca trocadora de calor foi praticamente recuperado na fase de resfriamento da estaca (que não chegou a ser completo até o final do ensaio realizado).
- Nas provas de carga realizadas nesta pesquisa foram mobilizados valores superiores de resistência por atrito lateral na camada superficial do perfil de solo tropical estudado, correspondendo à camada de solo laterítico poroso e que apresenta baixos valores de N_{SPT} . Todavia, a camada superficial é a que experimentou maior variação no grau de saturação (ou mudança na sucção matricial) ao longo do monitoramento de campo realizado. Esta maior resistência por atrito lateral da estaca pode estar associada ao aumento da sucção matricial do solo desta camada, efeito observado em pesquisas anteriores desenvolvidas na mesma área experimental que comparam o comportamento de fundações por estacas nas condições natural e inundada.

Viabilidade de sistemas GSHP acoplado às fundações no Brasil

- O projeto de estacas trocadoras de calor não possui um padrão único ou solução fechada, visto que o comportamento tanto térmico como mecânico da fundação será governado pelas características particulares a cada projeto (tipo e regime de demanda térmica, cargas e condições de restrição das fundações) e do subsolo regional de implantação (tipo de solo, condições de saturação, presença de fluxo de água subterrânea).
- No caso de perfis de solo não saturados, a variabilidade sazonal da profundidade do NA e da condição de saturação no solo deve ser considerada na implantação de sistemas GSHP, sendo necessária maior investigação acerca do desempenho térmico e mecânico em condição de serviço (tanto relacionado a cargas mecânicas como à demanda térmica da edificação).
- Como verificado experimentalmente nesta tese, em perfis de solos não saturados, o tempo para recuperação térmica do solo após a injeção de calor é variável em função das condições de saturação ao longo da estaca. Assim, em perfis de solo não saturado é importante atentar para o regime de utilização do sistema (demanda única por refrigeração), sendo recomendado o uso intercalado do sistema nestes perfis de solo (épocas de rejeição e épocas de extração de calor, ou épocas de uso e épocas de recuperação térmica), para manutenção da eficiência do sistema e da temperatura natural média do perfil de solo.
- Os resultados desta tese mostram a influência sazonal na eficiência da troca térmica com o solo e no comportamento termomecânico de estacas trocadoras de calor instaladas em condição de subsolo similar ao caso estudado. A variação sazonal não inviabiliza a implantação de sistemas GSHP acoplado a estacas trocadoras de calor, no entanto o sistema será mais eficiente quando maior parte do comprimento da estaca estiver instalado abaixo da zona saturada.
- Os resultados desta tese indicam que a investigação geotécnica típica para aplicações de energia geotérmica superficial também deve conter informações climáticas, que são fundamentais no caso de perfis de solo não saturados que experimentam alternância significativa das condições de saturação entre estações secas e chuvosas. Informações simples, como precipitação, variação do teor de umidade e sucção do solo, são úteis para o projeto de sistemas GSHP nestas condições de solo e clima.

6.2 Recomendações

O estudo desenvolvido nesta tese mostra a necessidade de continuidade e desenvolvimento de vários outros tópicos neste tema de pesquisa que requerem maior entendimento visando à implantação de sistemas GSHP acoplado às fundações por estacas no Brasil. Assim recomendam-se as seguintes investigações futuras:

- Estudar o efeito do grau de saturação na condutividade térmica de diferentes solos tropicais intemperizados (em campo e em laboratório), em continuidade ao que já foi iniciado nesta pesquisa.
- Testar estacas com diferentes configurações de tubos trocadores de calor (duplo U, espiral, triplo U, etc.) nas condições de solo desta tese.
- Instrumentar estacas trocadoras de calor para avaliar expansão térmica radial e axial.
- Avaliar experimentalmente fundações por estacas trocadoras de calor com maior comprimento embutido abaixo do lençol freático, que devem proporcionar melhor desempenho na troca de calor e na recuperação da temperatura inicial do solo após o uso do sistema GSHP.
- Avaliar experimentalmente o desempenho e a viabilidade de fundações por estacas trocadoras de calor em regiões de diferentes condições climáticas brasileiras estudadas nesta pesquisa, como por exemplo, nas regiões Sul e Nordeste do país.
- Estudo do comportamento térmico e termomecânico de grupo de estacas trocadoras de calor instalado em perfil de solo similar ao estudado nesta tese.
- Avaliar o efeito das cargas térmicas cíclicas devido ao uso sazonal de sistemas GSHP acoplado a estacas trocadoras de calor no comportamento da fundação em situação de serviço, em perfil de solo similar ao estudado nesta tese.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS¹

Abu-Hamdeh, N. H., & Reeder, R. C. Soil thermal conductivity: effects of density, moisture, salt concentration, and organic matter. **Soil Science Society of American Journal**, 64, p. 1285-1290, 2000.

Acuña, J., Palm, B. Distributed Thermal Response Tests on Pipe-in-Pipe Borehole Heat Exchangers. **Applied Energy**, 109, 312 – 320 p., 2013.

Acuña, J., Mogensen, P., Palm, B. Distributed Thermal Response Test on a U-pipe Borehole Heat Exchanger. In: **Proceedings 11th International Conference on Thermal Energy Storage EFFSTOCK**, paper 18, Stockholm, Sweden, 8 p., 2009.

Alberdi-Pagola, M., Poulsen, S. E., Loveridge, F., Madsen, S., Jesen, R. L. Comparing heat flow models for interpretation of precast quadratic pile heat exchanger thermal response tests. **Energy**, 145, 721 – 33 p., 2018.

Alberdi-Pagola, M., Jesen, R. L., Madsen, S., Poulsen, S. E. Method to obtain g-functions for multiple precast quadratic pile heat exchangers. Department of Civil Engineering, Aalborg University, 34 p., 2018a.

Akrouch, G. A., Sánchez, M., & Briaud, J. L. Thermo-mechanical behavior of energy piles in high plasticity clays. **Acta Geotechnica**, 9(3), 399-412, 2014.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – ASTM. **D 5334–14**: Standard test method for determination of thermal conductivity of soil and soft rock by thermal needle probe procedure. ASTM International, West Conshohocken, PA, United States, 2014, 8 p.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – ASTM. **D 4959–16**: Standard test method for determination of water content of soil by direct heating. ASTM International, West Conshohocken, PA, United States, 2016, 34 p.

AMERICAN SOCIETY OF HEATING, REFRIGERATING AND AIR CONDITIONING ENGINEERS - ASHRAE. **ASHRAE Handbook – Heating, Ventilating and Air-Conditioning Applications**. (SI Edition). Atlanta, EUA. 2011, 1104 p.

Amatya, B. L., Soga, K., Bourne-Webb, P. J., Amis, T. & Laloui, L. Thermo-mechanical behaviour of energy piles. **Geotechnique**, 62 (6), 503 – 519 p, 2012.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT), **NBR 12131** – Estacas – Prova de carga estática – Método de ensaio, 2006, 12 p, Rio de Janeiro.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT), **NBR 1522** – Desempenho térmico de edificações, Parte 1: Definições, símbolos e unidades , 2003, 66 p, Rio de Janeiro.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT), **NBR 16097** – Solo – Determinação do teor de umidade – Métodos expeditos de ensaio, 2012, Rio de Janeiro.

¹De acordo com a Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT NBR 6023).

AUSTIN, W. A. **Development of an in situ system for measuring ground thermal properties**. 1998. Dissertação (Mestrado). Oklahoma State University, Stillwater, Oklahoma, maio de 1998, 177 p.

Bandeira Neto, L.A. **Estudo experimental da resposta térmica de fundações por estacas trocadoras de calor em solo não saturado**. 2015. Dissertação (Mestrado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, Departamento de Geotecnia, São Carlos, 08/12/2015, 130 p.

Bandos, T. V., Campos-Celador, Á., López-González, L. M., Sala-Lizarraga, J. M. Finite cylinder-source model for energy pile heat exchangers: effects of thermal storage and vertical temperature variations. **Energy**, 78, 639 – 648 p., 2014.

Batchelor, T. Geothermal energy: a major renewable energy resource. In: **Proceedings of ICE - Civil Engineering**, 158, paper 14211, p.40-44, 2005.

Batini, N., Loria, A. F. R., Conti, P., Testi, D, Grassi, W., Laloui, L. Energy and geotechnical behaviour of energy piles for different design solutions. **Applied Thermal Engineering**, 86, 199 – 213 p., 2015.

Beier, R. A., Acuña, J., Mogensen, P., Palm, B. Vertical temperature profiles and borehole resistance in a U-tube borehole heat exchanger. **Geothermics**, 44, 23 – 32 p., 2012.

Bernier, M. A. Ground Coupled Heat Pump System Simulations. **ASHRAE Transactions**, 107 (1), 605 – 616 p., 2001.

Borgnakke, C. & Sonntag, R. E. Fundamentos da Termodinâmica. Tradução da 7ª edição americana – São Paulo: Edgard Blucher, 659 p., 2009.

Bourne-Webb, P. J., Amatya, B., Amis, T., Davidson, C. e Payne, P. Energy Pile at Lambeth College, London: geotechnical and thermodynamic aspects of pile response to heat cycles. **Géotechnique**, v. 59, N 3, 237 – 248, 2009.

Bourne-Webb, P. J., Amatya, B. e Soga, K. A framework for understanding energy pile behaviour. **Geotechnical Engineering**, v. 166, 170 – 177, 2013.

Bourne-Webb, P. J., Freitas, T. M. B., Assunção, R. M. F. A review of pile-soil interactions in isolated, thermally-activated piles. **Computers and Geotechnics**, 108, 61 – 74 p., 2019.

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

Brandl, H. Energy piles concepts. In: **Proceedings of 5th International Symposium on Deep Foundations on Bored and Auger Piles**. London, UK: Taylor & Francis Group, p. 77 – 95, 2009.

Brandl, H. Thermo-active ground-source structures for heating and cooling. In: 11th International Conference on Modern Building Materials, Structures and Techniques, MBMST 2013. **Procedia Engineering**, 57, p. 9 – 18, 2013.

Brandon, T. L. e Mitchell, J. K. Factors influencing thermal resistivity of sands. **Journal of Geotechnical Engineering**. American Society of Civil Engineers, Vol. 115, N° 12, p. 1683 – 1698, 1989.

¹De acordo com a Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT NBR 6023).

