

**MODELAGEM FÍSICA DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E MELHORAMENTO
TÉRMICO EM ARGILA**

JOÃO ALBERTO MACHADO LEITE

UNIVERSIDADE ESTADUAL DO NORTE FLUMINENSE DARCY RIBEIRO – UENF
CAMPOS DOS GOYTACAZES – RJ
SETEMBRO – 2018

**MODELAGEM FÍSICA DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E MELHORAMENTO
TÉRMICO EM ARGILA**

JOÃO ALBERTO MACHADO LEITE

“Dissertação apresentada ao Centro de Ciência e Tecnologia da Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro como parte das exigências para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil”.

Orientador: Sérgio Tibana

UNIVERSIDADE ESTADUAL DO NORTE FLUMINENSE DARCY RIBEIRO – UENF
CAMPOS DOS GOYTACAZES – RJ
SETEMBRO – 2018

MODELAGEM FÍSICA DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E MELHORAMENTO TÉRMICO EM ARGILA

JOÃO ALBERTO MACHADO LEITE

“Dissertação apresentada ao Centro de Ciência e Tecnologia da Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro como parte das exigências para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil”.

Aprovada em 19 de Setembro de 2018

Comissão Examinadora:

Prof. Patrício José Moreira Pires (D. Sc., Geotecnia) – UFES

Prof. Aldo Durand Farfán (D. Sc., Geotecnia) – UENF

Prof. Fernando Saboya Albuquerque Jr. (D. Sc., Geotecnia) – UENF

Prof. Sérgio Tibana (D. Sc.) – Orientador, UENF

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus, por até aqui me trazer, impondo aos meus caminhos as vitórias e derrotas necessárias, por colocar na minha vida tantas pessoas especiais e por sempre me lembrar da certeza da vitória.

Agradeço aos meus pais, Maurício e Cristina, primeiramente, pelo amor incondicional, que se torna minha fonte inesgotável de força e motivação, além de ser a razão primordial da minha existência. Agradeço também pelo fundamental incentivo aos estudos, por me ensinarem que o conhecimento é um dos bens mais importantes a se conquistar e que, acima de tudo, me possibilitou a liberdade de pensamento perante o mundo. Agradeço ainda pelo simples fato de serem as pessoas que são, motivo suficiente para minha admiração, amor e respeito imensuráveis por eles.

Agradeço ao meu irmão, Hamilton, pela amizade, parceria, e por ser o maior presente da minha vida, responsável por me apresentar ao amor fraterno e à relação incomparável entre irmãos.

Agradeço a Juliana, principal responsável por meu crescimento nos últimos anos. Agradeço pela sabedoria e discernimento de saber as horas e as palavras certas para me acalmar, me incentivar e me aconselhar. Agradeço imensamente pelos momentos que passamos juntos ao longo dessa jornada e pelo amor compartilhado, que nos une e nos fortalece a cada dia para enfrentarmos os desafios da vida.

Agradeço a toda minha família, por todo o carinho, incentivo e interesse que por mim demonstram, sendo parte imprescindível da minha vida. Agradeço em especial aos meus avós, Abner, Terezinha, Hamilton (*in memoriam*) e Elza, por quem compartilho grande amor e admiração. Agradeço a minha querida tia Luciana (*in memoriam*), pelo imenso impacto que teve durante o curto período em que esteve presente na minha vida.

Agradeço aos amigos de Muriaé, Campos e Budapeste pelos bons momentos, pelos conhecimentos compartilhados e pela diversidade de ideias, pontos de vista e realidades, fatores fundamentais para que nos tornemos pessoas melhores. Agradeço pelas alegrias e pela contribuição de cada um na minha vida.

Agradeço ao meu professor e orientador Sérgio Tibana pela confiança em mim depositada, por toda a ajuda durante esse período e em especial a todo o conhecimento compartilhado, sempre com boa vontade e prazer em fazer o que faz.

Agradeço ao professor Fernando Saboya, por todo o interesse, pelas sugestões e as contribuições nesse projeto, estando sempre disposto a ajudar da melhor forma possível.

Agradeço aos demais professores, aos técnicos e a todos os funcionários da UENF, em especial ao Milton e a Ana Maria, sempre presentes de forma agradável no nosso dia-a-dia dentro da Universidade.

Agradeço a todos da centrífuga, sem poder deixar de citá-los, agradeço ao Renato, Lucas, Eberton, Matheus, Walber, André e Izabel, todos com contribuições diretas para possibilitar a realização dessa pesquisa, sempre com interesse no sucesso do trabalho, além de responsáveis por tornar o laboratório um ambiente agradável e amistoso.

Por fim, agradeço a CAPES pelo apoio financeiro durante esse período e a Petrobras por possibilitar a execução da pesquisa.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	viii
LISTA DE TABELAS	xiii
LISTA DE SÍMBOLOS E SIGLAS.....	xiv
RESUMO.....	xvi
ABSTRACT	xvii
1. I - INTRODUÇÃO	18
1.1. OBJETIVO	20
1.2. JUSTIFICATIVA.....	20
2. II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	22
2.1. Estudos do efeito térmico sobre a mudança de volume dos solos.....	22
2.2. Estudos do efeito térmico durante o adensamento	35
2.3. Estudos do efeito térmico na poro pressão	36
2.4. Estudos do efeito térmico nas propriedades dos solos	39
2.5. Modelos elastoplásticos para argilas saturadas	41
2.6. Propriedades térmicas do solo.....	47
2.7. Mecanismos de transferência de calor.....	51
2.8. Fundações <i>offshore</i> : estacas torpedo e de sucção.....	54
2.9. Estudos térmicos em centrífuga geotécnica.....	56
2.10. Ensaio de T-bar.....	65
3. III - PROGRAMA EXPERIMENTAL.....	66
3.1. Materiais e instrumentos	66
3.1.1. Solo.....	66
3.1.2. Estaca e <i>heater</i>	66
3.1.3. Instrumentação	67
3.1.4. Tubo de ensaio em PVC	68
3.1.5. <i>Containers</i>	70
3.2. Procedimentos Experimentais.....	71

3.2.1. Ensaio no tubo de PVC	71
3.2.2. Ensaio em <i>container</i>	74
4. IV - RESULTADOS E DISCUSSÕES	90
4.1. Resultados dos ensaios no tubo	90
4.1.1. Temperatura máxima em função da temperatura alvo	91
4.1.2. Variação da temperatura em função da distância ao <i>heater</i>	94
4.2. Resultados ensaios <i>container</i>	98
4.2.1. Adensamento	99
4.2.2. Aquecimento	101
4.2.3. Desenvolvimento da temperatura	102
4.2.4. Desenvolvimento do excesso de poro pressão	105
4.2.5. Perfis gerados pelos ensaios de T-bar	109
4.2.6. Análises das variações de S_u	114
4.2.7. Propriedades térmicas do solo	130
4.2.8. Resultados dos LVDTs	133
V- CONCLUSÕES	135
VI - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	139
ANEXOS	143

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1: Efeito das variações de temperatura no volume em ensaio drenado (Campanella e Mitchell, 1968).....	23
Figura 2.2: Efeito das variações de temperatura na tensão efetiva em ensaio não drenado (Campanella e Mitchell, 1968).....	24
Figura 2.3: Efeito das variações de temperatura na mudança de volume (Campanella e Mitchell, 1968).	25
Figura 2.4: Efeito no comportamento tensão x deformação no ciclo aquecimento-resfriamento da ilita (Plum e Esrig, 1969).	26
Figura 2.5: Deformação volumétrica durante aquecimento sob condição de tensão efetiva isotrópica constante Baldi et al., 1988).	27
Figura 2.6: Resposta térmica de deformação da “Kaolin clay” durante um ciclo aquecimento-resfriamento sob tensão isotrópica constante (Laloui e Cekerevak, 2008).	28
Figura 2.7: Variação de volume durante aquecimento e resfriamento para argilas “Boom clay” sob diferentes valores de OCR (Cui et al., 2001).	28
Figura 2.8: Relação medida entre índice de vazios e tensão efetiva para argila aquecida (Towhata et al., 1993).	30
Figura 2.9: Curvas de adensamento térmico a temperaturas elevadas (Delage et al., 2000).	32
Figura 2.10: Deformações volumétricas de adensamento induzidas pelo aquecimento não drenado intercalado por drenagem entre os estágios de temperatura (Bing et al., 2014).....	33
Figura 2.11: Deformações volumétricas de adensamento induzidas pelo resfriamento não drenado intercalado por drenagem entre os estágios de temperatura (Bing et al., 2014).	34
Figura 2.12: Efeito da temperatura no comportamento do adensamento isotrópico (Campanella e Mitchell, 1968).....	36
Figura 2.13: Efeito da temperatura na poro pressão em amostras de ilita saturada ensaiadas em condição não drenada (Campanella e Mitchell, 1968).	37
Figura 2.14: Poro pressões induzidas por aquecimento não drenado e sem drenagem entre os estágios de temperatura (Bing et al., 2014).....	38
Figura 2.15: Relação entre poro pressão e temperatura durante o aquecimento e resfriamento não drenados sem drenagem entre os estágios de temperatura (Bing et	

al., 2014).	39
Figura 2.16: Ensaio de permeabilidade (k) executados em amostra de argila a diferentes temperaturas e tensões (Delage et al., 2000).	40
Figura 2.17: Resultados de ensaios de permeabilidade em termos da permeabilidade intrínseca (K) (Delage et al., 2000).	41
Figura 2.18: Ciclo termomecânico em argila (Hueckel e Baldi, 1990).	43
Figura 2.19: Ciclo de carregamento termomecânico drenado em argila. (a) Temperatura x tensão efetiva média normal; (b) Temperatura x deformação volumétrica; (c) Tensão efetiva isotrópica x deformação volumétrica (Hueckel e Baldi, 1990).	44
Figura 2.20: Mudança na tensão de pré-adensamento com a temperatura (Cui et al., 2000).	45
Figura 2.21: Plastificação no plano T x p'. LY, loading yield; TY, termal yield; HC, contração devido ao aquecimento (Cui et al., 2000).	45
Figura 2.22: Incrementos de deformação plástica gerados durante carregamento térmico e/ou mecânico (Cui et al., 2000).	46
Figura 2.23: Acoplamento entre TY e LY (Cui et al., 2000).	47
Figura 2.24: Fluxo de calor através de um elemento (Duarte, 2004).	48
Figura 2.25: Estaca de sucção (Kawasaki, 2010).	55
Figura 2.26: Lançamento de estaca torpedo para ancoragem de risers (Kunitaki, 2006).	56
Figura 2.27: Perfis de temperatura medidos nas estacas e no interior do solo (Ng et al, 2014b).	59
Figura 2.28: Resumo dos resultados das deformações térmicas Good et al. (2014).	61
Figura 2.29: Detalhamento distribuição instrumentação (Krishnaiah e Singh, 2004).	62
Figura 2.30: Variação da temperatura com o tempo para TC2 em uma das amostras (Krishnaiah e Singh, 2004).	63
Figura 2.31: Modelagem do tempo para uma das amostras (Krishnaiah e Singh, 2004).	64
Figura 2.32: Representação de T-bar e poropressões atuantes (Almeida e Marques, 2010).	65
Figura 3.1: Estaca e heater utilizados nos ensaios.	67

Figura 3.2:Configuração final do tubo de ensaio.	69
Figura 3.3: Esquema de distribuição da instrumentação.....	69
Figura 3.4: Container utilizado nos ensaios.	71
Figura 3.5: Confeção de pedra porosa para container de ensaio.....	75
Figura 3.6: Mistura dos componentes caulim, metacalim e água.....	76
Figura 3.7: Lama recém lançada ao container.	77
Figura 3.8: Adensamento mecânico com auxílio de bomba hidráulica.....	79
Figura 3.9: Esquema utilizado para adensamento mecânico do solo com motor elétrico.....	79
Figura 3.10: Conjunto para cravação da estaca e da instrumentação.	81
Figura 3.11: Posicionamento termopares.	83
Figura 3.12: Posicionamento transdutores de poro pressão.	83
Figura 3.13: : Destaque termopares na superfície da estaca torpedo.....	84
Figura 3.14:Sistema de cravação do torpedo e hastes de instrumentação.....	84
Figura 3.15: Sistema após a cravação do conjunto.....	85
Figura 3.16: Esquema da distribuição da instrumentação no interior dos containers.	85
Figura 3.17: Posicionamento dos LVDTs.....	86
Figura 3.18: Ilustração das posições dos ensaios de T-bar.....	89
Figura 4.1: Desenvolvimento das temperatura dos termopares da Seção 3 do ensaio em tubo a 60°C.	91
Figura 4.2: : (a) Ensaio a 40°C; (b) Ensaio a 50°C; (c) Ensaio a 60°C.....	91
Figura 4.3: Temperatura Máxima Atingida x Temperatura Target na distância 5 mm.	92
Figura 4.4: Temperatura Máxima Atingida x Temperatura Target na distância 10 mm.	92
Figura 4.5: Temperatura Máxima Atingida x Temperatura Target na distância 20 mm.	93
Figura 4.6: Temperatura Máxima Atingida x Temperatura Target na distância 40 mm.	93
Figura 4.7: Variação de Temperatura Máxima x Distância Radial ao Heater nas seções para a temperatura alvo de 40°C.....	94
Figura 4.8: Variação de Temperatura Máxima x Distância Radial ao Heater nas seções para a temperatura alvo de 50°C.....	95
Figura 4.9: Variação de Temperatura Máxima x Distância Radial ao Heater nas	

seções para a temperatura alvo de 60°C.	95
Figura 4.10: Variação de Temperatura Máxima x Distância Radial ao Heater nas seções para a temperatura alvo de 70°C.	96
Figura 4.11: Variação de Temperatura Máxima x Distância Radial ao Heater nas seções para a temperatura alvo de 80°C.	96
Figura 4.12: Variação de Temperatura Máxima x Distância Radial ao Heater nas seções para a temperatura alvo de 90°C.	97
Figura 4.13: Variação de Temperatura Máxima x Distância Radial ao Heater nas seções para a temperatura alvo de 95°C.	97
Figura 4.14: Curvas dos adensamentos realizados no container.	99
Figura 4.15: Tensão da lama em função da profundidade.	101
Figura 4.16: Temperatura x Tempo durante os ensaios no Container 04.	102
Figura 4.17: Variação da temperatura com o tempo para o termopar TC H11 nos diferentes solos para as variações de 30 e 60°C.	103
Figura 4.18: Variação da temperatura com o tempo para o termopar TC H12 nos diferentes solos para as variações de 30 e 60°C.	103
Figura 4.19: Variação da temperatura com o tempo para o termopar TC H13 nos diferentes solos para as variações de 30 e 60°C.	104
Figura 4.20: : Desenvolvimento de poro pressão nos transdutores durante as variações de 30° C.	107
Figura 4.21: : Desenvolvimento de poro pressão nos transdutores durante as variações de 60°C.	107
Figura 4.22: Excesso de poro pressão desenvolvido com a temperatura para a variação de 30°C no transdutor PP H11.	109
Figura 4.23: Excesso de poro pressão desenvolvido com a temperatura para a variação de 30°C no transdutor PP H12.	109
Figura 4.24: Ensaio de referência para os diferentes containers.	113
Figura 4.25: ΔS_u x Profundidade para a distância de 5 cm em solo Na.	115
Figura 4.26: ΔS_u x Profundidade para a distância de 12 cm em solo Na.	115
Figura 4.27: ΔS_u x Profundidade para a distância de 2 cm para o solo com adensamento de 25 kPa.	116
Figura 4.28: ΔS_u x Profundidade para a distância de 5 cm para o solo com adensamento de 25 kPa.	117
Figura 4.29: ΔS_u x Profundidade para a distância de 8 cm para o solo com	

adensamento de 25 kPa.	118
Figura 4.30: ΔS_u x Profundidade para a distância de 12 cm para o solo com adensamento de 25 kPa.	118
Figura 4.31: ΔS_u x Profundidade para a distância de 5 cm para o solo com adensamento de 50 kPa.	119
Figura 4.32: ΔS_u x Profundidade para a distância de 8 cm para o solo com adensamento de 50 kPa.	120
Figura 4.33: ΔS_u x Profundidade para a distância de 12 cm para o solo com adensamento de 50 kPa.	121
Figura 4.34: ΔS_u x Profundidade para a distância de 2 cm para o solo com adensamento de 100 kPa.	122
Figura 4.35: ΔS_u x Profundidade para a distância de 5 cm para o solo com adensamento de 100 kPa.	122
Figura 4.36: ΔS_u x Profundidade para a distância de 8 cm para o solo com adensamento de 100 kPa.	123
Figura 4.37: (a) variação média da resistência em valor absoluto e (b) em porcentagem para os ensaios nas distâncias de 2 cm.	125
Figura 4.38: (a) variação média da resistência em valor absoluto e (b) em porcentagem para os ensaios nas distâncias de 5 cm.	126
Figura 4.39: (a) variação média da resistência em valor absoluto e (b) em porcentagem para os ensaios nas distâncias de 8 cm.	127
Figura 4.40: (a) variação média da resistência em valor absoluto e (b) em porcentagem para os ensaios nas distâncias de 12 cm.	128
Figura 4.41: Resistência normalizada durante a variação de 60°C para duas distâncias e para os ensaios de referência.	130
Figura 4.42: Média da potência acumulada ao longo do ensaio em função do tempo.	132

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1: Deformações volumétricas das amostras (adaptada de Bing et al., 2014).	35
Tabela 2.2: Valores típicos de calor específico e massa específica das frações constituintes do solo (Colabone, 2002).	50
Tabela 2.3:: Localização dos termopares no interior do solo (Krishnaiah e Singh, 2004).	62
Tabela 3.1: Distribuição da instrumentação no tubo.	70
Tabela 3.2: Características das lamas confeccionadas.	77
Tabela 3.3: Etapas de adensamento para cada container.	80
Tabela 3.4: Distribuição da instrumentação no container.	81
Tabela 3.5: Distâncias dos ensaios de T-bar.	89
Tabela 4.1: Excesso de poro pressão desenvolvido em cada etapa do adensamento no container (valores em kPa).	100
Tabela 4.2: Desenvolvimento do excesso de poro pressão durante as variações de temperatura impostas em cada container.	106
Tabela 4.3: Ensaios de T-bar durante as diferentes variações de temperatura para cada Container.	111
Tabela 4.4: Ensaios de T-bar nas diferentes distâncias realizadas da superfície da estaca.	112
Tabela 4.5: Deslocamento vertical do solo para cada variação de temperatura.	133

LISTA DE SÍMBOLOS E SIGLAS

°C – grau célsius

cm - centímetro

C_v – coeficiente de adensamento

D - diâmetro

$d\varepsilon_{vpT}^P$ – deformação volumétrica plástica

$d\varepsilon_{vpT}^P$ – incremento plástico térmico

$d\varepsilon_{vTp}^P$ – deformação volumétrica termo plástica

$d\varepsilon_{vTp}^P$ – incremento de deformação plástica mecânica

e – índice de vazios

E_1 – integral exponencial

E_1 – módulo de elasticidade

g - gravidade

K – permeabilidade intrínseca

LY – loading yeld

Mpa – Mega Pascal

N – fator de escala

OCR – índice de sobre adensamento

p' – tensão média efetiva

p'_{c0} – tensão de ponta

psi – libra-força por polegada quadrada

r - raio

ROV – Remotely Operated Vehicle

SP – superfície de plastificação

S_u – resistência não drenada

T - temperatura

t - tempo

t_p – tempo do protótipo

TY – thermal yeld

V - volts

W - watts

μ – porcentagem de incremento de temperatura

σ'_3 – tensão de confinamento

γ – constante de Euler

RESUMO

Muitas são as situações na engenharia onde a relação entre o solo e a temperatura deve demandar atenção especial. Dentre elas, se destacam as estacas térmicas, o encapsulamento de resíduo nuclear e os cabos de alta voltagem subterrâneos. Tais aplicações vêm incentivando cada vez mais estudos e investigações no que se refere à complexa relação entre solo, temperatura e uma eventual estrutura. Desses estudos, verificou-se a ocorrência de um fenômeno denominado adensamento térmico, responsável por fornecer ao solo um efeito semelhante ao adensamento convencional ao se aplicar um ciclo de aquecimento-resfriamento ao mesmo. Com base nisso, surge o interesse de se avaliar a utilização desse fenômeno, a fim de aplicar a um determinado solo um efeito de melhoramento térmico por meio do adensamento consequente da temperatura, visando a possibilidade de fornecer a estacas *off-shore* ganho de capacidade de carga por meio do seu aquecimento. Para tanto, o presente projeto buscou avaliar a influência de uma variação de temperatura em um solo por meio da variação da sua resistência não drenada durante um aquecimento e após um ciclo aquecimento-resfriamento. A fonte de calor para o solo era oriunda de um elemento representativo de uma estaca torpedo, enquanto a avaliação da resistência não drenada foi realizada por meio de ensaios de T-bar a diferentes distâncias da estaca e durante três diferentes variações de temperatura nela imposta. Desses procedimentos, se avaliou, em especial, a variação de resistência verificada pelos ensaios em regiões específicas do solo, buscando compreender a influência da distância e do nível de adensamento aplicado ao solo nessas variações. Foi possível perceber que a variação de temperatura é bem mais significativa nas proximidades da fonte de calor, entretanto, sua influência indicou alcançar distâncias relevantes em relação à dimensão da estaca. Os resultados apontaram para uma potencialidade no uso do melhoramento térmico através de elementos de fundação, uma vez que bem conhecidas as características dos solos em questão e seu comportamento diante de cargas térmicas.

Palavras-chave: Adensamento Térmico, Termomecânica, Resistência Não Drenada.

ABSTRACT

In the engineering field, plenty are the situations where special attention is needed regarding the relation between soil and temperature. Among them, energy piles, disposal of nuclear waste and underground high voltage cables enhance this interest. These applications have been encouraging the number of investigations concerning the complex soil-temperature relation. Previous studies on the area have shown the occurrence of the thermal consolidation phenomenon, which produces on the soil an effect similar to the conventional consolidation when it is subjected to a heating-cooling cycle. Such effect raised interest in the assessment of this phenomenon as a mean to achieve a thermo improvement of the soil during heating and after a heating-cooling cycle, aiming to evaluate the impact of heating offshore foundations in soft clay on their load capacity. For this purpose, this project sought to assess the temperature variation influence in a soil through the undrained shear resistance (S_u) variation during heating and after a heating-cooling cycle. The heat source was inserted within a torpedo pile element, while the undrained shear resistance was evaluated through T-bar tests carried out in different distances from the pile and during different temperature variations. From the tests, S_u values changes were assessed influenced by radial distance from heat source and the over consolidation state imposed for each soil evaluated. Through these perspectives the greater influence of temperature variation for closer distances were evident, however, great distances concerning the pile ratio were also noted. Results pointed out for a significant potential for thermal improvement using thermo piles as heat sources since soil characteristics and behavior are well established regarding thermal loads.

Keywords: Thermal Consolidation, Thermomechanics, Undrained Shear Resistance

I - INTRODUÇÃO

O comportamento de diversos tipos de solo sob efeito térmico tem sido alvo de inúmeros estudos há algumas décadas. A resposta geomecânica dos efeitos da temperatura foi objeto de estudo para argilas saturadas (Trani *et al.* 2010, Abuel-Naga *et al.*, 2009) e não-saturadas (Guopqing e Lu, 2010), e normalmente (Trani *et al.*, 2010) e pré-adensadas (Romero *et al.*, 2005), além da investigações em silte (François *et al.*, 2011) e areia (Graham, 1996).

Muitos são os motivos da atenção direcionada para esse campo, dentre eles, pode-se citar estruturas geotérmicas, como estacas térmicas, encapsulamento de resíduo nuclear, perfuração de petróleo e cabos de alta voltagem subterrâneos (Cecerevak e Laloui, 2004). Outros exemplos abrangem estudos de dessorção térmica (Duarte, 2004) e isolamento de áreas com resíduos perigosos (Uchaipichat, 2005).

No campo dos resíduos nucleares radioativos, a questão da disposição desses resíduos é encarada como um obstáculo para um desenvolvimento mais pleno do uso de energia nuclear, além de uma ameaça a continuação da operação dos reatores existentes (Slovic *et al.*, 1991). Diante disso, barreiras de argila a grandes profundidades surgem como um destino possível para resíduos radioativos de vida longa, isso devido às propriedades de baixa permeabilidade e capacidade de reter radionuclídeos por adsorção físico-química dos minerais da argila, que tornam esse material interessante para tal finalidade (Delage *et al.*, 2000). Os resíduos nucleares apresentam um aumento inicial da temperatura do solo quando da sua instalação, quando então apresenta uma diminuição gradual dessa temperatura (Hueckel and Pellegrini, 1992), demandando assim um estudo termomecânico para a sua aplicação.

Na dessorção térmica, o estudo da aplicação de calor no subsolo provém da utilização dessa técnica para remediações ambientais *in-situ* para descontaminação do solo e de águas subterrâneas. A tecnologia consiste em aquecer o solo contaminado afim de que os contaminantes com menor ponto de ebulição sejam vaporizados e, assim, eliminados do solo, sendo então coletados (Duarte, 2004).

Das aplicações atuais, as fundações geotérmicas vêm apresentando um crescimento rápido na sua utilização ao redor do mundo. Tais estruturas configuram uma fonte de energia limpa e renovável, capaz de extrair calor do solo durante o

inverno para aquecer a construção na qual é aplicada e de transferir calor para o solo durante o inverno, satisfazendo as condições de conforto. As fundações geotérmicas possuem a vantagem de ser parte da composição estrutural para a estabilidade da construção, possibilitando assim incorporar as instalações geotérmicas em um componente fundamental, podendo, dessa forma, reduzir custos em longo prazo (DiDonna, 2013).

Diante de tais relevantes aplicações, diversas pesquisas surgem com o enfoque na área, tornando o comportamento termomecânico, assim, uma das principais questões da mecânica dos solos moderna. Os estudos nesse campo se mostram com uma complexidade adicional em relação aos da mecânica dos solos convencional, onde, a temperatura, como fator extra, deve ser manipulada com técnicas especiais, e apresenta sobre o solo influências pouco usuais em relação aos demais materiais (Laloui, 2001).

Na bibliografia, o conteúdo disponível no que se refere a respostas dos solos sob influência da temperatura vem se consolidando desde o início desses estudos, principalmente quanto às mudanças no volume e poro pressão. Dentre os objetivos, as pesquisas buscam evidenciar, de uma forma geral e mais recorrente, possíveis discrepâncias da realidade quando amostras são deslocadas para ensaios em laboratório onde a temperatura difere da *in-situ*, a possibilidade de utilização do solo como depósito isolante de resíduos radioativos sem gerar grandes distúrbios, além das consequências da aplicação dos subsolos como armazenadores de energia para troca de calor com elementos estruturais de construções.

De posse dos conhecimentos pré-estabelecidos e de algumas das utilizações já consolidadas da relação entre a temperatura e a geotecnia, surge o intuito de avaliar o impacto e a distribuição do gradiente térmico no solo, visando, como resultado final, avaliar a possibilidade de manejo desse fator para gerar um melhoramento térmico de argilas moles presentes no leito dos oceanos, onde são fixadas as estruturas *offshore*.

A determinação da viabilidade do uso do gradiente térmico para esse fim pode ser realizada pelo alinhamento dos estudos de impacto desse fator nas propriedades, na resistência, nas respostas físicas, nas modificações estruturais, e na magnitude e condições da distribuição do calor, bem como na avaliação da energia necessária para se alcançar determinado estado de distribuição de calor no solo.

Em paralelo com as demais complexas consequências da variação da temperatura, o meio pelo qual o melhoramento térmico da argila será buscado consiste no adensamento de argilas gerado pela dissipação da poro pressão desenvolvida diante de um aquecimento.

1.1. OBJETIVO

O objetivo do projeto é estudar e avaliar o comportamento e as repostas de solo argiloso sujeito a um gradiente térmico oriundo de uma fonte de calor no interior do solo. O intuito dessa investigação foi alcançar uma compreensão sobre a variação da resistência não-drenada (S_u) em função de uma carga térmica aplicada a tal solo, bem como sobre a possibilidade de melhoramento térmico de argilas, com a finalidade de incremento de capacidade de carga para estacas, representativas de elementos de fundação de estruturas *offshore*.

Para se alcançar um entendimento nesses termos, os objetivos específicos consistiram em realizar análises da resistência não drenada de solos sob diferentes condições e submetidos a diferentes cargas térmicas através de ensaios de T-bar.

O fluxo de calor e a distribuição espacial da variação de temperatura aplicada por uma fonte também foram avaliados, de forma a buscar a identificação de uma zona de influência atingida pela aplicação de calor e realizar uma estimativa da condutividade térmica do meio ensaiado.

As investigações principais foram realizadas através de ensaios em *containers*, onde a dimensão da estaca simulada é pequena em relação ao meio ensaiado, de modo que as interferências externas sejam reduzidas e a propagação no interior do meio, mais representativa.

1.2. JUSTIFICATIVA

O avanço da exploração de petróleo *offshore* a águas cada vez mais profundas acompanha desafios tecnológicos, operacionais e econômicos proporcionais às lâminas d'água visadas. Assim, a busca pelos princípios da engenharia de viabilidade técnica e econômica impulsiona estudos cada vez mais inovadores.

O alto custo de mobilização de equipamento e mão-de-obra para a fixação de plataformas flutuantes incentiva a busca por alternativas para fundações mais eficientes para as argilas de baixa resistência presentes no leito marinho.

Além disso, as características desse tipo de solo acabam por demandar grandes áreas para a ancoragem das plataformas, limitando as operações de perfuração e exploração de petróleo e congestionando o fundo do mar com a quantidade de linhas de ancoragem e de fundações necessárias para superar a baixa resistência.

Diante desse panorama, surge a possibilidade de melhoramento térmico da argila marinha por meio da aplicação de gradiente de temperatura para causar a consolidação permanente desse solo como um método latente para a melhora da resistência das argilas e conseqüente redução de custos e de aglomeração dos sistemas de ancoragem.

II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Estudos do efeito térmico sobre a mudança de volume dos solos

Campanella e Mitchell (1968) realizaram um estudo de grande relevância no que se refere ao comportamento do solo sob influência da temperatura, onde se buscou por meio de uma série de ensaios triaxiais, drenados e não drenados, interpretar as causas do comportamento da argila (ilita remodelada) sob o efeito de ciclos de aquecimento e resfriamento em termos dos parâmetros fundamentais do solo.

Desse estudo, um de seus produtos se refere ao efeito da temperatura nas mudanças de volume da argila saturada. Nesse aspecto, Campanella e Mitchell (1968) perceberam que a água é drenada da amostra quando do aumento da temperatura, enquanto é absorvida durante o resfriamento. Ao aquecer uma amostra normalmente adensada, tais pesquisadores perceberam dois efeitos: o primeiro está relacionado com a maior expansão volumétrica experimentada pela água dos poros em relação aos minerais sólidos da argila. Essa diferença associada à baixa permeabilidade desse solo acaba por gerar um excesso de poro pressão, a qual tende a dissipar de forma lenta, de uma maneira que se assemelha ao adensamento primário.

O segundo efeito observado por Campanella e Mitchell (1968), recai sobre a resistência da estrutura do solo, que resulta numa diminuição na resistência ao cisalhamento dos contatos interparticulares. Tal efeito ocasiona um colapso parcial da estrutura do solo, que leva a uma diminuição do índice de vazios até que um número suficiente de ligações extras se forme para que o solo seja capaz de suportar a tensão sob uma temperatura mais elevada. Esse efeito é semelhante ao adensamento secundário resultante de um aumento de tensão no solo.

Um efeito inverso foi descrito por Campanella e Mitchell (1968), onde o resfriamento gerava uma tensão na poro pressão como consequência do encolhimento diferencial dos grãos e da água, levando a amostra a absorver água. Uma vez que o resfriamento gera, segundo os autores, um fortalecimento da estrutura do solo, não há necessidade de ajustes estruturais extras para suportar as tensões efetivas, diferentemente do segundo efeito gerado pelo aquecimento.

Durante a continuação do ciclo resfriamento-reaquecimento, Campanella e Mitchell (1968) verificaram que novos ajustes estruturais para temperaturas inferiores à máxima previamente aplicada não eram mais necessários, sendo, portanto, o segundo efeito permanente, gerando contração irreversível da amostra.

O comportamento acima detalhado evidencia uma semelhança entre o adensamento induzido pela temperatura e o adensamento induzido pelas tensões. Os efeitos da temperatura sobre a drenagem da água nos poros e sobre a variação de poro pressão em amostras sob tensão efetiva constante podem ser percebidos nas Figuras 2.1 e 2.2 à seguir, em ensaio drenado e não drenado, respectivamente:

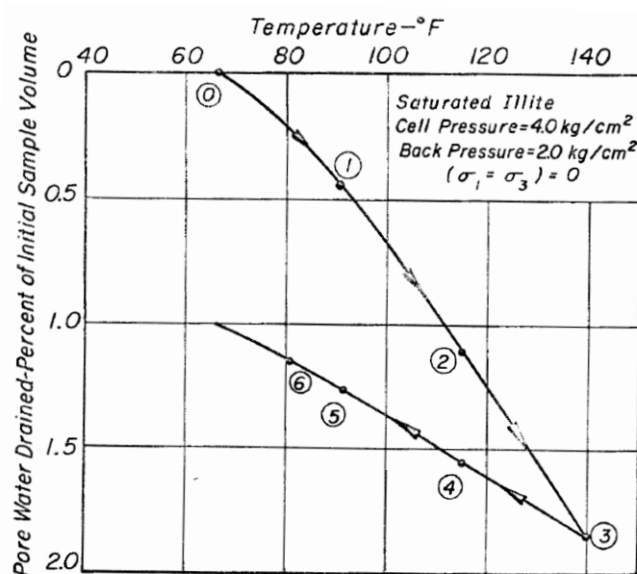


Figura 2.1: Efeito das variações de temperatura no volume em ensaio drenado (Campanella e Mitchell, 1968).

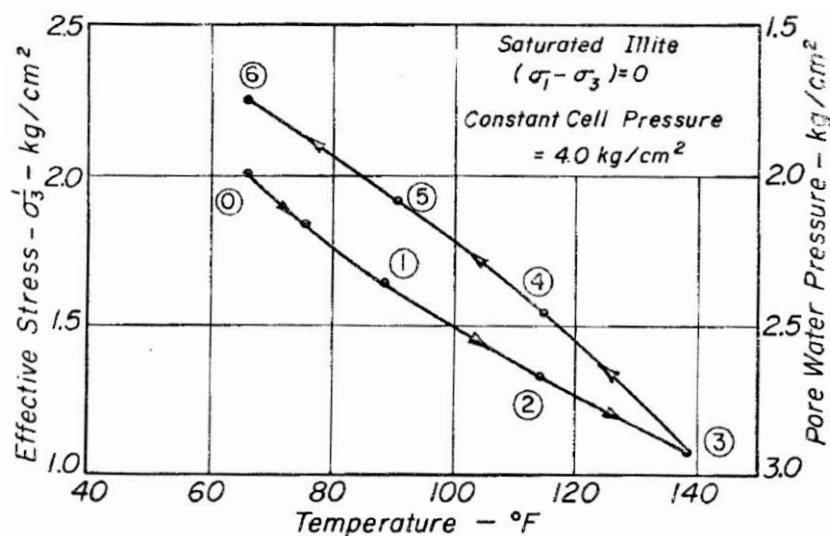


Figura 2.2: Efeito das variações de temperatura na tensão efetiva em ensaio não drenado (Campanella e Mitchell, 1968).

Quanto à magnitude da variação de volume sofrida pelas amostras, Campanella e Mitchell (1968) indicam que, para uma argila normalmente adensada, um incremento de temperatura leva, na somatória dos efeitos de expansão da água dos poros e dos minerais, da reorientação das forças interparticulares e da drenagem da água, a uma diminuição do volume da amostra. Foi observada uma diminuição de volume permanente após um primeiro ciclo de aquecimento-resfriamento, sendo essa redução permanente repetida com menor magnitude para os ciclos posteriores e se apresentou mais relevante quanto mais rápido o incremento da temperatura. A contração permanente para os ciclos de temperatura são verificados na Figura 2.3 a seguir:

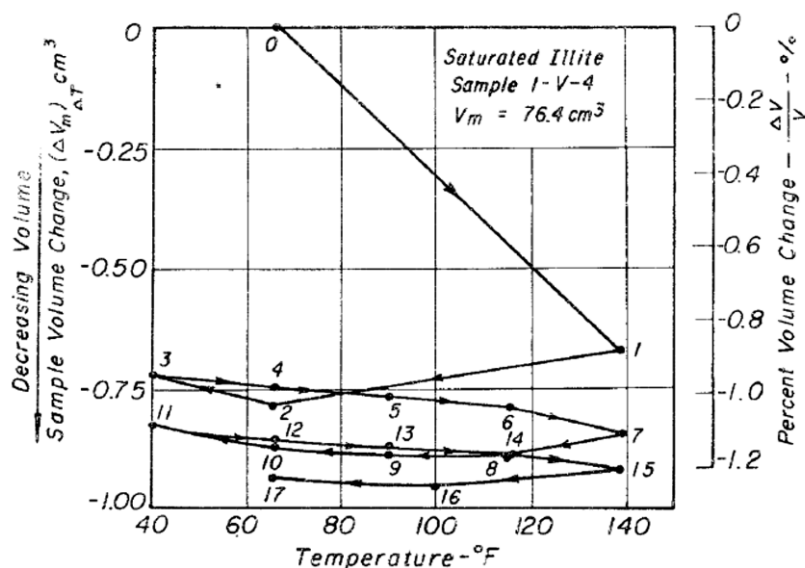


Figura 2.3: Efeito das variações de temperatura na mudança de volume (Campanella e Mitchell, 1968).

Os padrões apresentados nos ensaios de Campanella e Mitchell (1968) permitem uma forte analogia entre a mudança de volume gerada pela mudança de temperatura com a gerada pela mudança de tensões, indicando que o aumento de temperatura de um solo pode ser equivalente a um pré-adensamento.

Com o intuito de investigar os efeitos da temperatura sobre o solo, Plum e Esrig (1969) desenvolverem um importante estudo para se obter mais clareza em relação a algumas respostas do solo.

Ao adensar três amostras de argila normalmente adensadas, sendo duas a diferentes temperaturas constantes, e numa terceira, aquecendo a amostra e então prosseguindo o seu carregamento, os autores identificaram que o índice de compressão variava em função tanto da pressão, quanto da temperatura, o que se opõe ao que foi observado por Campanella e Mitchell (1968). Essa influência da temperatura sobre a compressibilidade das argilas verificada por Plum e Esrig (1969) foi mais sensível a pressões inferiores a 30 psi (ou 20,7 kPa).

Por outro lado, Plum e Esrig (1969) obtiveram resposta semelhante quanto ao que foi verificado por Campanella e Mitchell após um ciclo de aquecimento-resfriamento, onde o solo se comportou como se fosse pré-adensado, apresentando ainda um deslocamento de sua curva de compressão em direção a tensões mais elevadas, como mostra a Figura 2.4.

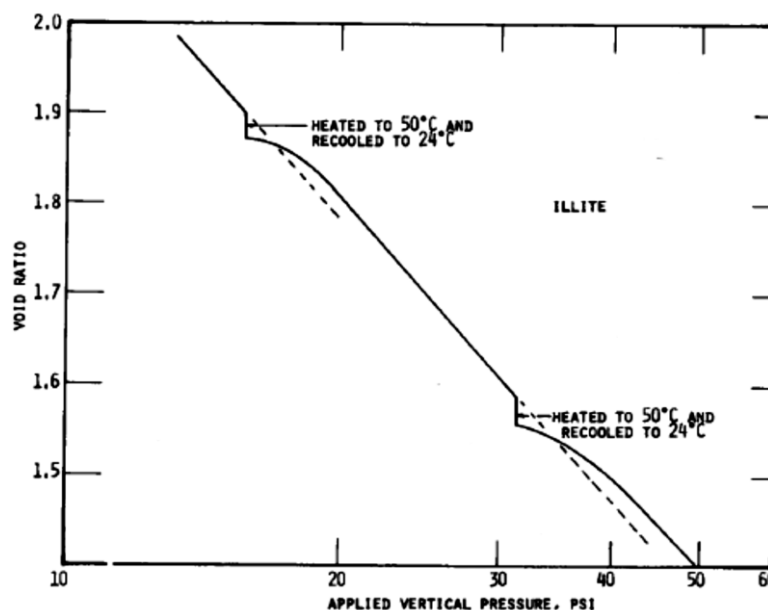


Figura 2.4: Efeito no comportamento tensão x deformação no ciclo aquecimento-resfriamento da illite (Plum e Esrig, 1969).

Plum e Esrig (1969) avaliaram também o efeito da temperatura na relação do volume com o índice de pré-adensamento (OCR). O resultado foi a percepção de que quanto maior o OCR, menos significativo era o efeito do incremento de temperatura nas deformações volumétricas, sendo um efeito nulo para valores de OCR na ordem de 1,7 para o meio estudado.

Os mesmos autores divergiram de Campanella e Mitchell (1968) também no que se refere ao adensamento secundário, onde, para aqueles, a taxa de adensamento secundário é apenas levemente influenciada pelo aquecimento do solo. Por outro lado, em concordância com Campanella e Mitchell (1968), Plum e Esrig (1969) perceberam que o efeito similar ao pré-adensamento gerado pelo resfriamento da amostra, reduz consideravelmente a taxa de adensamento secundário.

Demars e Charles (1981) realizaram adensamentos isotrópicos numa célula triaxial em amostras marítimas naturais que variaram de areias a argilas de alta plasticidade. Os autores visaram explorar a mudança de volume permanente dessas amostras sob o efeito de ciclos de temperatura a tensões confinantes efetivas constantes. Dos estudos, Demars e Charles concluíram que a contração permanente das amostras normalmente adensadas é independente da tensão confinante efetiva para o ciclo de temperatura de 25°C imposto. Por outro lado, a diminuição de volume permanente observada é tão maior quanto maior a plasticidade do solo, indicando uma relação entre a mudança de volume e o índice

de plasticidade próxima da linearidade.

Para solos pré-adensados, que também apresentaram contrações permanentes, a contração se mostrou dependente do tipo de solo e sua plasticidade, assim como do valor de OCR.

Com o intuito de avaliar experimentalmente o efeito da temperatura sobre as deformações volumétricas da estrutura da argila e do sistema argila-água, Baldi *et al.* (1988) realizaram testes termomecânicos por meio de ensaios triaxiais drenados com controle de temperatura em argilas normalmente e pré-adensadas. Aplicando aquecimento e resfriamento isobárico e carregamento e descarregamento isotérmico, os autores verificaram as hipóteses de comportamento termoelástico (deformações reversíveis) em comportamento termomecânico de argilas com elevado OCR, e a hipótese de comportamento inelástico em argilas normalmente adensadas.

Investigando também as deformações térmicas sob diferentes tensões efetivas isotrópicas constantes em ensaios drenados, Baldi *et al.* (1988) observaram a dependência das deformações volumétricas com a temperatura e a tensão efetiva. Os estudos apontaram deformações volumétricas térmicas de dilatação a valores elevados de OCR, e de contração para valores de OCR próximos a unidade. Para valores intermediários de tensão efetiva, o comportamento foi dilatante para baixas temperaturas, e de contração para valores maiores, como observado por diversos autores, como Plum e Esrig (1969). A Figura 2.5 ilustra tal comportamento.

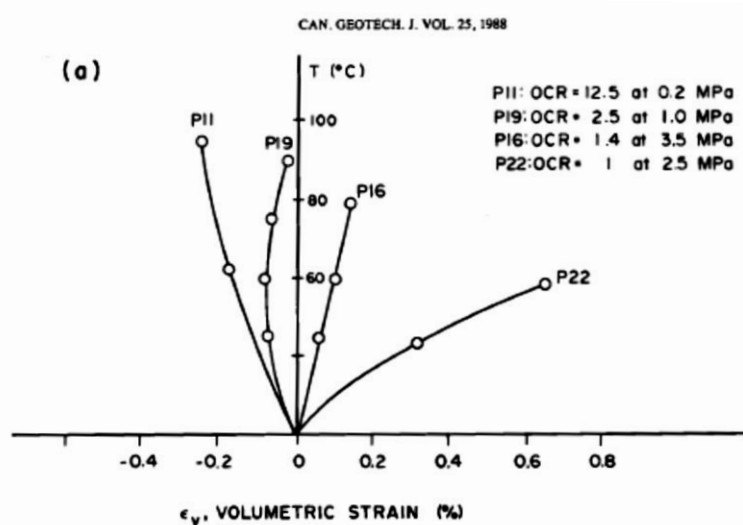


Figura 2.5: Deformação volumétrica durante aquecimento sob condição de tensão efetiva isotrópica constante Baldi *et al.*, 1988).

Outros autores mostram ainda que as deformações volumétricas dependem,

juntamente com o OCR, do tipo de solo e da plasticidade do mesmo (Laloui e Cekerevak, 2008). Sendo seu comportamento, portanto, variável de acordo com as peculiaridades de cada solo, como pode ser percebido comparando as Figuras 2.6 e 2.7, que mostram as deformações volumétricas em função da temperatura para solos diferentes, “Kaolin clay” e “Boom clay”, respectivamente.

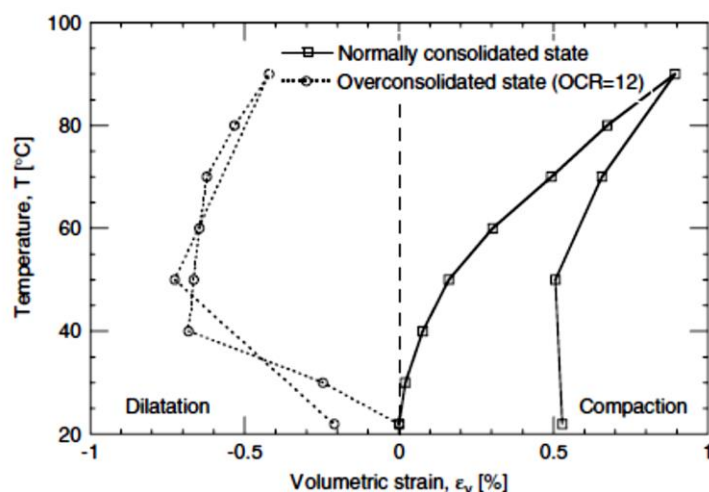


Figura 2.6: Resposta térmica de deformação da “Kaolin clay” durante um ciclo aquecimento-resfriamento sob tensão isotrópica constante (Laloui e Cekerevak, 2008).

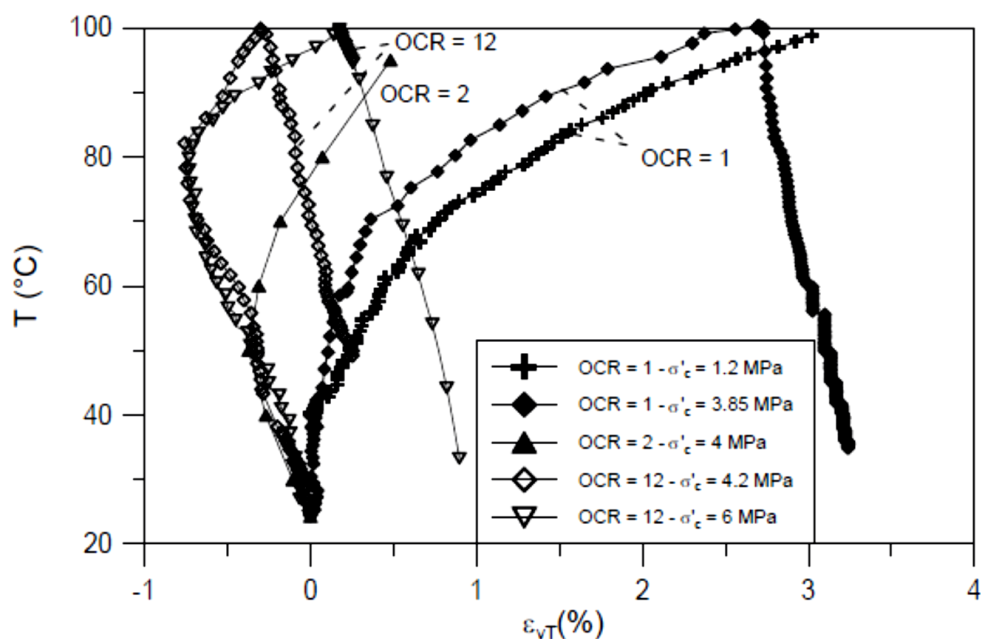


Figura 2.7: Variação de volume durante aquecimento e resfriamento para argilas “Boom clay” sob diferentes valores de OCR (Cui et al., 2001).

Analisando o método sugerido por Campanella e Mitchell (1968) para a previsão da deformação volumétrica de um solo drenado durante um aquecimento, Baldi *et al.* (1988) perceberam que tal método não se aplicava adequadamente para argilas de baixa porosidade, atribuindo essa inadequação a utilização por aqueles do coeficiente de expansão térmica de água livre, que depende apenas da temperatura, e a premissa de que a água em argilas de baixa porosidade não se encontra livre, sendo sua expansão térmica alterada por interações eletromecânicas ou microestrutural elétrica.

Considerando essas interações e adotando o conceito de um “coeficiente de expansão térmica efetiva da água adsorvida”, Baldi *et al.* (1988) desenvolveram um método para o cálculo desse coeficiente, que assume que a expansão térmica depende da temperatura e que as forças que ligam a água dos poros a superfície dos minerais depende tanto da temperatura quanto da pressão. Desse estudo se concluiu que em alguns casos, as dimensões dos vazios podem ser muito pequenas para permitir a água a se manter em um estado livre, e toda a água da argila seria água adsorvida. O método sugerido mostrou-se eficiente na previsão das deformações volumétricas induzidas pelo calor, principalmente no que se refere a solos de baixa porosidade e pré-adensados.

Através de ensaios de adensamento edométrico, Towhata *et al.* (1993), buscaram novas avaliações dos efeitos de temperaturas elevadas na mudança de volume de argilas (bentonita e “MC clay”). Inicialmente, os pesquisadores investigaram o efeito do incremento da temperatura após o adensamento primário de argilas normalmente adensadas. Desse estudo, algumas conclusões foram obtidas: os autores perceberam que a diminuição do volume foi reiniciada com o aquecimento após a diminuição do índice de vazios estar quase estável ao fim do adensamento primário, o que, segundo eles, indica uma deterioração da estrutura das partículas de argila pelo aquecimento. Percebeu-se também que, após o adensamento, a diminuição de volume causada pelo aquecimento da amostra não pôde ser recuperada após o resfriamento da mesma, o que havia sido verificado anteriormente por Campanella e Mitchell (1968).

Desses ensaios, Towhata *et al.* (1993) puderam concluir também que a magnitude da redução do volume gerada pelo aquecimento não depende do nível de tensão.

Assim como Plum e Esrig (1969), Towhata *et al.* (1993) perceberam que o aquecimento gera um comportamento de pré-adensamento à argila, atribuindo a amostra também uma rigidez extra, deslocando sua reta virgem para a direita, enquanto o aquecimento é mantido. Porém, segundo Towhata *et al.* (1993), quando a temperatura volta a temperatura inicial, o efeito do aquecimento na reta virgem é diluído para tensões mais elevadas, como mostra a Figura 2.8. Towhata *et al.* (1993) obtiveram resultados semelhantes a esse último causado pelo ciclo de temperatura ao estender por períodos mais longos o adensamento.

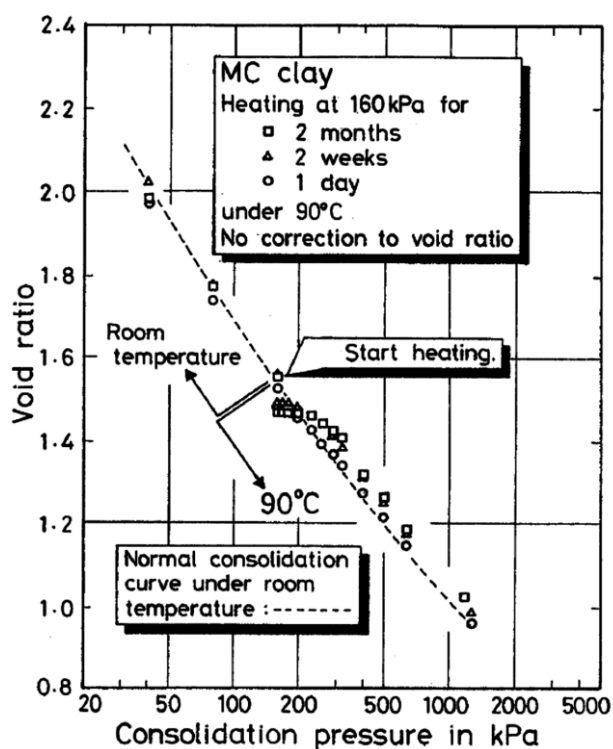


Figura 2.8: Relação medida entre índice de vazios e tensão efetiva para argila aquecida (Towhata *et al.*, 1993).

Para Towhata *et al.* (1993), o aquecimento a tensão constante durante o adensamento secundário, leva a uma contração instantânea da amostra por um curto período, após o qual a taxa de contração retorna a observada à temperatura ambiente.

Towhata *et al.* (1993) fizeram uma análise do efeito de temperaturas elevadas nas argilas pré-adensadas, utilizando para isso valores de pré-adensamento (OCR) de 1,7 a 56. Os autores concluíram que argilas pré-adensadas, a partir de um determinado valor de OCR, tendem a expandir diante do aquecimento, sendo essa expansão dependente do nível de tensão, assim como previsto por Baldi *et al.*

(1988).

Por meio de ensaios feitos na argila denominada “Boom clay”, Delage *et al.* (2000) buscaram estudar experimentalmente os efeitos térmicos na mudança de volume do sistema argila-água, no adensamento e na permeabilidade daquela argila, a fim de prever adequadamente a resposta do solo ao calor gerado por resíduos nucleares.

Delage *et al.* (2000) realizaram ensaios de aquecimento lento, adensando quatro diferentes amostras, comparando as curvas de mudança de volume experimental obtidas, com as curvas procedentes das equações de previsão de Campanella e Mitchel (1968), que considera as propriedades da água livre, e Baldi *et al.* (1988), que considera os efeitos da água adsorvida. Das comparações, Delage *et al.* (2000) concluíram que, considerando a variabilidade das argilas, a dispersão dos resultados experimentais e a dificuldade de se determinar alguns parâmetros microestruturais necessários no modelo de Baldi *et al.*, o modelo de Campanella e Mitchel, além de mais simples, apresenta resultados satisfatórios, apresentando a grande vantagem de ser baseado nas propriedades térmicas e compressíveis da água livre, sem a influência de parâmetros da argila.

Para a análise do adensamento, Delage *et al.* (2000) avaliaram o comportamento de amostras saturadas com OCR=2. Dessas amostras, efetuaram o adensamento térmico a diferentes temperaturas, aplicando incrementos de 10°C. As amostras foram submetidas a um intervalo de 23°C a 50°C, exibindo inicialmente uma resposta expansiva, seguida por uma fase de dissipação e contração menos significativa do que a expansão inicial, resultando, portanto, numa expansão ao final do intervalo de 23 a 50°C. Nos incrementos seguintes, de 50°C a 95°C, as amostras apresentam comportamento de uma menor expansão inicial, seguida de uma contração mais intensa do que a expansão, sendo mais significativa para os incrementos a temperaturas mais elevadas.

A sequência de um desses testes é mostrada na Figura 2.9 abaixo. Delage *et al.* (2000) detalham que a expansão corresponde às expansões térmicas das fases sólida e líquida das amostras, enquanto percebe-se que nas contrações volumétricas, as formas das curvas se assemelham as de adensamento padrão, indicando que a diminuição de volume corresponde a dissipação da poro pressão.

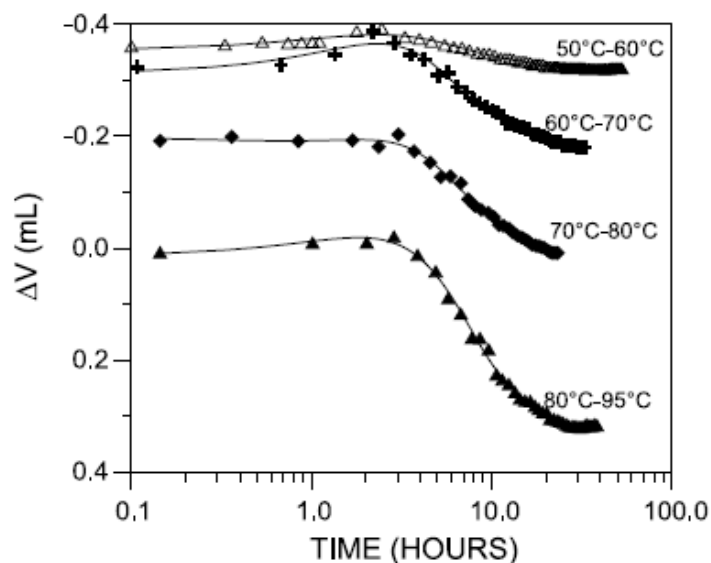


Figura 2.9: Curvas de adensamento térmico a temperaturas elevadas (Delage et al., 2000).

O resultado final da resposta da deformação volumétrica térmica da amostra em função da temperatura indica um resultado típico, já esperado pela condição de levemente pré-adensada da amostra, onde, para essa amostra, há uma expansão volumétrica sob temperaturas inferiores a 50°C, e contração para temperaturas superiores a essa.

Bing *et al.* (2014) apresentaram análises laboratoriais onde estudaram a pressurização térmica e o adensamento consequente de tal efeito em argila siltosa saturada sob o efeito de aquecimento e resfriamento progressivos, utilizando de diferentes tensões de confinamento.

Para tanto, esses pesquisadores utilizaram de um dispositivo triaxial com temperatura controlada, onde para as tensões de confinamento de 50, 100, 150 e 200 kPa, as amostras eram adensadas sob as respectivas tensões confinantes e sob temperatura de 25°C. Uma vez consolidadas, as amostras eram aquecidas em incrementos de 10°C até a temperatura de 85°C, sendo cada temperatura mantida por um tempo determinado, quando, novamente em etapas de 10°C, a temperatura era reestabelecida para 25°C.

Desses processos, dois casos distintos foram analisados: um primeiro onde a drenagem não era permitida após a estabilização de cada estágio de temperatura e um segundo caso com estágios drenantes (ou de absorção) permitidos.

Do segundo caso se despreendem os resultados referentes às deformações volumétricas das amostras. A Figura 2.10 indica essas deformações acumuladas em

função do tempo. Da Figura pode-se destacar que os padrões de desenvolvimento dessas deformações se mostram semelhantes, alcançando rapidamente um determinado nível quando a drenagem é permitida, porém, com menores magnitudes para as maiores tensões de confinamento. Além disso, as deformações são mais significantes para os maiores incrementos de temperatura.

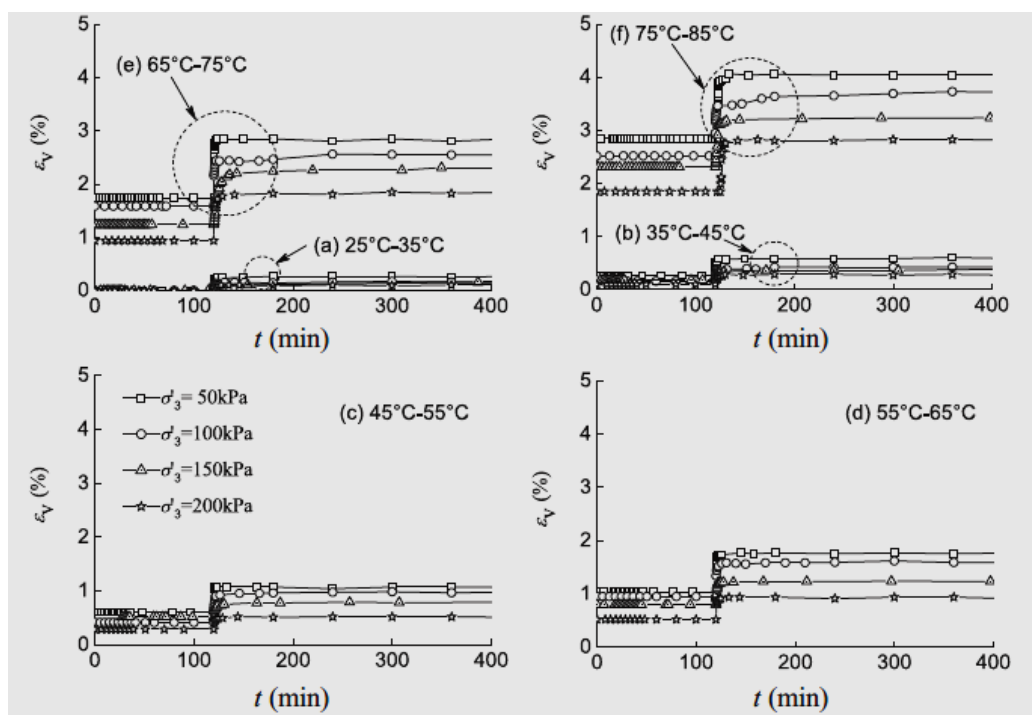


Figura 2.10: Deformações volumétricas de adensamento induzidas pelo aquecimento não drenado intercalado por drenagem entre os estágios de temperatura (Bing et al., 2014).

Durante a fase de resfriamento a amostra passa a absorver água e, portanto, diminuir a deformação volumétrica. O padrão da redução é semelhante ao da fase de aquecimento, como mostra a Figura 2.11, com rápido decréscimo quando a drenagem é permitida, e com menor magnitude de variação quanto maiores as tensões confinantes e quanto menores os estágios de temperaturas.

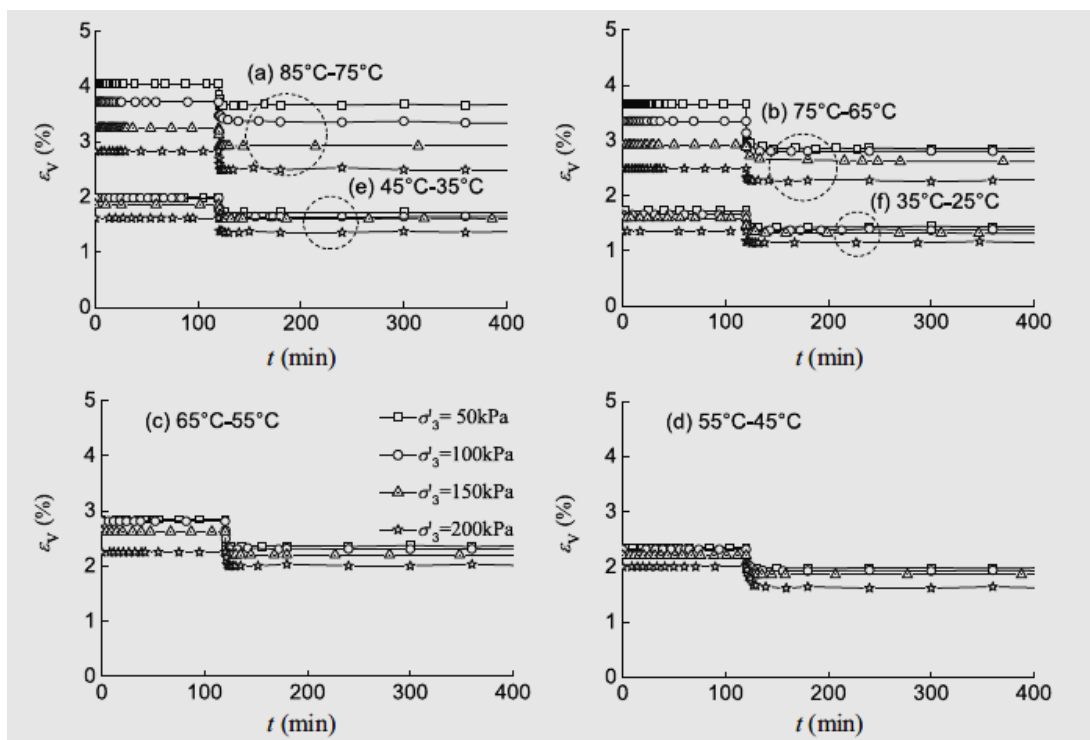


Figura 2.11: Deformações volumétricas de adensamento induzidas pelo resfriamento não drenado intercalado por drenagem entre os estágios de temperatura (Bing et al., 2014).

Ao serem comparados com os resultados do primeiro caso, onde não houve drenagem entre os estágios de temperatura, as amostras do segundo caso, com drenagem permitida, indicam um estado pré-adensado, equivalente a um adensamento mecânico.

A Tabela 2.1 mostra o conjunto dos resultados para as tensões de confinamento utilizadas. Dela é possível perceber que as deformações volumétricas devido ao ciclo aquecimento-resfriamento é menor para as maiores tensões de confinamento, entretanto, a variação das deformações totais (mecânicas e térmicas) é maior para os maiores valores de tensão.

Tabela 2.1: Deformações volumétricas das amostras (adaptada de Bing et al., 2014).

1	Tensões confinantes, σ_3' (kPa)	50,00	100,00	150,00	200,00
2	Deformações volumétricas primárias (%)	3,44	5,42	6,56	7,03
3	Deformações volumétricas durante o aquecimento por etapas (%)	4,04	3,71	3,24	2,81
4	Deformações volumétricas durante resfriamento por etapas (%)	-3,17	-2,57	-2,34	-2,16
5	Deformações volumétricas induzidas por um ciclo aquecimento/resfriamento (%)	1,43	1,37	1,22	1,15
6	Deformações volumétricas finais (%)	4,87	6,79	7,78	8,18
7	Diferença das deformações volumétricas finais entre as tensões de confinamento	-	1,92	0,99	0,40

*O sinal positivo + representa drenagem, e o negativo - representa absorção

2.2. Estudos do efeito térmico durante o adensamento

Campanella e Mitchell (1968) investigaram também o efeito da temperatura nas características do comportamento da argila saturada durante o adensamento por meio de ensaios triaxiais. Três amostras com o mesmo índice de vazios foram consolidadas sob mesmas tensões e diferentes temperaturas. O resultado, ao final da aplicação da tensão inicial, foi um menor índice de vazios quanto maior a temperatura aplicada. Percebeu-se também que, após o aumento das tensões de adensamento, as curvas resultantes ($e \times \sigma_3'$) eram paralelas, o que indica que a compressibilidade da argila remodelada a uma dada tensão não é afetada pela temperatura. O ensaio realizado pelos autores é ilustrado na Figura 8:

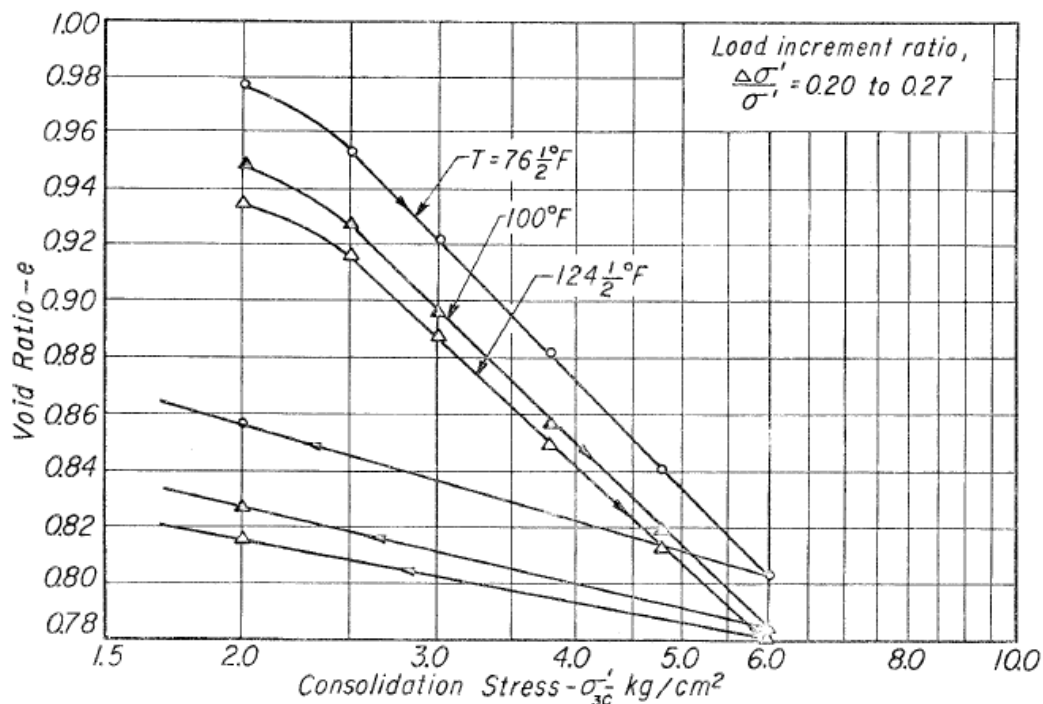


Figura 2.12: Efeito da temperatura no comportamento do adensamento isotrópico (Campanella e Mitchell, 1968).

2.3. Estudos do efeito térmico na poro pressão

Durante os ensaios não drenados, Campanella e Mitchell (1968) perceberam que pequenas variações na temperatura geravam mudanças consideráveis na poro pressão, com o aumento da temperatura levando a um aumento da poro pressão, e o efeito era contrário para o resfriamento. Além disso, o comportamento após o primeiro aquecimento da amostra, apresentou uma relação entre poro pressão e temperatura que se repetia, formando um *loop*. A Figura 9 demonstra esse comportamento:

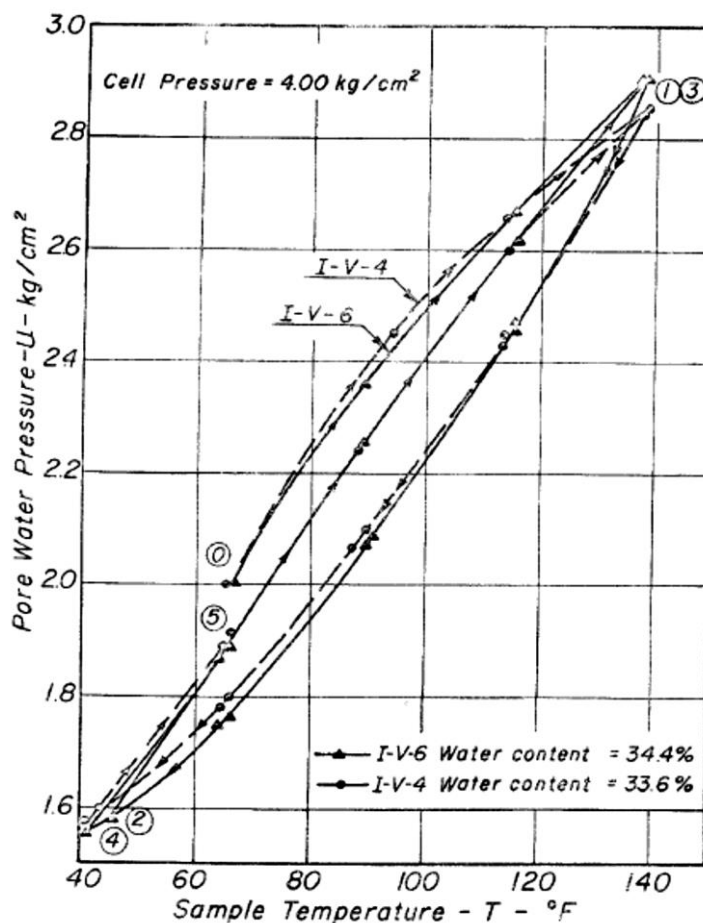


Figura 2.13: Efeito da temperatura na poro pressão em amostras de ilita saturada ensaiadas em condição não drenada (Campanella e Mitchell, 1968).

Campanella e Mitchell (1968) desenvolveram um parâmetro de poro pressão induzida pela temperatura, definido como “a mudança de poro pressão por unidade de mudança na temperatura por unidade de tensão efetiva”. Através desse parâmetro, mostraram que a variação de poro pressão depende majoritariamente da compressibilidade do solo e da mudança do volume da água dos vazios quando de uma variação na temperatura.

Diante da discussão apresentada por Campanella e Mitchell (1968) sobre o comportamento da poro pressão sob efeito cíclico de temperatura se apresentar em forma de um *loop* fechado em histerese em amostra não drenada, Plum e Esrig (1969) forneceram resultados que indicam que a histerese ocorre apenas após o quarto ciclo aquecimento-resfriamento. Durante esses quatro ciclos iniciais, percebeu-se um aumento gradual da poro pressão. Plum e Esrig sugeriram que o comportamento verificado por Campanella e Mitchell (1968) ocorreria apenas diante de uma amostra já levemente pré-adensada.

Plum e Esrig (1969) atestaram também que uma forma análoga de se perceber os efeitos da temperatura sobre a poro pressão pode ser obtida por meio dos resultados de ensaios de adensamento, onde a amostra é descarregada entre dois índices de vazios equivalentes aos gerados por determinados ciclos de temperatura. Ainda quanto a poro pressão, os pesquisadores verificaram a validade do fator sugerido por Campanella e Mitchell (1968) para prever a poro pressão gerada por mudanças de temperatura em amostras não drenadas.

Do estudo realizado por Bing *et al.* (2014), citado anteriormente, os ensaios de aquecimento sem drenagem durante e após os estágios de aquecimento indicam que a poro pressão atinge um pico quando a temperatura máxima é atingida, quando então sofre pequenas variações e sofre leve redução com a variação da temperatura da amostra. Ademais, como mostrado na curva “Poro pressão normalizada x Tempo”, na Figura 2.14, em relação a um mesmo incremento de temperatura, a poro pressão normalizada é menor para os maiores valores de tensão confinante.

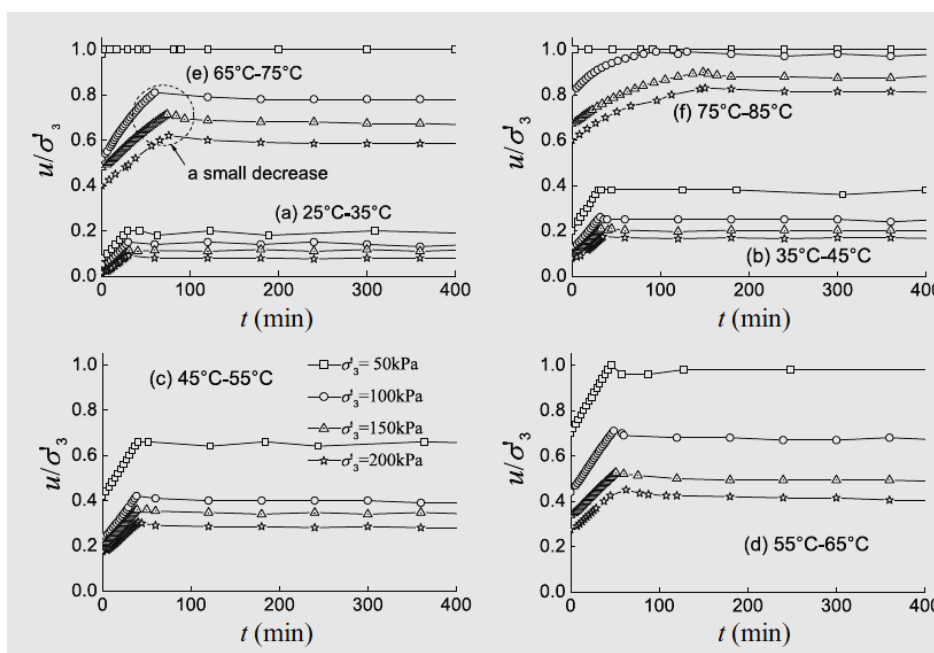


Figura 2.14: Poro pressões induzidas por aquecimento não drenado e sem drenagem entre os estágios de temperatura (Bing *et al.*, 2014).

Por outro lado, a relação “Variação de poro pressão x Incremento de temperatura”, exposta pelos mesmos autores na Figura 2.15, mostra que em valores totais, as variações de poro pressão em função da temperatura são mais sutis para baixas tensões confinantes, enquanto são mais abruptas para maiores valores

dessas tensões. Tal curva também indica variação bastante semelhante durante o aquecimento e resfriamento de cada estágio para uma mesma tensão confinante, demonstrando reversibilidade semelhante à verificada por Campanella e Mitchell (1968).

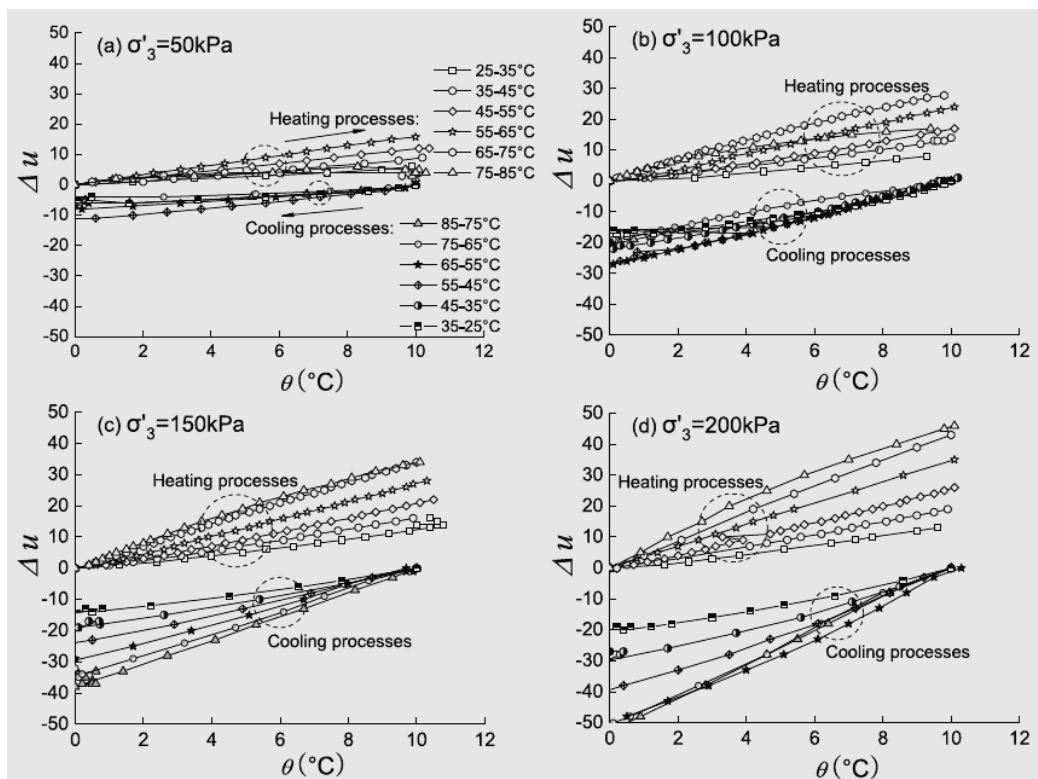


Figura 2.15: Relação entre poro pressão e temperatura durante o aquecimento e resfriamento não drenados sem drenagem entre os estágios de temperatura (Bing et al., 2014).

2.4. Estudos do efeito térmico nas propriedades dos solos

Towhata *et al.* (1993) estudaram o adensamento da bentonita e da argila denominada “MC clay” sob diferentes temperaturas, verificando dessa forma que o adensamento primário se desenvolvia de maneira mais rápida para maiores temperaturas, indicando que a permeabilidade aumenta quando do aumento da temperatura. Partindo da premissa de que a natureza da água dos poros pode mudar sob efeito da temperatura, e que a viscosidade da água diminui diante do aquecimento, a permeabilidade de fato aumenta, e a taxa de deformação do solo é acelerada, seja durante a contração ou a expansão.

Delage *et al.* (2000) também mediram a permeabilidade das amostras da argila “Boom clay”. Por meio de ensaio a carga hidráulica constante sob diferentes

temperaturas, o qual envolveu aquecimento isobárico, carregamento, resfriamento, novo carregamento e novo aquecimento (Figura 2.16). O resultado foi uma contração com o aumento da temperatura, acompanhada de um aumento na permeabilidade, enquanto o resfriamento levou a uma diminuição da permeabilidade, mantendo a porosidade praticamente constante.

Para interpretar o real efeito da temperatura na permeabilidade, os efeitos de mudança de porosidade e temperatura foram desacoplados pelos autores, investigando os valores da permeabilidade intrínseca (K). Essa permeabilidade se mostrou dependente apenas da porosidade, e aparece, portanto, como independente da temperatura, como mostra a Figura 2.17. Concluiu-se, assim, que mudanças de volume geradas por mudanças de tensão e/ou temperatura apresentam efeitos idênticos na permeabilidade intrínseca da amostra, e que a mudança na permeabilidade de uma amostra com a temperatura está ligada apenas a mudança na viscosidade da água.

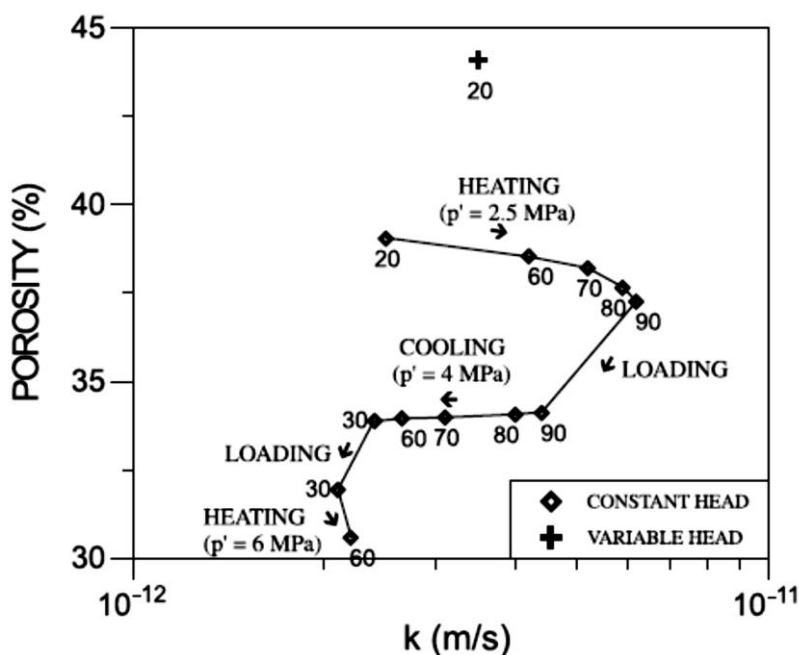


Figura 2.16: Ensaio de permeabilidade (k) executados em amostra de argila a diferentes temperaturas e tensões (Delage et al., 2000).

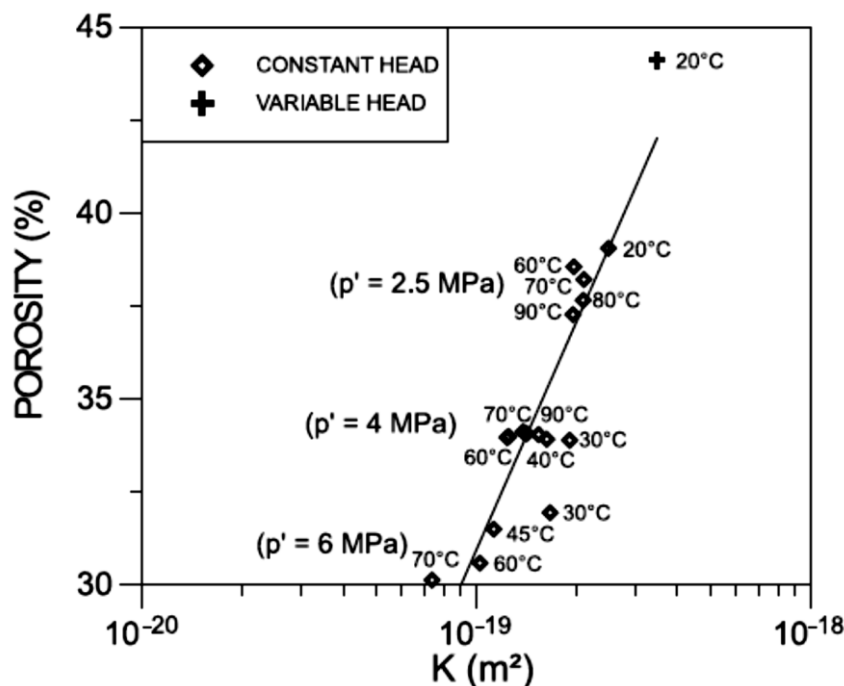


Figura 2.17: Resultados de ensaios de permeabilidade em termos da permeabilidade intrínseca (K) (Delage et al., 2000).

No que se refere a mudanças no coeficiente de adensamento, C_v , com a temperatura, dos resultados de Delage *et al.* (2000) interpretou-se que não há mudança significativa desses valores. As mínimas mudanças verificadas no coeficiente de adensamento correspondem a dois efeitos opostos e simultâneos consequentes do aquecimento: o aumento na permeabilidade e a diminuição do índice de vazios, que se compensam.

2.5. Modelos elastoplásticos para argilas saturadas

Da constatação de que argilas pré-adensadas se comportam predominantemente termoelasticamente e argilas normalmente adensadas apresentam, por sua vez, comportamento considerado termoplástico, Baldi *et al.* (1988) perceberam em ensaios de carregamento a temperaturas constantes que há alguma mudança no módulo de elasticidade com a temperatura em amostras pré-adensadas. Quanto à termoplasticidade de argilas normalmente adensadas, onde deformações térmicas a tensões efetivas constantes são muito maiores ao comparadas as pré-adensadas, verificou-se durante o aquecimento uma diminuição do domínio elástico, e assim, do limite plástico, o que é referido como relaxamento

térmico. Verifica-se, entretanto, que o limite plástico se mantém constante perante aquecimento drenado e para tensões efetivas constantes, isso se justifica pela compensação gerada pelo endurecimento por deformação volumétrica.

Hueckel e Baldi (1990) apresentaram os resultados experimentais do ponto de vista do modelo termoplástico fornecido por Hueckel e Borsetto (1990) para três argilas – duas naturais e uma remodelada, sendo esse o primeiro estudo de modelo elastoplástico considerando o efeito da temperatura no comportamento de solos saturados.

O escoamento plástico em argilas normalmente adensadas foi analisado por Hueckel e Baldi (1990) por meio de ensaios de aquecimento drenado sob tensão efetiva constante. Das equações constitutivas fornecidas por Hueckel e Borsetto (1990), pôde-se concluir que a superfície de plastificação (SP) encolhe com o aumento da temperatura, o que é descrito como amolecimento térmico, entretanto, a superfície de plastificação permanece a mesma no espaço das tensões. A explicação provém da condição de que, para sustentar a tensão efetiva constante durante o aquecimento, o amolecimento térmico deve ser compensado pelo endurecimento por deformação termoplástica em argilas normalmente adensadas. As mesmas características foram constatadas por Baldi *et al.* (1988).

Hueckel e Baldi (1990) concluem assim que o aquecimento gera taxas de deformação compressivas plásticas, enquanto o resfriamento implica apenas em deformação elástica. Um ciclo aquecimento-resfriamento resulta, por fim, a mudanças de volumes irreversíveis.

Durante um ensaio com aplicações de carregamento em argila normalmente adensada, aquecimento, resfriamento, novo carregamento e, por fim, descarregamento (Figura 2.18), Hueckel e Baldi (1990) afirmaram que o que ocorre durante um aquecimento drenado a tensão efetiva constante consiste numa manutenção da superfície de plastificação durante o processo plástico, ao passo que, durante o processo elástico, a superfície de plastificação é alterada. Aparentemente, durante o resfriamento a superfície aumentou, aumentando assim a tensão de pré-adensamento aparente. Comportamento análogo ao de pré-adensamento aparente relatado por outros autores para um ciclo aquecimento-resfriamento, como Plum e Esrig (1969) e Towhata *et al* (1993).

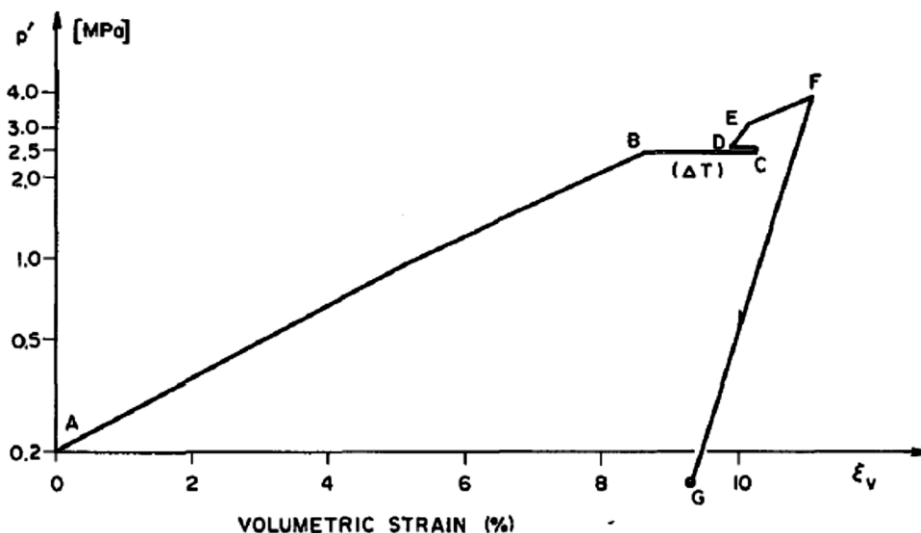
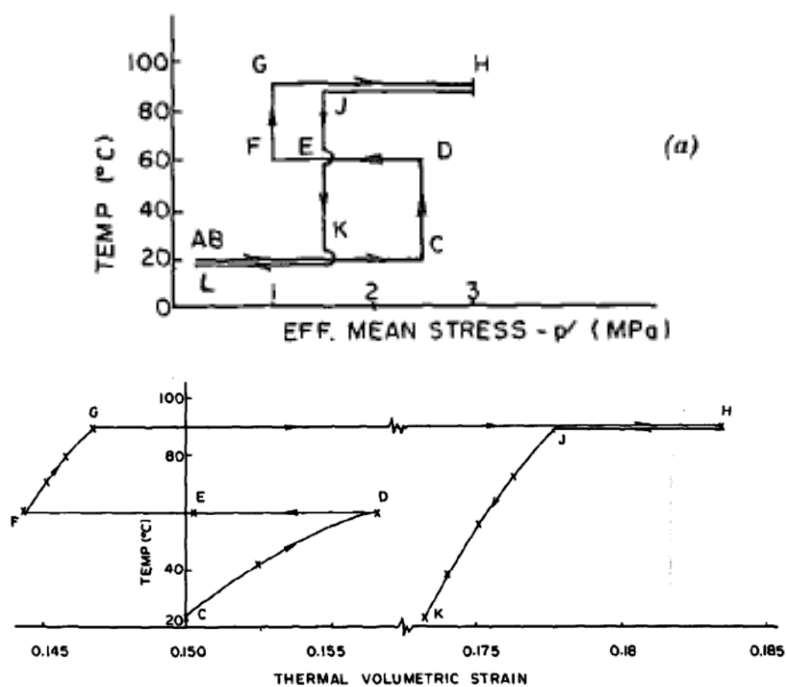


Figura 2.18: Ciclo termomecânico em argila (Hueckel e Baldi, 1990).