BRASIL, Ministério de Minas e Energia. **Anuário Estatístico de Energia Elétrica 2016: ano base 2015**. Brasília, DF, 2016. Disponível em: <http://www.epe.gov.br/AnuarioEstatisticodeEnergiaEletrica/Forms/Anurio.aspx> acessado em 20 de Janeiro de 2017.

BRASIL, Ministério de Minas e Energia (2018a). **Uso do ar condicionado no setor residencial Brasileiro: perspectivas e contribuições para o avanço em eficiência energética. Nota técnica EPE 030/2018**. Empresa de Pesquisa Energética, Brasília, Brasil, 43p. Disponível em: http://www.epe.gov.br/sites-pt/publicacoes-dados-abertos/publicacoes/PublicacoesArquivos/publicacao-341/NT%20EPE%20030_2018_18Dez2018.pdf, acessado em 22/03/2019.

BRASIL, Ministério de Minas e Energia (2018b). **Balanço Energético Nacional 2018. Relatório Síntese: ano base 2017**. Empresa de Pesquisa Energética, Rio de Janeiro - RJ, Brasil, 62p. Disponível em: <file:///G:/Drives%20de%20equipe/Doutorado%20Thaise%20-%20Completo/Bibliografia%20as/Biblio%20graf%20-%20Consumo%20Energ%20C3%A9tico%20Brasil/Relat%20C3%B3rio%20-%20C3%ADntese%202018-ab%202017vff.pdf>, acessado em 22/03/2019.

BRASIL, Embrapa Pecuária Sudeste (2019). **Condições Meteorológicas - Estação da Embrapa Pecuária Sudeste**. Disponível em: <http://www.cppse.embrapa.br/meteorologia/index.php?pg=caracterizacao>, acessado em 17/05/2019.

BRASIL, Ministério da Agricultura, Pecuária e Abastecimento (2019b). **Temperatura Média Anual**. Instituto Nacional de Meteorologia, Brasília - DF, Brasil. Disponível em: <http://www.inmet.gov.br/portal/index.php?r=clima/page&page=anomaliamediaAnual>, acessado em 25/04/2019.

Brigaud F. & Vasseur G. Mineralogy, porosity and fluid control on thermal conductivity of sedimentary rocks. **Geophysical Journal**, 98, 525-542 p., 1989.

Brionizio, J. D. **Estudo do Método de Medição de Condutividade Térmica e Teor de Água por Meio de Geometria Esférica: Aplicação em Soluções Aquosas de Etanol**. 2013, Tese (Doutorado). Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro - RJ, 168 p.

Burlon, S., Habert, J., Szymkiewicz, F., Suryatriyastuti, M., Mroueh, H. Towards a design approach of bearing capacity of thermo-active piles. **In: European Geothermal Congress**, 1 – 6 p., 2013.

Callister, W. D. **Materials science and engineering : an introduction**. 1940. 3ª edição, Nova York: Wiley, 811 p., c1994.

Carslaw, H. S., Jaeger, J. C. **Conduction of heat in solids**. 2ª edição, Londres: Oxford University Press, Amen House, 517 p., 1959.

Cecinato, F.; Lovridge, F. A. Influences on the thermal efficiency of energy piles. **Energy**, 82, 1021 – 1033 p., 2015.

Cintra, J. C. A. Fundações em solos colapsáveis. 2005. Tese (livre-Docência) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2005. 124 p.

¹De acordo com a Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT NBR 6023).

Choi, J. C., Lee, S. R., & Lee, D. S. Numerical simulation of vertical ground heat exchangers: Intermittent operation in unsaturated soil conditions. **Computers and Geotechnics**, 38(8), p. 949-958, 2011.

Clarke, B. G., Agab, A. e Nicholson, D. Model specification to determine thermal conductivity of soils. **Geotechnical Engineering**, ICE, 161: 161 – 168, 2008.

Comité Français de Mécanique des Sols & Syntec-Ingénierie – CFMS & Syntec. Recommandations pour la conception, le dimensionnement et la mise en oeuvre des géostructures thermiques. **Revue Française de Géotechnique**. 2017, 149, 120 p. (DOI <https://doi.org/10.1051/geotech/2017012>).

De Mio, G. **Condicionantes geológicos na interpretação de ensaios de piezocone para identificação estratigráfica na investigação geotécnica e geoambiental**. 2005, Tese (Doutorado). Programa de Pós-graduação em Geotecnia, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. São Carlos – SP, 359 p.

De Moel, M., Bach, P. M., Bouazza, A., Singh, R. M., Sun, J. O. Technological advances and applications of geothermal energy pile foundations and their feasibility in Australia. **Renewable and Sustainable Energy Reviews**, 14, p. 2683 – 2696, 2010.

Departamento de Energia dos Estados Unidos. **Geothermal Heat Pumps**. disponível em: <http://energy.gov/energysaver/geothermal-heat-pumps>. Acessado em 24/04/2016.

Dickson, M. H. e Fanelli, M. **What is Geothermal Energy?** Istituto di Geoscienze e Georisorse. Pisa, Itália, 2004. Disponível em: <http://users.metu.edu.tr/mahmut/pete450/Dickson.pdf> acessado em 20 de Fevereiro de 2017.

Duarte, A. P. L. **Avaliação de Propriedades Termo-Hidráulicas de Solos Requeridas na Aplicação da Técnica de Dessorção Térmica**. 2004. Tese (Doutorado). Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro - RJ, 13/02/2004, 290 p.

ELETROBRAS, **Pesquisa de Posse de Equipamentos e Hábitos de Uso, ano base 2005: Classe Residencial Relatório Brasil - Sumário Executivo**. Rio de Janeiro: ELETROBRAS; PROCEL, 2009. 187 p. (Avaliação do Mercado de Eficiência Energética no Brasil). Disponível em: <http://www.procelinfo.com.br/main.asp?View=%7B5A08CAF0-06D1-4FFE-B335-95D83F8DFB98%7D&Team=¶ms=itemID=%7B99EBBA5C-2EA1-4AEC-8AF2-5A751586DAF9%7D;&UIPartUID=%7B05734935-6950-4E3F-A182-629352E9EB18%7D> acessado em 20 de Janeiro de 2017.

Essen, H. e Inalli, M. In-situ thermal response test for ground source heat pump system in Elazig, Turkey. **Energy and Buildings**, v 41, p. 395 – 401, 2009.

European Committee for standardization – CEN. **TC 341 WI 00341067.6 – Geotechnical Investigation and testing, N 525 – Geothermal Testing – Determination of Thermal Conductivity of Soil and Rock using a Borehole Heat Exchanger**. Submitted to the CEN Enquiry. 2011, 35 p.

European Committee for standardization – CEN. **EN ISO 17628 – Geotechnical investigation and testing: geothermal testing – determination of thermal conductivity**

¹De acordo com a Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT NBR 6023).

of soil and rock using borehole heat exchanger. CEN-CENELEC Management Centre, Brussels. 2015, 40 p.

Farouki, O. **Thermal properties of soils: CRREL Monograph 81-1.** Hanover, NH: United States Army Corps of Engineers, Cold Regions Research and Engineering Laboratory. 1981.

Ferreira, F. F. **Energias renováveis e novas tecnologias – Sustentabilidade energética nos museus.** 2013. Tese (Doutorado em Museologia), Universidade Lusófana da Humanidades e tecnologias, Lisboa, 2013, 289 p.

Ferreira, L. S. D. **Transferência de calor e migração de umidade em solos que envolvem cabos de potência aterrados.** 1993. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, Brasil, 1993, 200 p.

Florides, G., Kalogirou, S. Ground heat exchangers – A review of systems, models and applications, **Renewable Energy**, v 32, p. 2461 – 2478, 2007.

Freifeld, B. M., Finsterle, S., Onstott, T. C., Toole, P., Pratt, L. M. Ground surface temperature reconstructions: Using in situ estimates for thermal conductivity acquired with a fiber-optic distributed thermal perturbation sensor. **Geophysical Research Letters**, v. 35 (14), 2008. doi:10.1029/2008GL034762

Gao J., Zhang, X., Liu, J., Li, K. e Yang, J. Numerical and experimental assessment of thermal performance of vertical energy piles: An application. **Applied Energy**, Vol. 85, 901 – 910 p, 2008a.

Gao J., Zhang, X., Liu, J., Li, K. S. e Yang, J. Thermal performance and ground temperature of vertical pile-foundation heat exchangers: A case study. **Applied Thermal Engineering**, Vol. 28, 2295 – 2304 p, 2008b.

Gehlin, S. **Thermal Response Test – Method Development and Evaluation.** Thesis (Doctoral). Lulea University of Technology, Department of Environmental Engineering, Division of Water Resources Engineering. Sweden, 191p, 2002.

Gehlin, S. (2015). **Feel green – not blue (Foreword).** Heat Pump Centre Newsletter, N 3, Vol. 33, p 03. 2015.

Giacheti, H. L & Peixoto, A. S. P., De Mio, G., Carvalho, D. Flat Dilatometer Testing in Brazilian Tropical Soils. In: Proceedings of the 2nd International Flat Dilatometer Conference. Washington D.C., USA: International Society for Soil Mechanics and Geotechnical Engineering (ISSMGE), 2006, 103 – 110 p.

Glassley, W. E. **Geothermal energy: renewable energy and the environment.** CRC Press, 2010.

Goetzler, W., Zogg, R., Lisle, H e Burgos, J. Ground-Source Heat Pumps: Overview of Market status, Barriers to adoption, and options for overcoming barriers – Final report. 2009. U. S. Department of Energy. Energy Efficiency and Renewable Geothermal Technologies Program.

¹De acordo com a Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT NBR 6023).

Gomes, A. J. L. **Avaliação de recursos geotermiais da bacia do Paraná**. 2009. Tese (Doutorado em Geofísica). Coordenação de Pós-Graduação em Geofísica, Observatório Nacional, Ministério da Ciência e Tecnologia, Rio de Janeiro, Brasil, 2009, 190p.

Goto S. and Matsubayashi O. Relations between the thermal properties and porosity of sediments in the eastern flank of the Juan de Fuca Ridge. **Earth Planets Space**, 61, 863–870 p., 2009.

GROUND SOURCE HEAT PUMP ASSOCIATION – GSHPA. Thermal pile design, installation & materials standards. GSHPA, Milton Keynes, England, N. 01, 85p, 2012.