Nos seus experimentos, os autores também indicaram que em amostras de argila pré-adensadas sob aquecimento, as deformações volumétricas geradas são inferiores àsquelas em amostras normalmente adensadas. Tal comportamento foi percebido por um ensaio envolvendo ciclos de carregamento e temperatura, mostrado na Figura 2.19:



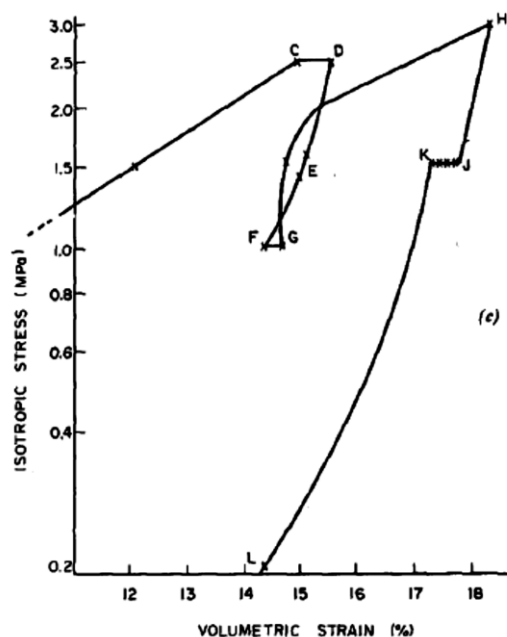


Figura 2.19: Ciclo de carregamento termomecânico drenado em argila. (a) Temperatura x tensão efetiva média normal; (b) Temperatura x deformação volumétrica; (c) Tensão efetiva isotrópica x deformação volumétrica (Hueckel e Baldi, 1990).

Desse ensaio percebe-se que durante o aquecimento drenado FG, com OCR no ponto F com valor de 2,5, ou seja, com estado de tensão no interior a superfície de plastificação, a deformação específica por grau é menor do que aquele aquecimento com amostra normalmente adensada (CD, sem alteração na SP). Naquele aquecimento, a SP encolhe e a tensão de pré-adensamento aparente reduz de valor. Assim, verifica-se que o aquecimento FG é elástico com redução da SP, enquanto o CD é elastoplástico, sem alteração da SP.

Por sua vez, com base em modelos estendidos de Cam-Clay, Cui *et. al.* (2000) desenvolveram um modelo elastoplástico para solos saturados sujeitos a mudanças de temperatura, dando especial atenção ao efeito do grau de pré-adensamento (OCR), permitindo prever as deformações plásticas também para valores elevados de OCR.

Tendo em vista comportamentos percebidos por demais autores, tais como a diminuição da tensão de pré-adensamento com o aumento da temperatura (Figura 2.20) e o efeito expansão-contração das amostras de elevado OCR submetidas a aquecimento, o modelo desenvolvido busca acomodar essas características.

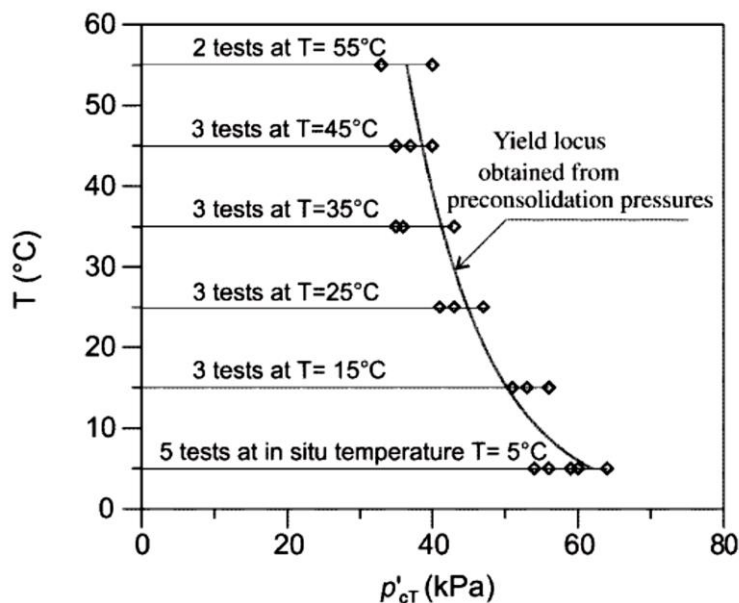


Figura 2.20: Mudança na tensão de pré-adensamento com a temperatura (Cui et al., 2000).

Para tanto, são usadas três curvas no plano $T(^{\circ}\text{C}) \times p'$ (MPa), denominadas TY (*termal yield*), LY (*loading yield*) e HC, ilustradas na Figura 2.21. A primeira, TY, se refere a deformações plásticas ativadas pelo aumento da temperatura no âmbito de elevados valores de OCR. A segunda, LY, acompanha o incremento de tensões, tendo como parâmetro de endurecimento a tensão de pré-adensamento, p'_{c0} . Essas duas curvas definem o limite elástico no plano $T \times p'$. Por fim, HC corresponde à curva que indica a transição entre expansão e contração decorrente da mudança de temperatura para solos pré-adensados com maiores valores de OCR.

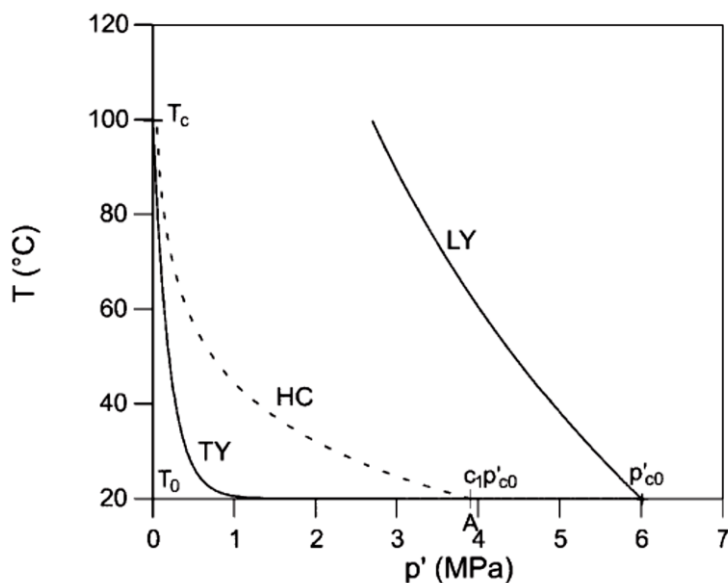


Figura 2.21: Plastificação no plano $T \times p'$. LY, loading yield; TY, termal yield; HC, contração devido ao

aquecimento (Cui et al., 2000).

Um aumento de temperatura acima da máxima temperatura experimentada pelo solo pode gerar deformação plástica ao alcançar TY, e abaixo dessa curva, a variação de temperatura e tensão média efetiva gera comportamentos puramente elásticos. Da mesma forma, no interior de LY, mudanças em T ou p' apresentam comportamento elástico. As deformações plásticas possíveis são ilustradas na Figura 2.22:

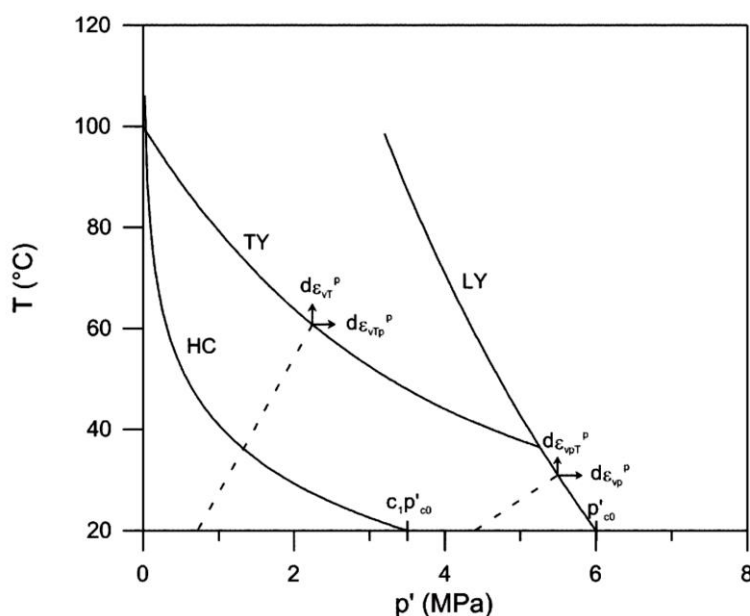


Figura 2.22: Incrementos de deformação plástica gerados durante carregamento térmico e/ou mecânico (Cui et al., 2000).

Em relação a HC, para um solo submetido à máxima temperatura já suportada (TY inferior a HC), em solos com estado de tensão inferior a HC (elevado OCR), ensaios de aquecimento apresentam o comportamento expansão-contração, ou seja, a contração plástica observada ao se atingir TY é compensada por uma expansão elástica até que HC seja alcançada, onde a mudança de volume é nula. Só a partir desse ponto que se observa contração. Quando o valor de OCR é mais próximo da unidade, o comportamento é apenas de contração, já que o estado de tensão se encontra acima de HC.

Enquanto supõe-se que alterações em LY não alterem TY, o contrário se observa para mudanças de TY. Os incrementos de deformação plástica mecânica

($d\varepsilon_{vTp}^p$) gerados pelo alcance à TY, geram incrementos em p'_{c0} , que também sofre alguma influência do incremento plástico térmico ($d\varepsilon_{vT}^p$), como mostra a Figura 2.23. Tal efeito justifica o efeito térmico de pré-adensamento gerado pelo aquecimento de uma amostra, como verificado por alguns autores.

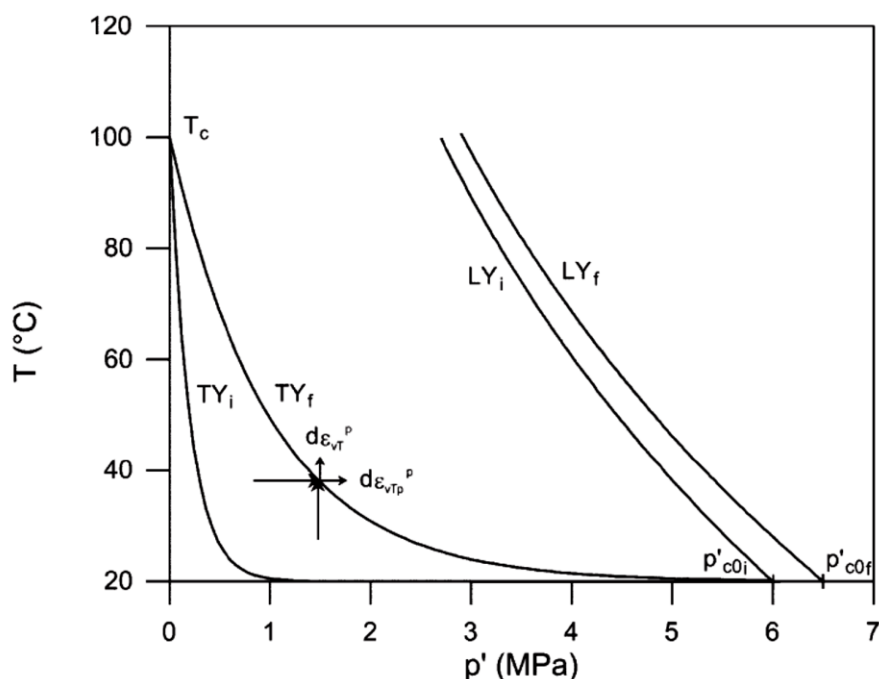


Figura 2.23: Acoplamento entre TY e LY (Cui et al., 2000).

2.6. Propriedades térmicas do solo

O fluxo de calor no solo e sua modelagem dependem de algumas propriedades desse meio. Duarte (2004) abordou uma interessante analogia entre o fluxo de calor no solo, regido pela Lei de Fourier e o fluxo de fluidos, comandado pela consagrada Lei de Darcy, onde tanto fluido como calor fluem pelo solo, para uma dada razão de fluxo, através de uma relação linear com seus respectivos gradientes, hidráulico ou térmico. As citadas leis podem ser escritas da seguinte forma:

$$\text{Lei de Darcy: } q_h = k \cdot i_h \cdot A \quad (1)$$

$$\text{Lei de Fourier: } q_t = \lambda \cdot i_t \cdot A \quad (2)$$

onde: q_h e q_t – fluxo de água e de calor, respectivamente;

k e λ – condutividade hidráulica e térmica, respectivamente;

i_h e i_t – gradientes hidráulico e térmico, respectivamente.

Desse paralelo, Duarte (2004) começa a definir as propriedades que influenciam no fluxo de calor. Relativo à condutividade hidráulica ou permeabilidade, a condutividade térmica (λ) tem como definição “a quantidade de calor que passa numa unidade de tempo através de uma unidade transversal, devido a um gradiente de temperatura aplicado na direção do fluxo”, culminando na Expressão 3 e Figura 2.24 abaixo:

$$\lambda = \frac{q}{A \cdot (T_2 - T_1) / l} \quad (3)$$

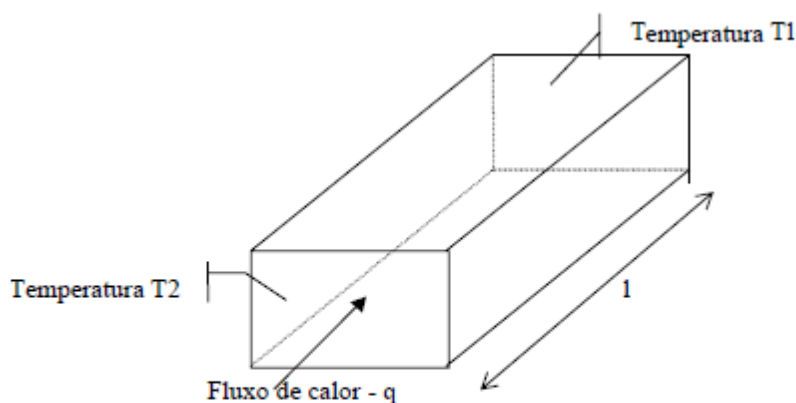
onde: λ – condutividade térmica (W/m.K);

q – fluxo de calor (W/s ou J/s);

A – área da seção transversal (m²);

ΔT – gradiente de temperatura (K ou °C);

l – distância percorrida (m).



$$T_2 > T_1$$

Figura 2.24: Fluxo de calor através de um elemento (Duarte, 2004).

Essa propriedade é influenciada por algumas características do solo, tais como textura, composição mineralógica, teor de umidade, densidade, temperatura, grau de saturação, dentre outros (Pessôa, 2006).

Para Duarte (2004), a condutividade térmica atua como fator primordial no controle do fluxo de calor, e apresenta para solos finos e saturados valores na faixa de 0,25 a 2,5 W/m.K. Como um meio poroso composto de partículas, ar e água, esses componentes influenciam no valor da condutividade térmica, entretanto,

devido ao valor médio de condutividade da parte mineral do solo ser da ordem de 1,7 W/m.K e das partes líquida e de ar serem da ordem de 0,6 e 0,026 W/m.K respectivamente, o fluxo por condução é o mais relevante para o solo. Além disso, também pela diferença de condutividade, um solo com maior teor de umidade apresenta maior condutividade se comparado ao mesmo seco.

Dentre os diversos métodos utilizados para medição da condutividade térmica de solos, existem os que consideram o fluxo de calor permanente, onde se impõem um gradiente de temperatura constante através do tempo, ou os métodos que consideram o fluxo de calor transiente (Pessôa, 2006). Desses métodos, o mais rápido e conveniente para se medir a condutividade tanto em campo como em laboratório, se trata do método da sonda ou agulha térmica (Jackson e Taylor, 1986 *apud* Pessôa, 2006).

Há também equações que permitem a estimativa da condutividade térmica dos solos baseado em alguns de seus parâmetros, como a sugerida por Jonhansen (1975), definida por observações empíricas e que levam em conta apenas o peso específico seco da amostra, com margem de erro estimada em 20% e exposta abaixo (*apud* Duarte, 2004).

$$\lambda = \frac{0,135 \cdot \gamma_d + 64,7}{2700 - 0,947 \gamma_d} \quad (4)$$

onde: γ_d – peso específico seco (kg/m³)

λ – condutividade térmica (W/m.K)

A propriedade de calor específico é definida por Pessôa (2006) como a quantidade de energia necessária para elevar 1 grama de solo em 1°C, sendo, portanto medida em cal/g.°C. Duarte (2004) apresenta a definição de capacidade de aquecimento volumétrico (C), que consiste da energia de calor necessária para alterar em 1°C a unidade de volume de um dado solo. O coeficiente C é dado como o produto entre o calor específico e a massa específica seca do material.

De forma geral, o cálculo do calor específico é satisfatoriamente definido pelo calor específico dos seus diferentes constituintes, de acordo com a proporção de cada um deles presente num determinado volume. Tais constituintes podem ser divididos em frações orgânicas, minerais, de água e de ar. A Tabela 2.2, de Colabone (2002), apresenta valores típicos de calor específico (c) e massa específica (ρ) para

cada um dos constituintes citados.

Tabela 2.2: Valores típicos de calor específico e massa específica das frações constituintes do solo (Colabone, 2002).

Frações	c (J/kg.°C)	ρ (kg/m³)
Mineral	712	2650
Orgânica	1926	1400
Água	4186	1000
Ar	1005	1,3

Uma forma de se estimar a capacidade de aquecimento volumétrico dos solos em função da sua umidade e peso específico seco é dado por Sangre (1968) como:

$$C = \frac{\gamma_d}{\gamma_w} \cdot \left(0,18 + 1,0 \cdot \frac{w}{100} \right) \cdot C_w \quad (5)$$

onde: γ_d e γ_w – peso específico seco e da água, respectivamente;

w – umidade gravimétrica em porcentagem.

Duarte (2004) apresenta ainda os conceitos de difusividade térmica (D) e resistividade térmica. O primeiro consiste na razão entre condutividade pelo produto do calor específico com a densidade, e está associado na capacidade de mudanças rápidas na temperatura, que são maiores e mais consideráveis para maiores valores de difusividade. O segundo, por sua vez, consiste no inverso da condutividade, ou seja, é a resistência do solo ao fluxo de calor, e depende de diversos fatores.

Pessôa (2006) reescreve a equação geral da condução de calor de Fourier como:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = D \cdot \nabla^2 T \quad (6)$$

onde, T – temperatura (K);

t – tempo (s);

D – difusividade térmica (m²/s).

Daí, para um fluxo de calor unidimensional no eixo x , a equação se torna:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = D \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (7)$$

E, por fim, para um fluxo radial de raio r :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = D \cdot \left[\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} \right] \quad (8)$$

2.7. Mecanismos de transferência de calor

Os mecanismos de transferência de calor atuam de formas distintas e através de meios distintos, podendo também ocorrer de forma simultânea. Para um meio poroso, através de materiais sólidos, o fluxo de calor ocorre por meio da condução, o mecanismo de transferência através dos poros, por sua vez, engloba a condução, convecção e radiação (Jackson e Taylor, 1986).

O fluxo de calor por condução, ao qual se refere o termo “transferência de calor”, pode ser comparado ao fluxo de um fluido, ou seja, a permeabilidade hidráulica é análoga à condutividade térmica, sendo essa, a propriedade fundamental que controla o fluxo de calor. Em condições normais, a condução de calor ocorre essencialmente por condução (Duarte, 2014).

Em um meio poroso como o solo, além de migrar através das partes sólidas por meio da condução, o calor pode migrar também através dos poros preenchidos com líquidos ou ar. Pelos poros com ar, quando ocorre, a migração de calor é predominantemente devido ao transporte de calor latente pelo vapor. Quando os poros se apresentam essencialmente preenchidos com água – saturado, não há ocorrência de vapor, e o líquido pode ser transportado devido à diferença de pressão hidrostática ou por efeitos de convecção natural. A quantidade de água presente no meio é fundamental para os mecanismos responsáveis pelo transporte de líquido e vapor. (Ferreira, 1993).

Os fenômenos de transferência de calor são brevemente descritos a seguir:

- **Condução:**

A condução é o fenômeno por meio do qual a transferência de calor ocorre como consequência de trocas de energia nos níveis moleculares e atômicos,

basicamente devido às colisões das moléculas quando do aumento de suas energias cinéticas. Ela ocorre na parte sólida do solo, na água e no ar. A quantidade de calor transferida por condução é proporcional à densidade seca e o grau de saturação do solo. A condução de calor pelo ar é relativamente desprezível (Duarte, 2014).

- **Convecção:**

A convecção pode ser definida como o fenômeno de transferência de massa devido a um gradiente de temperatura. A convecção em fluidos ocorre devido à mudança da densidade desses fluidos gerada pela variação da temperatura, uma vez que, para valores mais elevados de temperatura, a densidade dos fluidos é menor, o que gera um deslocamento ascendente. Durante o deslocamento, o fluido carrega consigo o calor, resultando em correntes que se misturam, facilitando a transferência de calor por condução. Em um solo saturado, a convecção ocorre quando um gradiente crítico de temperatura é atingido (Duarte, 2014).

- **Radiação:**

A radiação consiste na emissão de calor na forma de ondas eletromagnéticas, que pode ocorrer através dos vazios do solo preenchidos com ar. Entretanto, em solos, o efeito da radiação é normalmente negligenciado por ser responsável por uma quantidade de propagação de energia muito pequena nesse meio (Duarte, 2014).

Variações da Teoria da Fonte Linear têm sido amplamente utilizadas para analisar, inicialmente, ensaios de resposta térmica em poços de troca de calor para o estudo de estacas térmicas. Essa teoria ganhou popularidade, especialmente na Europa, devido a sua simplicidade e rapidez de resultados. A Teoria da Fonte Linear é originada da Teoria da Fonte Cilíndrica, que é mais comumente aplicada nos Estados Unidos (GEHLIN, 2002).

Esses modelos utilizam uma solução analítica do problema de transferência de calor entre o poço e a região circundante infinita. A fonte de calor é representada como uma fonte infinitamente longa no solo, com desprezível influência do fluxo de calor na direção ao longo do eixo do poço. Assume-se que o processo térmico depende apenas da distância radial ao eixo (GEHLIN, 2002).

O campo de temperatura no solo pode ser escrito como uma função

dependente do tempo (t) e do raio (r) ao redor da fonte linear, a qual aplica uma injeção de calor constante (q) a partir da linha ao longo do eixo vertical do poço em um sólido infinito. A temperatura é então definida segundo a Teoria por (CARLSLAW e JAEGER apud MONZÓ, 2011):

$$T(r, t) = \frac{q}{4\pi\lambda} \int_{\frac{r^2}{4at}}^{\infty} \frac{e^{-u}}{u} du = \frac{q}{4\pi\lambda} E_1\left(\frac{r^2}{4at}\right) \quad (9)$$

onde: q – calor produzido por unidade de tempo e comprimento (W/m);

λ – condutividade térmica (W/m^oK);

t – tempo (s);

r – raio (m);

a – difusividade térmica (m²/s);

O termo E_1 consiste de uma integral exponencial que, para valores elevados da relação at/r^2 , pode ser aproximado por meio da relação:

$$E_1\left(\frac{r^2}{4at}\right) = \ln\left(\frac{4at}{r^2}\right) - \gamma \quad \frac{at}{r^2} \geq 5 \quad (10)$$

onde γ é a constante de Euler, que corresponde a 0,5772. Assim, com um erro máximo de 2%, tem-se:

$$T_f(t) = \frac{q}{4\pi\lambda} \cdot \left(\ln\left(\frac{4at}{r^2}\right) - \gamma\right) \quad (11)$$

A Teoria da Fonte Cilíndrica, por sua vez, considera a fonte de calor como um cilindro infinito com fluxo de calor constante. A solução para tal fonte torna-se (GEHLIN *et al.*, 2002):

$$T(r, t) = \frac{q}{\lambda} \cdot G(z, p) \quad \begin{cases} z = \frac{at}{r^2} \\ p = \frac{r}{r_0} \end{cases} \quad (12)$$

onde $G(z, p)$ é a função de fonte cilíndrica descrita como (GEHLIN *et al.* apud INGERSOLL *et al.* 2002):

$$G(z, p) = \frac{1}{\pi^2} \int_0^{\infty} f(\beta) d\beta \quad (13)$$

$$f(\beta) = (e^{-\beta^2 z} - 1) \cdot \frac{[J_0(p\beta)Y_1(\beta) - Y_0(p\beta)J_1(\beta)]}{\beta^2 [J_1^2(\beta) + Y_1^2(\beta)]} \quad (14)$$

onde J_0 , J_1 , Y_0 e Y_1 são funções de Bessel de primeira e segunda ordem.

2.8. Fundações *offshore*: estacas torpedo e de sucção

Um sistema flutuante *offshore* é definido como o conjunto formado por unidades marinhas de exploração, produção ou armazenamento de petróleo, *risers* e linhas de ancoragem (KUNITAKI, 2006), enquanto o sistema de ancoragem, composto por linhas de ancoragem, consiste no conjunto de elementos estruturais capazes de manter em posição de equilíbrio uma unidade flutuante, e são esses os responsáveis por conectar as unidades flutuantes às fundações (KAWASAKI, 2010).

A fundação apropriada a ser para a estrutura *offshore* depende da configuração geométrica das linhas de ancoragem utilizada, e são vários os modelos de configuração disponíveis. Assim, a determinação da fundação a ser utilizada deve considerar alguns fatores, como a direção da aplicação das cargas, o procedimento de instalação a ser utilizado, condições geotécnicas e custos (KUTINAKI, 2006).

- **Estaca de sucção**

Dentre os tipos de fundações disponíveis, pode-se citar a estaca cravada por sucção, ou simplesmente, estaca de sucção, a qual é constituída de um cilindro aberto no fundo e fechado no topo, onde se acopla uma bomba de sucção. Essa estaca se apresentou como economicamente viável diante do elevado custo da cravação de estacas com o uso de martelos em águas profundas, principalmente quando da substituição das plataformas fixas pelas flutuantes (KUTINAKI, 2006).

A instalação dessas estacas pode ser realizada através de uma embarcação provida de guindaste ou pelo lançamento da estaca pela popa. Primeiramente, ao atingir o leito marinho, a estaca penetra parcialmente em função do peso próprio. Em seguida, com o auxílio do chamado *Remotely Operated Vehicle* (ROV), a bomba de sucção conectada na parte superior remove a água do seu interior, reduzindo a pressão interna e ao mesmo tempo gerando um diferencial de pressão, que leva a estaca a penetrar no solo quando a pressão gerada supera o valor da resistência do solo (KAWASAKI, 2010).

A sucção requerida é determinada pela força de cravação dividida pela seção transversal interna da estaca, e é proporcional ao quadrado do diâmetro da estaca. Dessa forma, ao aumentar o diâmetro da estaca, a força de cravação aumentará mais que a resistência a penetração, que é linearmente proporcional ao diâmetro (KUNITAKI *apud* JONES *et al.*, 2006).

O sistema de instalação dessa estaca permite que ela apresente capacidade de suportar cargas com componentes horizontais e verticais, sendo assim muito utilizadas para os sistemas de ancoragem do tipo *taug-leg* (KAWASAKI, 2010).

A Figura 2.25 a seguir apresenta essa estaca:



Figura 2.25: Estaca de sucção (Kawasaki, 2010).

- **Estaca torpedo**

A estaca torpedo foi desenvolvida a fim de reduzir custos de fabricação e

instalação em águas profundas ao ser instalado por queda livre em argilas moles. Buscando atingir a máxima massa específica possível, consistem de uma estaca de aço tubular de ponta cônica, preenchida com uma mistura de sucata de aço de várias dimensões e concreto (KUNITAKI, 2006).

Para a sua instalação, a estaca torpedo demanda um rebocador para o transporte e lançamento e uma embarcação que possua um ROV para que o processo seja monitorado. O processo consiste de levar a estaca até certa profundidade, onde ela é solta em queda livre. Ao alcançar a velocidade suficiente e atingir o solo, ocorre a penetração. A estaca torpedo também permite aplicação da carga de ancoragem em qualquer direção devido ao olhal que possui na parte superior (KAWASAKI, 2010).

A Figura 2.26 ilustra a estaca durante seu processo de lançamento.



Figura 2.26: Lançamento de estaca torpedo para ancoragem de risers (Kunitaki, 2006).

2.9. Estudos térmicos em centrífuga geotécnica

No âmbito dos estudos em centrífuga geotécnica, com intuito de incrementar a compreensão sobre o efeito cíclico da temperatura nos deslocamentos de estacas térmicas, Ng *et al.* (2014) desenvolveram um sistema de aquecimento e resfriamento para controlar o ciclo de temperatura em estacas térmicas numa centrífuga. O estudo foi feito executando ensaios térmicos na centrífuga em duas argilas, uma levemente pré-adensada e outra fortemente pré-adensada, investigando a história de temperatura, o desenvolvimento da poro pressão e os deslocamentos das

estacas.

Nesse estudo, para cada voo da centrífuga, o *container* foi dividido em dois compartimentos, um com a finalidade de modelar a interação estaca-estrutura, e um segundo sem estaca, apenas para monitorar o rebaixamento da argila e o *creep*.

Foi usada uma estaca feita de alumínio e foram instalados termopares no interior e próximos da estaca, além de transdutores de poro pressão. O sistema de aquecimento desenvolvido utilizou de uma bobina, enquanto o resfriamento foi realizado por meio de uma corrente passando por dois tipos de condutores conectados a um circuito, onde um condutor esquentava, enquanto o segundo resfriava.

Durante os ensaios, verificou-se que as temperaturas alcançadas no interior da estaca e no solo circundante, em um primeiro ciclo, alcançavam um estado estático durante o aquecimento e outro após o resfriamento quando submetidos a um longo período de aplicação da temperatura alvo, e esses mesmos estados eram repetidos durante os ciclos seguintes. Devido a menor condutividade térmica da argila comparada ao alumínio, a temperatura no interior do solo alcançava valores mais distantes da temperatura alvo do que as registrada no interior da estaca.

No que se refere a poro pressão, o aumento e a diminuição do seu valor durante as fases de aquecimento e resfriamento, respectivamente, registraram uma magnitude pequena, que foi atribuída à baixa taxa de aquecimento e resfriamento aplicada e a pequena magnitude de mudança de temperatura imposta.

É importante ressaltar que durante a fase de adensamento do solo, anterior a aplicação do ciclo de temperatura, atingiu-se apenas um adensamento de 90%, deixando ainda um acúmulo de poro pressão a ser dissipada. Uma consequência disso é um adensamento “residual” ao qual o solo ainda estaria submetido, o que acredita-se ter camuflado ainda mais o já baixo desenvolvimento de poro pressão observado.

Dentro dessa variação de poro pressão, os solos fortemente pré-adensados apresentaram uma flutuação mais elevada, uma vez que os efeitos da consolidação na magnitude do desenvolvimento térmico da poro pressão foram maiores para os solos levemente pré-adensados do que para aqueles.

O deslocamento das estacas foi avaliado por Ng *et al.* (2014), por meio do assentamento das mesmas. As estacas em solo levemente e fortemente pré-adensado, exibiram um padrão de recalque acumulativo a cada ciclo de

aquecimento (que levava a um levantamento do topo da estaca) e posterior resfriamento (acompanhado de recalque mais relevante do que a contração térmica da estaca). Esse padrão, no entanto, se mostrou com menor magnitude para os solos fortemente pré-adensados, uma vez que esses solos tendem a apresentar uma menor contração.

Com base no fato de que a compreensão em torno dos efeitos do aquecimento na capacidade de uma estaca térmica ainda é limitada, Ng *et al.* (2014b) realizaram uma série de ensaios em centrífuga com estacas térmicas de alumínio em areia saturada de densidade média, que é relativamente inerte a temperaturas ao comparada as argilas. No estudo, ensaios de carga em estaca em voo foram executados para quatro estacas instrumentadas, com diferentes sequências de temperatura e carregamento, com o objetivo de investigar os efeitos do aquecimento na capacidade da estaca e os padrões de levantamento e rebaixamento da estaca.

Ng *et al.* utilizaram em um *container*, uma estaca como referência (RP), a qual não era aplicada carga térmica, apenas mecânica, e juntamente com RP, mais duas estacas no mesmo *container*, as quais foram carregadas até o colapso após o aquecimento a 37 e 52° C (EP1 e EP2, respectivamente). Em um *container* à parte, uma terceira estaca (EP3) sofreu carregamento anterior ao aquecimento à 52°C, e então, carregamento até o colapso.

Para o programa experimental acima descrito, foi utilizado um conjunto vertical de termopares embutidos nas estacas, e um na sua proximidade (a 2,3D, onde D corresponde ao diâmetro da estaca), chamados TT1, TT2 e TT3 para as estacas EP1, EP2 e EP3, respectivamente. Além disso, três transdutores de poro pressão foram instalados a 2,3D da estaca EP3, e dez níveis de *strain gauges* foram instalados através do comprimento de cada estaca para medir os carregamentos axiais. O voo em centrífuga foi realizado a 40g e o aquecimento das estacas foi realizado por uma haste envolta em fios de resistência.

Das discussões fornecidas por Ng *et al.* (2014b), pode-se destacar a comparação realizada entre os perfis de temperatura ao longo das estacas e do conjunto de termopares próximos a elas, representadas na Figura 2.27 como EP1, EP2 e EP3 para as temperaturas nas estacas, e TT1, TT2 e TT3, para as medições a 2,3D das estacas.

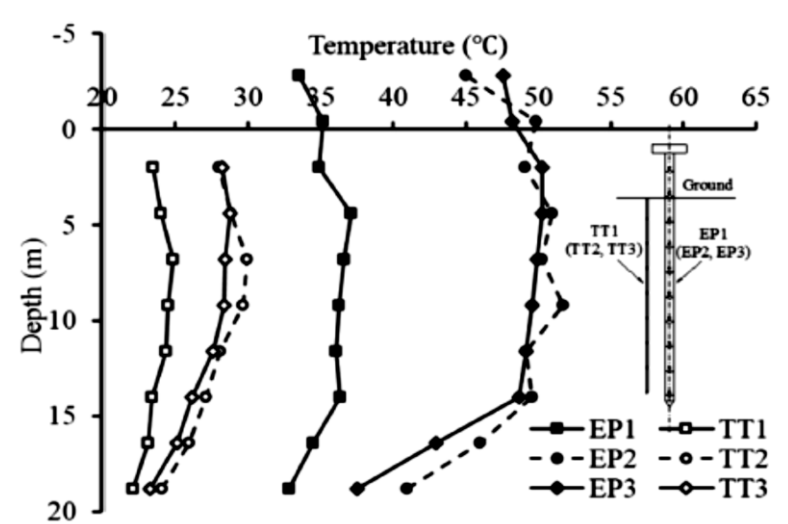


Figura 2.27: Perfis de temperatura medidos nas estacas e no interior do solo (Ng et al, 2014b).

Na Figura 2.27, percebe-se que um perfil de temperatura razoavelmente uniforme para cada conjunto de medições foi obtido. As temperaturas alvo de 37°C para EP1 e 52°C para EP2 e EP3 foram obtidas ao longo de boa parte das três estacas, com alguma redução nas extremidades, sobre a superfície do solo, e próxima à ponta enterrada, o que se deu a exposição ao vento na parte superior e a ausência de fonte de calor abaixo da ponta da estaca.

No interior do solo, os perfis de TT1, TT2 e TT3 não se apresentaram uniformes, e para estudar a transferência de calor na areia saturada, foi utilizada a Teoria da Fonte Cilíndrica infinita. As equações dessa teoria assumem que o único mecanismo de transferência de calor é a condução térmica. Entretanto, acredita-se que convecção vertical de calor pode apresentar um papel importante na transferência de calor se há gradiente vertical de calor para induzir esse fenômeno. Pelos resultados medidos e calculados, Ng *et al.* (2014b) concluíram que devido à consideração de fonte infinita, a Teoria pode ser adequada apenas para a previsão da distribuição de temperatura ao redor de profundidades médias da estaca.

Outros resultados e conclusões obtidas por esses autores foram o levantamento da cabeça de estaca ao final do aquecimento de 0,6%D para EP3, após um levantamento inicial de 1,4%D, que foi reduzido devido à contração posterior da areia devido ao aquecimento; e o aumento da capacidade das estacas em 13 e 30% para aquecimentos de 15 e 30°C, respectivamente. Os autores destacam que os resultados foram obtidos para estacas térmicas de alumínio em

areia de densidade média, e que a extensão desses resultados para outros campos deve ser feita cautelosamente.

Good *et al.* (2014) desenvolveram um estudo em centrífuga com o objetivo de quantificar a distribuição das deformações axiais em fundação térmica em uma camada de areia seca, durante o aquecimento da fundação, em condição de expansão livre do topo da estaca e subsequente carregamento até a ruptura.

Para isso, Good *et al.* (2014) fabricaram uma fundação em escala-modelo de concreto armado para ser submetida a uma aceleração centrífuga de 24g durante o estudo. A fundação foi pré-fabricada para garantir a qualidade da fabricação devido à detalhada instrumentação, bem como permitir a caracterização mecânica e térmica das propriedades dessa fundação.

A instrumentação utilizada por esses autores consistiu de sete *strain gages* e termopares embutidos na estaca para caracterizar a distribuição da temperatura e a resposta da deformação no interior da estaca. Além disso, LVDTs foram utilizados para medir o deslocamento do topo da fundação e a deflexão da superfície do solo. Perfis de termopares foram inseridos na areia a diferentes distâncias radiais para medir as mudanças transientes na temperatura do solo.

A instrumentação citada, bem como o solo e a fundação, foram inseridos em um *container* cilíndrico de alumínio, onde as cargas na fundação foram aplicadas por um pistão pneumático, e o calor foi fornecido por fluidos de troca de calor em três tubos em *loop* fixados na armadura da fundação.

O processo experimental estabelecido por Good *et al.* (2014) compreendeu quatro ensaios, onde inicialmente se aplicava uma carga de assentamento, seguida pelo aquecimento para alcançar variações de temperatura de 7, 12 e 18°C, além de um ensaio mantido a temperatura ambiente. Em seguida, após a estabilização das temperaturas, as fundações eram carregadas até a ruptura.

Dos resultados despreendidos de Good *et al.* (2014), pode-se destacar os perfis de deformação térmica, obtidos ao zerar as deformações no começo do aquecimento, que são mostrado na Figura 2.28 abaixo:

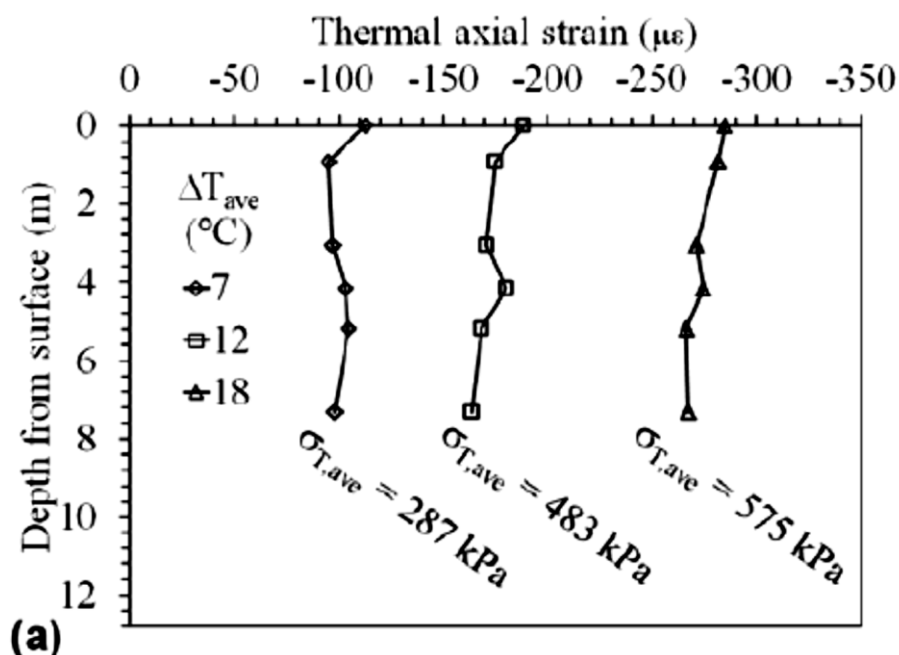


Figura 2.28: Resumo dos resultados das deformações térmicas Good et al. (2014).

Na Figura 2.28, nota-se que as deformações foram relativamente constantes com a profundidade e exibiram valores próximos aos da expansão livre – representados pela deformação na profundidade zero. As tensões térmicas axiais na fundação foram menores no topo, e com os valores médios indicados na Figura 2.28, percebe-se que as tensões se desenvolveram mais para as maiores temperaturas aplicadas.

Good *et al.* (2014) indicam que a modelagem centrífuga se apresenta adequada para a definição de parâmetros úteis para a análises termomecânicas da interação solo-estrutura. E apontam como outras conclusões que durante o aquecimento da fundação, deformações expansivas ocorrem juntamente com um incremento na tensão compressiva devido à restrição lateral, como mostrado na Figura 2.28, e que a capacidade última não é sensível à temperatura no meio ensaiado.

A fim de avaliar a utilidade da centrífuga geotécnica em modelar a transferência de calor na massa de solo, Krishnaiah e Singh (2004) utilizaram areia compactada a diferentes estados e uma fonte de calor linear para aplicar um gradiente de calor no solo, e a migração do calor no solo foi estudada ao computar sua temperatura como uma função do tempo e da distância radial em uma centrífuga geotécnica.

A fonte de calor linear foi alimentada eletricamente por um fio aquecedor com uma resistência, instalado no interior de um tubo de cobre, onde foi acoplado na sua

superfície interior um termopar para verificar a temperatura da fonte. Outros termopares foram distribuídos no solo para aferir a temperatura do meio, com distribuição ilustrada pela Figura 2.29 e com disposição do raio, r , e profundidade, z , detalhadas pela Tabela 1. Como mostrado na Figura 2.29, a distribuição foi dividida em quatro séries, A, B, C e D. Na Tabela 2.3, TC0 corresponde ao termopar na superfície interior do tubo de cobre, e TC1, TC2, TC3, TC4 e TC5 aos raios correspondentes para cada série.

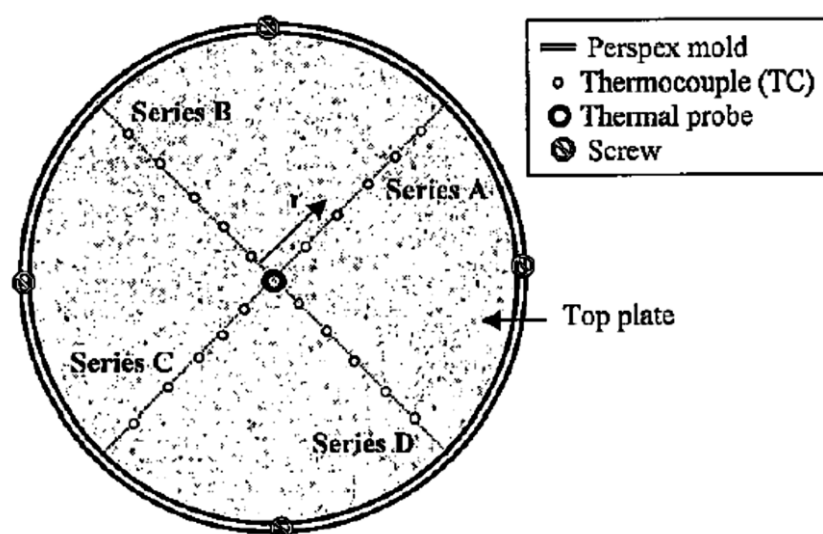


Figura 2.29: Detalhamento distribuição instrumentação (Krishnaiah e Singh, 2004).

Tabela 2.3.: Localização dos termopares no interior do solo (Krishnaiah e Singh, 2004).

Thermocouple	r (mm)	z (mm)
TC-0	3	50
TC-1	10	50
TC-2	15	20, 50, 95
TC-3	20	50
TC-4	30	50
TC-5	40	50

Krishnaiah e Singh (2004) confeccionaram quatro amostras, três areias secas com densidade crescente D1, D2 e D3, e uma saturada, denominada SAT. Os voos da centrífuga foram realizados a diferentes acelerações para demonstrar a validade da modelagem, sendo elas 1, 50, 100 e 125g.

Os resultados desses ensaios de Krishnaiah e Singh (2004) mostraram que,

para o material em questão, a variação de temperatura, θ , tem pouca dispersão nos resultados obtidos radialmente para cada série, e que, obviamente, menor o raio, r , maior a variação da temperatura.

Além disso, o resultado da variação de temperatura ao longo do tempo para as três profundidades medidas em $r = 15\text{mm}$, ilustrado na Figura 2.30, é bastante similar para essas profundidades no interior do solo, indicando a uniformidade da amostra, e segundo os autores, devido ao tamanho das partículas de areia, o efeito da convecção é muito pequeno e pode ser negligenciado.

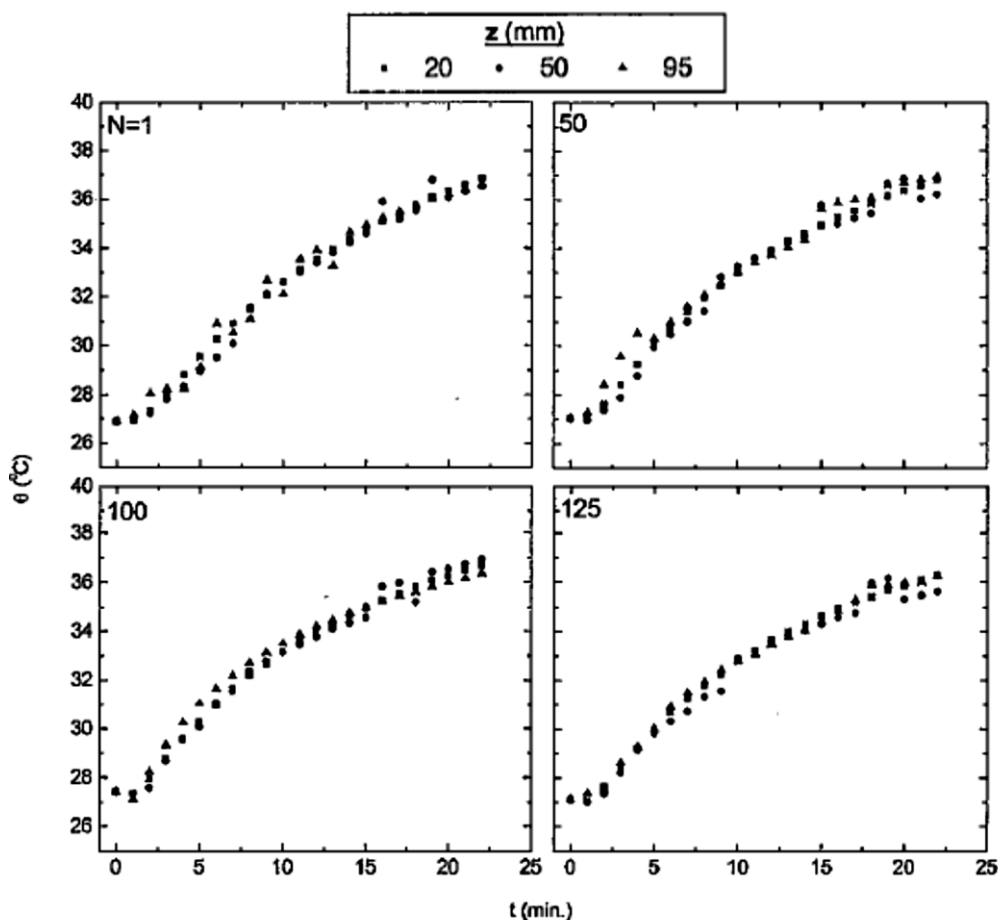


Figura 2.30: Variação da temperatura com o tempo para TC2 em uma das amostras (Krishnaiah e Singh, 2004).

Para demonstrar a validação da modelagem do modelo para migração do calor em massa de solo, a porcentagem de incremento da temperatura, μ , em função do tempo do protótipo, t_p , foram avaliados e estão expostos para uma das amostras na Figura 2.31. Nela, percebe-se que para o aumento de t_p , μ também aumenta para um determinado raio do protótipo, r_p , e para diferentes valores de N , os resultados

obtidos se correlacionam de forma bastante satisfatória, confirmando a validade da modelagem do modelo para o tempo com fator de escala N^{-2} . A validade da modelagem para a distância também foi verificada através da verificação do incremento de temperatura para uma dada distância radial do protótipo, r_p , com fator de escala N^{-1} .

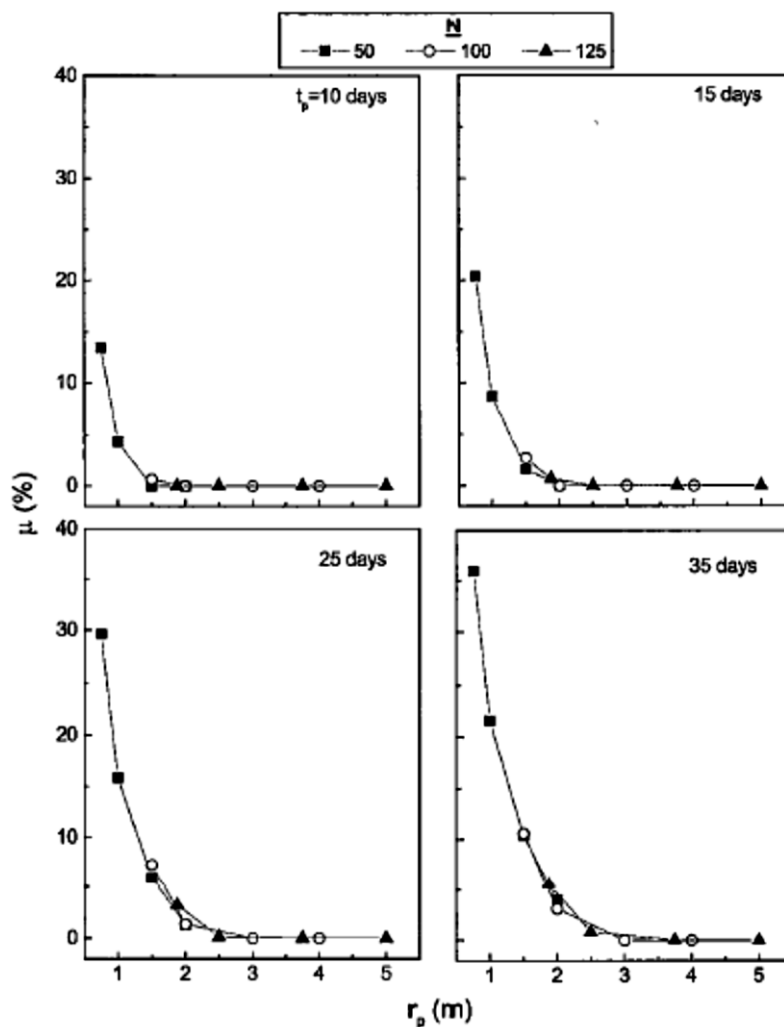


Figura 2.31: Modelagem do tempo para uma das amostras (Krishnaiah e Singh, 2004).

Também foi verificado por Krishnaiah e Singh (2004) que o aumento da densidade da areia melhora a sua condução de calor, bem como a presença de água eleva consideravelmente essa capacidade.

Por fim, estabeleceu-se o uso da centrífuga geotécnica reduzida como um meio útil para a modelagem e o estudo da migração de calor em geomateriais.

2.10. Ensaio de T-bar

Stewart e Randolph (1991) desenvolveram na Austrália um novo ensaio com o objetivo de determinar a resistência não drenada (S_u) de solos moles. O ensaio de penetração de cilindro – ou, simplesmente, ensaio T-bar – visava, inicialmente, obter o perfil contínuo de S_u para ensaios em centrífuga.

Esse ensaio buscou unir as vantagens dos ensaios de palheta e de cone na determinação da resistência S_u de argilas moles em centrífuga. O ensaio de palheta permite uma determinação direta de S_u , enquanto o ensaio de cone fornece um perfil contínuo ao longo da profundidade. Essa determinação direta obtida pelo ensaio T-bar é fornecida pelo fator de barra N_b utilizado na análise do ensaio, que não depende dos níveis de tensão do solo (Macedo, 2004).

Durante todo o ensaio de T-bar, deve-se medir a força de cravação. O valor de S_u pode ser obtido através da equação proposta por Stewart e Randolph (1991) com base no estudo de Randolph e Houlsby (1984), que é definida como:

$$S_u = \frac{F_v}{N_b \cdot d \cdot L}$$

onde: F_v – força vertical medida durante a penetração;

d – diâmetro da barra;

L – comprimento da barra;

N_b – fator de barra.

Existem diversos estudos sobre o valor de N_b a ser utilizado, como Almeida *et al.* (2013), que sugerem que esse fator depende da rugosidade da barra, mas a bibliografia sugere valores entre 10 e 13.

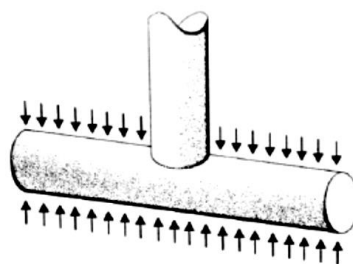


Figura 2.32:: Representação de T-bar e poropressões atuantes (Almeida e Marques, 2010).

III - PROGRAMA EXPERIMENTAL

3.1. Materiais e instrumentos

3.1.1. Solo

Durante o projeto foram utilizados nos ensaios dois tipos de solo. O primeiro consistiu de uma mistura de caulim e metacaulim desenvolvida a fim de representar as características da argila mole do leito marinho. A mistura assim definida consiste de uma lama composta de 60% de metacaulim e 40% de caulim, valores definidos por Melo (2010).

O segundo material utilizado para confecção da lama foi o caulim branco Speswhite, o qual apresenta a vantagem de ser largamente documentado e possuir suas propriedades bem definidas.

O material foi caracterizado no Laboratório de Engenharia Civil da UENF, LECIV, com resultados expostos no Anexo.

3.1.2. Estaca e *heater*

Para os ensaios, tanto os iniciais no tubo de PVC, quanto nos ensaios em *container*, foi utilizado uma fonte de calor, denominada *heater*, elemento através do qual o aquecimento do meio era realizado. No *heater*, o aquecimento é realizado por resistência elétrica, e por meio dele foram aplicados os diferentes gradientes de calor visados.

O *heater* utilizado foi o RAPID PAK 0301, que apresenta voltagem de 240 V e 750 W de potência, e suas dimensões são 18 cm de comprimento e um diâmetro de 1,3 cm. O sistema de aquecimento permitia a utilização do controle PID (proporcional integral derivativo), dessa forma, as temperaturas configuradas para cada ensaio eram mantidas com precisão satisfatória, com oscilações inferiores a 0,5°C.

Nos ensaios no tubo, o *heater* era utilizado diretamente em contato com a lama, inserido de forma mecânica com auxílio de um atuador, aquecendo diretamente o solo quando da aplicação do calor. Nos ensaios em *container*, por sua vez, o *heater* era inserido em um elemento que simula uma estaca torpedo, com

altura de 25 cm e diâmetro externo de 2,5 cm. A estaca e o *heater* são exibidos na Figura 3.1.



Figura 3.1: Estaca e heater utilizados nos ensaios.

3.1.3. Instrumentação

De uma forma geral, a instrumentação abrangeu termopares, transdutores de poro pressão, T-bar, célula de carga e transdutor de deslocamento.

Para os ensaios no tubo foram utilizados termopares para o acompanhamento do desenvolvimento e distribuição das temperaturas no interior da massa de solo a diferentes distâncias do *heater* e em diferentes profundidades ao longo do tubo, além de termopares na superfície do *heater*, para acompanhar a aplicação do calor no meio por parte desse, na superfície da massa de solo, e um outro responsável pelo acompanhamento da temperatura ambiente.

Ainda para os ensaios no tubo, foram utilizados dois transdutores de poro pressão, localizados em profundidade referente ao ponto médio do *heater*, a duas diferentes distâncias desse.

Para os ensaios em *container*, além dos termopares e transdutores, utilizados durante o aquecimento e dispostos em diferentes profundidades e distâncias da estaca, foi utilizado um Penetrômetro Barra T ou T-bar, anterior e posteriormente a cada ensaio com aplicação de calor, medindo a força de cravação da barra cilíndrica

no solo e fornecendo um perfil contínuo de resistência ao cisalhamento na condição não-drenada de carregamento (Su).

Ainda foram utilizados também, na fase de adensamento mecânico do solo em *container*, uma célula de carga, a fim de se determinar a pressão aplicada sobre o solo e um transdutor de deslocamento, acompanhando a variação da posição referência do solo durante o adensamento.

3.1.4. Tubo de ensaio em PVC

Com o intuito de realizar análises prévias e de forma a executar ensaios de resposta rápida, instrumentação menos complexa e com menor volume de material necessário, foi confeccionado um tubo de PVC, onde seriam inseridos a lama e o *heater*.

O tubo confeccionado possui uma profundidade útil de 36,7 cm e diâmetro interno de 9,7 cm. Foram inseridos dois orifícios para a fixação da mangueira de drenagem, um junto ao fundo e o segundo a 5 cm do topo do tubo.

A preparação do tubo para a inserção da instrumentação foi sendo modificada à medida que testes eram realizados, adaptações se faziam necessárias e uma maior quantidade de instrumentos era desejada.

Dessa forma, a configuração final permitia a utilização de 20 termopares inseridos horizontalmente no tubo, formando cinco seções horizontais, em cinco diferentes profundidades, onde em cada uma são dispostos quatro termopares, distantes entre si em 90°, e a quatro diferentes distâncias do *heater*, permitindo assim uma análise mais completa da distribuição do calor na massa de solo utilizada. Além desses 20 termopares utilizados, a configuração do tubo permitia também a inserção de dois transdutores de poro pressão na seção central do tubo, também com distâncias ao *heater* controláveis. A configuração final do tubo é exibida na Figura 3.2, enquanto as posições da instrumentação são ilustradas no esquema da Figura 3.3 e detalhadas na Tabela 3.1.

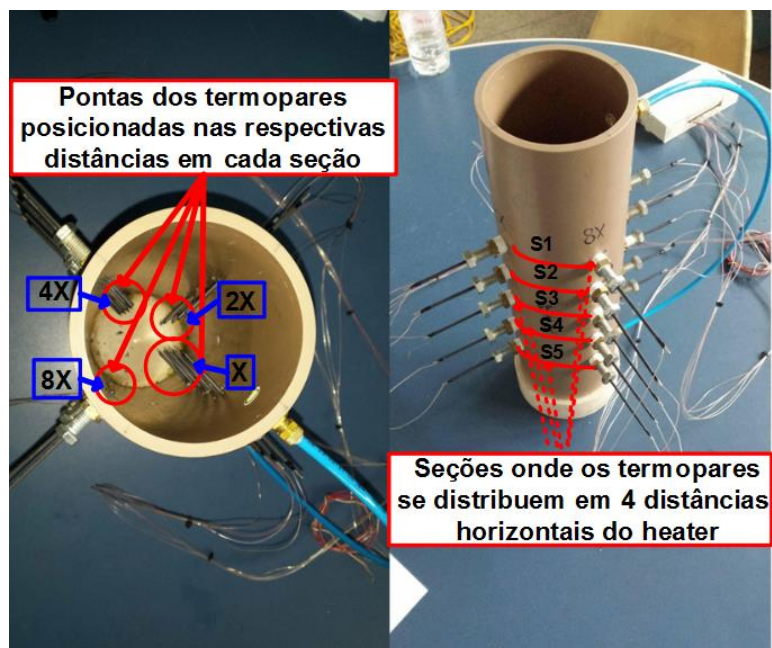


Figura 3.2: Configuração final do tubo de ensaio.

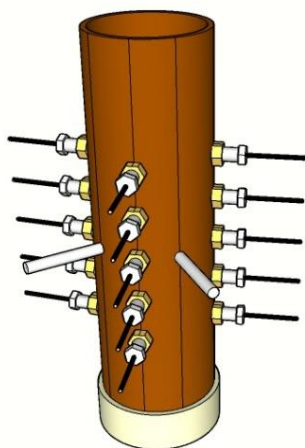


Figura 3.3: Esquema de distribuição da instrumentação.

Tabela 3.1: Distribuição da instrumentação no tubo.

	Profundidade no solo (cm)	Distâncias horizontais do <i>heater</i> (cm)	Nomenclatura
Seção 1	1	0,5	S1 X
		1	S1 2X
		2	S1 4X
		4	S1 8X
Seção 2	5	0,5	S2 X
		1	S2 2X
		2	S2 4X
		4	S2 8X
Seção 3	9	0,5	S3 X
		1	S3 2X
		2	S3 4X
		4	S3 8X
Seção 4	13	0,5	S41 X
		1	S4 2X
		2	S4 4X
		4	S4 8X
Seção 5	17	0,5	S5 X
		1	S5 2X
		2	S5 4X
		4	S5 8X

3.1.5. Containers

O *container* cilíndrico, utilizado tanto para o ensaio em centrífuga geotécnica como para ensaio sob 1g, possui diâmetro interno de 46,4 cm e altura total de 50

cm. O *container* apresenta dois pontos de drenagem, no fundo e na parte superior. O modelo do *container* é ilustrado na Figura 3.4.



Figura 3.4: Container utilizado nos ensaios.

3.2. Procedimentos Experimentais

3.2.1. Ensaio no tubo de PVC

- **Preparação do ensaio**

A preparação do tubo para os ensaios consistia, inicialmente, na separação do material, no caso, a Speswhite, que era condicionada em saco plástico e então pesada, separando quantidade suficiente para o preenchimento do tubo.

No fundo do tubo era adicionada uma camada de 1,7 cm de areia, coberta com papel filtro, quantidade suficiente para que essa camada ficasse acima do ponto inferior da mangueira de drenagem do tubo. Esse procedimento visava o

condicionamento para a drenagem pelo fundo da massa de solo.

A partir daí se iniciava a preparação da lama com o material pesado. Baseado na massa do material separado se determinava a quantidade de água necessária para a lama. Foi definido para os ensaios uma quantidade de água correspondente a duas vezes o limite de liquidez (LL), que para a Speswhite corresponde à uma porcentagem de água em relação a massa seca de material de 117,6%, o suficiente para conferir a lama uma trabalhabilidade adequada. A água utilizada para essa mistura era deaerada e destilada.

Para os ensaios no tubo, a preparação da lama era manual, com pequenas adições de água e da Speswhite em um recipiente, que então era misturada até uma aparência homogeneizada e sem material “empelotado”. Desse ponto, uma nova quantidade de água e de Speswhite era adicionada, e novamente misturada, até que todo o material tenha sido misturado e formado a lama a ser utilizada.

Estando a lama preparada, essa é lentamente despejada no interior do tubo, sobre a areia e o papel filtro, até que a cota desejada seja atingida, o que corresponde a uma camada de 25 cm de lama. A massa do resto de lama que sobra no recipiente é determinada, definindo assim a quantidade de material depositado no tubo. Ao final desses processos, o tubo é vedado, para que não haja perda de água, e deixado em repouso por no mínimo 24h, permitindo a sedimentação e acomodação do material. Após esse período, com a diminuição da cota devido à sedimentação, uma pequena quantidade de material extra era adicionada e também deixada em repouso.

Por fim, com a quantidade de material adequada, uma camada superior de água era adicionada sobre a lama até o ponto superior da mangueira de drenagem, o que corresponde a uma camada de água de 5 cm. A partir desse ponto, os termopares e transdutores eram inseridos nas suas posições determinadas.

A etapa seguinte correspondia à inserção do *heater* no centro da massa de solo. Esse processo era realizado mecanicamente, com o auxílio de um atuador, onde o *heater* era acoplado. Estando os termopares do sistema de controle de temperatura e o de aquisição de dados devidamente posicionados na superfície do *heater*, o atuador, controlado pelo LabVIEW, cravava lentamente o *heater*, previamente posicionado no centro da área circular do tubo, até uma posição em que a extremidade superior do *heater* se localizasse imediatamente abaixo do topo da camada de solo, ou seja, distante 10 cm do topo do tubo.

Quanto ao posicionamento dos 20 termopares utilizados ao longo das 5 seções horizontais, foi definido que em cada seção haveriam quatro distâncias diferentes dos termopares ao *heater*, sendo essas distâncias 5, 10, 20 e 40 mm, como detalhado na Tabela 3.1 exposta anteriormente. O posicionamento dos termopares nas distâncias corretas era permitido por um mecanismo criado no tubo, onde hastes, às quais estavam presos os termopares, eram “cravadas” horizontal e manualmente no interior da massa de solo.

O posicionamento das seções horizontais, por sua vez, foram definidos em 5 profundidades diferentes no tubo, sendo a seção central (a terceira seção) coincidente com a profundidade do ponto central do *heater*. A partir dessa, as seções distam entre si 40 mm, chegando a alturas até imediatamente abaixo do topo do *heater* e imediatamente acima da extremidade inferior do mesmo.

O mecanismo de inserção dos dois transdutores de poro pressão era semelhante, porém, nesse caso, os transdutores foram acoplados na ponta de hastes mais grossas, sendo a própria haste de alumínio rosqueada e inserida inteiramente no interior da massa de solo, até as posições desejadas. No caso, as posições dos transdutores correspondiam, verticalmente, a altura do ponto central do *heater*, e horizontalmente, os transdutores distavam do *heater* 5 e 40 mm.

- **Ensaio de aquecimento em tubo**

Com a montagem do ensaio finalizada, foram realizados diversos aquecimentos para um mesmo solo, através da aplicação de diferentes temperaturas aplicadas ao *heater* através do sistema de aquecimento. Com a configuração final do tubo, os ensaios estabelecidos seguiram uma sequência de aplicação de 40, 50, 60, 70, 80 e 90°C na superfície do *heater*.

Durante os aquecimentos, os dados de temperatura e desenvolvimento de poro pressão eram registrados continuamente com auxílio do LabVIEW.

Ao ser configurada a temperatura alvo no sistema de aquecimento, assim que o aquecimento era acionado, o *heater* elevava rapidamente sua temperatura, até sua superfície atingir a temperatura programada. Simultaneamente, o sistema como um todo iniciava seu aquecimento, o que era mantido até que as temperaturas nos diversos pontos medidos alcançassem o equilíbrio, mantendo uma temperatura com

estabilidade satisfatória ao longo do tempo.

Alcançado o equilíbrio, o aquecimento era então cessado, e o caimento da temperatura era acompanhado até a aproximação da temperatura do sistema à temperatura ambiente. Todo o processo era realizado com o sistema submerso, com uma camada inicial de água sobre a lama de 5 cm.

3.2.2. Ensaios em *container*

Foram quatro os ensaios realizados no *container*, sendo cada um deles submetido a uma tensão de adensamento diferente. As tensões aplicadas em cada *container* foram, além de um primeiro normalmente adensado, o qual experimentou apenas seu peso próprio, 25, 50 e 100 kPa, chamados *Container* 01, 02, 03 e 04, respectivamente. Para a realização desses ensaios foram necessárias algumas etapas de preparação prévia, descritas a seguir.

- **Pedras porosas**

Inicialmente foram confeccionadas duas pedras porosas, uma localizada no fundo do *container* e uma segunda colocada sobre o solo durante a aplicação das pressões de adensamento. O intuito das pedras era permitir a drenagem pelo fundo durante o ensaio de adensamento térmico e pelo fundo e topo do solo durante o adensamento mecânico.

Para a confecção das pedras foi feita uma mistura de cola epóxi e areia, na proporção 1:14, posicionando na região intermediária da pedra uma rede de boa resistência, para melhorar tal característica da pedra. Estando a cola seca, as pedras foram então saturadas com auxílio de uma bomba de vácuo em água deaerada e destilada. A Figura 3.5 ilustra uma das pedras na fase de secagem.



Figura 3.5: Confeção de pedra porosa para container de ensaio.

Estando as pedras porosas prontas e a primeira condicionada no fundo do *container*, coberta por papel filtro, foi iniciada a etapa de preparação da lama.

- **Preparação da lama do *Container***

Para a preparação das lamas que serão depositadas nos *containers* – as quais serão posteriormente adensadas mecanicamente até pressão correspondente à cada ensaio – foram utilizadas misturas de caulim (40%) e metacaulim (60%), com uma quantidade de água referente a 1,5LL da mistura, suficiente para o despejo no *container* e valor com o qual foram realizados os ensaios de adensamento da amostra, correspondente à umidade de 93,75%.

Devido à elevada quantidade de material necessário, essa mistura foi feita mecanicamente, com auxílio de misturador mecânico (Figura 3.6). Após a pesagem da quantidade de caulim e metacaulim utilizada e definida a quantidade de água deaerada necessária para a quantidade de material, com o misturador em rotação, pequenas quantidades de cada material e de água eram cuidadosamente despejados, e quando todo material já se encontrava no misturador, esse era então fechado, e sua rotação e seu agitador ativados por 30 minutos.



Figura 3.6: Mistura dos componentes caulim, metacalim e água.

Com a mistura homogênea, o conteúdo do misturador é então transferido para o *container*. A lama é pesada e despejada lentamente sobre a pedra porosa e o papel filtro do fundo.

Uma vez que após a primeira etapa de adensamento para os *Containers* 02, 03 e 04 (descritas no tópico à seguir), a altura da camada de lama reduziu consideravelmente, reduzindo a altura útil do ensaio, foram utilizadas duas camadas distintas de lama para esses *containers*. A primeira camada foi confeccionada como descrito acima para cada *container*, lançada e, então, adensada. Após essa primeira etapa de adensamento, a segunda camada foi confeccionada da mesma forma da primeira, lançada e, da mesma forma, adensada.

O limite da altura de despejo de cada camada era definido pelo nível do ponto de drenagem superior do *container*. A quantidade de material utilizado na confecção de cada camada de solo e para cada tensão de adensamento é exposto na Tabela 3.2 abaixo. A Figura 3.7 ilustra uma camada recém lançada no *container*.

Tabela 3.2: Características das lamas confeccionadas.

Container	Tensão de adensamento (kPa)	Camada	Massas			Total lama (kg)	Volume inicial ocupado (m ³)	Peso específico natural inicial (kN/m ³)	Peso específico seco inicial (kN/m ³)	Índice de vazios inicial
			Caulim (kg)	Metacaulim (kg)	Água (kg)					
01	0	Camada Única	17,68	26,53	41,45	85,66	0,06	13,68	7,06	2,54
02	25	Camada 01	20,88	31,31	48,93	101,12	0,07	13,72	7,08	2,53
		Camada 02	7,56	11,34	17,72	36,62	0,03	13,45	7,00	2,57
03	50	Camada 01	18,07	27,10	43,49	88,66	0,06	14,28	7,21	2,47
		Camada 02	5,03	7,54	12,48	25,05	0,02	14,37	7,42	2,37
04	100	Camada 01	22,61	33,91	52,98	109,50	0,07	14,50	7,48	2,34
		Camada 02	6,57	9,85	15,40	31,82	0,02	14,40	7,43	2,37



Figura 3.7: Lama recém lançada ao container.

Com cada camada de lama condicionada no *container*, é possível realizar a nova etapa de preparação para o ensaio, que corresponde ao adensamento da amostra.

- **Adensamento**

No interior do *container*, sobre a lama, para cada etapa de adensamento, eram adicionadas camadas de papel filtro e, sobre o papel, a pedra porosa da drenagem superior. Sobre essa pedra porosa era apoiada a tampa de aço, ou *cap*, com o mesmo diâmetro interno do *container* e sobre a qual eram aplicadas as pressões de adensamento. Um transdutor de deslocamento era apoiado sobre o *cap* a fim de monitorar a deformação vertical do solo, e ainda sobre o *cap*, era acoplada uma célula de carga, responsável por monitorar a carga e, conseqüentemente, a pressão aplicada.

A etapa inicial dos adensamentos era realizada apenas com o peso do *cap*, que corresponde a uma pressão de 2,5 kPa sobre a lama. No primeiro adensamento realizado utilizou-se, inicialmente, uma bomba hidráulica para a aplicação das pressões posteriores do adensamento por etapas (Figura 3.8). Entretanto, a manutenção dos valores desejados de pressão através da bomba hidráulica demandava acompanhamento constante e os valores apresentavam amplitude considerável. Para contornar esse problema, decidiu-se utilizar um motor elétrico para a aplicação da pressão. Portanto, o sistema de aplicação foi modificado e através de um programa desenvolvido no Labview, a pressão configurada era automaticamente mantida pelo motor com precisão adequada. O conjunto *cap*, transdutor de deslocamento, célula de carga e motor elétrico é apresentado na Figura 3.9 abaixo.



Figura 3.8: Adensamento mecânico com auxílio de bomba hidráulica.



Figura 3.9: Esquema utilizado para adensamento mecânico do solo com motor elétrico.

Uma vez que o peso próprio do *cap* fornecia uma pressão de adensamento inicial de 2,5 kPa, através do motor eram aplicadas as pressões seguintes do adensamento por etapas, conforme a Tabela 3.3. A partir do segundo *container* foram inseridos dois transdutores de poro pressão na parede de *container* para o acompanhamento do adensamento. Dessa forma, o desenvolvimento do adensamento era averiguado através de dois parâmetros: o deslocamento de um LVDT posicionado sobre o *cap* e a dissipação do excesso de poro pressão desenvolvida.

Tabela 3.3: Etapas de adensamento para cada container.

Carga	2,5 kPa	5 kPa	10 kPa	25 kPa	50 kPa	100 kPa
<i>Container</i>						
<i>Container</i> 01						
<i>Container</i> 02						
<i>Container</i> 03						
<i>Container</i> 04						

Como mencionado no item anterior, fez-se necessário realizar o adensamento da lama depositada no *container* em duas camadas, uma vez que após o adensamento da primeira camada, a altura útil se tornava insuficiente, e, dessa forma, uma nova camada de material era adicionada e as etapas de adensamento repetidas.

A consequência desse processo, verificada nos ensaios de T-bar, foi a formação de um pico de resistência na interface entre as camadas, mais precisamente nos primeiros centímetros da Camada 01 (a primeira camada adensada) de cada *container*, característica que não foi possível contornar.

- **Cravação da estaca e instrumentação**

A cravação da estaca e das duas hastes de instrumentação foi feita de forma simultânea, através de uma única estrutura desenvolvida para esse fim. O conjunto é formado por uma cantoneira em “L”, onde no seu centro foi fixada a estaca através de uma haste enroscada, assim como nas distâncias 2 e 12 cm da posição da

estaca, onde foram posicionadas as hastes de instrumentação e, além disso, nas duas extremidades da cantoneira foram feitos furos coincidentes com os furos da aba do *container*, que serviram como guia para a cravação. O conjunto está exibido na Figura 3.10 abaixo, e a Tabela 3.4 detalha a distribuição da instrumentação.

Tabela 3.4: Distribuição da instrumentação no container.

	Distância da estaca (cm)	Termopares		Transdutores poro pressão	
		Profundidade no solo (cm)	Nomenclatura	Profundidade no solo (cm)	Nomenclatura
Haste 1	2	0	TC SUP H1	4,5	TTP H11
		4,5	TC H11		
		9	TC H12	9,0	TTP H12
		13,5	TC H13		
Haste 2	12	0	TC SUP H2	4,5	TTP H21
		4,5	TC H21		
		9	TC H22	9,0	TTP H22
		13,5	TC H23		



Figura 3.10: Conjunto para cravação da estaca e da instrumentação.

Nas hastes de instrumentação, os termopares foram posicionados com auxílio de três furos transversais em cada haste, nas posições previamente definidas. Dessa forma, a fiação dos termopares é presa no lado oposto à estaca, enquanto sua extremidade atravessa o interior da haste e se direciona para a estaca. Tal configuração pode ser visualizada na Figura 3.11.

Nas mesmas hastes foram fixados os transdutores de poro pressão. Estes foram posicionados nas laterais das hastes, sendo dois transdutores por haste, para que durante a cravação um não influencie o outro, os transdutores foram dispostos nas laterais opostas, como pode ser visto na Figura 3.12.

Além da instrumentação nas hastes, foram fixados na superfície da estaca dois termopares: um como componente do sistema de aquecimento, responsável por medir e auxiliar na manutenção da temperatura configurada no sistema, e um segundo ligado ao sistema de aquisição, com finalidade de leitura e registro dos dados. Esses dois termopares são destacados na Figura 3.13.

A cravação do conjunto foi realizada através de uma bomba hidráulica acoplada no sistema. Com o conjunto posicionado, a aplicação da pressão na bomba levava à cravação da estaca e das hastes. O sistema é ilustrado na Figura 3.14.

A Figura 3.15 exhibe todo o sistema após a cravação do conjunto de instrumentação e estaca, enquanto a Figura 3.16 mostra de forma esquemática a distribuição da instrumentação no interior de cada solo.

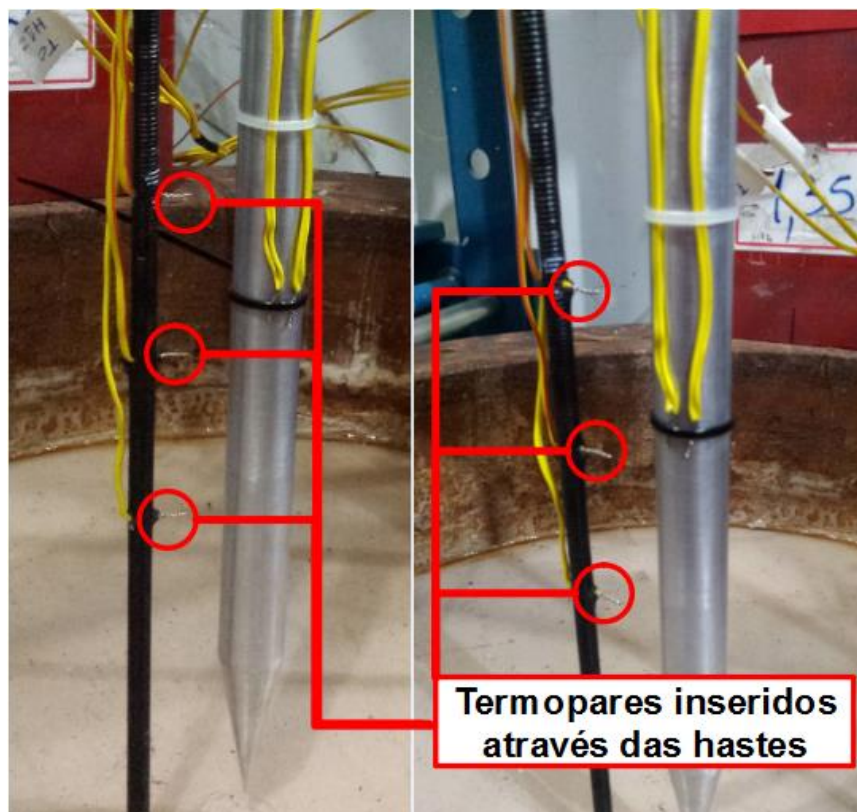


Figura 3.11: Posicionamento termopares.

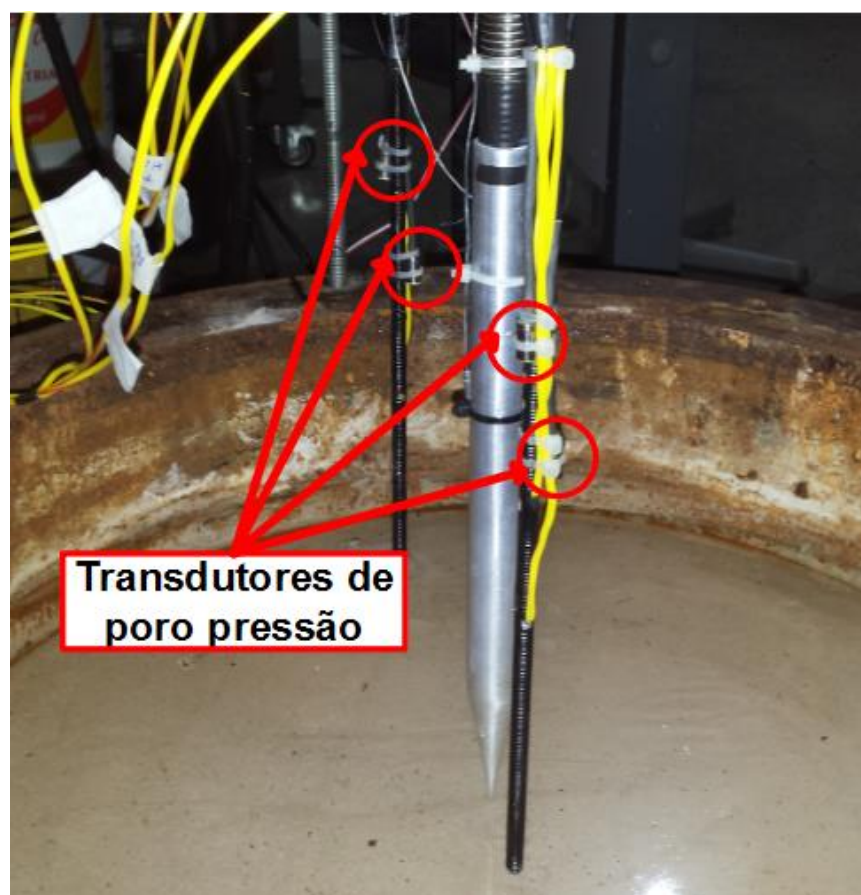


Figura 3.12: Posicionamento transdutores de poro pressão.

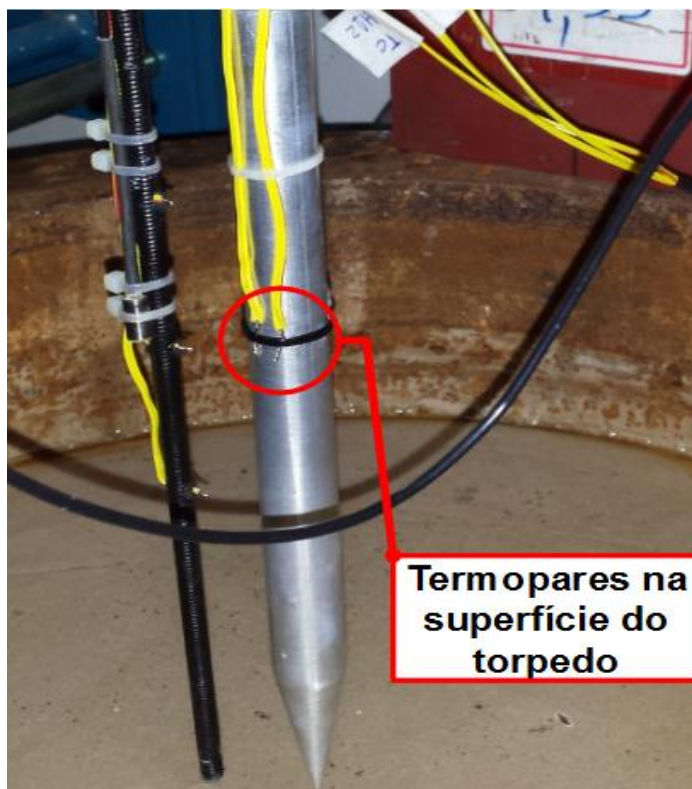


Figura 3.13: : Destaque termopares na superfície da estaca torpedo.



Figura 3.14: Sistema de cravação do torpedo e hastes de instrumentação.

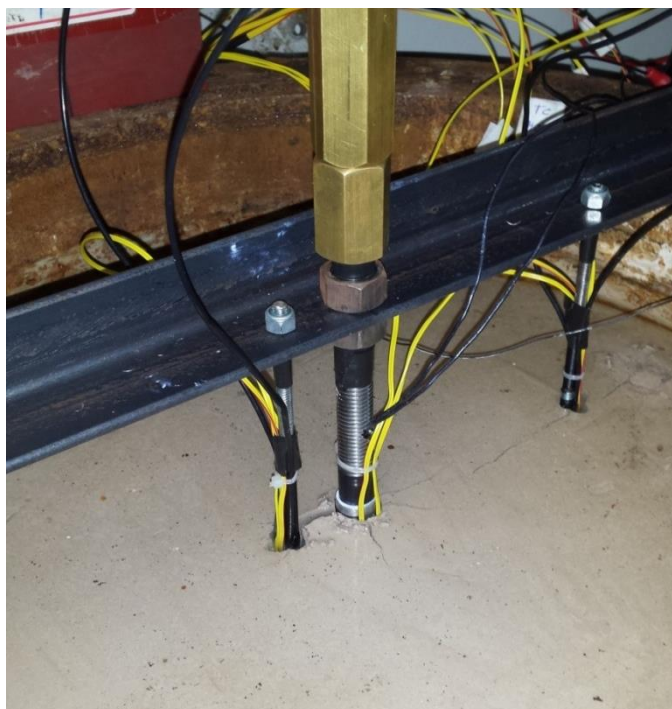


Figura 3.15: Sistema após a cravação do conjunto.

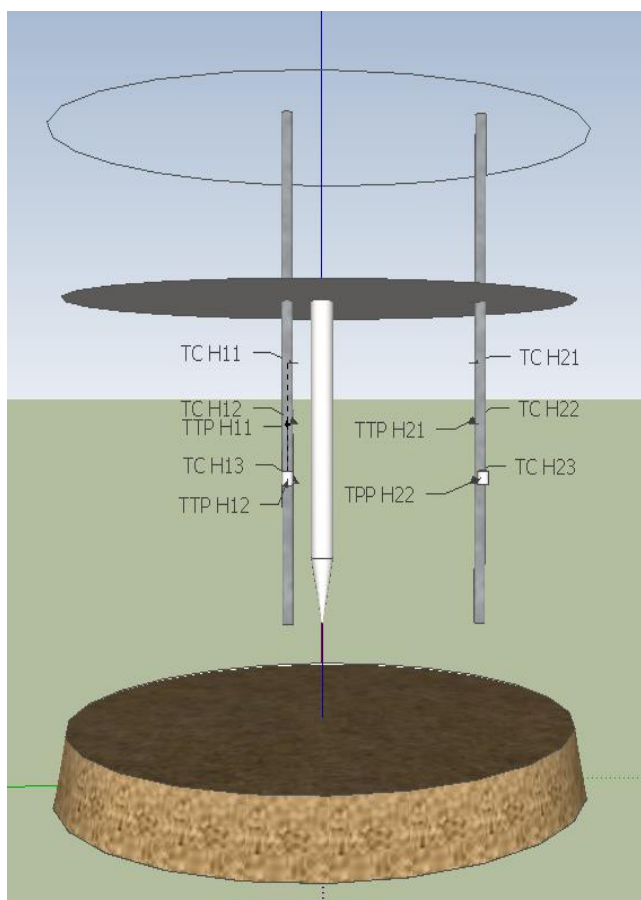


Figura 3.16: Esquema da distribuição da instrumentação no interior dos containers.

Posteriormente, a partir do segundo *Container*, decidiu-se adicionar à instrumentação, LVDTs distribuídos na superfície do solo, com intuito de identificar um eventual deslocamento na superfície do solo como consequência de uma expansão gerada pelo aquecimento ou de contração devido à ocorrência de adensamento térmico.

Para isso, a cantoneira foi adaptada para fixar os instrumentos, permitindo a inserção de seis LVDTs, três em cada lado da estaca, de forma simétrica, com distâncias da superfície da estaca de 4, 8 e 16 cm em cada lado. Na Figura 3.17 é possível perceber o posicionamento desses instrumentos.

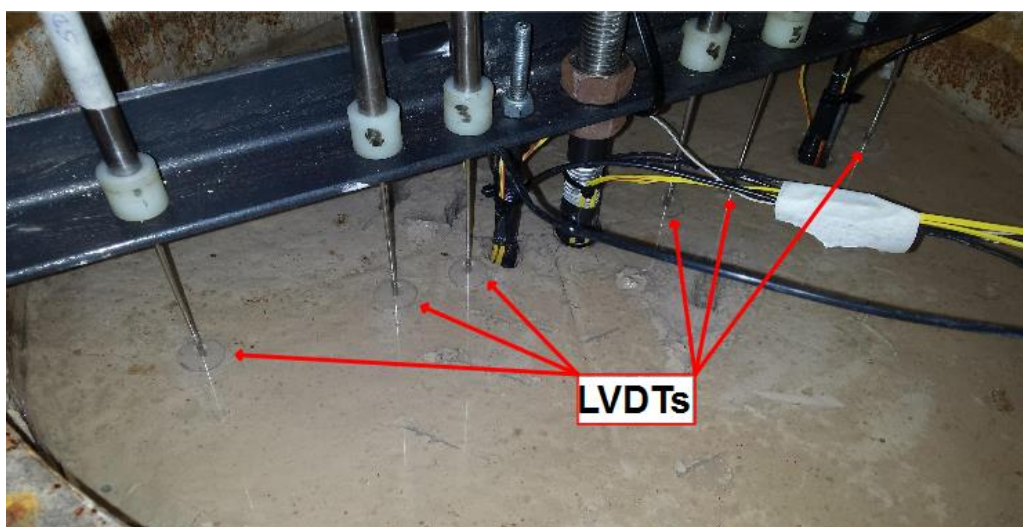


Figura 3.17: Posicionamento dos LVDTs.

- **Ensaio de aquecimento em *container***

Com a estaca e a instrumentação devidamente posicionadas na lama, iniciou-se o processo de aquecimento do sistema. O início do procedimento experimental utilizado consistiu em aplicar o aquecimento no *heater* até que a superfície da estaca que envolve o *heater* atingisse duas diferentes variações de temperatura em relação à temperatura ambiente.

A primeira variação definida foi um aumento de 30°C da temperatura da superfície do *heater* em relação ao ambiente. Atingida essa temperatura, o sistema foi mantido em aquecimento até que se alcançassem dois fatores: o equilíbrio térmico do meio, onde a variação de temperatura nas hastes fossem mínimas, e a dissipação de 30% da poro pressão desenvolvida com o aquecimento no transdutor TTP H12, o que apresentava o maior desenvolvimento de excesso de poro pressão.

Após esse tempo, os ensaios de T-bar (detalhados no tópico a seguir) eram realizados.

A segunda variação de temperatura estabelecida foi um aumento de 60°C da superfície do *heater* em relação ao ambiente, essa mantida até o equilíbrio do sistema e, além disso, até que pelo menos 90% do excesso de poro pressão gerado pelo aquecimento fosse dissipado. Alcançados tais estágios, os ensaios de T-bar eram novamente realizados.

Uma diferença dessa etapa em *container* para o aquecimento no tubo se refere à presença do *heater* no interior da estaca para os ensaios em *container*, enquanto no tubo, o *heater* estava em contato direto com a lama. No primeiro caso, o calor se transferia do *heater* para a estaca, e, somente então, da estaca para o meio. Para facilitar essa transmissão, foi aplicada ao redor do *heater* uma camada de pasta térmica, aumentando o contato interno *heater*-estaca com auxílio de um elemento de boa condutividade.

Após os ensaios de T-bar com a temperatura 60°C acima da ambiente, o aquecimento foi cessado, e após o resfriamento e equilíbrio da temperatura do sistema com o meio, novos ensaios de T-bar foram realizados.

Durante os aquecimentos, os dados de temperatura e desenvolvimento de poro pressão eram registrados continuamente com auxílio do LabVIEW. Ao longo de todos os processos, o sistema foi mantido submerso, com uma lâmina d'água mantida sobre o solo

- **Procedimentos dos ensaios de T-bar**

Os ensaios de T-bar têm o objetivo de fornecer o perfil de resistência não drenada (S_u) do solo. Partindo de um ensaio referência, anterior ao aquecimento do sistema, é possível, a cada etapa de aquecimento, verificar e analisar o ganho de resistência da massa de solo ensaiada.