Hamza, V. M., Cardoso, R. R., Gomes, A. J. L. e Alexandrino, C. H. Brazil: Country Update. In: Proceedings of the 2010 World Geothermal Congress, Bali, Indonésia

Hamza, V. M., Eston, S. M., Araújo, R., Vitorello, I., Ussami, N. **Coleção Brasileira de dados Geotérmicos**. Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo S/A e Instituto Astronômico e Geofísico da Universidade de São Paulo, São Paulo, 316 p., 1978.

Hottinger Baldwin Messtechnik Gmbh – BHM. **QuantumX – Operating Manual**. Darmstadt, German. (2002).

Hottinger Baldwin Messtechnik Gmbh – BHM. **PMX – Operating Manual**. Darmstadt, German. (2016).

Holman, J. P. **Transferência de Calor**. Tradução: Luis Fernando Milanez; Revisão técnica: José Maria Saiz Jabardo – São Paulo: McGraw-Hill do Brasil, 639 p, 1983.

Horai, K. and G. Simmons, Thermal conductivity of rock-forming minerals. **Earth Planetary Science Letters**, 6, 359–368 p., 1969.

Hukseflux Thermal Sensors. **Small size non-steady-state probe for thermal conductivity measurement – TP08 thermal properties sensor brochure v0616**. 2018. <https://www.hukseflux.com/products/thermal-conductivity-sensors/thermal-properties-sensors/tp08-thermal-properties-sensor>, acessado em 31 de Janeiro de 2018.

Ingersoll, L. R., Zorbel, O. J., Ingersoll, A. C. **Heat Conduction with Engineering, Geological and Other Applications**. Madison, Wisconsin, USA: Revised Ed. The University of Wisconsin Press; 325 p, 1954.

Ingersoll, L. R., Zorbel, O. J., Ingersoll, A. C. **Heat Conduction with Engineering, Geological and Other Applications**. New Delhi e Delhi, Oxford & IBH Publishing CO., India: Revised Ed. The University of Wisconsin Press; 325 p, 1969.

International Energy Agency – Energy Conservation Through Energy Storage (IEA-ECES). **Annual Report: Annex 21 – Thermal Response Test (TRT). Final Report**. 239 p, 2013. Disponível em: http://www.iea-eces.org/files/a4.1_iea_eces_annex_21_final_report_1.pdf, acessado em 17 de Março de 2017.

International Energy Agency – World energy Balances: Overview 2018. 24p, 2018. Disponível em: <https://webstore.iea.org/world-energy-balances-2018>, acessado em 25 de Maio de 2019.

¹De acordo com a Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT NBR 6023).

Jesen-Page, L., Loveridge, F., Narsilio, G. A. Thermal Response Testing of Large Diameter Energy Piles. *Energies*, 12, 2700

Jung, K., Chun, B., Park, S. e Choi H. Test Construction of Cast-in-Place Concrete Energy Pile in Dredged and Reclaimed Ground. **Journal of Performance of Constructed Facilities**. American Society of Civil Engineers, Vol. 29, 1 – 11p, 2013.

Kharseh, M., Al-Khawaja, M., Suleiman, M. T. Potential of ground source heat pump systems in cooling-dominated environments: Residential buildings. **Geothermics**, 57, 104 – 110 p., 2015.

Knellwolf C., Peron H., Laloui L. Geotechnical analysis of heat exchanger piles. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 137(10), 890-902 p., 2011.

Laloui, L., Moreni, M., & Vulliet, L. Comportement d'un pieu bi-fonction, fondation et échangeur de chaleur. **Canadian geotechnical journal**, 40(2), 388-402 p., 2003.

Laloui, L., Nuth, M., & Vulliet, L. Experimental and numerical investigations of the behaviour of a heat exchanger pile. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 30 (8), 763-781 p, 2006.

Laloui, L. Energy Geostructures: Advanced Geotechnical Methods in Testing, Modeling and Design. École Polytechnique Fédérale de Lausanne. Laboratory of Soil Mechanics, 2009. (Apresentation)

Lhendup, T., Aye, L. e Fuller, R. J. In-situ measurement of borehole thermal properties in Melbourne. **Applied Thermal Engineering**, 73, 287 – 295 p, 2014.

Loveridge, F., Low, J., Powrie, W. **Site investigation for energy geostructures**. Quarterly Journal of Engineering Geology and Hydrogeology, 50, 158 – 168 p., 2017.

Loveridge, F., & Powrie, W. A review of design and construction aspects for bored thermal piles. **Ground Engineering**, 2013.

Loveridge, F., & Powrie, W. Temperature response functions (G-functions) for single pile heat exchangers. **Energy**, 57, 554 – 564 p., 2013a.

Loveridge, F., Holmes, G., Powrie, W., Roberts, T. Thermal response testing trough the Chalk aquifer in London, UK. In: Proceedings of the Institution of Civil Engineers, Geotechnical Engineering. 166, Issue GE2, 197 – 210 p., paper 1200037, 2013c.

Loveridge, F., & Powrie, W. 2D Thermal resistance of pile heat exchangers. **Geothermics**, v. 50, 122 – 135p., 2014.

Loveridge, F., Powrie, W., & Nicholson, D. Comparison of two different models for pile thermal response test interpretation. **Acta Geotechnica**, v. 9, No 3, 367-384 p, 2014.

Loveridge, F. **Thermal performance of foundations piles used as heat exchangers in ground energy systems**. 2012. Ph. D.Thesis (Physics). University of Southampton. Faculty of Engineering and The Environment. Civil, Maritime, Environmental Engineering & Science. 2012, 179 p.

¹De acordo com a Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT NBR 6023).

Low, J. E. “Thermal Conductivity of soils for energy foundation applications”, PhD Thesis, University of Southampton. (2016).

Low, J. E., Loveridge, F. A., Powrie, W., & Nicholson, D. A comparison of laboratory and in situ methods to determine soil thermal conductivity for energy foundations and other ground heat exchanger applications. **Acta Geotechnica**, 10(2), 209-218 p, 2015.

Lund, J., Sanner, B., Rybach, L., Curtis, R., Hellström, G. Geothermal (ground-source) heat pumps a world overview. **GHC Bulletin**, 10 p, 2004.

Lund, J. W. e Boyd, T. L. Direct utilization of geothermal energy 2015 Worldwide review. **In: Proceedings World Geothermal Congress**. 31 p, 2015.

Machado, S. L. **Aplicações de conceitos de elastoplasticidade a solos não saturados**. 1998. Tese (Doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1998, 361 p.

Machado, S. L. e Vilar, O. M. Geotechnical Characteristics of an Unsaturated Soil Deposit at São Carlos, Brazil. **Characterisation and Engineering Properties of Natural Soils**, Vol. 2, p. 1305-1321, 2003.

Man, Y., Yang, H., Diao, N. Liu, J., Fang., Z. A new model and analytical solutions for borehole and pile ground heat exchangers. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, 53, 2593 – 2601 p., 2010.

Mantilla, J. N. R. **Comportamento de estacas escavadas, instrumentadas, à compressão**. 1992. Tese (Doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1992..

Marcott, D. e Pasquier, P. On the estimation of thermal resistance in borehole thermal conductivity test. **Renewable Energy**, 33, 2407 – 2415 p, 2008.

Mattsson, N.; Steinmann, G.; Laloui, L. Advanced compact device for the in situ determination of geothermal characteristics of soils. **Energy and Buildings**, 40, 1344 – 1352 p, 2008.

McCartney, J. S., & Murphy, K. D. Strain distributions in full-scale energy foundations (DFI Young Professor Paper Competition 2012). **DFI Journal-The Journal of the Deep Foundations Institute**, 6 (2), 26-38, 2012.

McDaniel, A., Tinjum, J., Hart, D. J., Lin, Y., Stumpf, A., Thomas, L. Distributed thermal response test to analyze thermal properties in heterogeneous lithology. **Geothermics**, 76, 116 – 124 p., 2018.

Melfi, A. J. Laterita e processos de laterização: Aula inaugural da pós-graduação em Geotecnia da USP. São Carlos: CETEPE, Brasil, 1994.

Menegotto, M. L. **Previsão da Curva Tensão-Recalque de Ensaio de Placa em Solo Não Saturado**. 2004. Tese (Doutorado), Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2004, 246 p.

¹De acordo com a Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT NBR 6023).

Mimouni, T., Lei, L., e Laloui, L. Estimating soil thermal diffusivity with interference analyses. *Acta Geotechnica*, Vol. 10, p. 197 – 208, 2015.

Moraes, L. S. **Estacas escavadas com base injetada**. 2010. (Doutorado), Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2010, 168 p.

Morais, T. S. O., Tsuha, C. H. C. In-situ measurements of the soil thermal properties for energy foundation applications in São Paulo, Brazil. *Bulgarian Chemical Communications*, Vol. 50, Special Issue G, 34 – 41 p., 2018.

Motta, F. C. **Caracterização da condutividade térmica, viscosidade dinâmica e ângulo de contato de nanofluidos baseados em partículas de alumina-gama em água**. Dissertação (Mestrado). Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de São Carlos, Departamento de Engenharia Mecânica. 102 p, 2012.

Murphy, K. D., McCartney, J. S. e Henry, K. S. Evaluation of thermo-mechanical and thermal behavior of full-scale energy foundations. *Acta Geotechnica*, Vol. 10, p 179 – 195, 2015.

Nagano, K. The progress of GSHP in Japan. 2015. *Heat Pump Centre Newsletter*, N 3, Vol. 33, 21 – 25p. 2015.

Neves, M. **Estudo da permeabilidade do solo colapsível da região de São Carlos**. Dissertação (Mestrado). Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de São Carlos, Departamento de Geotecnia. 139 p, 1987.

Nogami, J. S., Villibor, D. F. **Pavimentação de baixo custo com solos lateríticos**. São Paulo: Vilibor, 1995.

Oh, H. **Thermal resistivity dry-out curves for thirteen sandy soils**. 2014. Thesis (Master). University of Wisconsin-Madison, United States of America, 95 p, 2014.

Olgun, C. G., McCartney, J. S. Outcomes from International Workshop on Thermoactive Geotechnical Systems for Near-Surface Geothermal Energy: from research to practice. *The Journal of Deep Foundations Institute*, Vol.8, p. 59-73 p., 2014.

Omer, A. M. Ground-source heat pumps systems and applications. *Renewable & Sustainable Energy Reviews*, 12, 344 – 371 p., 2008.

Ordenes, M., Lamberts, R. e Güths, S. **Transferência de calor na envolvente da edificação. 2008**. (Apostila). Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Departamento de Engenharia Civil, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, SC. 41 p, 2008.