Portanto, foram definidos, ao todo, para cada *container*, 10 ensaios de T-bar, divididos de acordo com a etapa de aquecimento e em diferentes distâncias da estaca, a qual funciona como a fonte de calor.

O primeiro ensaio corresponde ao ensaio de referência, que indica a resistência S_u inicial do material após o adensamento mecânico. Após a aplicação da primeira variação de temperatura ($\Delta T=30^\circ\text{C}$), mais três ensaios de T-bar foram

realizados: um distante 5 cm da superfície do torpedo, um segundo distante 8 cm e um terceiro distante 12 cm. Aplicada a segunda variação ($\Delta T=60^{\circ}\text{C}$), mais três ensaios, com a mesma distância radial em relação a estaca da etapa anterior eram realizadas. Por fim, após a aplicação de $\Delta T=60^{\circ}\text{C}$, a aplicação de calor era cessada e, após o resfriamento do sistema, mais três ensaios, novamente nas mesmas distâncias radiais, eram realizados.

Após os resultados dos primeiros ensaios realizados no *Container 03* (50 kPa), foi definida mais uma posição para realização dos ensaios de T-bar. Essa posição corresponde à distância de 2 cm da superfície do torpedo, onde foram realizados ensaios após a aplicação de $\Delta T=60^{\circ}\text{C}$ e após o resfriamento, executados nos *Containers 02* e *04* (25 e 100 kPa). Dessa forma, para esses *containers*, o número de ensaios de T-bar realizados somam 12 para cada.

A Figura 3.18 ilustra a posição dos ensaios de T-bar em relação à distância radial da estaca para o *Container 3*, na lama adensada a 50 kPa, e a Tabela 3.5 indica as distâncias à superfície do *heater* onde foram realizados os ensaios de T-bar para cada *container*.

A disposição e configuração da instrumentação, a possibilidade de repetir o ensaio numa mesma distância radial e a interferência entre os ensaios foram fatores definidores e limitantes das posições de execução dos ensaios.

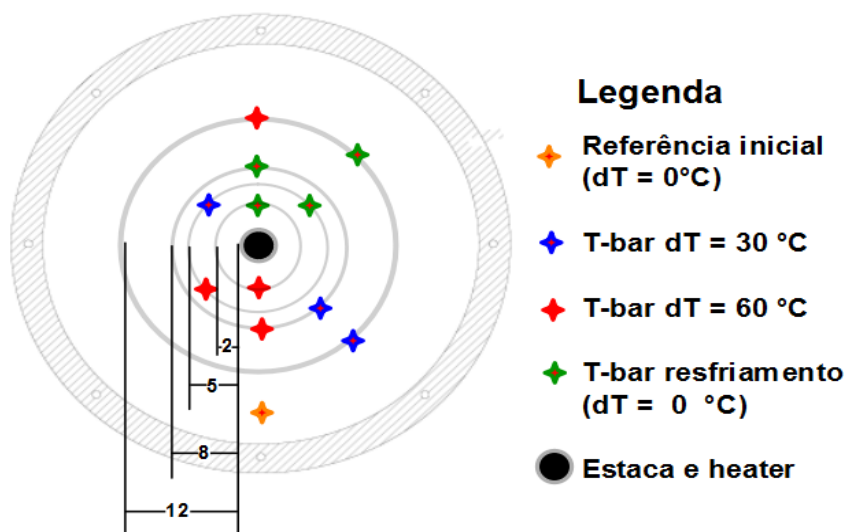


Figura 3.18: Ilustração das posições dos ensaios de T-bar.

Tabela 3.5: Distâncias dos ensaios de T-bar.

Container	Etapa	Distância T-bar			
		2 cm	5 cm	8 cm	12 cm
0 kPa	ΔT 30°C				
	ΔT 60°C				
	ΔT 0°C				
25 kPa	ΔT 30°C	Erro nas leituras			
	ΔT 60°C				
	ΔT 0°C				
50 kPa	ΔT 30°C				
	ΔT 60°C				
	ΔT 0°C				
100 kPa	ΔT 30°C				
	ΔT 60°C				
	ΔT 0°C				

IV - RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1. Resultados dos ensaios no tubo

Como descrito anteriormente, nos ensaios no tubo eram estabelecidas sete diferentes temperaturas a serem aplicadas na superfície do *heater* – 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90 e 95°C, obtendo, dessa forma, sete desenvolvimentos de temperatura distintos, porém, com padrões semelhantes para cada seção horizontal do tubo. Para referência do desenvolvimento da temperatura no ensaio em tubo, na Figura 4.1 são apresentadas as curvas Temperatura x Tempo dos termopares da Seção 3 do ensaio a 60°C. A Seção 3 corresponde à seção central da instrumentação e na profundidade central do *heater*, onde, para todos os ensaios, era a Seção que alcançava as maiores leituras de temperatura.

É importante ressaltar que os ensaios prévios realizados no tubo permitiram determinar as posições da instrumentação nos ensaios de *container* posteriores, bem como as distâncias à estaca em que os ensaios de T-bar poderiam apresentar relevância, uma vez que seus resultados foram indicadores da distribuição da temperatura no meio poroso.

Em seguida, são exibidas na Figura 4.2 as imagens da simulação da distribuição de temperatura no instante final do aquecimento para os ensaios nas temperaturas de 40, 50 e 60°C.

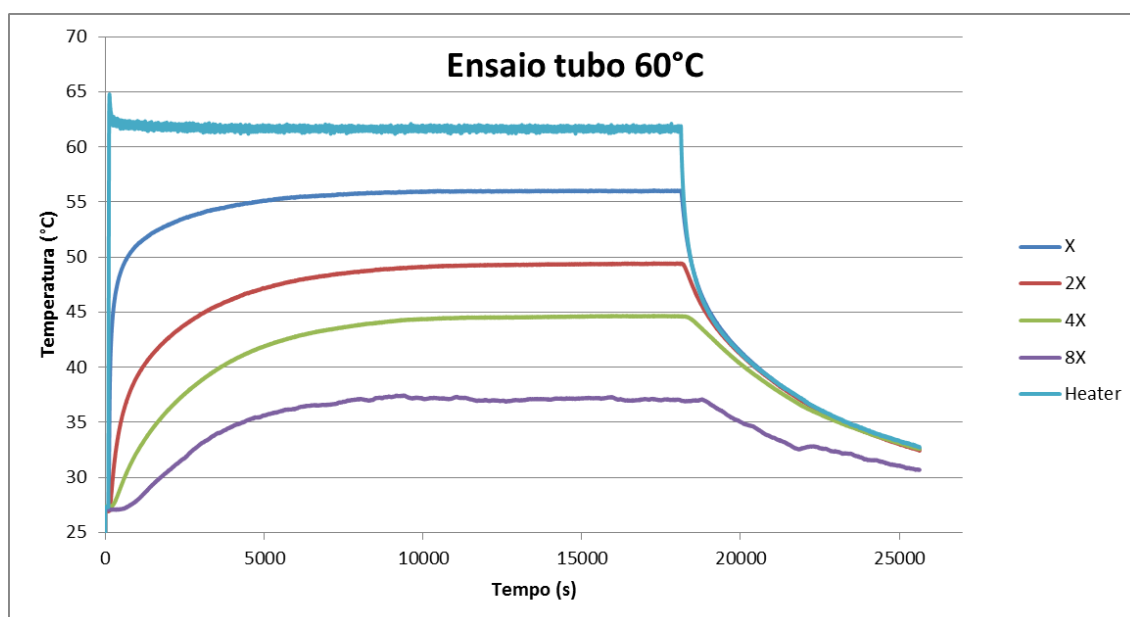


Figura 4.1: Desenvolvimento das temperatura dos termopares da Seção 3 do ensaio em tubo a 60°C.

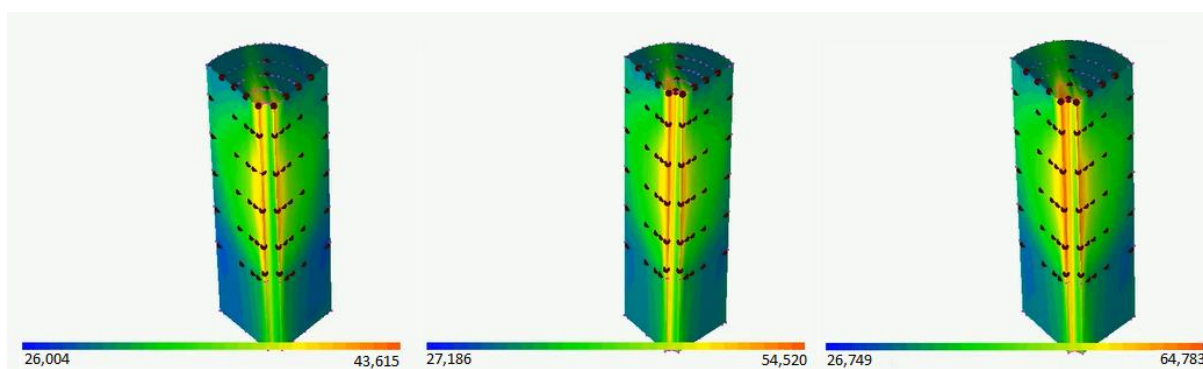


Figura 4.2: : (a) Ensaio a 40°C; (b) Ensaio a 50°C; (c) Ensaio a 60°C.

4.1.1. Temperatura máxima em função da temperatura alvo

A análise conjunta dos dados obtidos nos ensaios no tubo permitiu a observação de diferentes curvas que permitem uma melhor compreensão da distribuição da temperatura para o meio em questão.

Os gráficos a seguir correspondem às curvas de “Temperatura Máxima Atingida x Temperatura Alvo” para as diferentes distâncias dos termopares em relação ao *heater*, onde a temperatura alvo corresponde à temperatura configurada no sistema de aquecimento, a qual se desejava alcançar na superfície do *heater*.

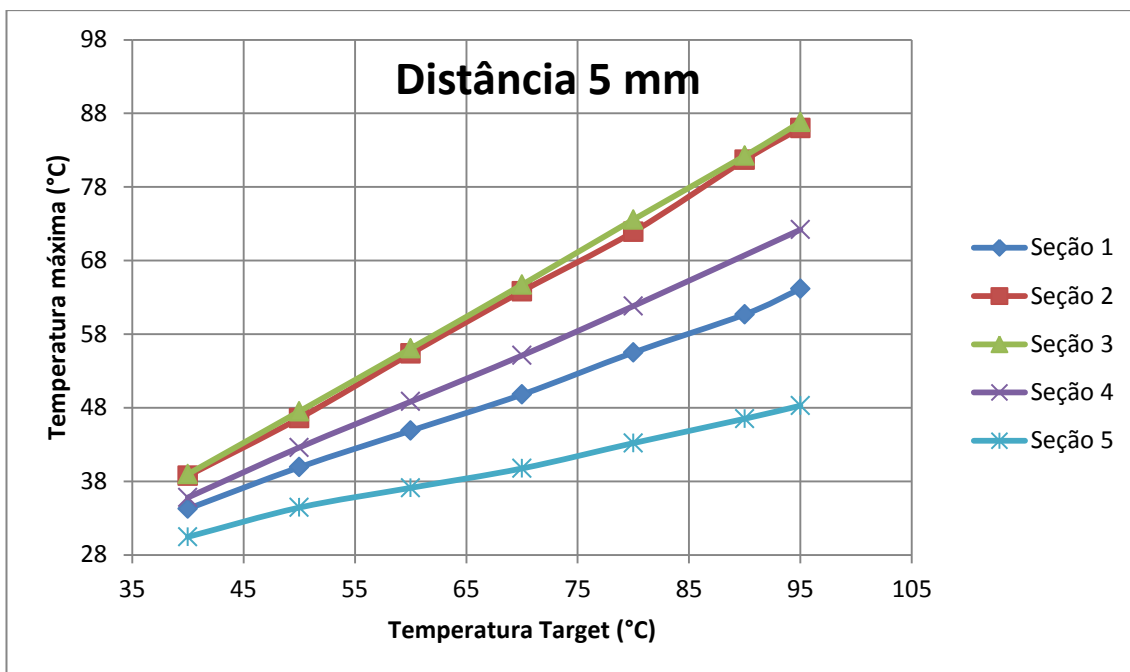


Figura 4.3: Temperatura Máxima Atingida x Temperatura Target na distância 5 mm.

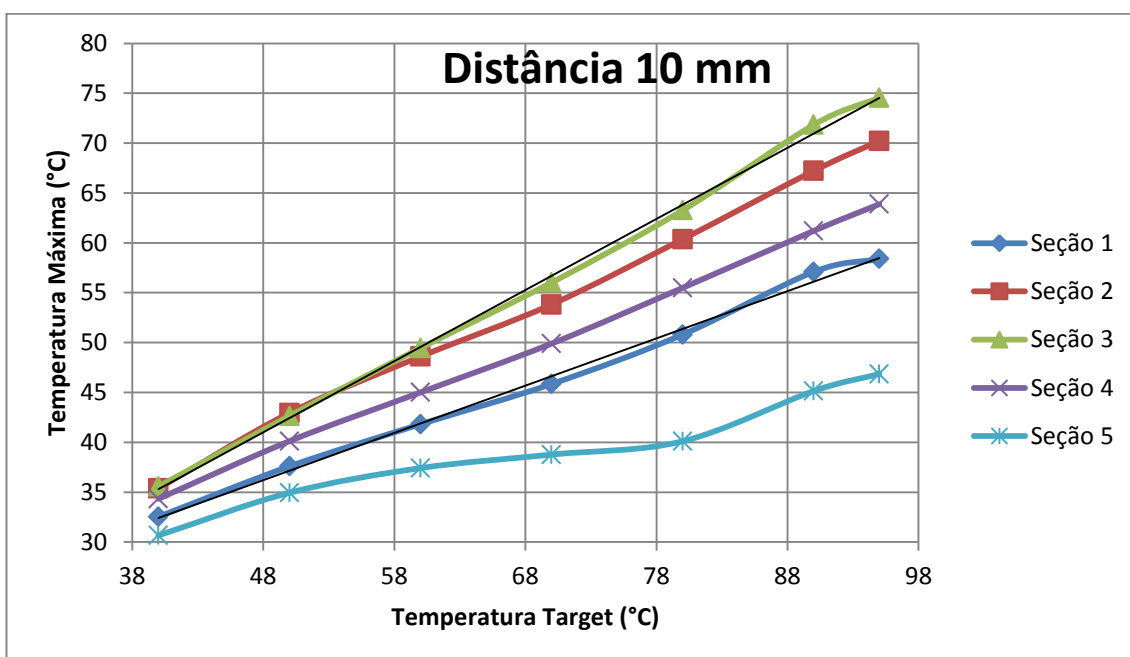


Figura 4.4: Temperatura Máxima Atingida x Temperatura Target na distância 10 mm.

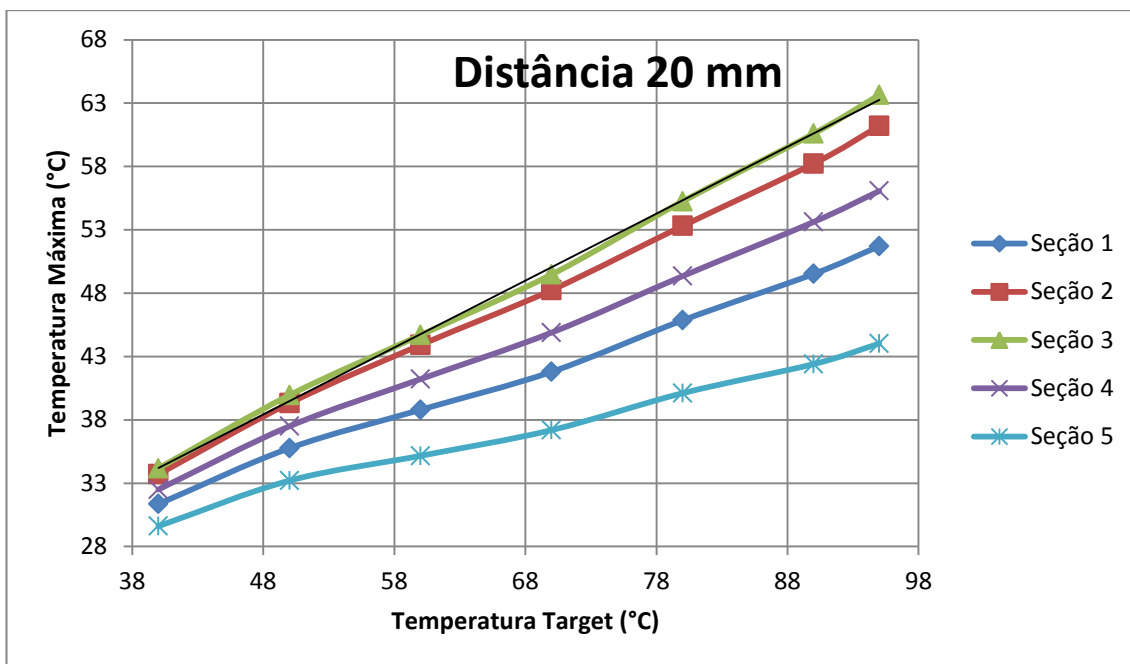


Figura 4.5: Temperatura Máxima Atingida x Temperatura Target na distância 20 mm.

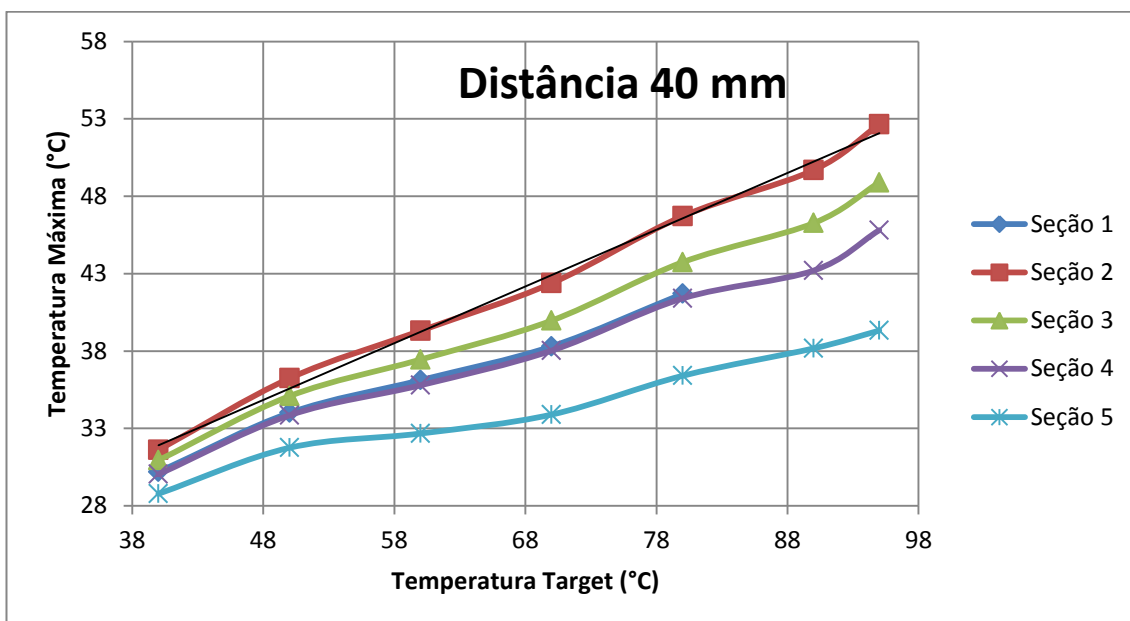


Figura 4.6: Temperatura Máxima Atingida x Temperatura Target na distância 40 mm.

As curvas de Temperatura Máxima Atingida pela Temperatura Alvo nas diferentes seções e para cada distância medida permite perceber a linearidade de tal relação, especialmente para os pontos mais próximos ao *heater* e para as seções mais centrais em relação ao centro do mesmo.

A relação linear tende a ser menos precisa nas curvas dos termopares

distantes 40 mm do *heater*, e nas demais distâncias, tal relação é menos acentuada para a Seção 5, que se encontra em maior profundidade em relação às demais e, com menor influência do calor oriundo do *heater*.

4.1.2. Variação da temperatura em função da distância ao *heater*

Outra análise realizada corresponde à da relação entre a máxima variação de temperatura verificada em determinado termopar em função da sua distância radial à superfície do *heater*. Tais relações foram traçadas para cada seção horizontal do tubo (S1, S2, S3, S4 e S5), comparadas entre si para as diferentes temperaturas alvo determinadas (Temperatura *Target* de 40, 50, 60, 70, 80, 90 e 95°C), e estão exibidas nas Figuras abaixo.

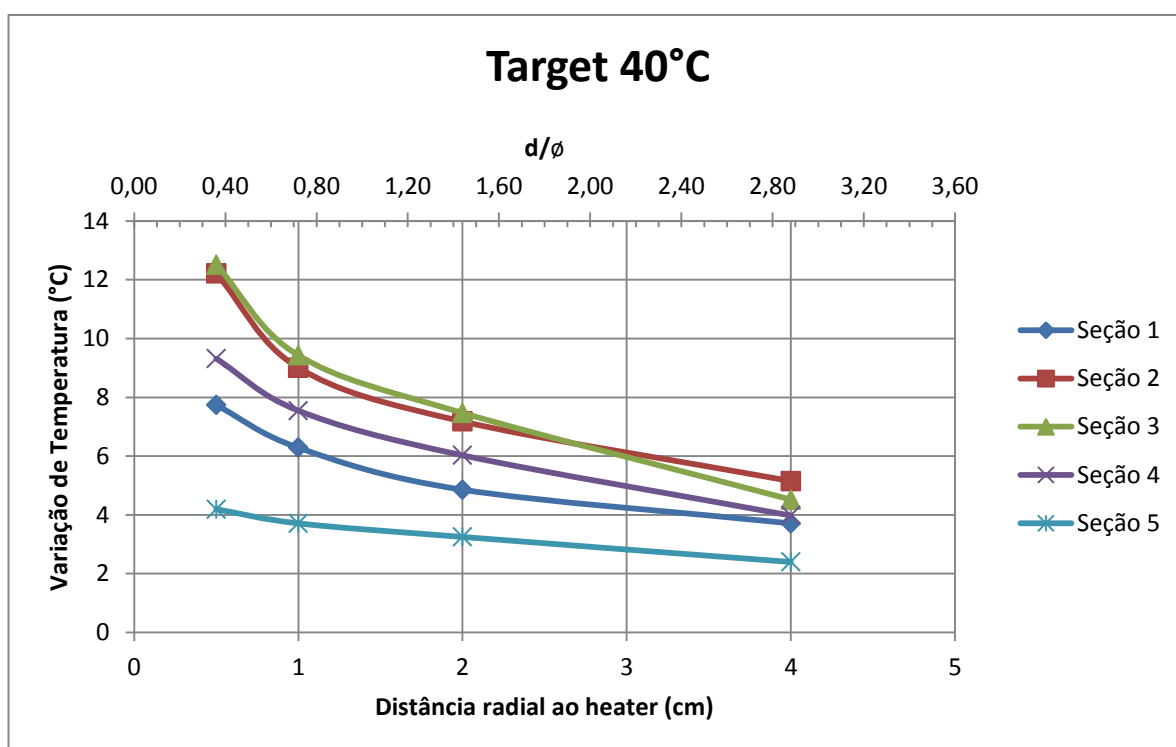


Figura 4.7: Variação de Temperatura Máxima x Distância Radial ao Heater nas seções para a temperatura alvo de 40°C.

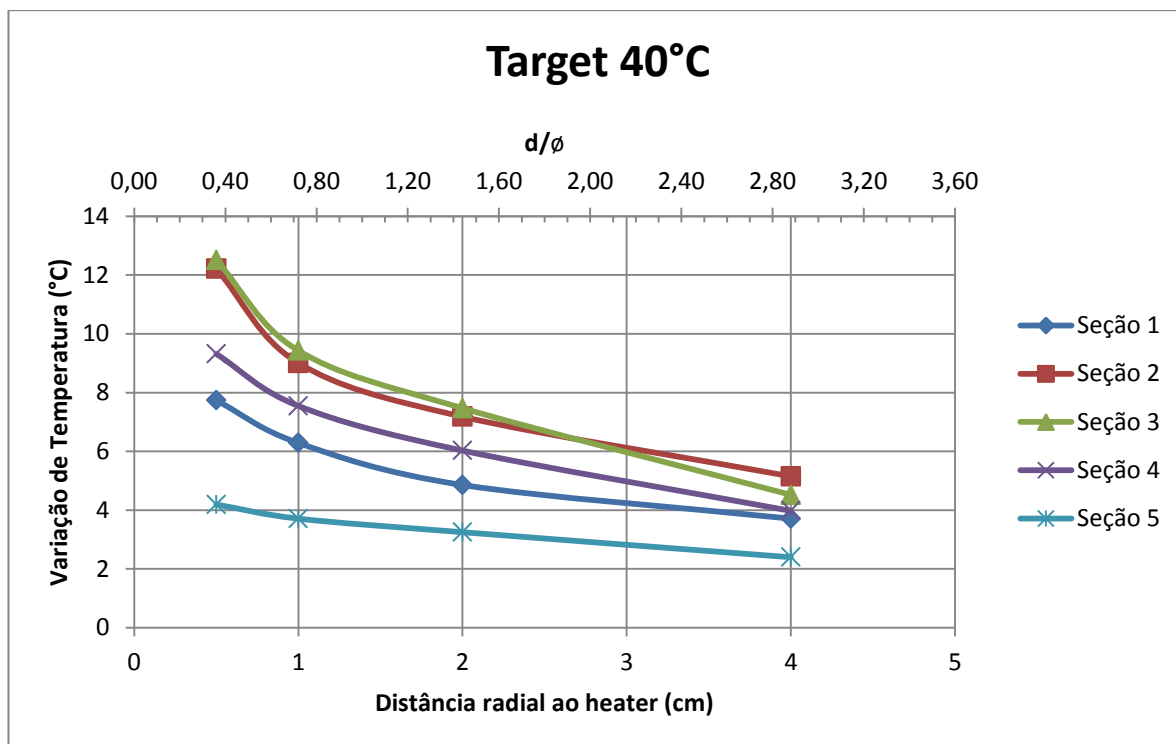


Figura 4.8: Variação de Temperatura Máxima x Distância Radial ao Heater nas seções para a temperatura alvo de 50°C.

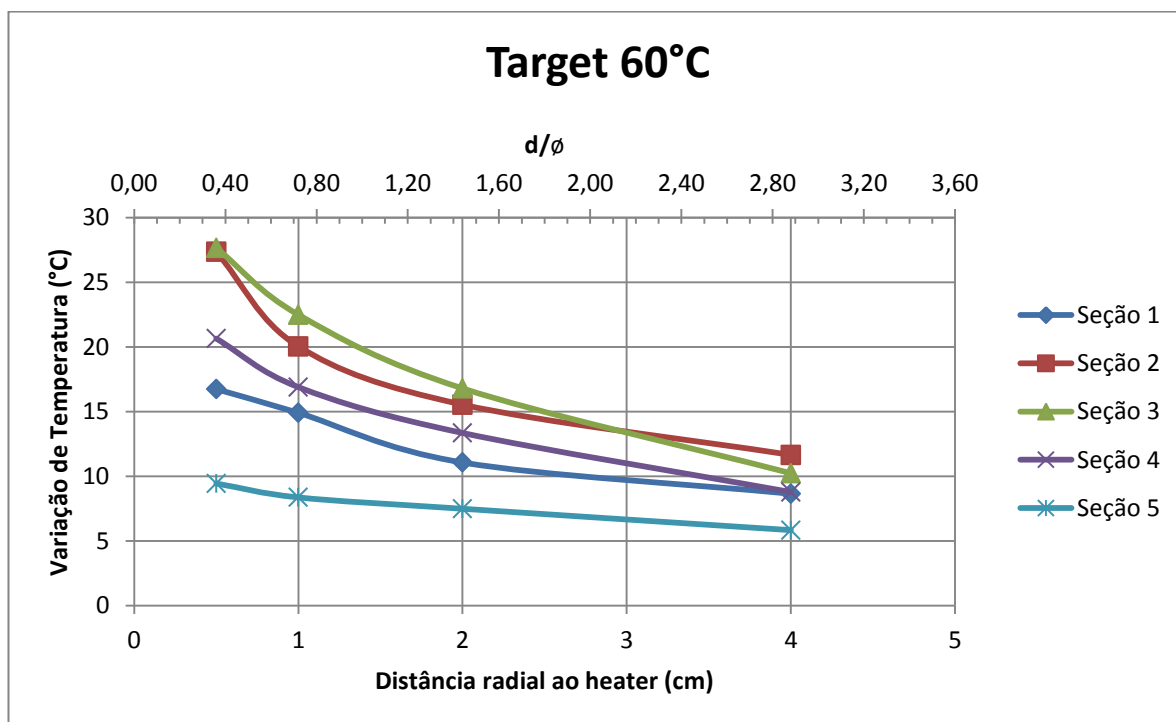


Figura 4.9: Variação de Temperatura Máxima x Distância Radial ao Heater nas seções para a temperatura alvo de 60°C.

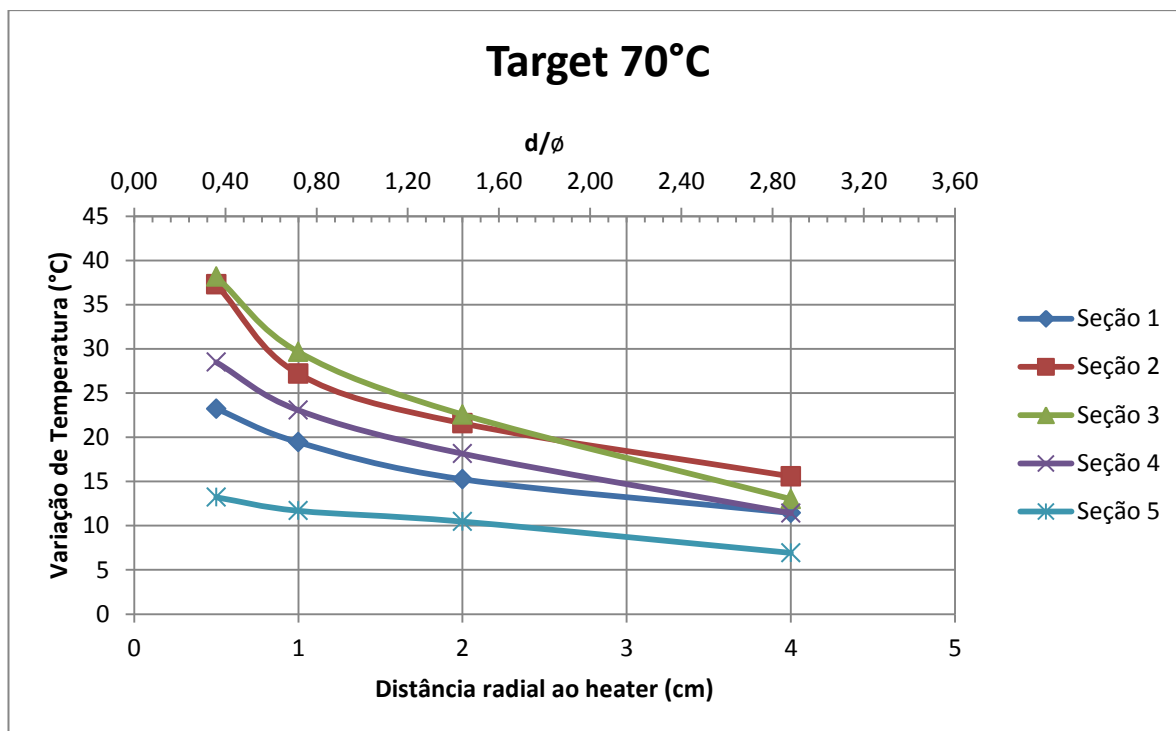


Figura 4.10: Variação de Temperatura Máxima x Distância Radial ao Heater nas seções para a temperatura alvo de 70°C.

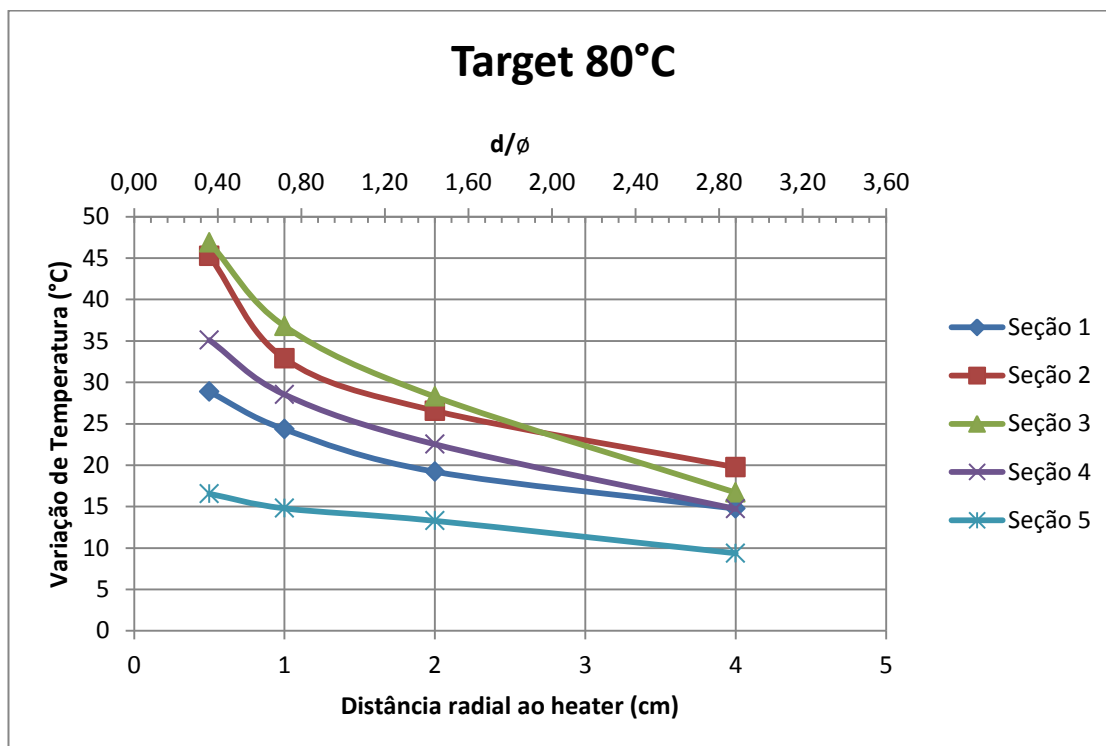


Figura 4.11: Variação de Temperatura Máxima x Distância Radial ao Heater nas seções para a temperatura alvo de 80°C.

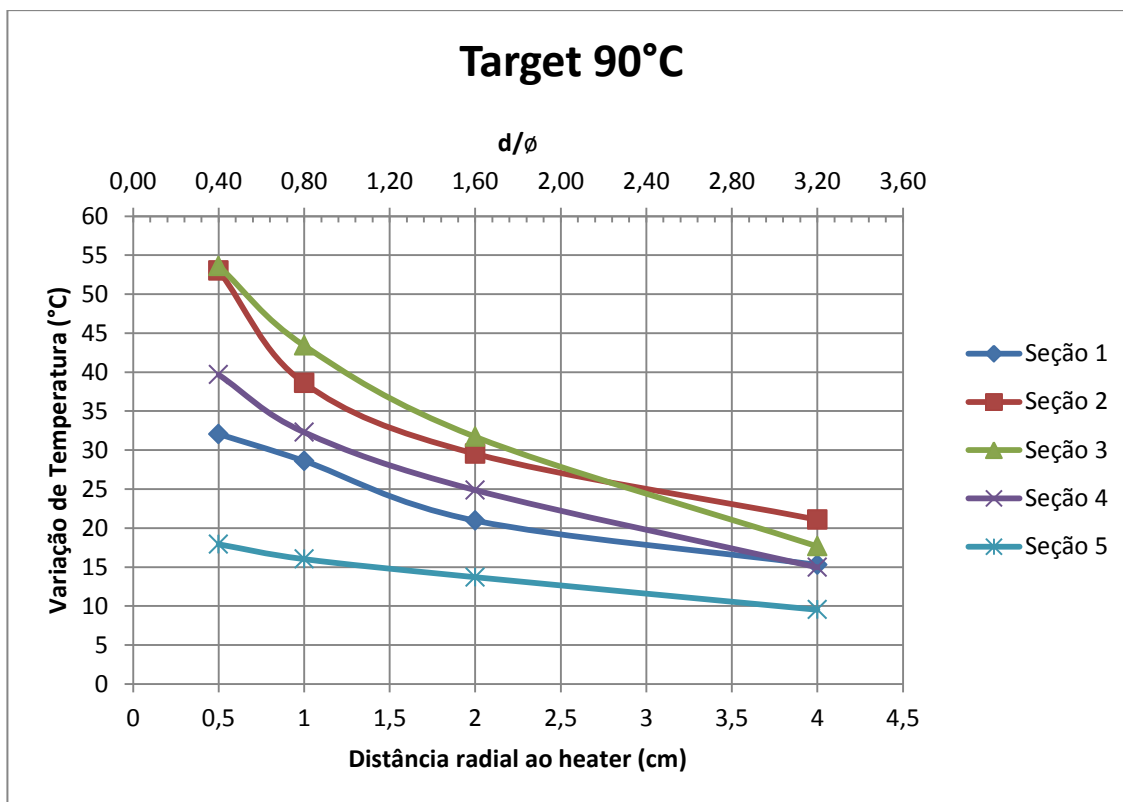


Figura 4.12: Variação de Temperatura Máxima x Distância Radial ao Heater nas seções para a temperatura alvo de 90°C.

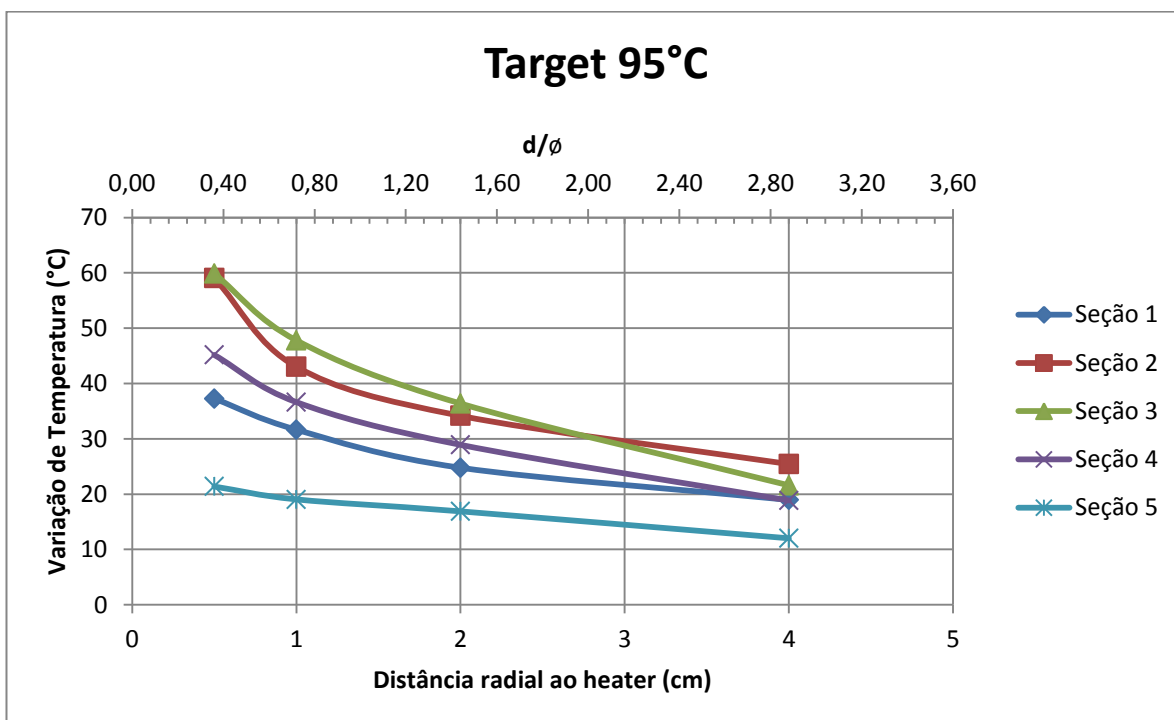


Figura 4.13: Variação de Temperatura Máxima x Distância Radial ao Heater nas seções para a temperatura alvo de 95°C.

As curvas de Variação Máxima de Temperatura em função da Distância Radial do termopar à superfície do *heater*, para cada seção, e desenvolvidas separadamente para cada temperatura alvo, permitem realizar uma análise quanto ao efeito da convecção no meio ensaiado.

Para os termopares mais próximos ao *heater*, percebe-se que a Seção 3 apresenta para todos os ensaios variações de temperatura mais elevadas e levemente superiores à Seção 2. A Seção 3 se localiza na profundidade intermediária em relação ao *heater*, recebendo, assim, uma maior influência do calor desprendido do mesmo. A exceção se dá na distância de 40 mm, onde a Seção 2 passa a apresentar a variação de temperatura mais relevante.

Ao se analisar as Seções 2 e 4, simétricas em relação ao ponto central do *heater*, verifica-se que a Seção 2, em posição superior à 4, apresenta temperatura superior em todos os ensaios, evidenciando a tendência ascendente do calor no meio ensaiado, ou seja, a ocorrência do fenômeno da convecção. O mesmo padrão é observado em relação às Seções 1 e 5, também simétricas em relação à seção central do *heater*, onde a Seção 1, superior à 5, apresenta as variações de temperatura superiores.

Tal efeito aparenta ser potencializado para maiores distâncias ao *heater*, onde é possível perceber que as variações de temperatura dos termopares mais distantes da fonte de calor das Seções 1, 3 e 4 praticamente se equivalem, enquanto o da Seção 2 apresenta a maior variação de temperatura para a distância em questão.

4.2. Resultados ensaios *container*

Os ensaios em *container* abrangem o adensamento executado para cada estado de tensão definido para a lama (0 – sem aplicação de carga, 25, 50 e 100 kPa), o aquecimento do sistema por meio do *heater* no interior da estaca (acréscimos de 30°C e 60°C em relação à temperatura inicial, e posterior cessão do aquecimento, retornando o sistema à temperatura inicial) e os ensaios de T-bar nas posições estabelecidas (Tabela 3.5).

4.2.1. Adensamento

O adensamento das lamias era executado em etapas, como exposto na Tabela 3.3, e a variação da altura da amostra e, conseqüentemente, do seu índice de vazios em função da pressão aplicada permitiu a confecção das curvas de adensamento expostas na Figura 4.14 para as primeiras e segundas camadas de cada *Container*, sendo as segundas camadas referidas na legenda pela nomenclatura C02.

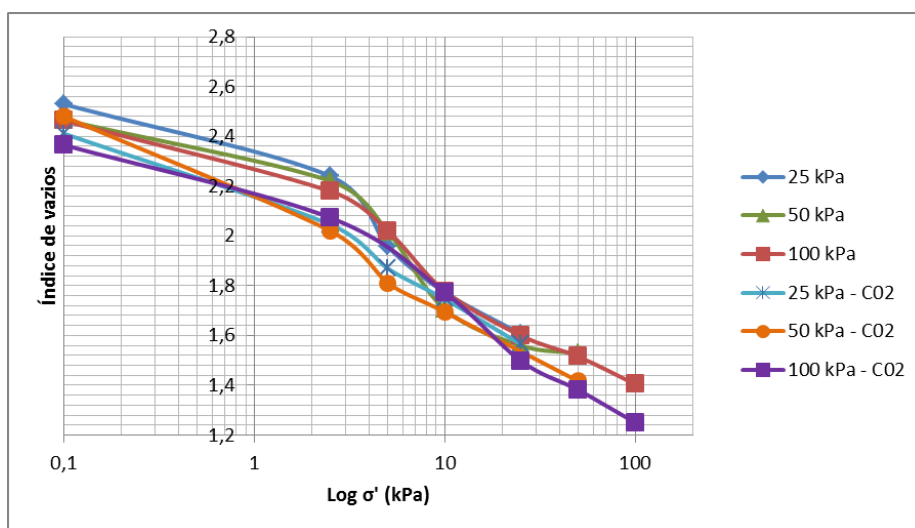


Figura 4.14: Curvas dos adensamentos realizados no container.

Durante os adensamentos realizados no *container*, dois transdutores de poro pressão instalados na parede do mesmo, em duas profundidades diferentes, permitiram o acompanhamento do excesso de poro pressão gerada em cada etapa do adensamento. A variação de poro pressão no início da aplicação de cada carga está exposta na Tabela 4.1 abaixo.

Tabela 4.1: Excesso de poro pressão desenvolvido em cada etapa do adensamento no container (valores em kPa).

		25 kPa - Camada 01		25 kPa - Camada 02	
σ	$\Delta\sigma$	ΔU PP1	ΔU PP2	ΔU PP1	ΔU PP2
2,5	2,50	2,20	2,80	2,60	3,29
5	2,50	0,87	2,23	2,34	1,06
10	5,00	4,21	4,96	4,67	4,08
25	15,00	13,59	15,33	11,49	10,49
Descar.	-22,50	-6,4	-7,74	-8,63	-8,34
		100 kPa - Camada 01		100 kPa - Camada 02	
σ	$\Delta\sigma$	ΔU PP1	ΔU PP2	ΔU PP1	ΔU PP2
2,5	2,50	1,75	1,39	2,78	0,38
5	2,50	3,22	3,64	1,97	2,13
10	5,00	5,49	6,53	6,14	6,90
25	15,00	10,67	11,61	12,29	14,78
50	25,00	26,03	23,65	22,10	24,66
100	50,00	65,21	73,66	37,53	43,38
Descar.	-97,50	-41,94	-37,03	-38,18	-34,94

Na Tabela 4.1 é possível notar que a poro pressão ΔU gerada pelos carregamentos nem sempre correspondeu a variação de pressão $\Delta\sigma$ aplicada, possivelmente consequência de fatores de interferência no processo, como o atrito da parede lateral do *container*. A interferência nos ensaios de adensamento ficou mais evidente quando, ao se retirar uma amostra do centro da lama adensada a 50 kPa e realizar nessa amostra um ensaio edométrico, a tensão de pré-adensamento da amostra foi de apenas 17 kPa, apenas cerca de 34% da tensão total aplicada.