Orozco, H. C. **Validação do ensaio trt para estudo paramétrico da troca de calor de uma estaca de energia em um solo tropical**. 2016. Dissertação (Mestrado). Departamento de Engenharia Civil, Universidade de Brasília, DF. 150 p, 2016.

Pahud, D. **Geothermal Energy and Heat Storage**. Scuola Universitaria professionale della Svizzera Italiana. Dipartimento Costruzioni e Territorio, Laboratorio di Energia, Ecologia ed Economia, 2002 133 p.

Pahud, D., & Hubbuch, M.. **Mesures et optimisation de l'installation avec pieux energetiques du Dock Midfoeld de l'aeroporto de Zurich**. Swiss Federal Office of Energy.

¹De acordo com a Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT NBR 6023).

Istituto di Sostenibilità Applicata all'Ambiente Costruito, Dipartimento Ambiente, Costruzioni e Design, Scuola Universitaria Professionale della Svizzera Italiana, 93 p, 2007.

Park, S., Lee; D., Choi; H. J.; Jung, K. e Choi, H.. Relative constructability and thermal performance of cast-in-place concrete energy pile: Coil-type GHEX (ground heat exchanger). **Energy**, Vol. 81, p. 56 – 66 p, 2015.

Pessôa, T. O. A.. Avaliação da Influência da Mineralogia, Índice de Vazios e Teor de Umidade em Propriedades Térmicas de Solos. 2006. Dissertação (Mestrado). Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro - RJ, 163 p, 2006.

Philippe, M., Bernier, M., March, D. Validity ranges of three analytical solutions to heat transfer in the vicinity of single boreholes. **Geothermics**, 38, 407 – 413 p., 2009.

Prevedello, C. L. **Energia térmica do solo (Cap. V)**. In: Física do Solo. Editor: Quirijn de Jong van Lier. Viçosa, MG: Sociedade Brasileira de Ciências do Solo, 2010. 298p.

Raymond, J., Lamarche, L., Malo, M., Field Demonstration of a First Thermal Response Test With a Low Power Source. **Applied Energy**, 47, 30 – 39 p., 2015.

Raymond, J., Robert, G., Therien, R., Gosselin, L. A Novel Thermal Response Test Using Heating Cables. In: **Proceedings of the World Geothermal Congress**, Bali, Indonesia; 1 – 10 p., 2010.

Raymond, J., Therrien, R., Gosselin, L. e Lefebvre, R. A Review of Thermal Response Test Analysis Using Pumping Test Concepts. **Ground Water**, National Ground Water Association. Vol. 49, N 6, p. 932 – 945 p., 2011.

Rees, S. W., Adjali, M. H., Zhou, Z., Davies, M., Thomas, H. R. Ground heat transfer effects on the thermal performance of earth-contact structures. **Renewable and Sustainable Energy Reviews**, Vol. 4, 213 – 265p, 2000.

Reis, P. Como Funcionam as Bombas de Calor Geotérmico, 15 de abril de 2010. Disponível em: < <https://www.portal-energia.com/como-funcionam-as-bombas-calor-geotermico/>>. Acesso em: 11 de junho de 2018.

Rocha, B. P. **Caracterização Geotécnica de solos tropicais não saturados por meio de ensaios de campo**. 2018, Tese (Doutorado). Programa de Pós-graduação em Geotecnia, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 272 p., 2018.

Rotta Loria, A. F. & Laloui, L. Thermally induced group effects among energy piles. **Géotechnique**, v. 67, No. 5, 374–393 p., (2017).

Rybach L. e Eugster W. Sustainability aspects of geothermal heat pump operation, with experience from Switzerland. **Geothermics**, Vol. 39, 365-369p, 2010.

Sakata, Y., Katsura, T., Nagano, K. Multilayer-concept thermal response test: Measurement and analysis methodologies with a case study. **Geothermics**, 71, 178 – 186 p., 2018.

¹De acordo com a Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT NBR 6023).

Sani, A. K., Rao, M. S., Amis, T., Cavarretta, I. A review on the performance of geothermal energy pile foundation, its design process and applications. **Renewable and Sustainable Energy Reviews**, 106, 54 – 78p, 2019.

Santos, A. F.. **Análise de temperaturas geotérmicas para aplicação de bombas de calor no paraná**. 2014. Dissertação (Mestrado Profissional), Programa de Pós-Graduação em Desenvolvimento de Tecnologia, Instituto de Tecnologia para o Desenvolvimento e Instituto de Engenharia do Paraná, 110 p, 2010.

Schiavon, J. A., Tsuha, C. H. C., Thorel, L. Monotonic, cyclic and post-cyclic performances of single-helix anchor in residual soil of sandstone. **Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering**, v. 11, 824 – 836 p. 2019.

Signorelli, S., Bassetti, S., Pahud, D. e Kohl, T. Numerical evaluation of thermal response tests. **Geothermics**, v. 36, 141 – 166 p., 2007.

Suryatriyastuti, M. E.; Mroueh, H. e Burlon, S. Understanding the temperature-induced mechanical behaviour of energy pile foundations. **Renewable and Sustainable Energy Reviews**, vol 16, p. 3344 – 3354p, 2012.

Sutman, M., Brettmann, T., Olgun, C. G. Full-scale in-situ tests on energy piles: Head and base-restraining effects on the structural behaviour of three energy piles. **Geomechanics for Energy and the Environment**, v. 18, 56 – 68 p., 2019.

Takeya, T. **Análise experimental de estruturas (Notas de aula)**. Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de São Carlos, Departamento de Engenharia de Estruturas. 50 p, 2001.

Tang, A., Cui, Y., Le, T. A Study on the thermal conductivity of compacted bentonites. **Applied Clay Science**, Vol. 41, 181 – 189p, 2008.

Tolooiyan, A., Hemmingway, P. A preliminary study of the effect of groundwater flow on the thermal front created by borehole heat exchangers. **International Journal of Low-Carbon Technologies**, v. 9, n. 4, 284 – 295p., 2014.

Vieira, A., Alberdi-Pagola, M., Christodoulides, P., Javed, S., Loveridge, F., Nguyen, F., Cecinato, F., Maranhã, J., Florides, G., Prodan, I., Lysebetten, G. V., Ramalho, E, Salciarini, D., Georgiev, A., Rosin-Paumier, S., Popov, R., Lenart, S., Poulsen, S. E. e Radioti, G. Characterisation of ground thermal and thermo-mechanical behaviour for shallow geothermal energy applications. **Energies**, 10(12), 2044, 2017.

Vilar, O. M., Bortolucci, A. A., Rodrigues, J. E. Geotechnical Characteristics of Tropical Cenozoic Sediment from São Carlos Region, (Brazil). **Proceedings of First International Conference on Geomechanics in Tropical Lateritic and Saprolitic Soils**, Brasília, Brasil, p. 461 – 470p, 1985.

Vilela, M. M. **Estudo de método experimental para determinar a potencialidade do uso de energia geotérmica à baixa profundidade**. 2004. Tese (Doutorado), Programa inter-universidades de Pós-Graduação em Energia, Universidade de São Paulo, São Paulo, 278 p, 2004.

Wang, B., Bouazza, A., Singh, R. M., Haberfield, C., BarryMacaulay, D. e Baycan, S. Posttemperature effects on shaft capacity of a full-scale geothermal energy pile. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, v. 141, n. 4, 04014125, 2015.

¹De acordo com a Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT NBR 6023).

Wagner, V.; Bayer, P.; Blum, P. Separating Conductive and Advective Heat Transport in Thermal Response Tests. **In: Proceedings World Geothermal Congress**, p. 1 – 7, Melbourne, Australia, 2015.

Witte, H. J. L. Error analysis of thermal response tests. **Applied Energy**, v. 109, 302 – 311 p., 2013.

You, S., Cheng, X. Guo, H. Yao, Z. In-situ experimental study of heat Exchange capacity of CFG pile geothermal exchangers. **Energy and Buildings**, v 79, 23 – 31 p., 2014.

Yu, X., Zang, Y., Deng, N., Wang, J., Zang, D., Wang, J. Thermal response test and numerical analysis based on two models for ground-source heat pump system. **Energy and Buildings**, 66, 657 – 666 p., 2013.

Zarrella, A; De Carli, M.; Galgaro, A. Thermal performance of two types of energy foundation pile: Helical pipe and triple U-tube. **Applied Thermal Engineering**, 61: 301 – 310 p., 2013.

Zarrella, A., Emmi, G., Zecchin, R., De Carli, M. An appropriate use of thermal response test for the design of energy foundation piles with U-tube circuit. **Energy and Buildings**, 134, 289 – 270 p., 2017.

¹De acordo com a Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT NBR 6023).

APÊNDICE A

Resultados do monitoramento climático no Campo Experimental de Fundações da EESC/USP
durante os anos de 2014 a 2018

Posição média mensal do lençol freático e precipitação

Tabela A.1: Dados do monitoramento de campo: posição do NA e precipitação: Anos 2014 a 2016.

Data	Profundidade média mensal do NA (m)	LCA/IAU/USP	
		Precipitação total mensal (mm)	Dias de medida por mês
novembro-14	12,70	642	30
dezembro-14	12,11	669	31
janeiro-15	11,22	126	31
fevereiro-15	11,00	0	12
março-15	10,84	-	-
abril-15	10,21	-	-
maio-15	10,14	-	-
junho-15	10,26	1	30
julho-15	10,60	1	31
agosto-15	11,07	49	31
setembro-15	11,51	65	14
outubro-15	11,78	-	-
novembro-15	11,67	-	-
dezembro-15	11,27	-	-
janeiro-16	9,93	1374	31
fevereiro-16	9,10	393	29
março-16	9,16	694	31
abril-16	9,20	78	30
maio-16	9,59	415	31
junho-16	9,61	418	30
julho-16	9,85	7	31
agosto-16	10,11	115	25
setembro-16	10,48	62	30
outubro-16	10,68	817	31
novembro-16	10,88	780	30
dezembro-16	10,95	897	31

Tabela A.2: Dados do monitoramento de campo: posição do NA e precipitação: Anos 2017 a 2018.

Data	Profundidade média mensal do NA (m)	LCA/IAU/USP	
		Precipitação total mensal (mm)	Dias de medida por mês
janeiro-17	10,42	205	31
fevereiro-17	10,09	216	28
março-17	9,65	475	31
abril-17	-	214	11
maio-17	10,10	493	16
junho-17	10,08	24	30
julho-17	10,49	0	31
agosto-17	10,75	0	8
setembro-17	11,07	260	30
outubro-17	11,26	525	31
novembro-17	11,44	793	30
dezembro-17	11,37	732	31
janeiro-18	-	322	31
fevereiro-18	10,47	454	28
março-18	10,45	323	31
abril-18	10,70	56	30
maio-18	10,86	147	31
junho-18	10,91	0	30
julho-18	10,90	6	31
agosto-18	-	338	28
setembro-18	-	-	-
outubro-18	-	-	-
novembro-18	10,80	-	-
dezembro-18	-	-	-

Sucção matricial superficial no campo experimental de fundações da EESC/USP

Figura A.1: Resultados de sucção matricial superficial próximo à estaca trocadora de calor 2.

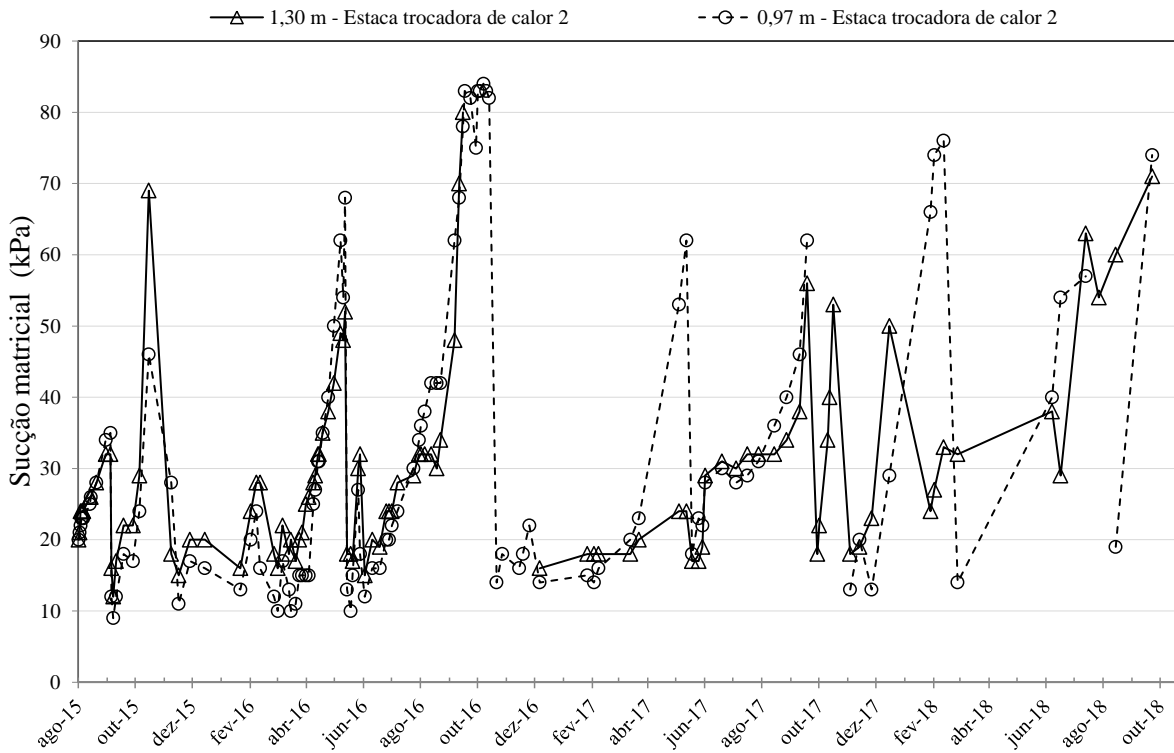
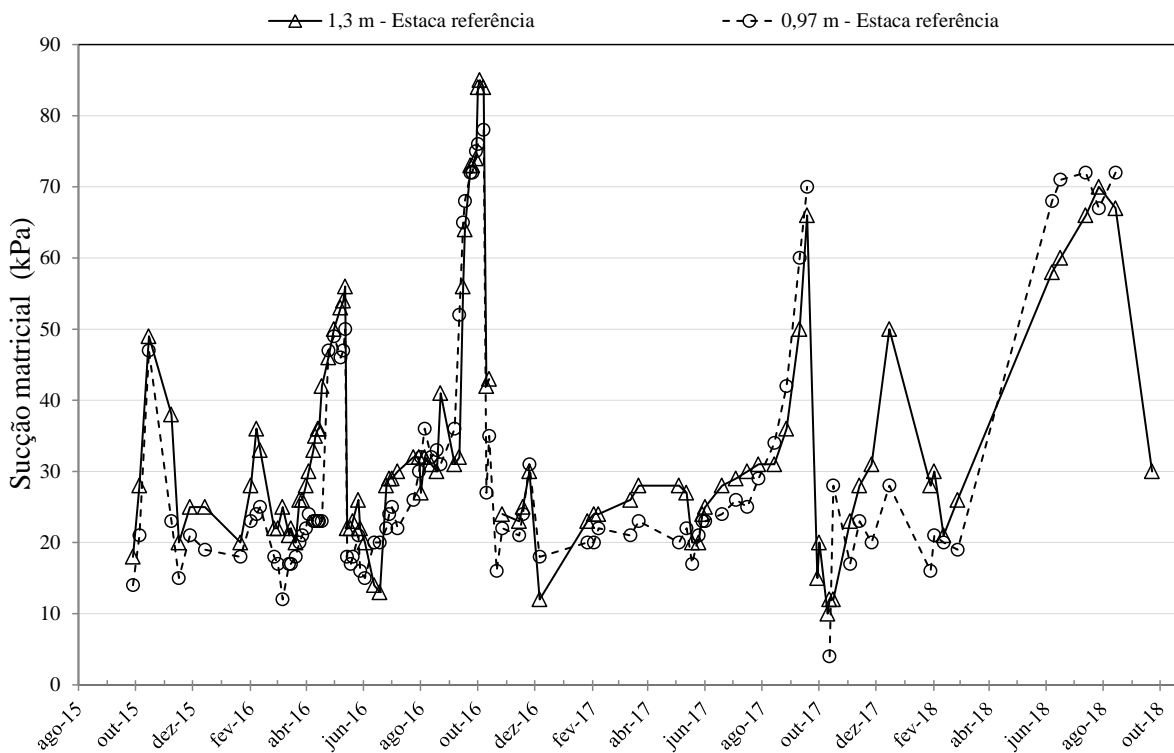


Figura A.2: Resultados de sucção matricial superficial próximo à estaca referência.



APÊNDICE B

Erro na condutividade térmica efetiva do perfil de solo tropical não saturado determinada via ensaios TRT (01 a 05) realizados na estaca trocadora de calor 1

Figura B.1: Intervalos de erros de diferentes parâmetros considerados no cálculo do erro combinado na λ_{eff} e na \dot{Q} nos ensaios TRT 01 a 03, considerando apenas fase *heating*.

Parâmetro	TRT01			TRT02			TRT03		
	Valor referência	Erro Absoluto	Erro relativo (%)	Valor referência	Erro Absoluto	Erro relativo (%)	Valor referência	Erro Absoluto	Erro relativo (%)
q_f (m ³ /s)	$\pm 2,96 \times 10^{-4}$	$\pm 2,5 \times 10^{-6}$	0,84	$\pm 3,26 \times 10^{-4}$	$\pm 2,5 \times 10^{-6}$	0,77	$\pm 3,32 \times 10^{-4}$	$\pm 2,5 \times 10^{-6}$	0,75
ρ_w (kg/m ³)	1000	$\pm 10,0$	1,00	1000	$\pm 10,0$	1,00	1000	$\pm 10,0$	1
c_w (J/kg°C)	4200	$\pm 21,0$	0,50	4200	$\pm 21,0$	0,50	4200	$\pm 21,0$	0,50
$T_{entrada}$ (°C)	-	$\pm 0,150$	-	-	$\pm 0,150$	-	-	$\pm 0,150$	-
$T_{saída}$ (°C)	-	$\pm 0,150$	-	-	$\pm 0,150$	-	-	$\pm 0,150$	-
ΔT (°C)	0,85	$\pm 0,212$	24,94	0,69	$\pm 0,212$	30,72	0,74	$\pm 0,212$	28,65
$T_{s,0}$ (°C)	24,12	$\pm 0,061$	0,25	23,84	$\pm 0,061$	0,26	23,65	$\pm 0,061$	0,326
L (m)	12,00	$\pm 0,100$	0,83	12,00	$\pm 0,100$	0,83	12,00	$\pm 0,100$	0,83
k	2,049	$\pm 0,002$	0,10	2,074	$\pm 0,004$	0,19	2,931	$\pm 0,005$	0,17
m	15,843	$\pm 0,012$	0,08	13,755	$\pm 0,027$	0,20	3,632	$\pm 0,032$	0,88

q_f - Vazão do fluido trocador de calor

ρ_w - Densidade do fluido trocador de calor

c_w - Capacidade térmica do fluido trocador de calor

$T_{entrada}$ - Temperatura de entrada

$T_{saída}$ - Temperatura de saída

ΔT - Diferença de temperatura

$T_{s,0}$ - Temperatura inicial do solo

L - Comprimento da estaca trocadora de calor

k - Coef. angular da reta de ajuste dos dados -heating

m - Intercepto da reta de ajuste dos dados -heating

Figura B.2: Valores de condutividade térmica e erros, ensaios TRT 01 a 03.

Ensaio	λ_{eff} (W/m°C)	Erro absoluto (W/m°C)	Erro relativo (%)
TRT 01	3,43	$\pm 0,86$	27,94
TRT 02	3,03	$\pm 0,93$	30,79
TRT 03	2,34	$\pm 0,67$	22,17

Figura B.3: Intervalos de erros de diferentes parâmetros considerados no cálculo do erro combinado na λ_{eff} e na \dot{Q} nos ensaios TRT 04 e 05, considerando as fases *heating* e *recovery*.