Além disso, também como consequência da metodologia de adensamento, realizada separadamente em duas camadas para cada *container*, ficou perceptível nos ensaios de T-bar, expostos nos itens de resultados, a irregularidade do adensamento ao longo da profundidade, além da formação de um pico de resistência não-drenada na interface entre as camadas, o que tornou as interpretações ainda mais complexas.

Com intuito de possibilitar uma estimativa quanto à razão de pré adensamento

(OCR) dos *containers*, a Figura 4.15 abaixo exhibe a tensão natural média das lammas confeccionadas, devido unicamente ao seu peso próprio, em função da profundidade.

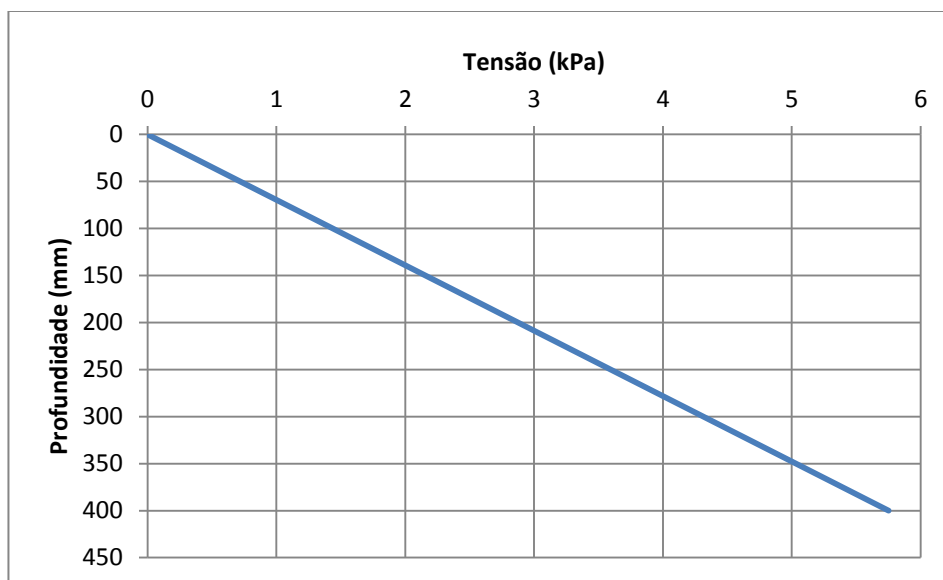


Figura 4.15: Tensão da lama em função da profundidade.

4.2.2. Aquecimento

As etapas de aquecimento, como descrito anteriormente, corresponderam à aplicação, inicialmente, de uma variação de temperatura positiva de 30°C ($\Delta T=30^{\circ}\text{C}$) em relação à temperatura ambiente até momento posterior a estabilização das leituras de temperatura e a redução de 30% do excesso de poro pressão desenvolvido, quando então era realizada a primeira bateria de ensaios de T-bar. Em seguida, ocorria a aplicação de uma nova variação de 60°C, também em relação à temperatura ambiente ($\Delta T=60^{\circ}\text{C}$), e dissipação de todo o excesso de poro pressão desenvolvido no aquecimento, momento onde era realizada a segunda bateria de ensaios de T-bar. Por fim, o aquecimento era cessado, e após o equilíbrio da temperatura no sistema com o ambiente ($\Delta T=0^{\circ}\text{C}$), a última etapa de ensaios de T-bar era realizada.

Durante todas essas etapas eram realizadas as leituras e o armazenamento dos dados das temperaturas e poro pressões nos pontos previamente definidos. Nesta seção, é exibido na Figura 4.16, para finalidade de ilustração do padrão verificado, o desenvolvimento das temperaturas do *Container* 04 (100 kPa) para

$\Delta T=30^{\circ}\text{C}$, $\Delta T=60^{\circ}\text{C}$ e $\Delta T=0^{\circ}\text{C}$, respectivamente.

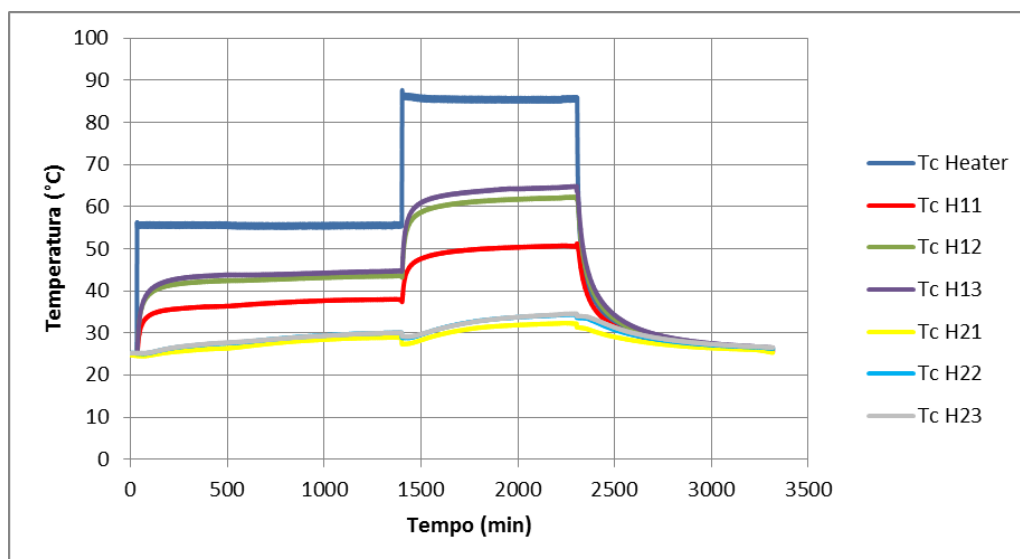


Figura 4.16: Temperatura x Tempo durante os ensaios no Container 04.

4.2.3. Desenvolvimento da temperatura

A distribuição de temperatura nos ensaios em container pode ser analisada através das curvas que relacionam a variação de temperatura em função do tempo para cada termopar.

Essas curvas são exibidas separadamente a seguir para os termopares da Haste 01, abrangendo, em cada gráfico, o desenvolvimento da variação de temperatura para cada nível de adensamento nas variações de 30 e 60°C. As Figuras 4.17, 4.18 e 4.19 mostram as curvas para os termopares H11, H12 e H13, respectivamente. Os gráficos estão divididos pela profundidade dos termopares na haste, sendo H11 o mais superficial, H12 o intermediário e H13 o termopar em maior profundidade, respectivamente 45, 90 e 135 mm da superfície do solo.

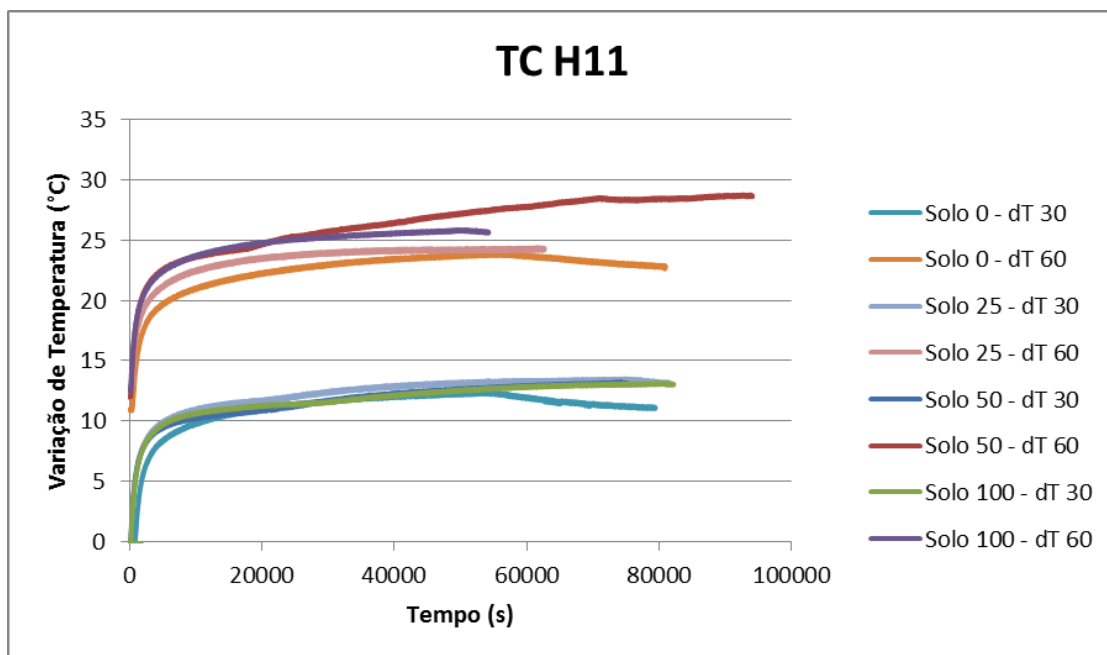


Figura 4.17: Variação da temperatura com o tempo para o termopar TC H11 nos diferentes solos para as variações de 30 e 60°C.

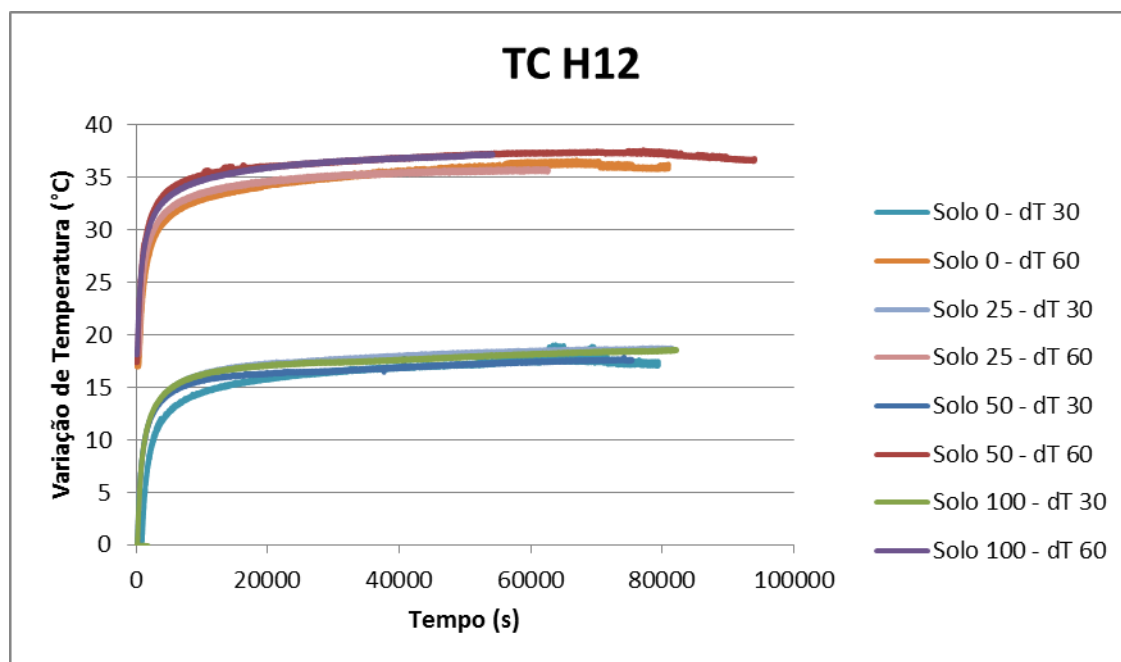


Figura 4.18: Variação da temperatura com o tempo para o termopar TC H12 nos diferentes solos para as variações de 30 e 60°C.

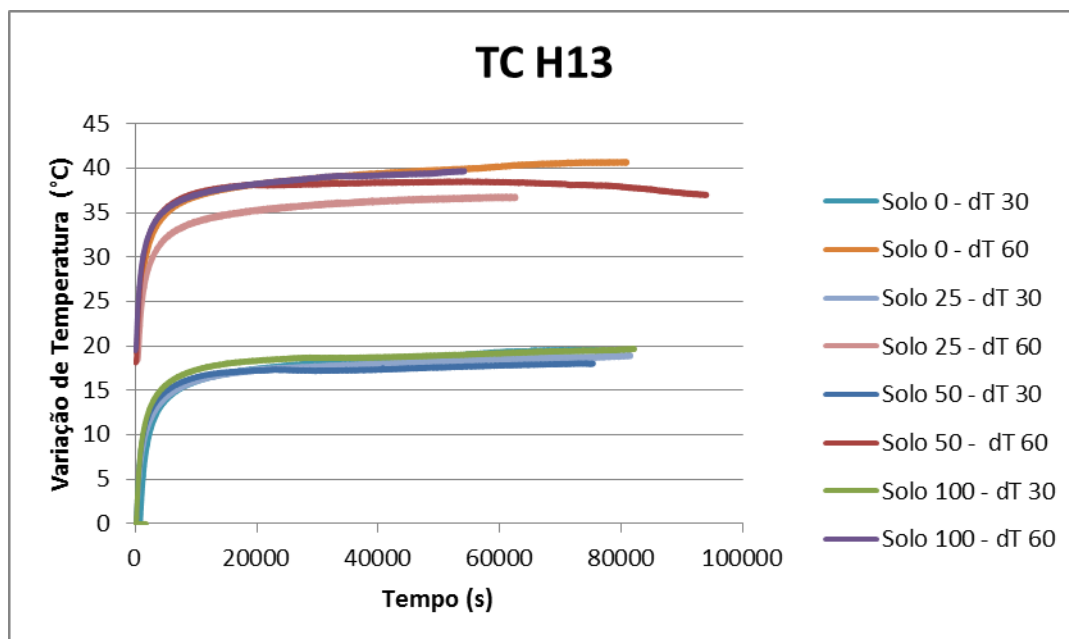


Figura 4.19: Variação da temperatura com o tempo para o termopar TC H13 nos diferentes solos para as variações de 30 e 60°C.

Para os três termopares analisados, os desenvolvimentos da temperatura se mostram sensivelmente próximos entre si para cada degrau de variação da temperatura (30 e 60°C) independente do grau de adensamento do solo, indicando que esse parâmetro não altera a forma e a taxa com que ocorre a variação de temperatura no meio ensaiado.

Apesar de que para cada termopar, diferentes variações de temperatura são alcançadas, as variações máximas para cada termopar são de, um modo geral, próximas e exibem desenvolvimento ao longo do tempo semelhante para as diferentes tensões máximas de adensamento, particularmente durante a variação de temperatura de 30°C.

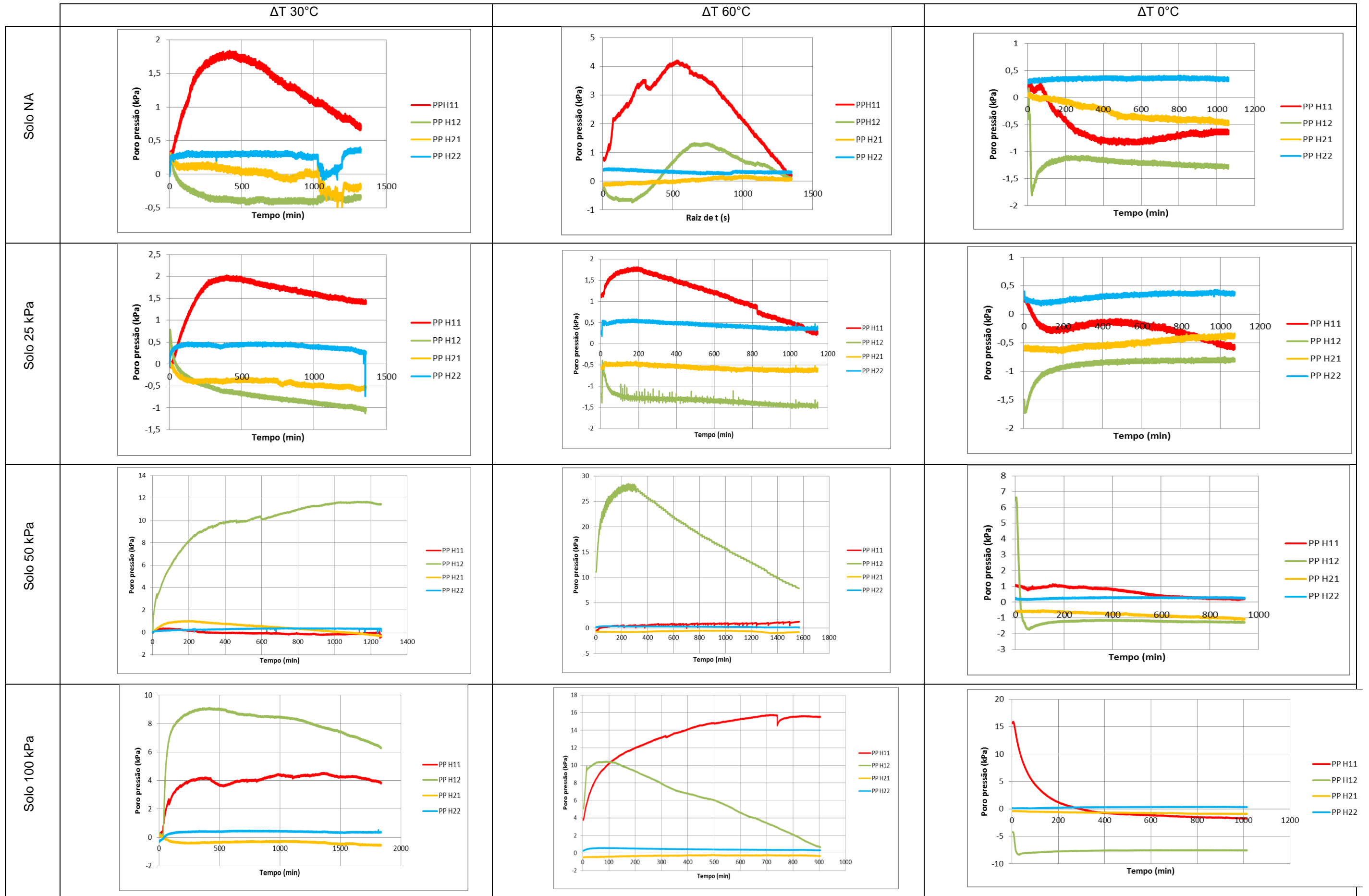
Analisando as variações máximas de temperatura em cada termopar, nas distâncias de 2 e 12 cm da estaca, determinou-se que, para a variação de 30°C na superfície da mesma, nos termopares distantes 2 cm da estaca, alcançou-se variação média de 57,6% dos 30°C aplicados para os três termopares nessa distância, enquanto para a distância de 12 cm, a variação média foi de 16,4% em relação a variação na estaca. Quando a variação foi de 60°C na estaca, para os termopares distantes 2 cm dessa, alcançou-se média de 56,4% dos 60°C na estaca, e para 12 cm de distância, 14,2% da variação total de 60°C.

Observa-se, portanto, que há uma perda relevante da carga térmica em uma curta distância à estaca, o que pode ser amenizado com uma cravação eficiente e, conseqüentemente, melhor contato entre a estaca e o solo ao seu redor. A perda da carga passa, a partir daí, ser mais gradual com a distância à fonte de calor.

4.2.4. Desenvolvimento do excesso de poro pressão

A Tabela 4.2 a seguir exhibe os dados de desenvolvimento de excesso de poro pressão em função do tempo, obtidos durante as variações de temperatura e o resfriamento impostos para os diferentes Containers.

Tabela 4.2: Desenvolvimento do excesso de poro pressão durante as variações de temperatura impostas em cada container.



As Figuras 4.20 e 4.21, por sua vez, mostram a variação de poro pressão em cada transdutor ao longo de todos os ensaios de forma conjunta, a primeira durante o acréscimo de 30°C e a segunda para o acréscimo de 60°C.

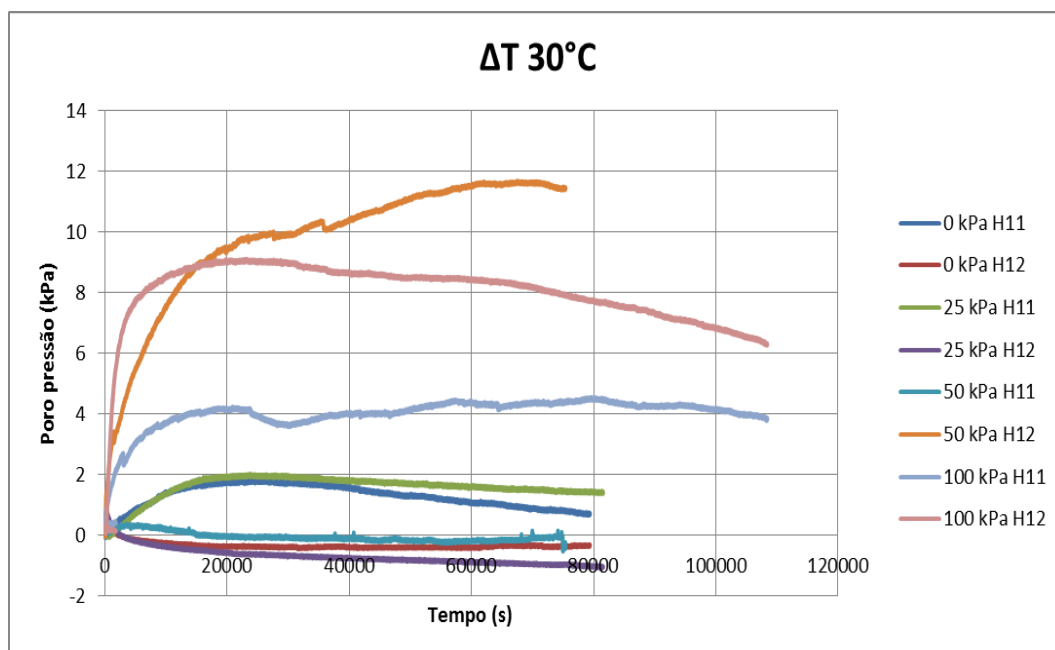


Figura 4.20: : Desenvolvimento de poro pressão nos transdutores durante as variações de 30° C

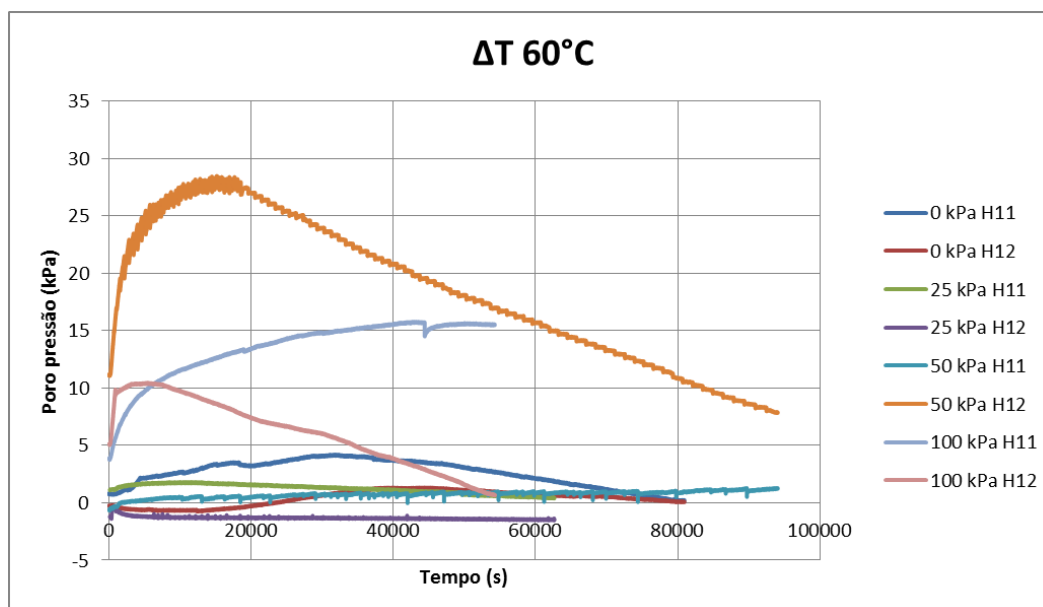


Figura 4.21: : Desenvolvimento de poro pressão nos transdutores durante as variações de 60°C.

As curvas de desenvolvimento de excesso de poro pressão em função do tempo indicam que o desenvolvimento ocorreu de forma mais rápida do que sua dissipação, sobretudo nos solos que foram submetidos a maiores cargas no adensamento, possivelmente pelo menor índice de vazios desses solos, que pode

ter propiciado um desenvolvimento de poro pressão com maior taxa quando da dilatação da água dos poros e da sua menor permeabilidade, que dificulta a drenagem.

Pôde-se perceber também uma tendência de aceleração na taxa de dissipação quando a variação de temperatura na superfície da estaca aumentava de 30 para 60°C, apontando para um possível efeito nesse sentido com o aumento da carga térmica.

Foi notada também a ocorrência de excesso de poro pressão negativa em alguns pontos, particularmente para o transdutor PP H12 durante o aquecimento nos solos NA e de 25 kPa. Pequenas variações negativas foram notadas novamente para o transdutor PP H21, tanto para o solo de 50 kPa, quanto para o de 100 kPa durante as fases de aquecimento.

Por fim, durante o resfriamento dos solos, qualquer excesso de poro pressão restante apresenta uma tendência a ser dissipado rapidamente, uma vez que são excessos provocados unicamente pela variação de temperatura.

É importante salientar, porém, que os níveis de tensão que foram utilizados ao longo desse estudo foram demasiado baixos, enquanto os transdutores disponíveis apresentam capacidade elevada de leitura, o que acaba por tornar a margem de erro elevada.

Outro aspecto interessante verificado durante o desenvolvimento do excesso de poro pressão nos ensaios pode ser percebido nas curvas “Excesso de poro pressão x Variação de temperatura”, nas Figuras 4.22 e 4.23. No início do ensaio, ao se iniciar o aquecimento com variação de 30°C, pode-se perceber que em diferentes containers, tanto para H11, quanto para H12, há desenvolvimento de um excesso de poro pressão inicial, antes mesmo da temperatura no mesmo ponto começar a se elevar.

Tal comportamento indica que a expansão das partículas e da água em regiões mais próximas à estaca, onde a temperatura já se encontra acima da inicial, pode ter gerado um “efeito cascata” nas regiões onde a temperatura ainda não se elevou, gerando um pequeno excesso de poro pressão como consequência, puramente, do aumento do volume ocupado pela dilatação do meio imediatamente ao redor da estaca.

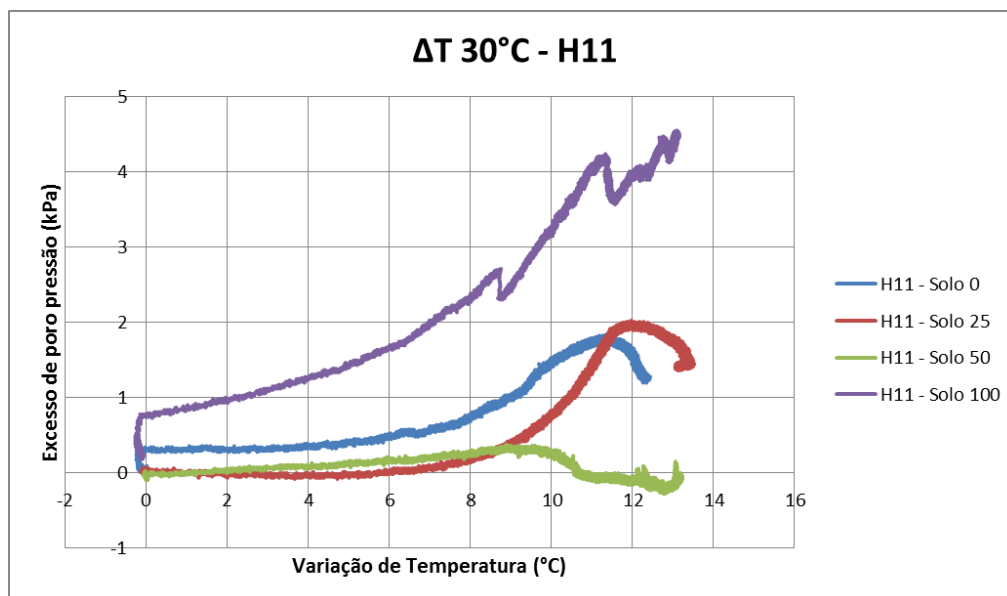


Figura 4.22: Excesso de poro pressão desenvolvido com a temperatura para a variação de 30°C no transdutor PP H11.

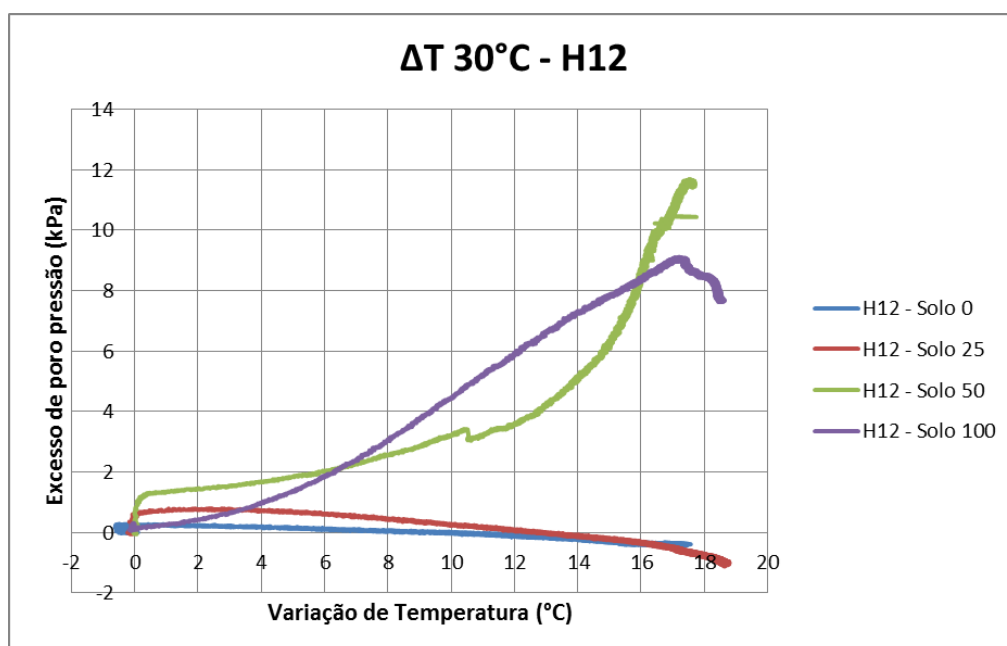


Figura 4.23: Excesso de poro pressão desenvolvido com a temperatura para a variação de 30°C no transdutor PP H12.

4.2.5. Perfis gerados pelos ensaios de T-bar

As Tabelas 4.3 e 4.4 abaixo mostram os perfis obtidos durante os ensaios de T-bar. Na primeira tabela, as linhas indicam o Container em que os ensaios foram

realizados, e as colunas indicam a variação de temperatura aplicada na superfície da estaca durante os ensaios. Seus gráficos indicam a resistência não-drenada S_u em função da profundidade nas diferentes distâncias ensaiadas.

A segunda tabela é uma extensão da primeira, porém, nela, os perfis traçados são para uma mesma distância radial à estaca onde o ensaio foi realizado, e o que varia em cada gráfico é a variação de temperatura aplicada durante cada ensaio. Suas linhas indicam o Container em que o ensaio foi realizado, e suas colunas indicam as distâncias até a estaca a que os perfis se referem.

Portanto, os containers são referentes aos ensaios com a lama normalmente adensada (NA) e aos containers que passaram pelos processos de adensamento com tensões de 25, 50 e 100 kPa. As distâncias radiais à estaca ensaiadas durante cada variação de temperatura abrangem 2, 5, 8 e 12 cm. Nas variações de temperatura, há, na ordem de aplicação, a variação de 30°C aplicada na superfície da estaca, seguida da variação de 60°C no mesmo ponto, e o resfriamento, que ocorre após os ensaios com variação de temperatura de 60°C, e corresponde ao retorno do sistema a sua temperatura inicial após cessada a aplicação de calor pelo *heater*. Essa última é indicada pela legenda como $dT\ 0^\circ\text{C}$, uma vez que a variação final de temperatura após o resfriamento é nula, já que o sistema retorna para a temperatura ambiente. Além disso, os ensaios de referência (anteriores aos aquecimentos), para cada Container e seu grau de adensamento, são exibidos conjuntamente na Figura 4.24, e também são inseridos em todos os gráficos de variação de temperatura para seus respectivos Containers.

Tabela 4.3: Ensaio de T-bar durante as diferentes variações de temperatura para cada Container.

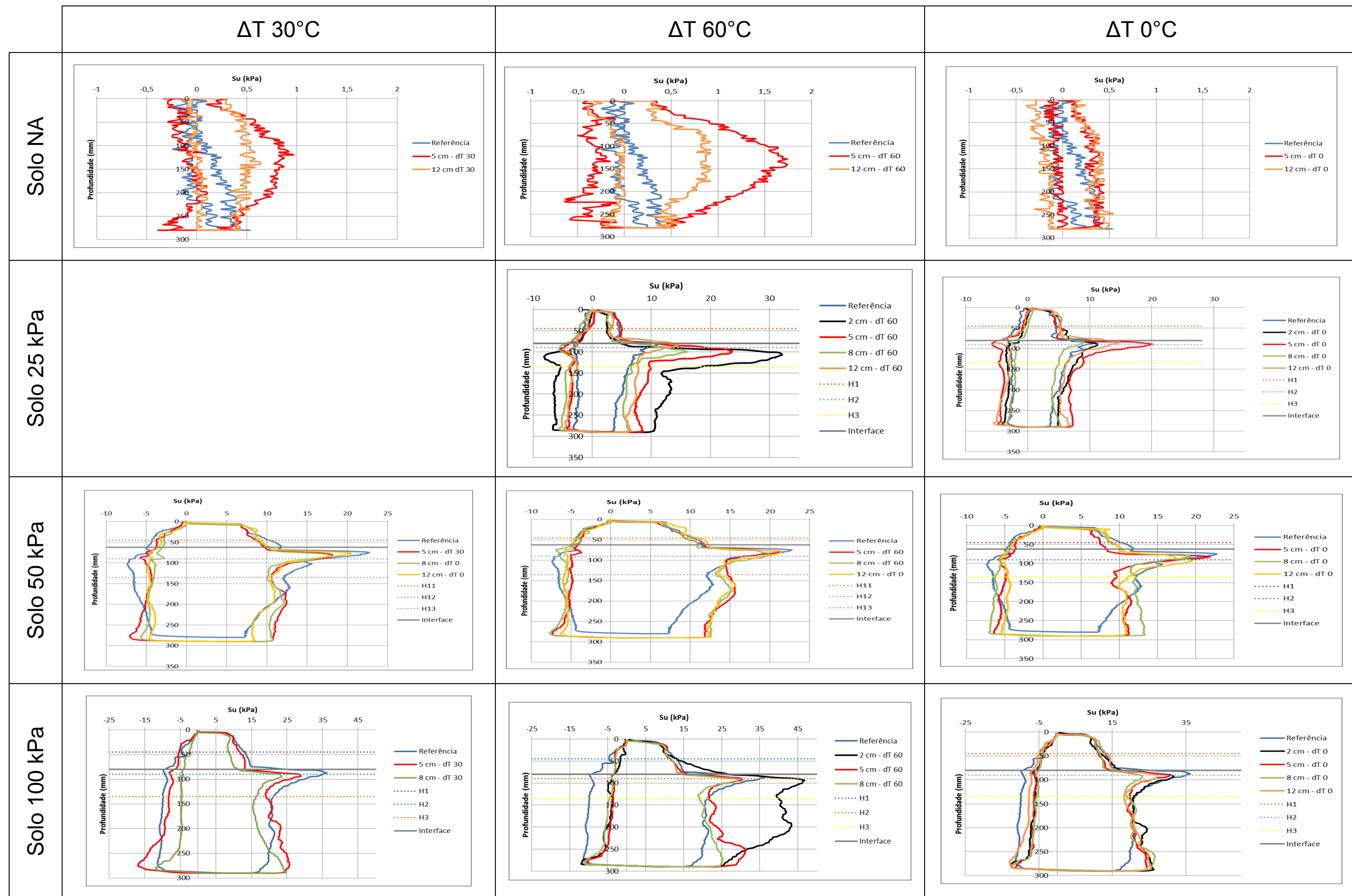


Tabela 4.4: Ensaio de T-bar nas diferentes distâncias realizadas da superfície da estaca.

	Ensaio na distância 2 cm	Ensaio na distância 5 cm	Ensaio na distância 8 cm	Ensaio na distância 12 cm
Solo NA				
Solo 25 kPa				
Solo 50 kPa				
Solo 100 kPa				

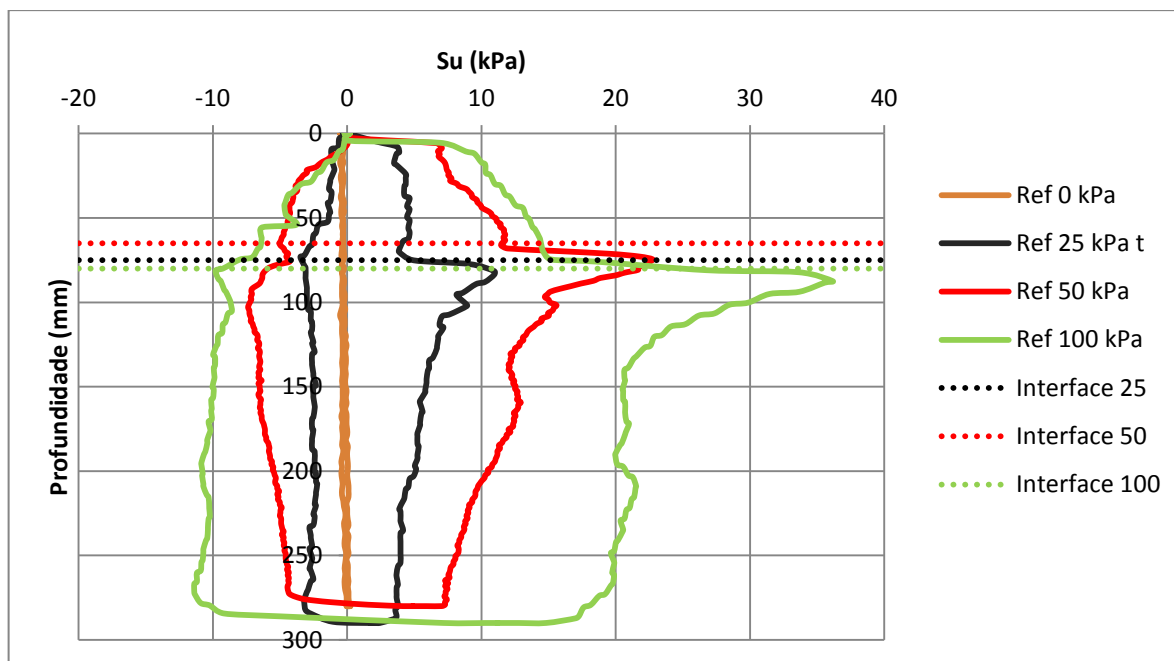


Figura 4.24: Ensaio de referência para os diferentes containers.

Na Figura 4.24 e nos ensaios apresentados nas Tabelas 4.3 e 4.4, já é possível perceber duas características marcantes dos ensaios. A primeira consiste nos picos de resistência obtidos nos ensaios pré-adensados na interface entre as camadas adensadas separadamente. O segundo padrão notável no conjunto dos perfis é, de forma geral, o aumento dos valores de S_u em relação ao ensaio de referência nas maiores profundidades dos ensaios, o que se verifica, basicamente, para todas as variáveis dos perfis, nas diferentes distâncias e para as diferentes variações de temperatura.

Algumas possibilidades podem ser sugeridas para o desenvolvimento dos picos, como a consequência de uma distribuição de tensões irregular ao longo do container, a influência do atrito entre o *cap* e a pedra porosa com a parede interna do container, ou uma rigidez adquirida durante o descarregamento. A presença do pico tornou a região ao seu redor um trecho de visualização e interpretação complexa para os resultados, uma vez que as características dessa região diferem largamente do resto do container.

Além disso, nos solos pré-adensados, a cravação da instrumentação desenvolveu fissuras na região superior dos *containers*, que podem ter apresentado alguma influência nos resultados.

Essas características induziram a uma análise mais restrita dos perfis dos solos pré-adensados, a fim de se obter investigações mais claras e afirmativas. Dessa

forma, para as análises a seguir, determinou-se a segunda metade dos containers pré-adensados, a partir de 150 mm, para se estabelecer e quantificar as variações da resistência não-drenada com a temperatura.

4.2.6. Análises das variações de Su

Nos subitens seguintes, são apresentados os gráficos de variação de resistência não-drenada em função da profundidade para os diversos casos ensaiados, sendo, como observado, para os ensaios pré-adensados os perfis são apresentados a partir dos 150 mm de profundidade. Cada gráfico corresponde a uma distância ensaiada em um determinado solo, e neles são traçadas as diferenças entre a resistência obtida pelo ensaio de T-bar durante uma variação de temperatura e os valores de resistência do ensaio de referência em profundidades equivalentes ($\Delta S_u = S_{u_{\Delta T}} - S_{u_{Referência}}$).

Além disso, são discutidos os ganhos médios de Su em relação à referência ao longo das profundidades apresentadas para cada caso.

i. Normalmente adensado

- 5 cm

Nesse item são apresentados os ensaios realizados para a lama que não foi submetida a nenhuma tensão adicional, sujeita apenas a seu peso próprio, sendo, portanto, normalmente adensada. As Figuras 4.25 e 4.26 correspondem aos ensaios nas distâncias 5 e 12 cm, respectivamente.

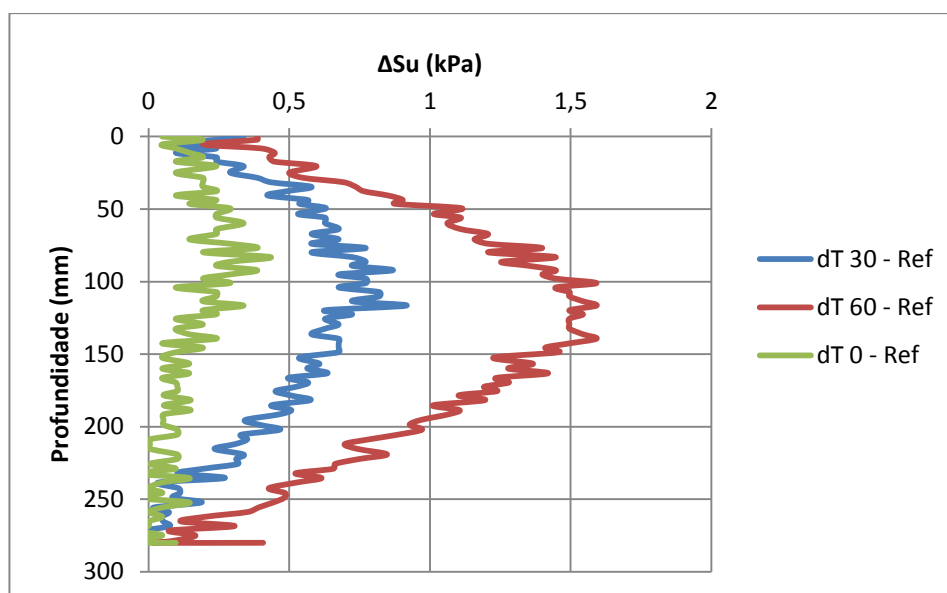


Figura 4.25: ΔS_u x Profundidade para a distância de 5 cm em solo Na.

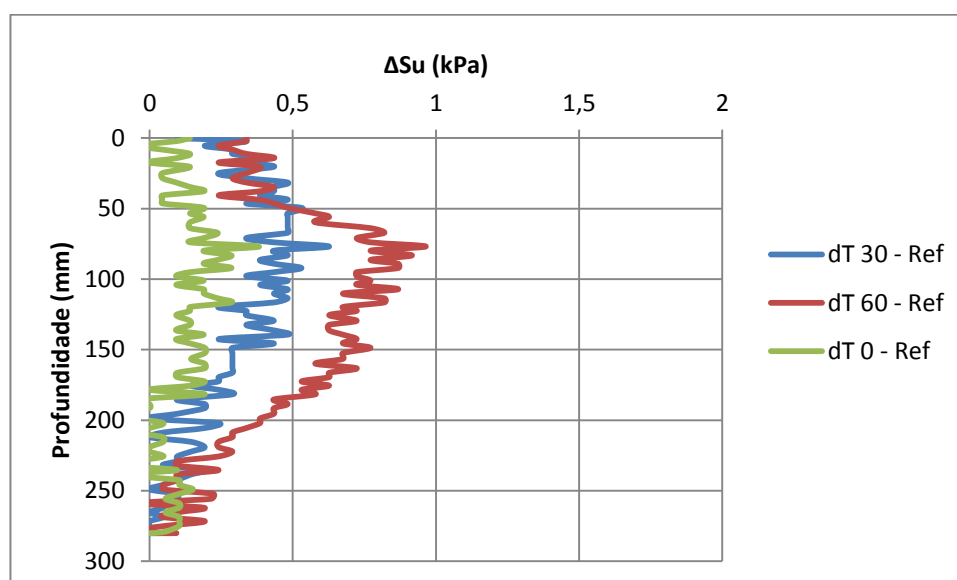


Figura 4.26: ΔS_u x Profundidade para a distância de 12 cm em solo Na.

A lama normalmente adensada apresentou ganho de resistência nas duas distâncias ensaiadas e para as duas variações de temperatura ensaiadas. O solo normalmente adensado é o mais suscetível a experimentar ganho de resistência, uma vez que, dissipadas as poro pressões, esse experimenta apenas deformações de contração.

Essa lama foi a que obteve variações de resistência mais relevante em relação aos demais ensaios. Apesar de seus valores de resistência iniciais de referência serem de magnitude bastante reduzida, os seus ganhos registrados nos diferentes

ensaios durante e após o aquecimento foram, proporcionalmente, substanciais.

Durante o aquecimento de 30°C, a elevação média dos valores de Su foram de cerca de 259% para o ensaio da distância 5 cm e de 159% para a distância de 12 cm. Quando elevada a temperatura a 60°C, o ganho médio de Su foi de 553 e 270% para as distâncias de 5 e 12 cm, respectivamente.

Ao final dos ensaios, após o resfriamento e estabilização do sistema, notou-se um aumento dos valores de resistência ao longo de toda a profundidade ensaiada, entretanto, a porcentagem do ganho médio de resistência foi bem menor, porém, não menos relevante, sendo da ordem de 76% e 59%, para as distâncias de 5 e 12 cm, respectivamente.

ii. Solo 25 kPa

Nesse item são apresentados os ensaios realizados para o solo submetido à tensão de 25 kPa. As Figuras 4.27, 4.28, 4.29 e 4.30 correspondem aos ensaios nas distâncias 2, 5, 8 e 12 cm, respectivamente.

• 2 cm

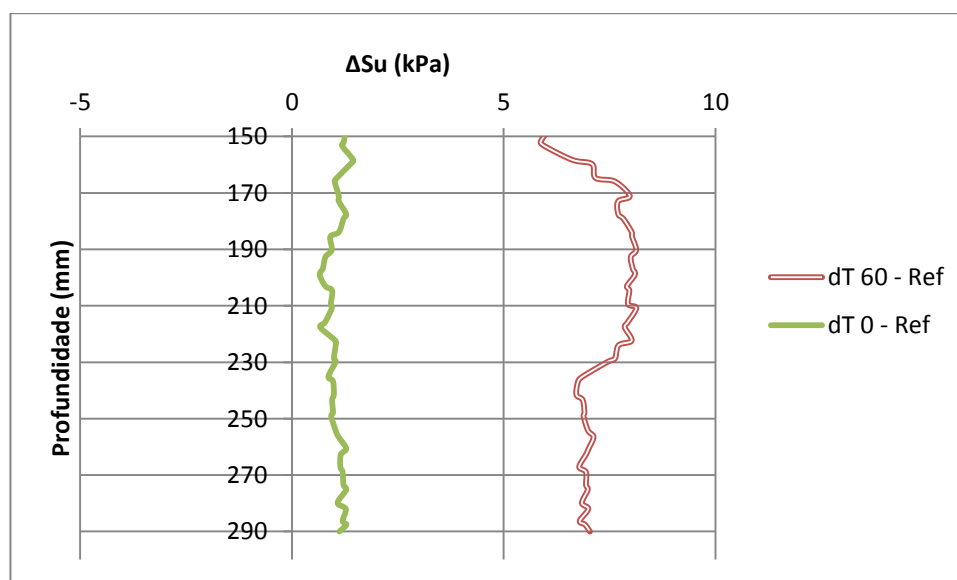


Figura 4.27: ΔS_u x Profundidade para a distância de 2 cm para o solo com adensamento de 25 kPa.

Nos ensaios com distância de 2 cm da estaca, a partir da profundidade determinada, houve uma elevação de resistência considerável durante a aplicação da variação de temperatura de 60°C, com ganho médio de Su próximo de 165%.

Após o resfriamento do meio e a estabilização do sistema, a variação de S_u com a profundidade reduziu consideravelmente comparada à do ensaio anterior. No final do ensaio, o ganho médio de resistência não drenada ao longo da segunda metade do container foi de aproximadamente 24%.

- 5 cm

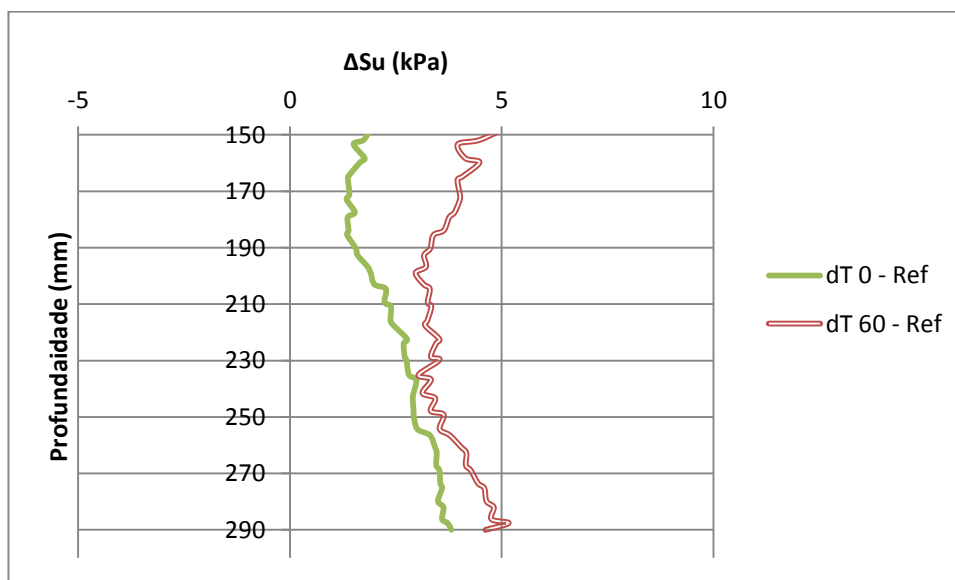


Figura 4.28: ΔS_u x Profundidade para a distância de 5 cm para o solo com adensamento de 25 kPa.

O ganho médio de resistência em 5 cm foi menor em relação ao de 2 cm, onde se alcança maior variação de temperatura, obtendo-se no ensaio durante a variação de 60°C uma elevação média dos valores de S_u em aproximadamente 84%, enquanto ao final do ensaio, após o resfriamento, o ganho médio final foi de cerca de 56%.

- 8 cm

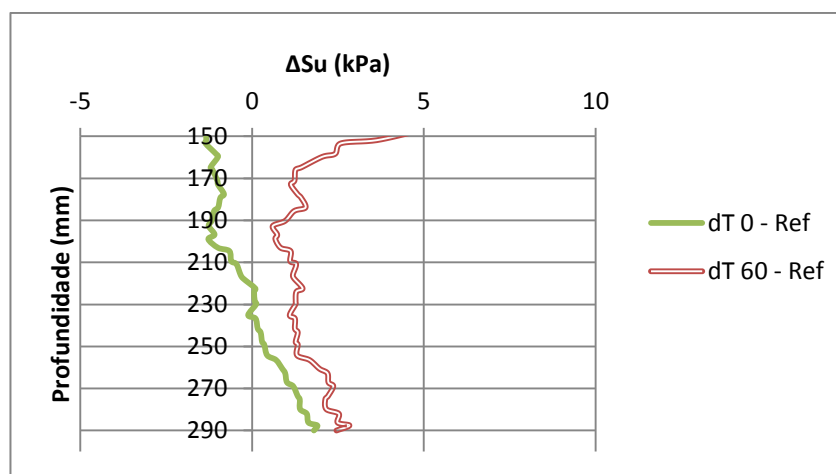


Figura 4.29: ΔS_u x Profundidade para a distância de 8 cm para o solo com adensamento de 25 kPa.

Para essa distância, o acréscimo médio de resistência para a variação de 60°C alcançou 34%, enquanto que, após o resfriamento, só foi verificada variação positiva de S_u a partir da profundidade de 236 mm. Como consequência, o balanço final de variação média de temperatura foi uma perda de aproximadamente 5% nas condições ensaiadas. Na profundidade analisada, um balanço final de perda de resistência só foi verificado em dois casos, sendo esse o único após o resfriamento.

- 12 cm

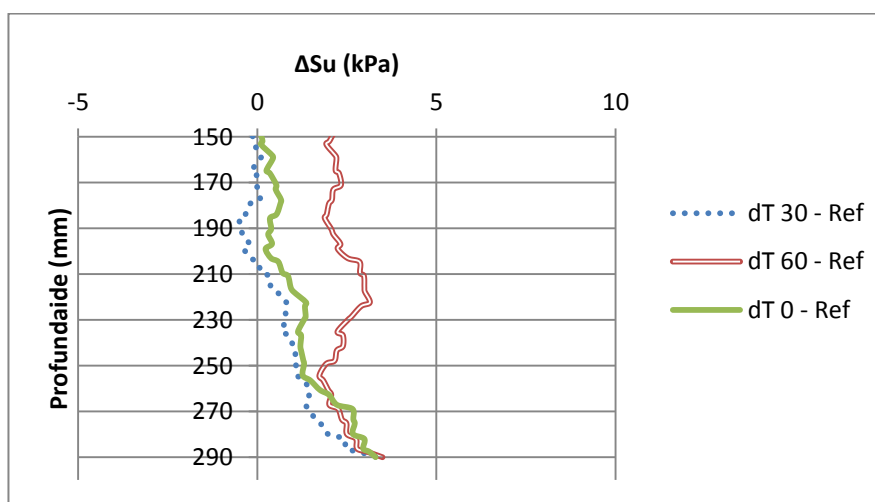


Figura 4.30: ΔS_u x Profundidade para a distância de 12 cm para o solo com adensamento de 25 kPa.

Para essa distância, há uma variação de resistência positiva destacada durante a aplicação da variação de 60°C, sendo o ganho médio nessa etapa de 54%, enquanto para a variação de 30°C chega a 16%.

Ao final do ensaio, o acúmulo de resistência final também teve um balanço positivo, com ganho médio ao longo da profundidade estabelecida de aproximadamente 28%, o que é um valor considerável para uma distância elevada, correspondente a 4,8 vezes o diâmetro da estaca.

iii. Solo 50 kPa

Aqui são apresentados os ensaios realizados para o solo adensado sob tensão de 50 kPa. As Figuras 4.31, 4.32 e 4.33 correspondem aos ensaios nas distâncias 5, 8 e 12 cm, respectivamente.

- 5 cm

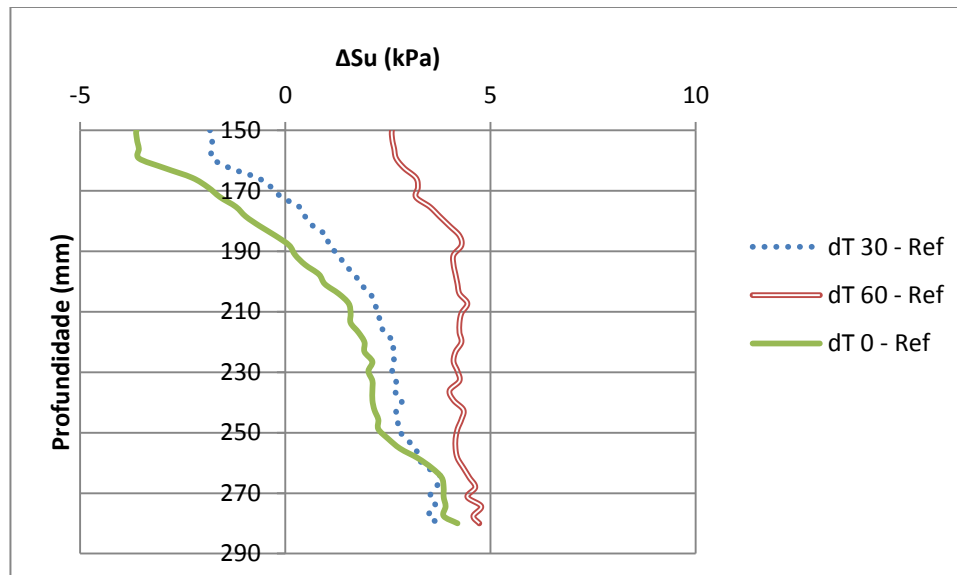


Figura 4.31: ΔS_u x Profundidade para a distância de 5 cm para o solo com adensamento de 50 kPa.

Na segunda metade do container, a partir dos 150 mm de profundidade, percebe-se que para o ensaio durante a variação de 30°C, a variação positiva de resistência não-drenada só teve início a partir da profundidade de 175 mm, resultando num ganho médio para essa região de 18,6%.

Para a variação de 60°C, por sua vez, toda a região em questão apresentou ganho de resistência em relação à referência durante o aquecimento, chegando a variação média de S_u da ordem de 40%, sendo, mais uma vez, a etapa com ganho mais relevante.

Por fim, quando cessado o aquecimento e com o equilíbrio final do sistema, nas profundidades em questão houve mais uma vez uma zona com perda final de resistência, que assim como nos demais ensaios, ocorreu na região mais central do container. Com o início da variação positiva de resistência ao longo da profundidade a partir de 188 mm, o balanço final foi de um ganho médio de resistência próximo de 10% para as condições estabelecidas.

- 8 cm

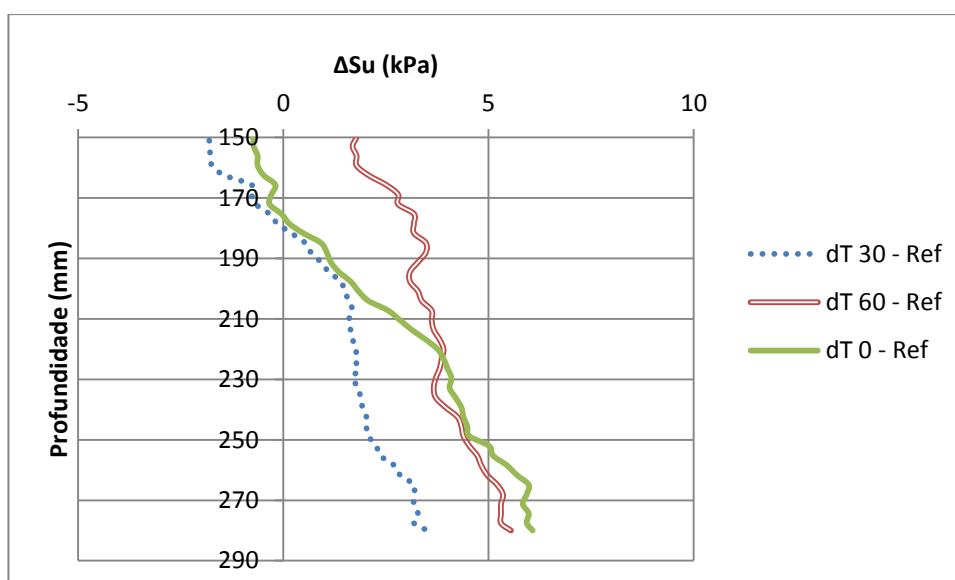


Figura 4.32: ΔS_u x Profundidade para a distância de 8 cm para o solo com adensamento de 50 kPa.

Nos ensaios distantes 8 cm da superfície da estaca, novamente os perfis apontam para um ganho de resistência com a profundidade, resultando em um acréscimo médio de S_u de 38% para o maior acréscimo de temperatura, 12% para o acréscimo de 30°C e, a variação média final de resistência após o resfriamento do meio foi de 28%, e, portanto, superior ao valor final observado na distância de 5 cm, que foi de 10% na mesma etapa.

- 12 cm

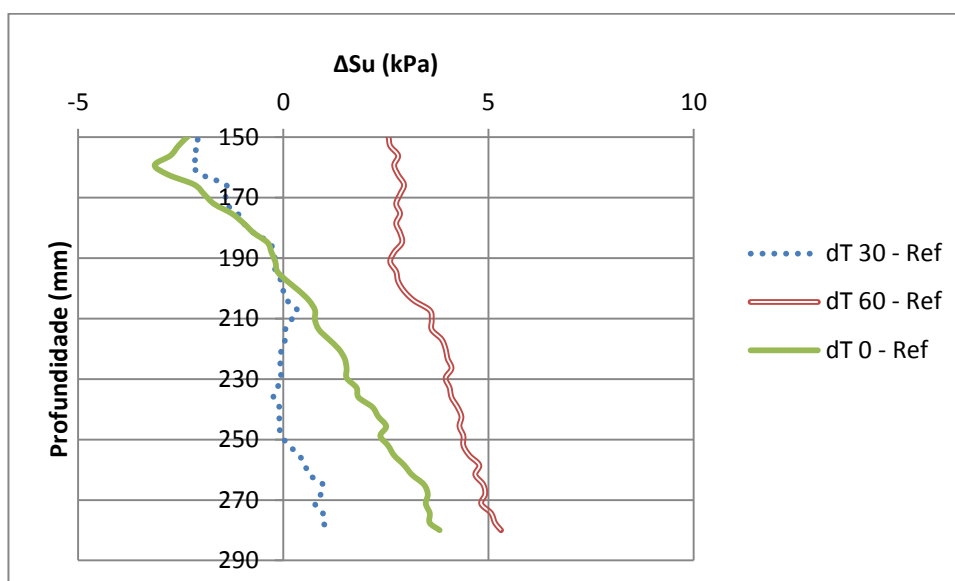


Figura 4.33: ΔS_u x Profundidade para a distância de 12 cm para o solo com adensamento de 50 kPa.

Para o aquecimento inicial do sistema, ao aplicar a variação de 30°C na superfície da estaca, ainda na profundidade de 150 mm há uma variação negativa na resistência, que reduz com a profundidade. Ao alcançar uma zona intermediária do container, o perfil obtido aponta para uma equivalência entre os valores de resistência de referência e do aquecimento em questão. Apenas após a profundidade de 150 mm a variação de S_u aponta para um pequeno ganho de resistência. O balanço final corresponde a uma diminuição média da resistência na ordem de -2%.

Para a variação de 60°C, por sua vez, o ganho de resistência observado na distância de 12 cm foi próximo aos ganhos nas demais distâncias para a mesma variação de temperatura imposta, chegando a um valor médio de 37%. Finalmente, após o resfriamento, a variação de resistência verificada com o ensaio de T-bar foi de 8% em relação ao de referência na região ensaiada.

iv. Solo 100 kPa

Nesse item estão apresentados os ensaios realizados para o solo adensado sob tensão de 100 kPa. As Figuras 4.34, 4.35 e 4.36 correspondem aos ensaios nas distâncias 2, 5 e 8 cm, respectivamente.

- 2 cm

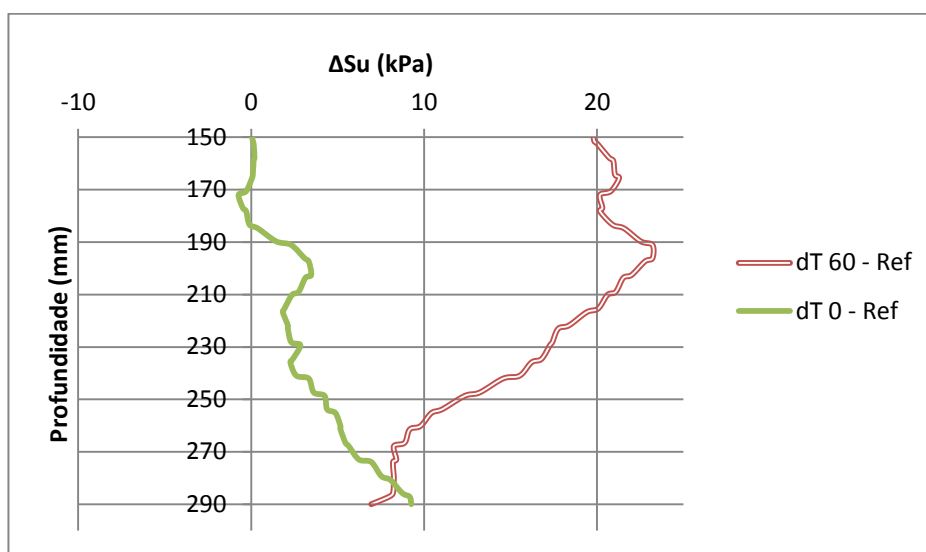


Figura 4.34: ΔS_u x Profundidade para a distância de 2 cm para o solo com adensamento de 100 kPa.

Nesse solo também foram realizados os ensaios na distância de 2 cm da estaca, porém, nesse nível de pré-adensamento, os resultados apresentaram ganho de resistência proporcionalmente menor comparado ao solo de 25 kPa. No ensaio com variação de 60°C, a variação indicou um ganho médio de resistência próximo de 82%, destacadamente na região central do perfil, enquanto após resfriado, o ganho médio observado foi reduzido para 15% em relação ao ensaio de referência na mesma região.

- 5 cm

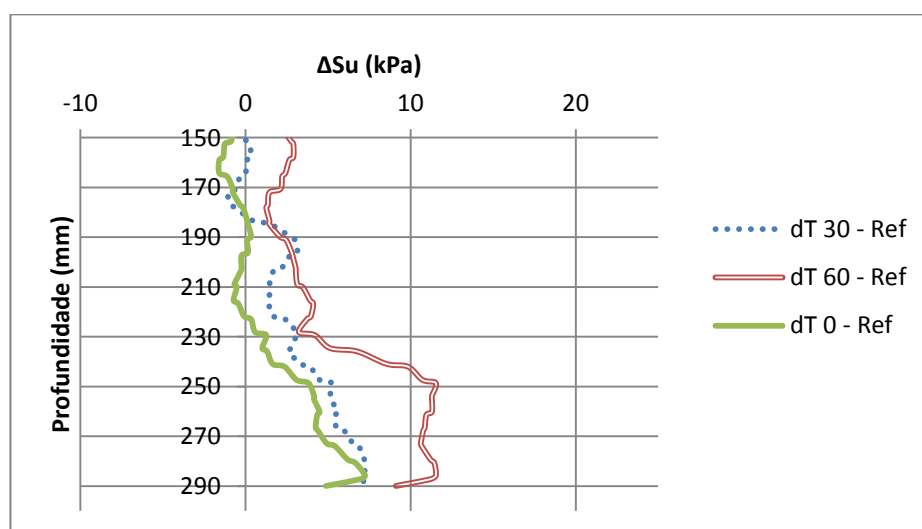


Figura 4.35: ΔS_u x Profundidade para a distância de 5 cm para o solo com adensamento de 100 kPa.

Na segunda distância de ensaio, os ganhos de Su apresentaram tendência de aumento com a profundidade. Durante o acréscimo de 30°C na superfície da estaca, a variação de resistência não-drenada, inicialmente nula, passa a apresentar um ganho, maior no final do perfil, obtendo um acréscimo de resistência médio de 15% ao comparado com o de resistência para a profundidade considerada.

A variação de Su durante o acréscimo de 60°C na fonte de calor foi novamente a mais relevante, indicando ganho médio de cerca de 29% em Su e, após o resfriamento, o ganho médio final de resistência na região foi de 8%.

- 8 cm

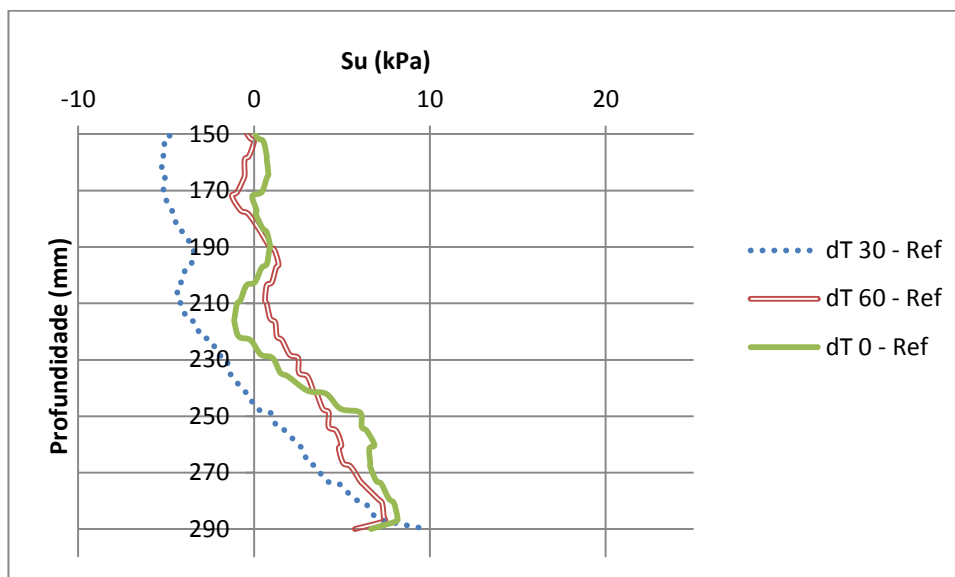


Figura 4.36: ΔS_u x Profundidade para a distância de 8 cm para o solo com adensamento de 100 kPa.

Nesse ponto do solo, o ensaio de T-bar apontou, no ensaio durante variação de 30°C na estaca, para uma queda de Su na maior parte do perfil, até profundidade de 247 mm, onde a variação de resistência em relação a referência passou a ser positiva. Porém, o balanço ainda foi negativo, indicando uma variação média nessas condições de -5% de Su.

Os ensaios nas variações de 60 e 0°C ao final do ensaio foram, aqui, próximos, mostrando inicialmente pouca variação de Su a partir de 150 mm, porém, tendem a crescer com a profundidade e apresentam variação final de acréscimo de 12 e 13% em Su, respectivamente.

- Interpretação dos resultados

Observou-se nos ensaios que a temperatura tem relação próxima com a resistência não-drenada do solo, invariavelmente influenciando nos resultados obtidos. Nos ensaios normalmente adensados, que apresentavam os níveis de tensões mais baixos, o ganho foi, ainda assim, o mais perceptível, especialmente nos ensaios realizados durante o aquecimento do solo. Apesar da baixa magnitude das variações, essas foram, proporcionalmente, as mais relevantes.

Quanto aos ensaios pré-adensados, esses foram analisados especificamente na segunda metade da profundidade do container, referente à primeira camada de adensamento, uma vez que, na interface entre as duas camadas se formou um pico de resistência que consistia um limite entre as duas camadas, dessa forma, decidiu-se por determinar uma única camada para uma análise mais precisa.

Nos resultados dos solos pré-adensados, a variação da resistência não-drenada com a temperatura também foi perceptível. Nesses, o padrão que se destaca entre os diferentes containers consiste no ganho de resistência verificado na porção final dos perfis, nas maiores profundidades do solo.

A variação positiva na resistência não-drenada foi mais relevante na Camada 01 para os diferentes graus de adensamento, assim como nas diferentes distâncias. Pode-se intuir que há duas características semelhantes na região analisada: a proximidade com a pedra porosa para drenagem no fundo do container e a consequência de que, mesmo considerando a hipótese de um adensamento por igual ao longo da profundidade, essa região consiste na mais levemente pré-adensada. Esses dois fatores podem ter contribuído para o ganho de resistência nas maiores profundidades.

Além disso, o ganho médio para solos com maior grau de adensamento, apesar de apresentarem maior magnitude de variação média em valor absoluto, se apresentava menor em relação aos de menor grau em termos percentuais, da razão entre a variação de ganho média pelo seu valor de referência.

Essas constatações podem ser mais claramente visualizadas pelos gráficos de barra exibidos a seguir, os quais comparam, entre os diferentes níveis de adensamento, (a) o valor absoluto da variação média de resistência, e (b) a variação média percentual durante cada variação de temperatura. As Figuras 4.37, 4.38, 4.39 e 4.40 exibem as relações descritas para cada distância ensaiada.

Um exemplo dessa constatação consiste nos ensaios na distância de 2 cm para os solos adensados a 25 e 100 kPa, na Figura 4.37. Para o primeiro, o ganho médio de resistência em valor absoluto na região analisada foi de 7,32 kPa e 1,05 kPa, para a variação de 60°C e após o resfriamento, respectivamente, enquanto a porcentagem média de ganho foi de 165 e 24%, na mesma ordem. Para o segundo, os ganhos médios foram de 16,38 e 3,1 kPa para a variação de 60°C e para o resfriamento, enquanto sua porcentagem de ganho foi de 82 e 15%.

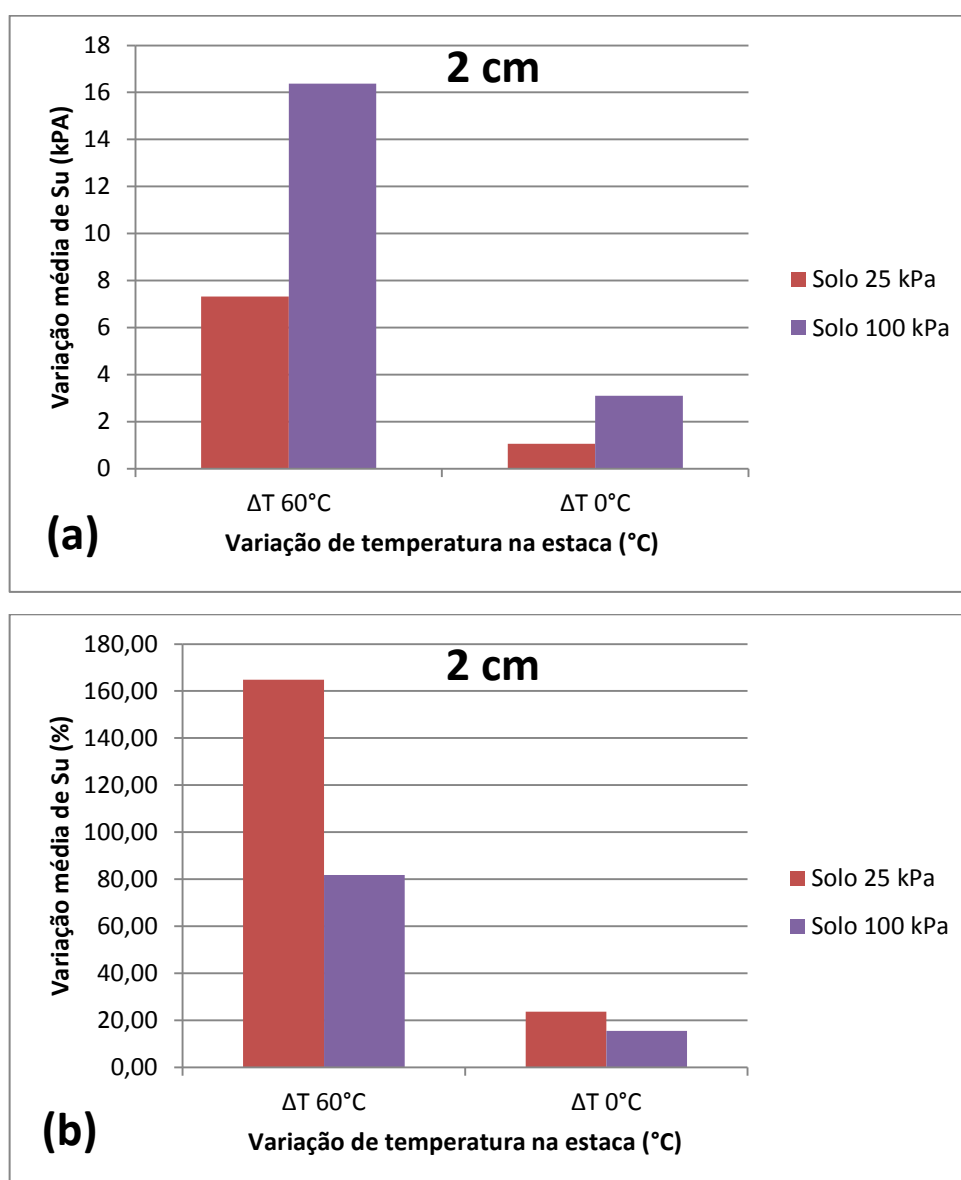


Figura 4.37: (a) variação média da resistência em valor absoluto e (b) em porcentagem para os ensaios nas distâncias de 2 cm.

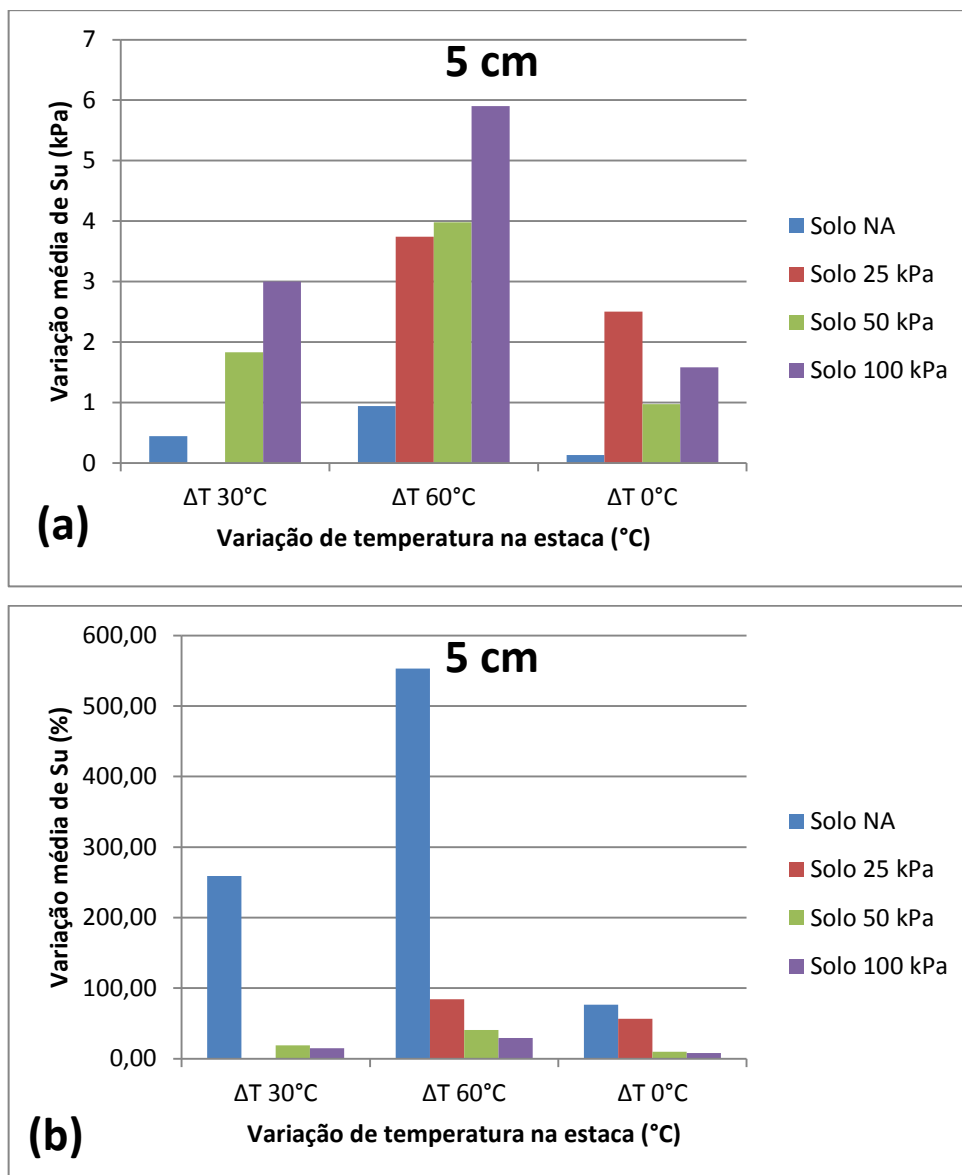


Figura 4.38: (a) variação média da resistência em valor absoluto e (b) em porcentagem para os ensaios nas distâncias de 5 cm.

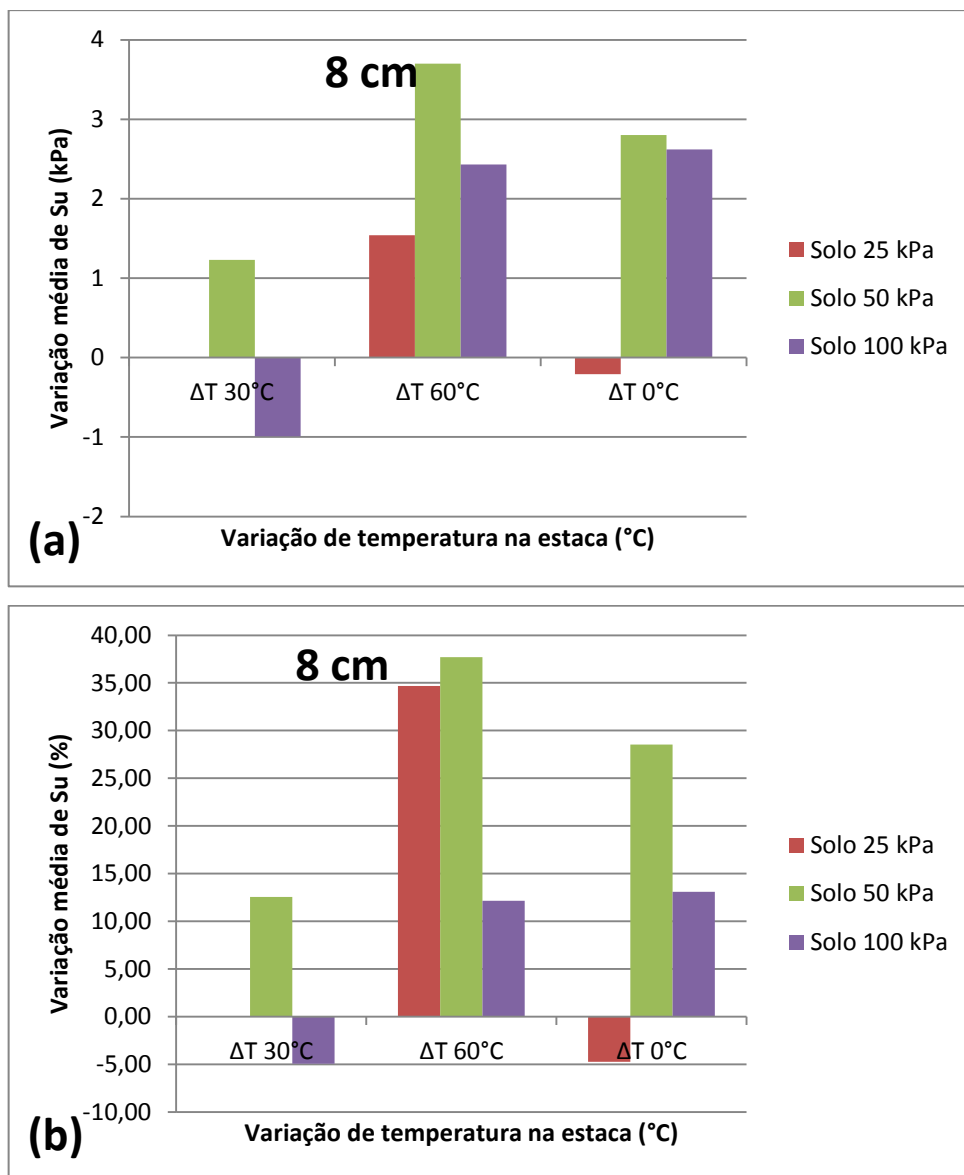


Figura 4.39: (a) variação média da resistência em valor absoluto e (b) em porcentagem para os ensaios nas distâncias de 8 cm.

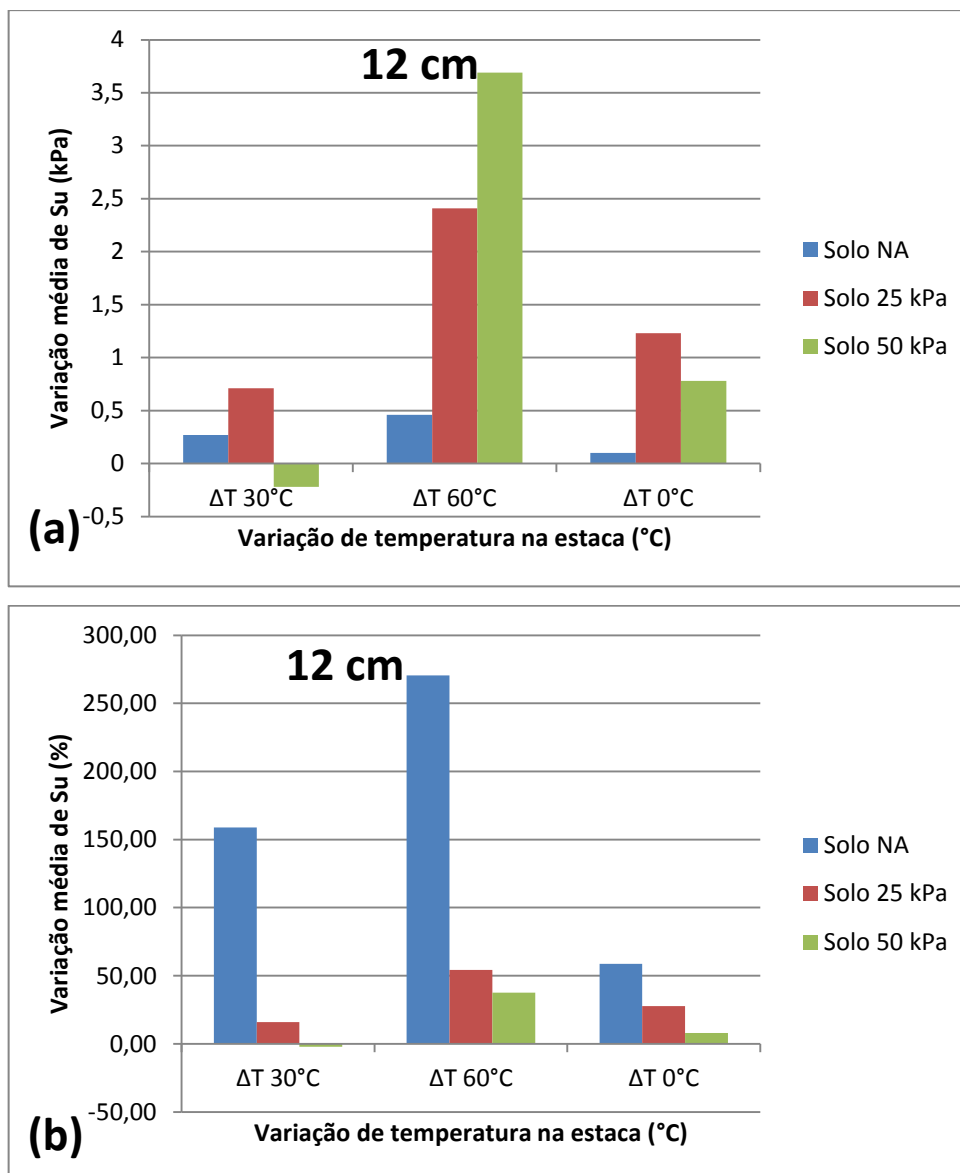


Figura 4.40: (a) variação média da resistência em valor absoluto e (b) em porcentagem para os ensaios nas distâncias de 12 cm.

Pelos gráficos, também é possível perceber que a maior tendência de variação dos valores médios de resistência ocorre durante o aquecimento com a variação de 60°C na estaca. Além disso, verifica-se que mesmo na maior distância de ensaio – 12 cm da estaca – há uma variação média relevante da resistência não-drenada. Por fim, os ensaios que apresentaram balanço negativo na variação média de resistência na região analisada consistem nos ensaios na distância de 8 cm para a variação de 30°C no solo adensado sob 100 kPa, e na distância de 12 cm para a mesma variação de temperatura no solo adensado sob 50 kPa.

- Normalização dos resultados

A fim de estabelecer uma relação entre os diferentes containers no que se refere ao seu grau de adensamento e a sua resistência não-drenada nos ensaios de T-bar, juntamente com a influência da temperatura nessa relação, foi utilizada uma abordagem baseada no índice de vazios de cada container após seu carregamento e descarregamento. A relação traçada foi de “ $e_{25}/e_{\text{container}} \times Su_{\text{container}}/Su_{25}$ ”, exibida na Figura 4.41.

Determinando-se pelo ensaio oedométrico das amostras o valor do índice de recompressão ($\kappa = 0,02$), foram estabelecidos os índices de vazios para cada solo após o descarregamento. Esses valores foram normalizados pelo índice de vazios final do ensaio de 25 kPa, o maior entre eles. Essas relações correspondem a $e_{25}/e_{\text{container}}$, e portanto, aumentam com o aumento do grau de adensamento de cada container, sendo, como se espera, o primeiro ponto $e_{25}/e_{25} = 1$.

Para normalizar os valores de Su, os dados do ensaio de referência de 25 kPa foram tomados como denominadores na relação com Su dos demais ensaios de referência (para 50 e 100 kPa), o que corresponde ao primeiro conjunto de pontos da relação, todos sem influência do aquecimento (em azul na Figura). Os mesmos valores de referência no ensaio de 25 kPa foram usados como denominadores para a relação com o Su dos ensaios realizados após o aquecimento de 60°C nas distâncias 5 e 8 cm, cada distância correspondente a mais um conjunto de pontos. Essas relações correspondem a $Su_{\text{container}}/Su_{25}$.

Tais relações foram estabelecidas especificamente para diferentes profundidades dos ensaios, as quais, em conjunto, formam duas curvas de tendência em “ $e_{25}/e_{\text{container}} \times Su_{\text{container}}/Su_{25}$ ”, uma para os ensaios de 5 cm e a segunda para os ensaios de 8 cm.