Parâmetro	TRT04			TRT05		
	Valor referência	Erro Absoluto	Erro relativo (%)	Valor referência	Erro Absoluto	Erro relativo (%)
q_f (m ³ /s)	$\pm 3,35 \times 10^{-4}$	$\pm 2,5 \times 10^{-6}$	0,75	$\pm 3,31 \times 10^{-4}$	$\pm 2,5 \times 10^{-6}$	0,76
ρ_w (kg/m ³)	1000	$\pm 10,0$	1,00	1000	$\pm 10,0$	1,00
c_w (J/kg°C)	4200	$\pm 21,0$	0,50	4200	$\pm 21,0$	0,50
$T_{entrada}$ (°C)	-	$\pm 0,150$	-	-	$\pm 0,150$	-
$T_{saída}$ (°C)	-	$\pm 0,150$	-	-	$\pm 0,150$	-
ΔT (°C)	0,69	$\pm 0,212$	30,72	0,72	$\pm 0,212$	29,44
$T_{s,0}$ (°C)	23,94	$\pm 0,061$	0,25	23,75	$\pm 0,053$	0,22
L (m)	12,00	$\pm 0,100$	0,83	12,00	$\pm 0,100$	0,83
k	2,029	$\pm 0,002$	0,10	2,375	$\pm 0,006$	0,25
m	14,756	$\pm 0,015$	0,10	10,778	$\pm 0,035$	0,32
k^*	2,520	$\pm 0,003$	0,12	2,492	$\pm 0,008$	0,32
m^*	23,757	$\pm 0,003$	0,01	24,666	$\pm 0,008$	0,03

q_f - Vazão do fluido trocador de calor

ρ_w - Densidade do fluido trocador de calor

c_w - Capacidade térmica do fluido trocador de calor

$T_{entrada}$ - Temperatura de entrada

$T_{saída}$ - Temperatura de saída

ΔT - Diferença de temperatura

$T_{s,0}$ - Temperatura inicial do solo

L - Comprimento da estaca trocadora de calor

k - Coef. angular da reta de ajuste dos dados -heating

m - Intercepto da reta de ajuste dos dados - heating

k^* - Coef. angular da reta de ajuste dos dados - recovery

m^* - Intercepto da reta de ajuste dos dados- recovery

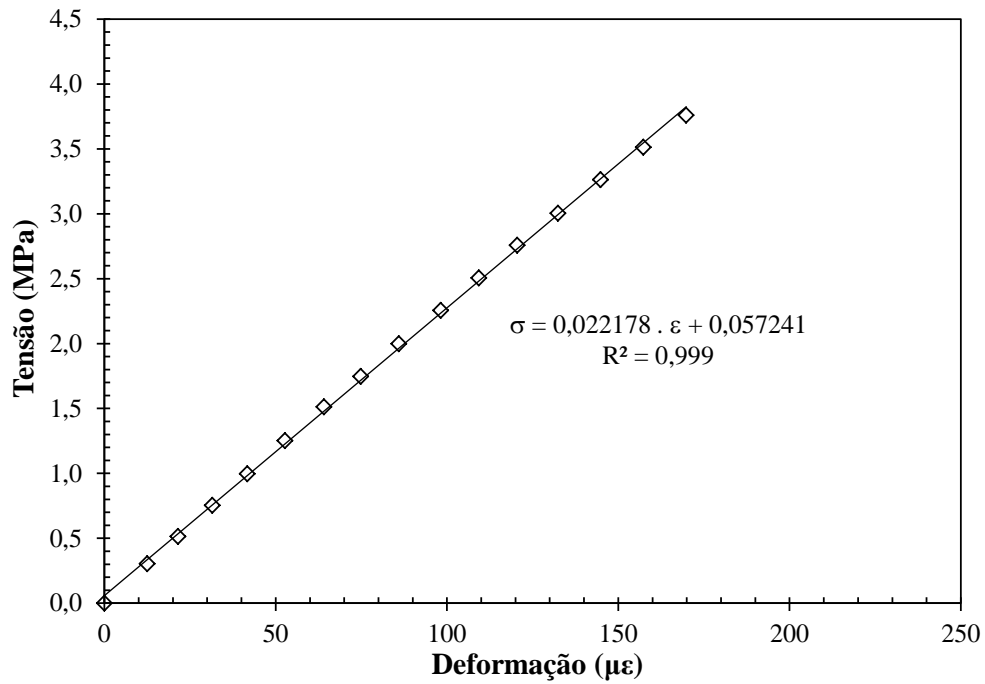
Figura B.4: Valores de condutividade térmica e erros, ensaios TRT 04 e 05 (*heating* e *recovery*).

Ensaio	λ_{eff} (W/m°C)	Erro absoluto (W/m°C)	Erro relativo (%)
TRT 04	3,30	$\pm 1,01$	33,53
	2,68	$\pm 0,82$	27,23
TRT 05	2,79	$\pm 0,82$	27,17
	2,66	$\pm 0,78$	25,90

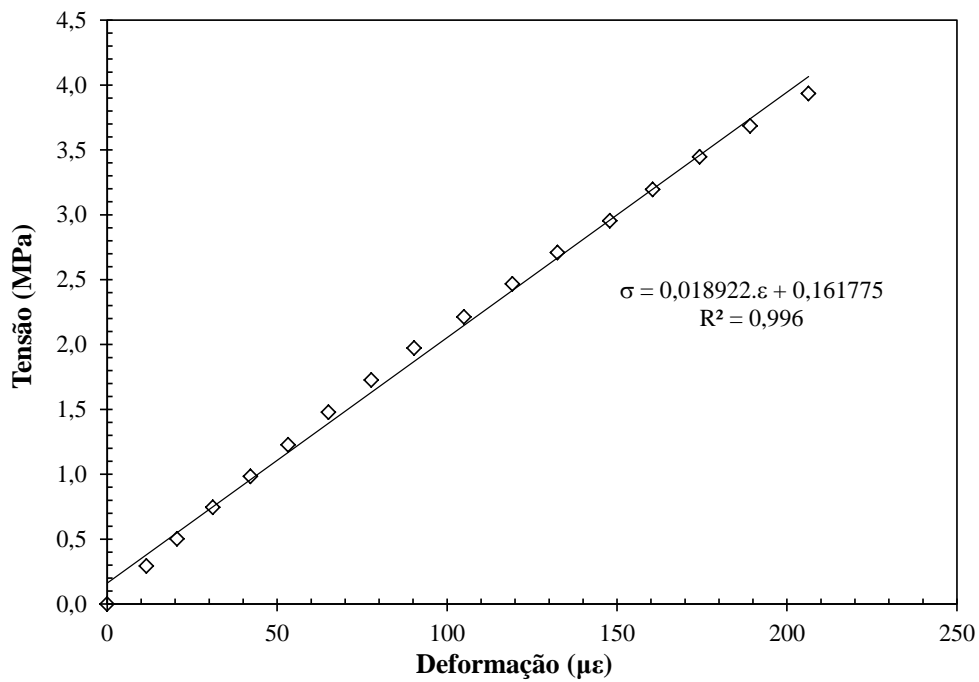
APÊNDICE C

Módulo de Deformação Linear das Estacas Escavadas

(D = 0,50 m e L = 12 m)

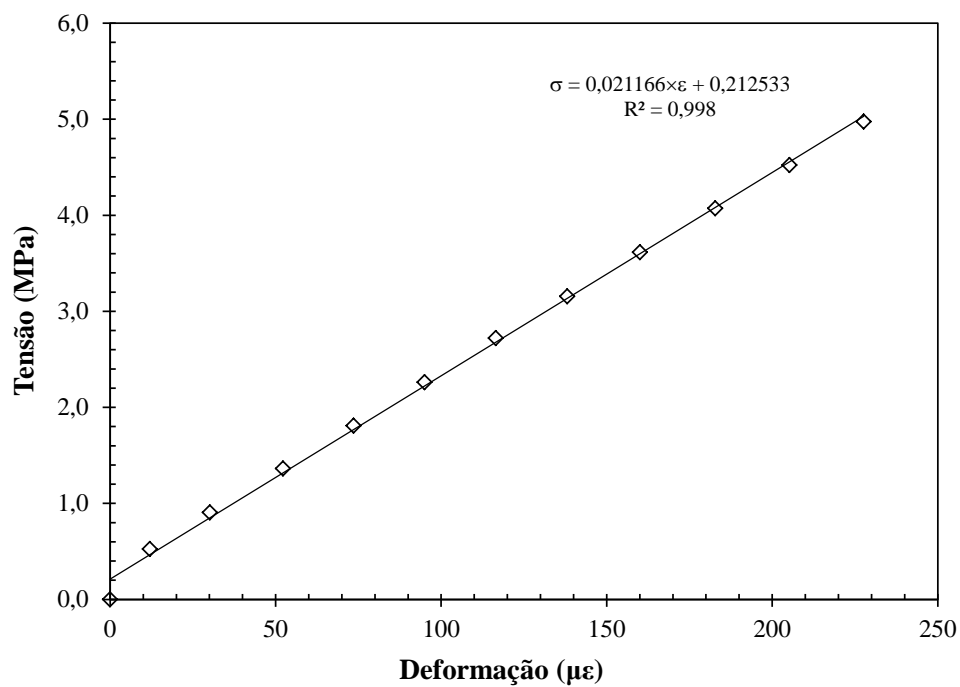
Figura C.1: Gráfico tensão *versus* deformação da estaca trocadora de calor 2 durante o ensaio PCE01.

Fonte: própria autora.

Figura C.2: Gráfico tensão *versus* deformação da estaca referência durante o ensaio PCE02.

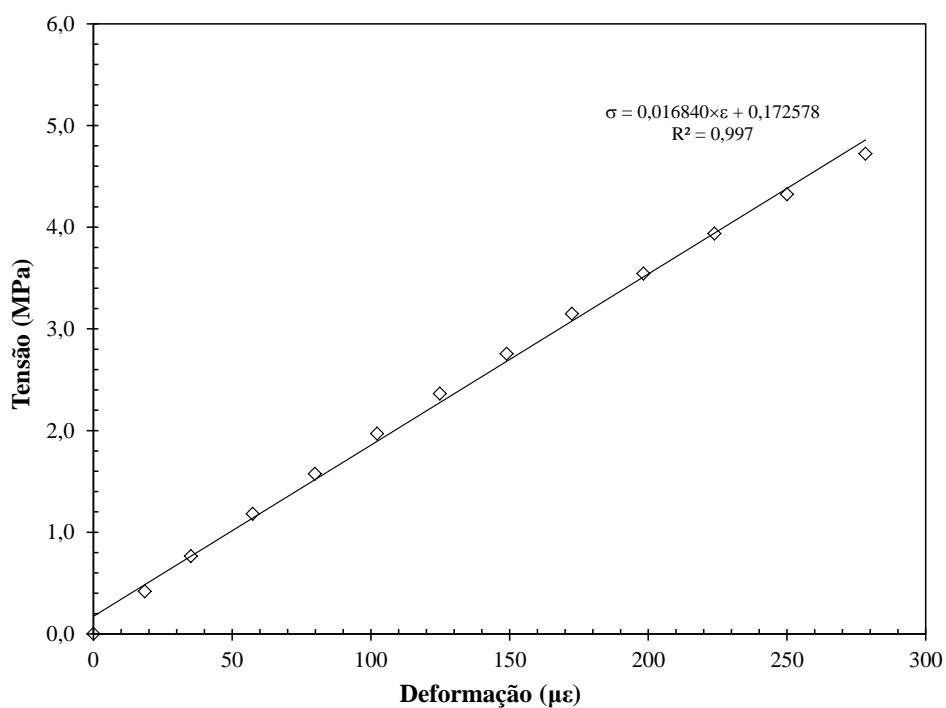
Fonte: própria autora.

Figura C.3: Gráfico tensão *versus* deformação da estaca trocadora de calor 2 durante o terceiro ensaio (PCE05), considerado nos cálculos das cargas axiais na estaca durante o ciclo térmico 2.



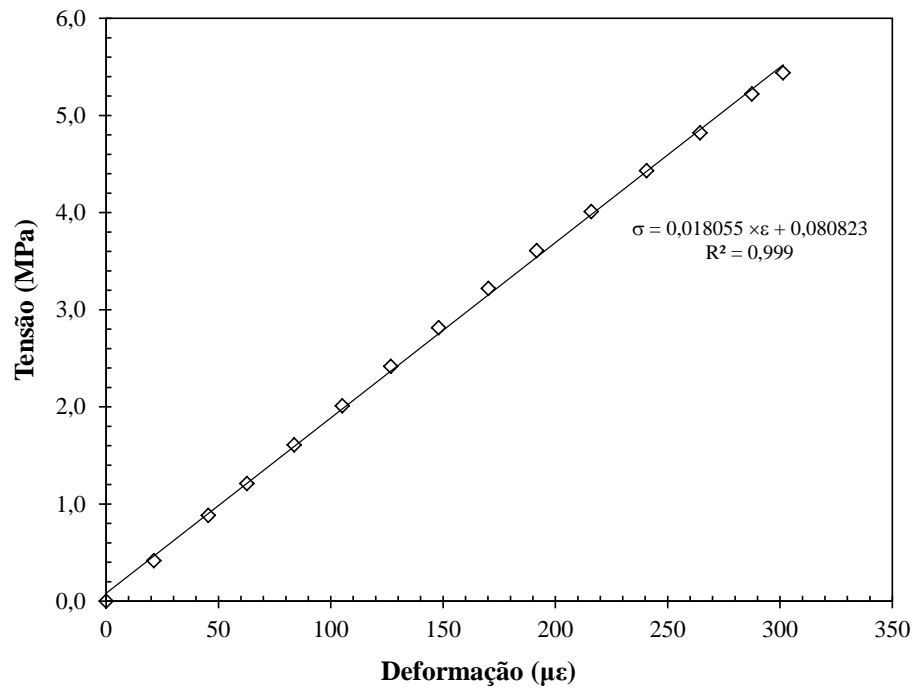
Fonte: própria autora.

Figura C.4: Gráfico tensão *versus* deformação da estaca referência durante o terceiro ensaio (PCE07).



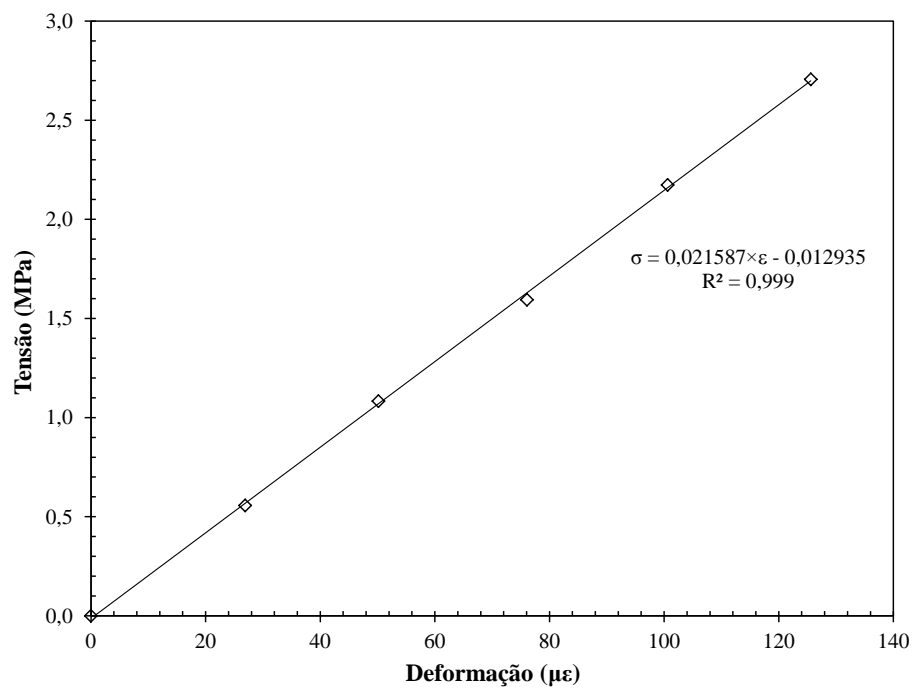
Fonte: própria autora.

Figura C.5: Gráfico tensão *versus* deformação da estaca trocadora de calor 2 durante o terceiro ensaio (PCE08 – estaca aquecida).



Fonte: própria autora.

Figura C.6: Gráfico tensão *versus* deformação da estaca trocadora de calor 2, referente a fase de imposição de carga mecânica de serviço no ciclo térmico 3 (ensaio termomecânico).

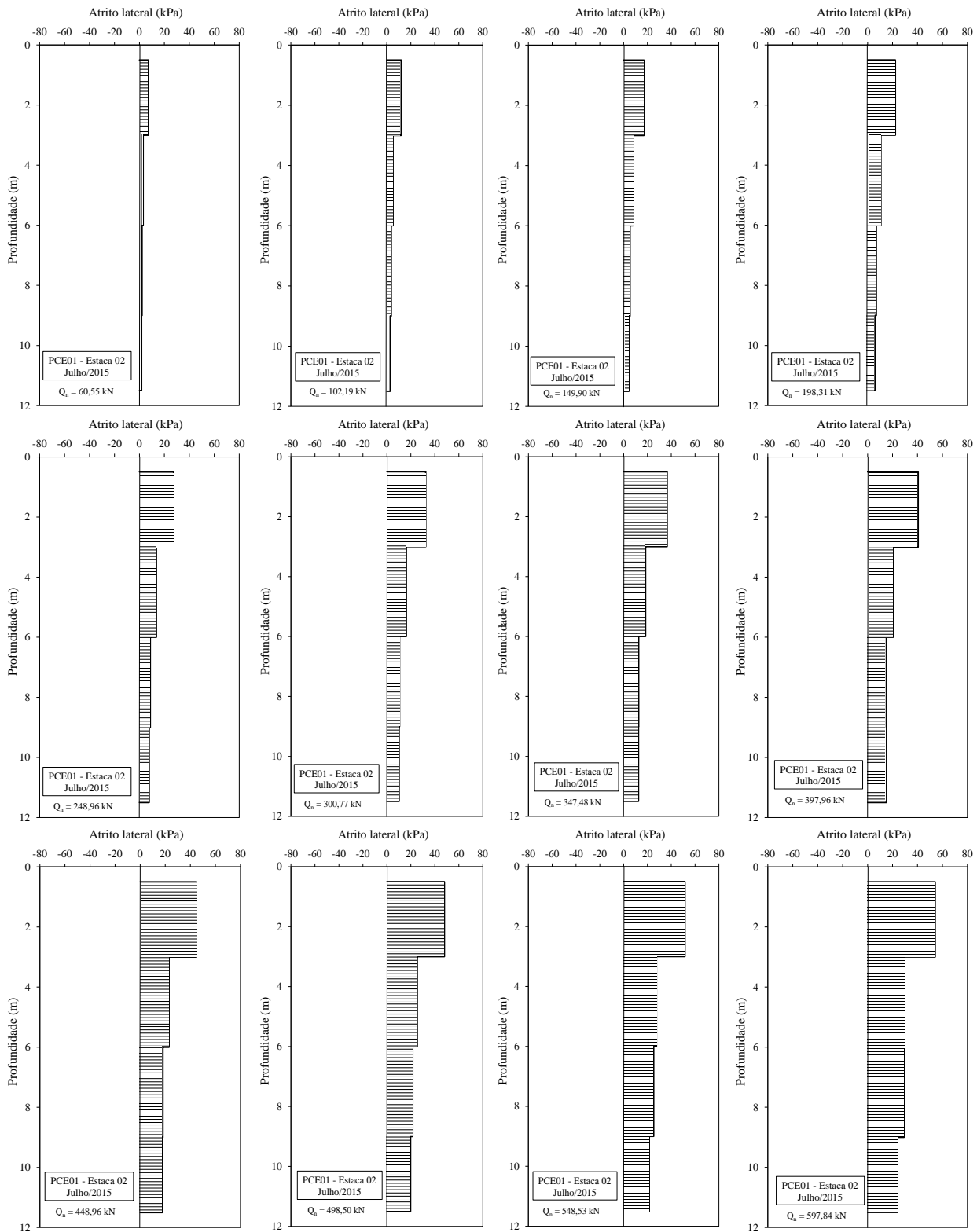


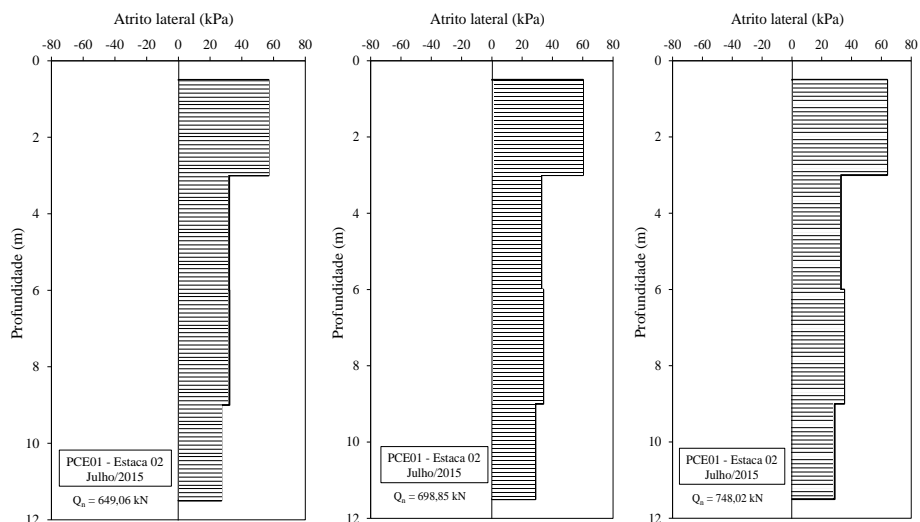
Fonte: própria autora.

APÊNDICE D

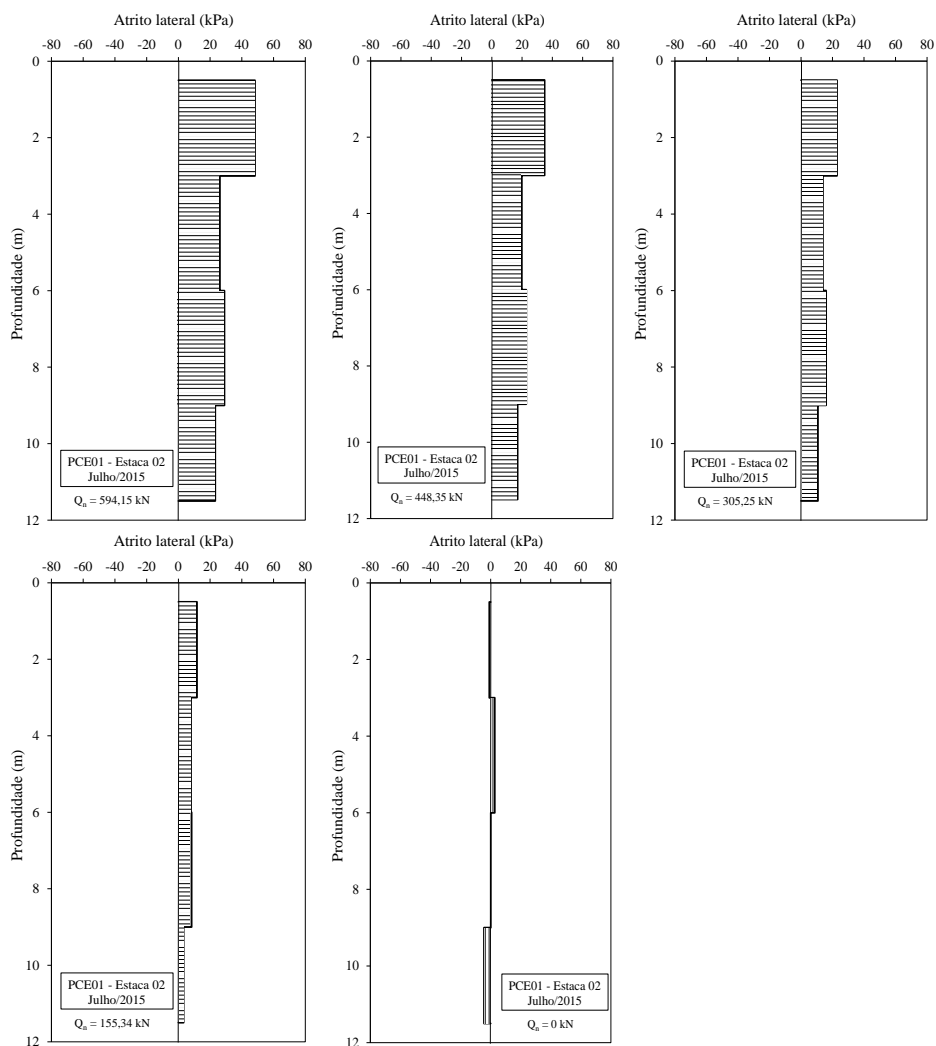
Diagramas de atrito das provas de carga estáticas PCE01 e PCE02

Prova de carga 01 – Estaca trocadora de calor 2 (D = 0,5 m) - Carregamento

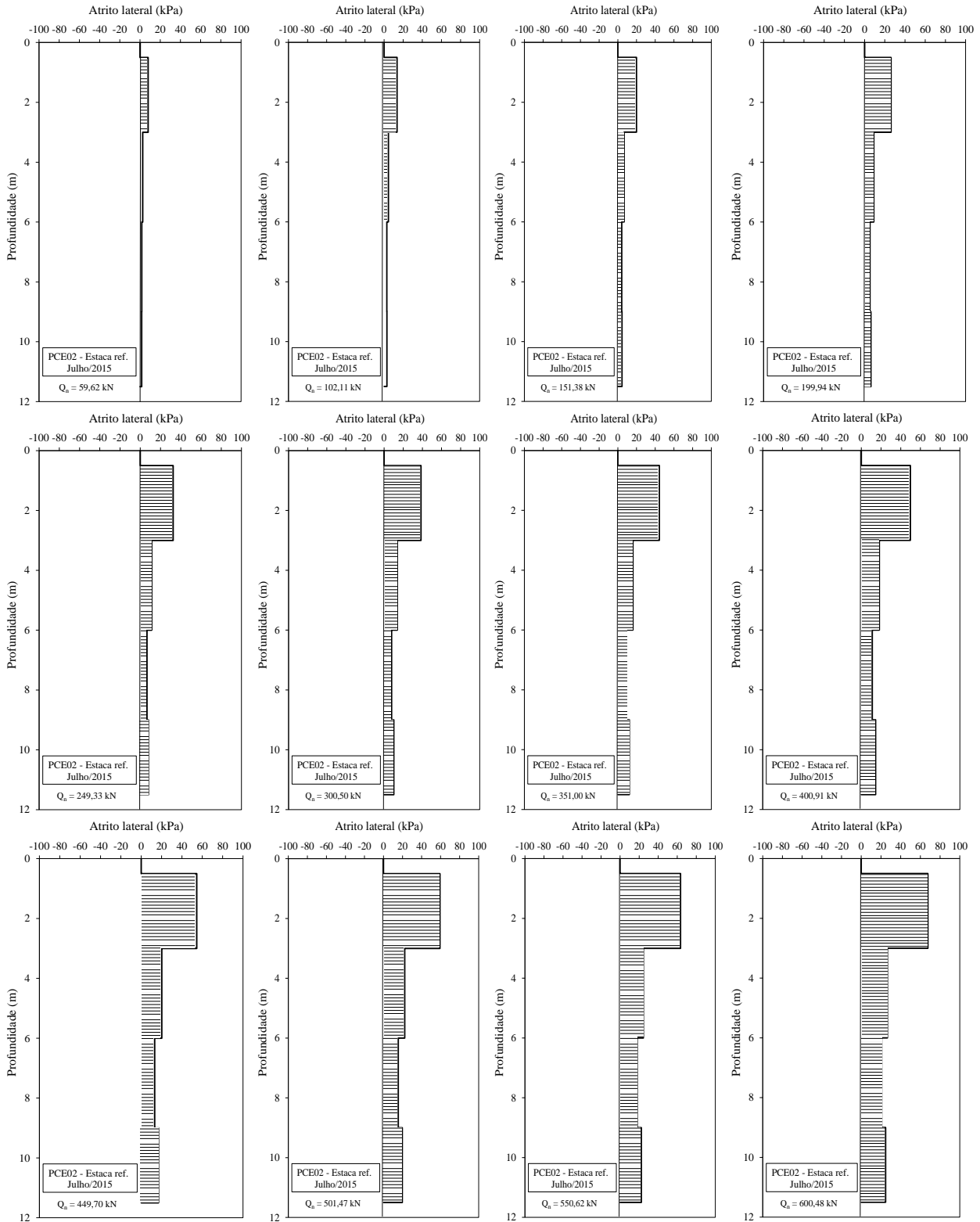


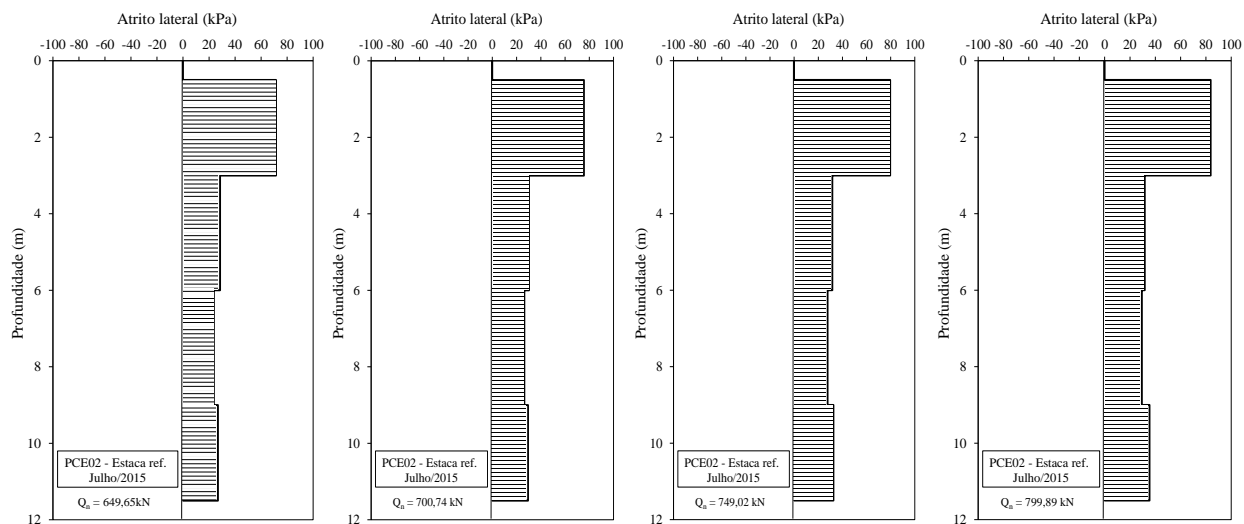


Prova de carga 01 – Estaca trocadora de calor 2 (D = 0,5 m) - Descarregamento



Prova de carga 02 – Estaca referência (D = 0,5 m) - Carregamento





Prova de carga 02 – Estaca referência (D = 0,5 m) - Descarregamento