O exemplo de um ponto para cada uma das três diferentes curvas (referência, e $\Delta T=60^\circ\text{C}$ em 5 e 8 cm) é representado pelo container com solo de 100 kPa, na profundidade de 290 mm. Nessa profundidade, no ensaio de referência para 25 kPa obteve-se o valor de 3,49. Na mesma profundidade, no ensaio de referência para 100 kPa, Su foi de 14,81. Dessa relação, tem-se o ponto $y=4,24$, da curva dos ensaios de referência (em azul). Ainda na profundidade de 290 mm, ao se aquecer o solo a 60°C, no ensaio com distância de 5 cm da estaca Su foi de 22,24, e com distância de 8 cm foi equivalente a 20,55, os quais, divididos pelos mesmo 3,49 do

Su de referência de 25 kPa correspondem aos pontos 6,39 e 5,89 em y, respectivamente (em vermelho e verde, na mesma ordem). Todos esses associados à relação $e_{25}/e_{\text{container}}$ para o container de 100 kPa correspondem a $e_{25}/e_{100}=1,15$.

Fazendo essas relações, especificamente para os valores de referência e para os ensaios de aquecimento de $\Delta T=60^\circ\text{C}$ em 5 e 8 cm, nos diferentes containers, foram adicionados os três diferentes conjuntos de pontos na Figura 4.41, onde cada um apresenta uma tendência linear.

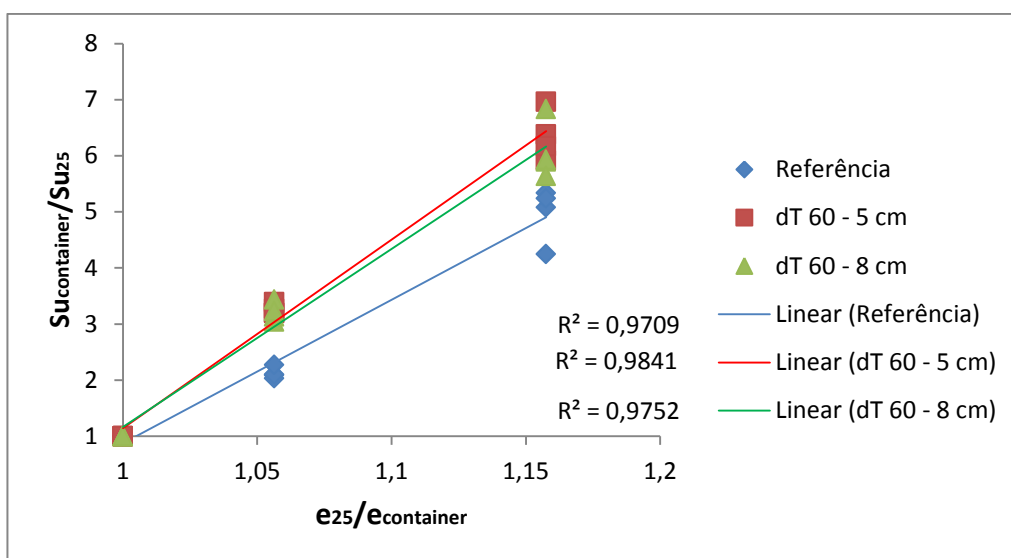


Figura 4.41: Resistência normalizada durante a variação de 60°C para duas distâncias e para os ensaios de referência.

O gráfico mostra a tendência normalizada de aumento do valor absoluto de resistência com o aumento do índice de vazios dos containers para diferentes profundidades. A maior inclinação das tendências das distâncias 5 e 8 cm mostra a influência da temperatura nos resultados, indicando os maiores valores de resistência normalizada para o acréscimo de temperatura e para as menores distâncias.

4.2.7. Propriedades térmicas do solo

O cálculo da condutividade térmica foi realizado utilizando a Equação 3, que depende da carga térmica, da diferença de temperatura e da distância entre dois pontos no meio em questão e da área da seção transversal à direção onde se dá o fluxo.

Para a determinação da carga térmica aplicada foi necessário traçar a média da potência aplicada ao *heater* ao longo do tempo, uma vez que o sistema de aquecimento fornecia ao *heater* ou sua corrente máxima, quando a temperatura se encontrava abaixo da estabelecida, ou uma corrente baixa – ou mesmo nula – quando a temperatura estava acima da configurada no sistema.

Ao traçar tal curva, tanto para a aplicação da diferença de temperatura de 30°C quanto para de 60°C, percebeu-se que até se alcançar na superfície da estaca a temperatura estabelecida, o sistema de aquecimento fornecia potência máxima, gerando um pico na curva da sua média em função do tempo. Alcançando a temperatura desejada, iniciava-se o processo descrito há pouco, onde a queda da leitura abaixo da desejada resultava no fornecimento de potência máxima, e quando da leitura acima da desejada, o sistema não fornecia nenhuma potência.

Durante esse processo, o resultado da curva de potência média fornecida em função do tempo mostrou uma diminuição gradual dessa média após o pico inicial, ou seja, a carga necessária ao meio para a manutenção da temperatura desejada reduzia com o tempo, uma vez que o meio como um todo tendia a alcançar um equilíbrio térmico, mantendo mais facilmente a temperatura na superfície da estaca e, ao mesmo tempo, exigindo menor carga para se reestabelecer a temperatura desejada.

Tal redução gradual da potência média ao longo do tempo tende a uma estabilização, mantendo um valor constante a partir de aproximadamente 100 minutos do início do aquecimento. Para a variação de 30°C, esse valor corresponde a aproximadamente 20W, e para 60°C, de aproximadamente 48W, sendo esses os valores utilizados para o cálculo da condutividade térmica. O gráfico descrito para as variações de 30 e 60°C é exposto na Figura 4.42 abaixo.

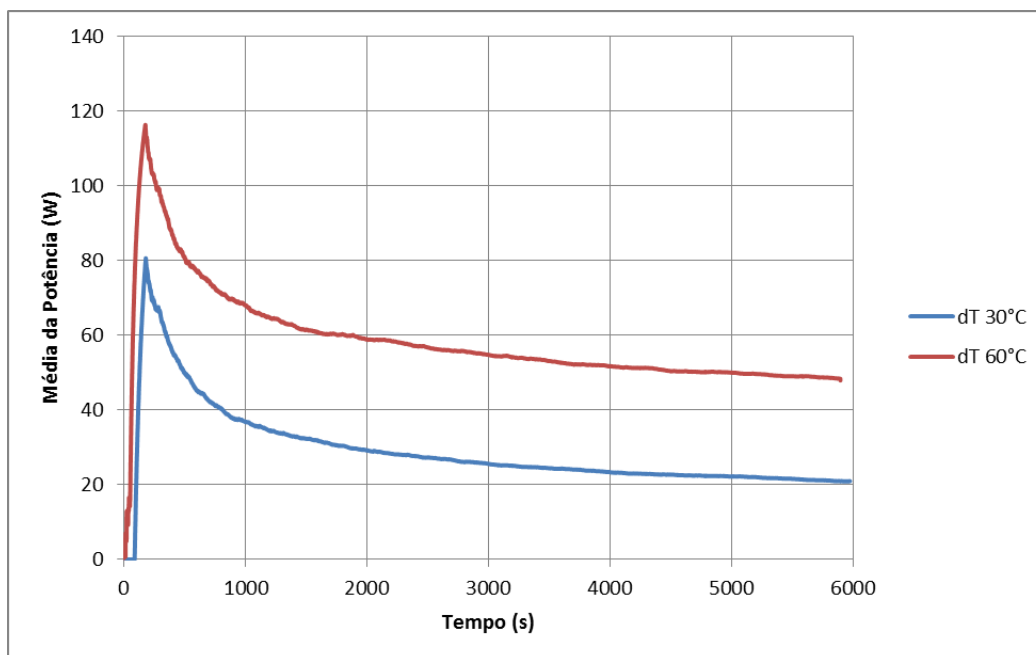


Figura 4.42: Média da potência acumulada ao longo do ensaio em função do tempo.

A partir desses valores de carga térmica, para cada variação de temperatura, determinou-se a diferença de temperatura ($T_2 - T_1$) em cada nível de adensamento e para cada termopar, utilizando como T_2 a temperatura na superfície da estaca, e como T_1 a temperatura em cada termopar distante 12 cm da estaca. Com esses valores e adotando a área transversal unitária, chegou-se ao valor de condutividade térmica média de 0,10 W/m.K.

Também foi utilizada a Equação 4, de Jonhansen (1975), para estimar os valores de condutividade pelo peso específico seco de cada lama. Fazendo a estimativa para cada nível de adensamento e para cada uma de suas camadas, a média obtida foi de 0,12 W/m.K, estando a calculada anteriormente pela Equação 3 dentro da faixa de erro da Equação 4, que é de 20%.

O valor encontrado é abaixo do verificado como valores médios de solos (0,25 – 2,9 W/m.K), o que indica que para solos saturados, como a lama utilizada, pode-se esperar, na maioria das vezes, um maior fluxo e uma maior distribuição da temperatura no meio.

O calor específico do meio pode ser estimado com base na proporção das frações de constituintes e seus valores de calor específico, expostos na Tabela 2.2, uma vez que a lama é constituída de uma mistura de caulim e metacaulim saturada. Como consequência, com a massa específica seca do material, é possível estimar a

capacidade de aquecimento volumétrico (C) do meio, que consiste no produto entre o calor específico e a massa específica seca.

Para o calor específico, foi estimado para a lama o valor de 572 cal/kg.°C, e utilizando a massa específica seca média do material, de 1093 kg/m³, a capacidade de aquecimento volumétrico do meio obtida foi de 625115 cal/m³.°C, ou 2615 kJ/m³.°C, valor compatível com a faixa de valores verificados para argila (~2200 – 5400 kJ/m³.°C).

4.2.8. Resultados dos LVDTs

Os LVDTs instalados apresentaram variações de leitura da ordem de μm , apresentando variações de acordo com o solo. As leituras foram obtidas para os solos adensados a 25 e 100 kPa, com os LVDTs fixados na cantoneira das hastes de instrumentação. No mesmo lado da Haste 01, os LVDTs foram dispostos com distâncias à estaca de 4, 8 e 16 cm, correspondendo a SD11, SD12 e SD13, respectivamente. Para o lado da Haste 02, as distâncias são as mesmas, e correspondem a SD21, SD22 e SD23, do mais próximo para o mais distante, portanto, estando posicionadas de forma radialmente simétrica.

A Tabela 4.5 exibe os dados de variação das leituras, equivalente a diferença entre a leitura final e a inicial de cada LVDT para cada variação de temperatura, sendo os valores negativos correspondentes a deslocamentos verticais ascendentes do solo.

Tabela 4.5:Deslocamento vertical do solo para cada variação de temperatura.

		ΔL (μm)					
Solo	ΔT (°C)	SD11	SD12	SD13	SD21	SD22	SD23
25	30	-1,04	-5,36	0,23	-3,93	-3,22	0,56
	60	-22,70	-19,18	0,72	-34,48	-48,64	-4,12
	0	14,34	17,96	-0,44	14,15	23,36	-2,90
100	30	-30,36	-35,32	-27,17	-33,52	-27,31	-19,35
	60	-31,02	-29,56	-16,71	-106,68	-72,30	-8,78
	0	-23,81	-22,91	-9,56	-10,21	-13,65	-7,16

Pela Tabela 4.5, é possível perceber que os deslocamentos indicados pelas variações nas leituras apontam para uma predominância de expansão do solo, uma

vez que, em sua maioria, indicam variações negativas, particularmente durante o aquecimento do sistema.

Do solo adensado a 25 kPa, destaca-se que, nos LVDTs com maior distância à estaca (16 cm), durante o aquecimento, os deslocamentos foram descendentes, enquanto que, durante o resfriamento, os deslocamentos foram ascendentes.

Para os demais instrumentos, os deslocamentos foram ascendentes durante o aquecimento, com maiores valores registrados durante a variação de 60°C, enquanto que, durante o resfriamento, os deslocamentos após o resfriamento foram descendentes.

Para o solo adensado a 100 kPa, por sua vez, todas as variações de deslocamento registradas foram ascendentes, inclusive durante o resfriamento, e com amplitudes superiores as variações registradas pelos seus equivalentes no solo de 25 kPa.

V- CONCLUSÕES

Ainda há muito a se estabelecer sobre a influência da temperatura nos solos, cada qual com sua peculiaridade. Entretanto, os estudos vêm se aprofundando e possibilitando maior conhecimento e domínio sobre o tema. Existem diversas fontes de informações no que se refere ao comportamento dos solos sujeitos a variações de temperatura em relação ao desenvolvimento de poro pressão e as suas características deformacionais em pequena escala, sob condições bem controladas, porém, quando se vislumbra apreciações em maior escala, as informações ainda são limitadas.

Diante disso, esse projeto buscou contribuir com o tema por meio de ensaios realizados em laboratório que visaram avaliar a distribuição da temperatura em meios e condições específicas e, especialmente, avaliar o comportamento desses meios quanto a sua resistência não-drenada também em diferentes condições. Além disso, o projeto buscou colaborar, por meio de experiência e dados, com o objetivo específico de investigar a possibilidade de manejo da temperatura com a finalidade de fornecer a fundações *off-shore* maior capacidade de carga.

Dessa forma, foi possível desprender algumas conclusões ao longo dos ensaios em tubo e em *container*.

Dos ensaios no tubo, visando estabelecer uma compreensão da propagação do calor em um meio mais facilmente e adequadamente instrumentado, verificou-se a ocorrência do fenômeno da convecção na lama com LL de 1,5. Nos ensaios sob diferentes temperaturas, os termopares em seções superiores em relação ao centro do *heater* apresentavam temperaturas superiores ao comparados com seus equivalentes nas seções inferiores. A diferença se apresentava mais evidente para as maiores distâncias radiais ao *heater* e maior quanto maior a temperatura alvo estabelecida. Verificou-se também a relação linear entre a temperatura máxima em determinado ponto do meio em função da temperatura alvo configurada.

Nos ensaios de T-bar realizados nos *containers*, puderam ser percebidos alguns padrões. Nos ensaios das lamas pré-adensadas, houve, em todos os casos, acréscimo dos valores de Su medidos na parte final dos perfis, na região mais profunda, gerando um alargamento da base do perfil. Tal característica foi verificada na maioria dos ensaios durante o aquecimento e, invariavelmente, para todos os perfis após o resfriamento do meio. A profundidade em que esse acréscimo começa

a ser percebido e a sua extensão variou para cada caso, bem como sua magnitude. Supôs-se que esse comportamento se justifique pelo fato de, nos diferentes *Containers*, as regiões inferiores caracterizarem as zonas de menor OCR e mais próximas da drenagem, portanto, as regiões com maior tendência de sofrer deformações de contração e com possibilidade de dissipação de poro pressão mais rápida.

Uma avaliação restrita à primeira camada dos *containers* foi realizada a fim de quantificar o ganho de resistência nessa região. Dessa avaliação, foi possível perceber que o ganho absoluto, em magnitude, tende a ser maior para os *containers* submetidos a maior tensão de pré-adensamento, ou seja, com maior S_u inicial. Por outro lado, o ganho percentual em relação à resistência inicial de referência, tende a ser consideravelmente superior quanto menor o grau de adensamento ao qual foi submetido o solo. Desprende-se dessa observação que, é possível que para um determinado nível de pré-adensamento ou S_u inicial, o ganho de resistência consequente do aquecimento possa ser de pouca relevância, enquanto solos com menor grau de pré-adensamento aparentem possuir tendência de ganho de S_u relevante.

Ao se avaliar a lama normalmente adensada, a tendência descrita fica ainda mais evidente. Esse tipo de solo se apresenta como o mais indicado para o melhoramento térmico, uma vez que tende a sofrer apenas deformações de contração. Nos seus perfis, após o resfriamento e durante o aquecimento houve apenas variação positiva de S_u , que apesar de baixa magnitude, indicaram porcentagem de ganho de resistência de grande relevância em relação à resistência não drenada inicial. Essa limitação de baixos níveis de tensão pode ser superada por meio de ensaios em centrífuga, que permitiriam ensaios normalmente adensados com maiores níveis de tensão.

Algumas propriedades térmicas do solo foram estimadas através de correlações disponíveis na bibliografia. A condutividade térmica obtida para a mistura de caulim e metacaulim foi inferior à faixa de valores médios de solos, o que indica que para o caso de solos naturais, pode-se esperar uma melhor condutividade e, conseqüentemente, melhor distribuição do calor e uma maior zona de influência da fonte de calor.

Verificou-se durante os ensaios que a variação de temperatura ao longo do tempo para todos os meios foi equivalente, ou seja, a propagação do calor e a

temperatura atingida foram semelhantes em cada distância radial à estaca e profundidade no solo monitorado, independente do grau de adensamento da lama.

O excesso de poro pressão desenvolvido nos ensaios se apresentaram tanto positivos quanto, eventualmente, negativos, indicando expansão do solo durante o aquecimento. A taxa de desenvolvimento aparentou ser mais rápida para os solos mais pré-adensados, enquanto a taxa de dissipação indicou tendência de aceleração quando do aumento da variação de temperatura. Outra característica que pôde ser percebida, com as condições de contorno presentes, decorre do fato de que em alguns casos, antes mesmo do desenvolvimento da temperatura em determinado ponto, foi percebido o desenvolvimento de excesso de poro pressão, provavelmente decorrente de um “efeito cascata” de dilatação entre as partículas do solo aquecidas e ainda não aquecidas adjacentes.

Em termos de distribuição da temperatura, o alcance da carga térmica aplicada na superfície da estaca, obviamente, se reduzia com a distância radial à mesma, alcançando variações de temperatura reduzidas na maior distância monitorada, correspondente a 4,8 vezes o diâmetro da estaca (12 cm). No entanto, na maioria dos ensaios realizados nessa distância, variações dos resultados eram notadas para as diferentes variações de temperatura aplicadas, bem como alterações do perfil de S_u definitivas após o resfriamento do meio, o que é um indício de que a zona de influência, mesmo onde grandes variações de temperatura não são alcançadas, pode ser extensa em termos de variação da resistência em relação ao diâmetro da estaca e da fonte de calor.

Os LVDTs instalados na superfície dos solos adensados a 25 e 100 kPa indicaram que, o primeiro, menos pré-adensado, tende a ter um balanço de contração ao final do resfriamento, enquanto que, o segundo, com grau de pré-adensamento muito elevado, tende a apresentar expansão residual ao final do ensaio, o que de fato é verificado na bibliografia.

Por fim, é possível fazer algumas considerações quanto à perspectiva da viabilidade de utilização do aquecimento como forma de atribuir a um elemento de fundação acréscimo na capacidade de carga.

A variação dos perfis de resistência se mostraram dependentes do grau de adensamento ao longo da profundidade do solo, bem como da temperatura atingida em cada região. Os resultados apontam que numa região próxima a fonte de calor (cerca de $0,8D$), durante o aquecimento, o ganho de resistência pode ser elevado,

porém, não irreversível após o resfriamento para solos fortemente pré-adensados. Do ponto de vista técnico e econômico, para esse tipo de solo, a aplicação da carga térmica para o ganho de resistência pode não ser interessante, uma vez que seria necessária a manutenção da temperatura ao longo da vida útil da estrutura.

Por outro lado, para regiões levemente pré-adensadas ou normalmente adensadas, o método se mostrou potencial para a finalidade em questão, não só pelo indício de irreversibilidade do ganho de resistência, como para uma zona de influência considerável ao redor da estaca.

Conclui-se, por fim, que há perspectiva quanto à viabilidade da aplicação do melhoramento térmico em termos práticos e de forma técnica e economicamente vantajosas, encorajando estudos mais profundos quanto ao ganho na capacidade de carga de estacas em diferentes solos, bem como técnicas viáveis para a aplicação prática do método.

VI - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Abuel-Naga, H.M.; Bergado, D.T.; Bouazza, A.; Pender, M. (2009). **“Thermomechanical model for saturated clays.”** *Géotechnique*. 59, No. 3, 273–278.
- Almeida, M. S. S. (2013). **“Investigation of bearing capacity factor of T-bar penetrometer at shallow depths in clayey soils”**. *Journal of Geo-Engineering Sciences*: p. 1 – 12.
- Baldi, G.; Hueckel, T.; Pellegrini, R. (1988). **“Thermal volume changes of the mineral-water system in low-porosity clay soils.”** *Canadian Geotechnical Journal*. 25: 807–825.
- Bing, B.; Lanjie, G.; Song, H. (2014). **“Pore pressure and consolidation of saturated silty clay induced by progressively heating/cooling”**. *Mechanics of Materials*, 75: p. 84 – 94.
- Campanella, R.G.; Mitchell, J.K. (1968). **“Influence of temperature variations on soil behavior.”** *J. of the Soil Mech. and Found. Eng. Div.* 94(SM3), 709–734.
- Cekerevac, C., Laloui, L. (2004). **“Experimental study of thermal effects on the mechanical behavior of a clay.”** *International Journal for Numerical Analytical Methods Geomechanics*, 28: 209–228.
- Colabone, R. O. (2002). **“Determinação da difusividade térmica de um solo incorporado com resíduo de E.T..”** 2002. 76 f. Dissertação (Mestrado em Física) - Instituto de Geociências e Ciências Exatas, Universidade Estadual Paulista, Rio Claro, São Paulo. 2002.
- Cui, Y. J., Sultan, N., and Delage, P. (2000). **“A thermomechanical model for clays.”** *Canadian Geotechnical Journal*. 37(3): 607–620.
- Delage, P., Sultan, N., and Cui, Y. J. (2000). **“On the thermal consolidation of Boom clay.”** *Canadian Geotechnical Journal*. 37, 343–354.
- Delage, P.; Cui, Y. J.; Sultan, N. (2001). **“On the thermal behaviour of boom clay”**. *Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris – IFREMER, Brest*.
- Demars, K.R., and Charles, R.D. (1981). **“Soil volume changes induced by temperature cycling.”** *Canadian Geotechnical Journal*. 19, 188–194.

DiDonna, A.; Dupray, F.; Laloui, L. (2013). “**Effect of thermos-plasticity of soils on the design of energy piles.**” European Geothermal Congress. Pisa, Italy. Junho, 2013.

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

François, B.; Salager, S.; Youssoufi, M.S.El; Ubals Picanyol, D.; Laloui, L.; Saix, C. (2011). “**Compression tests on a sandy silt at different suction and temperature levels.**” GSP 157 Computer Applications in Geotechnical Engineering.

Gehlin, S. (2002). “**Thermal Response Test: Method, Development and Evaluation.**” Tese de Doutorado. Division of Water Resources Engineering. Department of Environmental Engineering. Lulea University of Technology. Sweden.

Geotechnics: Proceedings of the 8th International Conference on Physical

Goode, J. C.; III; Zhang, M.; McCartney, J. S. (2014). “**Centrifuge modelling of energy foundations in sand.**” ICPMG2014 – Physical Modelling in

Graham, J.; Lingnau, B.E.; Yarechewski, D.; Tanaka, N.; Gray, M. N. (1996). “**Effects of temperature on strength and compressibility of sand-bentonite buffer.**” Engineering Geology 41 (1996). 103-115.

Guoqing, C.; Lu, H. (2010). “**Constitutive Modelling Framework of Thermo-Hydro-Mechanical Coupling for Unsaturated Clays.**” Conference: International Symposium on Multi-field Coupling Theory of Rock and Soil. Janeiro, 2010.

Hueckel, T. and Pellegrini, R. (1992). “**Effective stress and water pressure in saturated clays during heating-cooling cycles.**” Can. Geotech. Journal. 29, 1095-1102.

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

Hueckel, T., and Borsetto, M. (1990). “**Thermoplasticity of saturated soils and shales: constitutive equations.**” Journal of Geotechnical Engineering, 116(12), 1765–1777.

Jackson, R. D.; Taylor, S. A. (1986). **“Thermal Conductivity and Diffusivity.”** Methods of Soil Analysis, Part 1. Physical and Mineralogical Methods. American Society of Agronomy.

Kawasaki, P. Y. (2010). **“Análise de Linhas de Ancoragem de Plataformas Oceânicas Considerando Diversos Tramos e o Trecho Enterrado da Linha.”** Monografia. Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro, RJ.

Krishnaiah, S; Singh, D. N. (2004). **“Centrifuge modelling of heat migration in soil.”** IJPMG – International Journal of Physical Modelling in Geotechnics 3, 39-47.

Kunitaki, D. M. K. N. (2006). **“Tratamento de Incertezas no Comportamento Dinâmico de Estacas Torpedo Para Ancoragem de Sistemas Flutuantes na Exploração de Petróleo Offshore.”** Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE. Rio de Janeiro, RJ.

Laloui, L. (2001). **“Thermo-mechanical behavior of soils.”** RFGC – 5/2001. Environmental Geomechanics, 809-843.

Laloui, L.; Cekerevak, C. (2008). **“Non-isothermal plasticity model for cyclic behavior of soils.”** International Journal for numerical and analytical methods in geomechanics, 32: 437 – 460.

Macedo E. O. (2004). **“Investigação da resistência não drenada in situ através de ensaios de penetração de cilindro”.** Tese de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio de Janeiro.

Modelling in Geotechnics 2014 (ICPMG2014), Perth, Australia, 14-17 January 2014, pp. 729–735.

Monzó, P. M. (2011). **“Comparison of different Line Source Model Approaches for Analysis of Thermal Response Test in a U-pipe Borehole Heat Exchanger.”** Master of Science Thesis Energy Technology 2011. KTH School of Industrial Engineering and Management. Stockholm, Sweden.

Ng, C.W.W.; Shi, C.; Gunawan, A.; Laloui, L. (2014 b). **“Centrifuge modeling of energy piles subjected to heating and cooling cycles in clay.”** Géotechnique Letters 4, 310-316.

Ng, C.W.W.; Shi, C.; Gunawan, A.; Laloui, L.; Liu, H.L. (2014). **“Centrifuge modeling of heating effects on energy pile performance in saturated sand.”** Can. Geotech. J. 52: 1045-1057.

Pessôa, T.O.A. (2006). **“Avaliação da influência da mineralogia, índice de vazios e teor de umidade em propriedades térmicas de solos.”** Dissertação de mestrado. PUC-Rio. Rio de Janeiro, RJ.

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

Romero, E.; Villar, M.V.; Lloret, A. (2005). **“Thermo-hydro-mechanical behavior of two heavily overconsolidated clays.”** Engineering Geology 81 (2005). 255-268.

Stewart, D.P.; Randolph, M.F., (1991), **“A New Site Investigation Tool for the Centrifuge”**. Boulder/Colorado: Proceedings International Conference on Centrifuge Modelling – Centrifuge, p. 531 – 538.

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

Trani, Laricar Dominic O.; Bergado, Dennes T.; Abuel-Naga, Hossam M.. (2010). **“Thermo-mechanical behaviour of normally consolidated soft Bangkok clay.”** International Journal of Geotechnical Engineering, Jan 2010, Vol. 4 Issue 1, p31-44.

Ucahipichat, A. (2005). **“Experimental investigation and constitutive modelling of thermos-hydro-mechanical coupling in unsaturated soils.”** Tese Doutorado. School of Civil and Environmental Engineering. The University of New South Wales, Sydney, New South Wales, Australia.

ANEXOS

Caracterização Speswhite.



UENF

Universidade estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro

Laboratório de Engenharia Civil

LECIV/ CCT

Resultados de Ensaio de Caracterização Completa

Interessado Saboya

Data: 9/8/17

Obra: -

Profundidade: -

Furo: -

Amostra: Speswhite

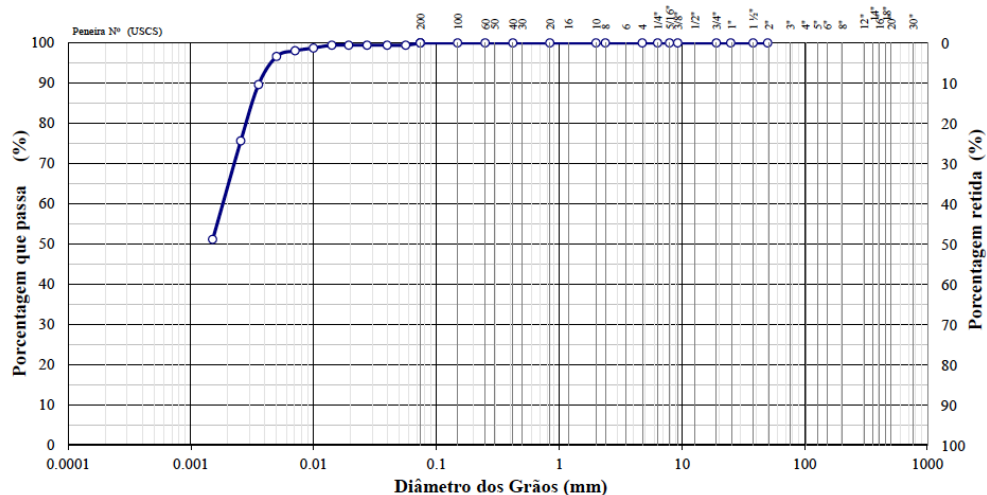
Características Granulométricas Equivalentes

Frações Granulométricas e Classificação Unificada

Pedregulho			Areia			Silte	Argila	Classificação (USCS)
Grosso	Médio	Fino	Grossa	Média	Fina			
-	-	-	-	-	0.4	36.9	62.7	CH

Diâmetros Característicos e Coeficientes de Curvatura e Uniformidade

D ₁₀	D ₁₅	D ₃₀	D ₅₀	D ₆₀	D ₈₅	C _c	C _u
-	-	-	-	-	-	-	-



	Argila	Silte	Areia			Pedregulho			Pedra	Matacão
			fin	méd	gross	fin	méd	gross		
ABNT	Argila	Silte	Areia			Pedregulho				
USCS	Argila	Silte	Areia			Pedregulho				
MIT	Argila	Silte	Areia			Pedregulho				

Propriedades Físicas

Densidade:

Densidade Real dos Grãos = 2.41 g/cm³

Umidades:

Umidade Natural = - %

Umidade Higroscópica = 1.0 %

Índices de Atterberg:

Limite de Liquidez = 58.8 %

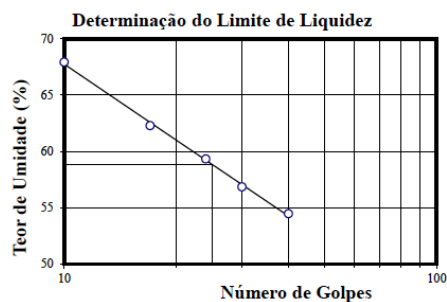
Limite de Plasticidade = 26.4 %

Índice de Plasticidade = 32.4 %

Índice de Consistência = - %

Atividade Skempton:

Atividade Coloidal = 0.52 Normal



Curva granulométrica e propriedades físicas da mistura.

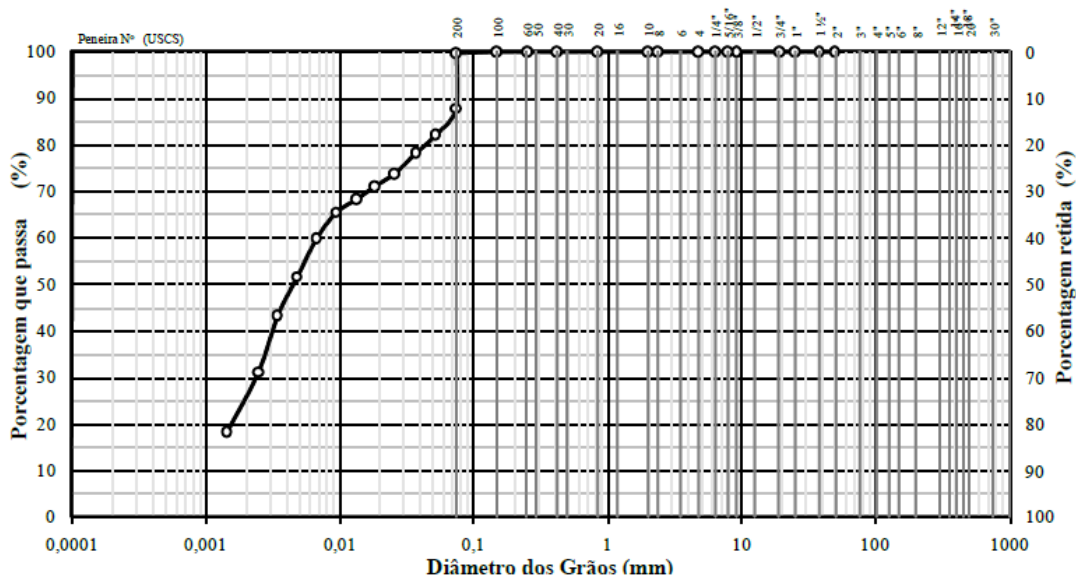
Características Granulométricas

Frações Granulométricas e Classificação Unificada

Pedregulho			Areia			Silte	Argila	Classificação (USCS)
Grosso	Médio	Fino	Grossa	Média	Fina			
-	-	-	-	-	15,7	58,8	25,4	CH

Diâmetros Característicos e Coeficientes de Curvatura e Uniformidade

D ₁₀	D ₁₅	D ₃₀	D ₅₀	D ₆₀	D ₈₅	C _c	C _u
-	-	-	-	-	-	-	-



Propriedades Físicas

Densidade:

Densidade Real dos Grãos = 2,63 g/cm³

Umidades:

Umidade Natural = - %

Umidade higroscópica = 2,1 %

Índices de Atterberg:

Limite de Liquidez = 62,5 %

Limite de Plasticidade = 35,7 %

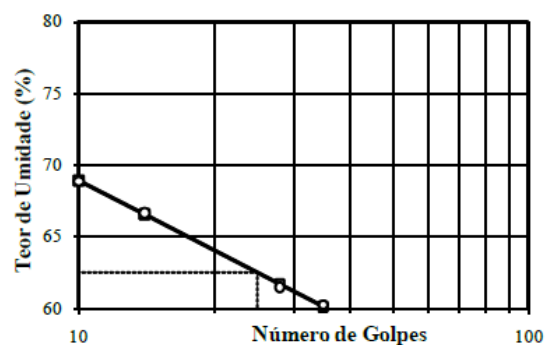
Índice de Plasticidade = 26,7 %

Índice de Consistência = - %

Atividade Skempton:

Atividade Coloidal = 1,05 (normal)

Limite de Liquidez



Adensamento oedométrico da mistura



UENF
Universidade estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro

Laboratório de Engenharia Civil
LECTIV/CCT

Resultados de Ensaio de Caracterização Completa

Interessado: João (mestrando)

Data: 3/10/17

Obra: -

Ensaio: 01

Tubo: -

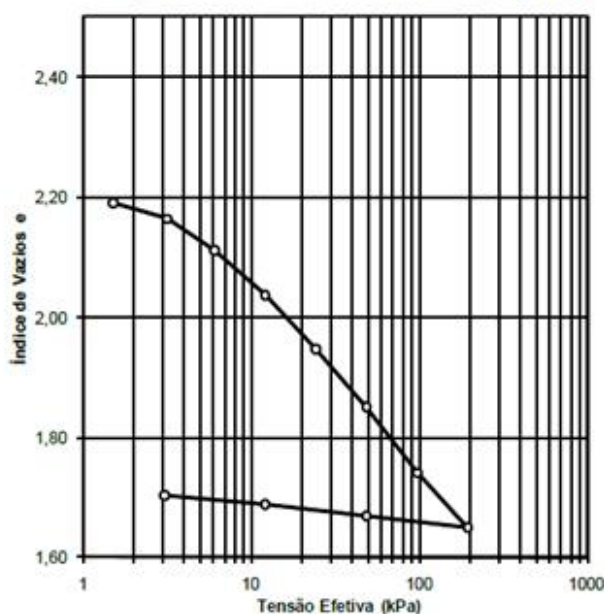
Amostra: Mistura 60%Meta e 40%ca

Dados do Corpo de Prova

Dímetro: 4,99 cm	Área inicial: 19,56 cm ²	Peso específico dos grãos: 25,87 kN/m ³
Altura inicial: 1,91 cm	Umidade inicial: 87,3 %	Peso total da amostra: 56,000 g
Volume da amostra: 37,35 cm ³	Índice vazios inicial: 2,30	Peso da amostra seca: 29,900 g
Volume de sólidos: 11,33 cm ³	Grau saturação inicial: 100,3 %	Peso específico: 14,69 kN/m ³
Volume de vazios: 26,03 cm ³	Porosidade inicial: 69,7 %	Peso específico seco: 7,85 kN/m ³
Volume de água: 26,10 cm ³	Umidade final: 61,9 %	Peso específico saturado: 14,67 kN/m ³

Planilha de Resultados do Ensaio

Est. (no.)	Tensão normal σ_v (kPa)	Altura inicial: H_i (mm)	Altura final: H_f (mm)	Varição da altura: ΔH (mm)	Altura média H_m (mm)	t_{90} (s)	c_v (cm ² /s)	e	e/e_s	a_v (1/kPa)	m_v (1/kPa)	k (cm/s)
-	0,00	-	-	-	-	-	-	2,2980	1,000	-	-	-
1	1,52	19,100	18,475	0,625	18,788	-	-	2,1901	0,953	7,10E-02	2,2E-02	-
2	3,19	18,475	18,320	0,155	18,398	-	-	2,1633	0,941	1,61E-02	5,1E-03	-
3	6,13	18,320	18,015	0,305	18,168	-	-	2,1107	0,918	1,79E-02	5,8E-03	-
4	12,26	18,015	17,585	0,430	17,800	73	9,25E-03	2,0364	0,886	1,21E-02	4,0E-03	3,62E-06
5	24,52	17,585	17,060	0,525	17,323	65	9,80E-03	1,9458	0,847	7,39E-03	2,5E-03	2,41E-06
6	49,04	17,060	16,505	0,555	16,783	52	1,15E-02	1,8499	0,805	3,91E-03	1,4E-03	1,55E-06
7	98,08	16,505	15,870	0,635	16,188	44	1,25E-02	1,7403	0,757	2,24E-03	8,2E-04	1,00E-06
8	196,17	15,870	15,345	0,525	15,608	60	8,61E-03	1,6496	0,718	9,24E-04	3,5E-04	2,94E-07
9	49,04	15,345	15,430	-0,105	15,398	-	-	1,6678	0,726	1,23E-04	4,6E-05	-
10	12,26	15,430	15,565	-0,115	15,508	-	-	1,6876	0,734	5,40E-04	-	-
11	3,07	15,565	15,648	-0,083	15,607	-	-	1,7020	0,741	1,56E-03	-	-

Variação do índice de vazios e com a tensão efetiva

Ensaio de adensamento oedométrico da lama natural após confecção.



UENF

Universidade estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro

Laboratório de Engenharia Civil

LECIV/CCT

Resultados de Ensaio de Adensamento Oedométrico

Interessado: João Alberto

Obra: Mestrado

Furo: -

Data: 4/7/18

Ensaio: 1 - Lama natural

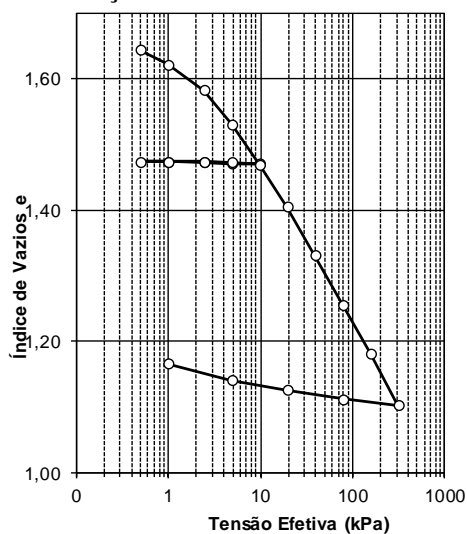
Amostra:

Mistura

Planilha de Resultados do Ensaio

Est. (no.)	Tensão normal σ_n (kPa)	Altura inicial: H_0 (mm)	Altura final: H_f (mm)	Varição da altura: ΔH (mm)	Altura média H_m (mm)	t_{90} (s)	c_v (cm ² /s)	e	e/e ₀	a _v (1/kPa)	m _v (1/kPa)	k (cm/s)
-	0,00	-	-	-	-	-	-	1,9297	1,000	-	-	-
1	0,49	19,100	17,240	1,860	18,170	-	-	1,6444	0,852	5,82E-01	2,2E-01	-
2	0,98	17,240	17,090	0,150	17,165	-	-	1,6214	0,840	4,69E-02	1,8E-02	-
3	2,45	16,840	16,700	0,140	16,770	-	-	1,5830	0,820	2,01E-02	1,0E-02	-
4	4,90	16,840	16,500	0,340	16,670	-	-	1,5309	0,793	2,13E-02	8,4E-03	-
5	9,81	16,500	16,110	0,390	16,305	-	-	1,4711	0,762	1,22E-02	4,9E-03	-
6	4,90	16,110	16,110	0,000	16,110	-	-	1,4711	0,762	0,00E+00	0,0E+00	-
7	2,45	16,110	16,120	-0,010	16,115	-	-	1,4726	0,763	6,26E-04	2,5E-04	-
8	0,98	16,120	16,130	-0,010	16,125	-	-	1,4741	0,764	1,04E-03	4,2E-04	-
9	0,49	16,130	16,130	0,000	16,130	-	-	1,4741	0,764	0,00E+00	0,0E+00	-
10	0,98	16,130	16,130	0,000	16,130	-	-	1,4741	0,764	0,00E+00	0,0E+00	-
11	2,45	16,130	16,130	0,000	16,130	-	-	1,4741	0,764	0,00E+00	0,0E+00	-
12	4,90	16,130	16,120	0,010	16,125	-	-	1,4726	0,763	6,26E-04	2,5E-04	-
13	9,81	16,120	16,100	0,020	16,110	43	1,27E-02	1,4695	0,762	6,26E-04	2,5E-04	3,15E-07
14	19,62	16,100	15,680	0,420	15,890	53	1,01E-02	1,4051	0,728	6,57E-03	2,7E-03	2,70E-06
15	39,23	15,680	15,200	0,480	15,440	79	6,40E-03	1,3315	0,690	3,75E-03	1,6E-03	1,01E-06
16	78,47	15,200	14,710	0,490	14,955	150	3,16E-03	1,2563	0,651	1,92E-03	8,5E-04	2,63E-07
17	156,94	14,710	14,230	0,480	14,470	350	1,27E-03	1,1827	0,613	9,38E-04	4,3E-04	5,35E-08
18	313,87	14,230	13,710	0,520	13,970	420	9,85E-04	1,1029	0,572	5,08E-04	2,4E-04	2,33E-08
19	78,47	13,710	13,770	-0,060	13,740	-	-	1,1121	0,576	-	-	-
20	19,62	13,770	13,860	-0,090	13,815	-	-	1,1259	0,583	-	-	-
21	4,90	13,860	13,960	-0,100	13,910	-	-	1,1413	0,591	-	-	-
22	0,98	13,960	14,120	-0,160	14,040	-	-	1,1658	0,604	-	-	-

Varição do índice de vazios e com a tensão efetiva



Ensaio de adensamento oedométrico da lama natural após confecção.

Resultados de Ensaio de Adensamento Oedométrico

Interessado: João Alberto

Data: 4/7/18

Obra: Mestrado

Ensaio: 1 - Consolidada - 6 a 8 cm

Furo: -

Amostra:

Mistura

Planilha de Resultados do Ensaio

Est. (no.)	Tensão normal σ_n (kPa)	Altura inicial: H_0 (mm)	Altura final: H_f (mm)	Varição da altura: ΔH (mm)	Altura média: H_m (mm)	t_{90} (s)	c_v (cm ² /s)	e	e/e_0	a_v (1/kPa)	m_v (1/kPa)	k (cm/s)
-	0,00	-	-	-	-	-	-	1,6306	1,000	-	-	-
1	0,49	19,100	19,000	0,100	19,050			1,6169	0,992	2,81E-02	1,1E-02	
2	0,98	19,000	18,950	0,050	18,975			1,6100	0,987	1,40E-02	5,4E-03	
3	2,45	18,950	18,850	0,100	18,900			1,5962	0,979	9,36E-03	3,6E-03	
4	4,90	18,850	18,750	0,100	18,800			1,5824	0,970	5,62E-03	2,2E-03	
5	7,81	18,750	18,650	0,100	18,700			1,5647	0,954	3,02E-03	4,2E-03	
6	4,90	18,550	18,560	-0,010	18,555			1,5563	0,954	2,81E-04	1,1E-04	
7	2,45	18,560	18,570	-0,010	18,565			1,5576	0,955	5,62E-04	2,2E-04	
8	0,98	18,570	18,578	-0,008	18,574			1,5587	0,956	7,49E-04	2,9E-04	
9	0,49	18,578	18,582	-0,004	18,580			1,5593	0,956	1,12E-03	4,4E-04	
10	0,98	18,582	18,582	0,000	18,582			1,5593	0,956	0,00E+00	0,0E+00	
11	2,45	18,582	18,579	0,003	18,581			1,5589	0,956	2,81E-04	1,1E-04	
12	4,90	18,579	18,565	0,014	18,572			1,5569	0,955	7,86E-04	3,1E-04	
13	9,81	18,565	18,545	0,020	18,555	43	1,68E-02	1,5542	0,953	5,62E-04	2,2E-04	3,63E-07
14	19,62	18,545	18,270	0,275	18,408	53	1,36E-02	1,5163	0,930	3,86E-03	1,5E-03	2,04E-06
15	39,23	18,270	17,860	0,410	18,065	79	8,76E-03	1,4599	0,895	2,88E-03	1,2E-03	1,01E-06
16	78,47	17,860	17,410	0,450	17,635	150	4,40E-03	1,3979	0,857	1,58E-03	6,6E-04	2,84E-07
17	156,94	17,410	16,860	0,550	17,135	150	4,15E-03	1,3221	0,811	9,65E-04	4,2E-04	1,69E-07
18	313,87	16,860	16,250	0,610	16,555	150	3,87E-03	1,2381	0,759	5,35E-04	2,4E-04	9,09E-08
19	78,47	16,250	16,320	-0,070	16,285			1,2477	0,765			
20	19,62	16,320	16,420	-0,100	16,370			1,2615	0,774			
21	4,90	16,420	16,540	-0,120	16,480			1,2780	0,784			
22	0,98	16,540	16,700	-0,160	16,620			1,3001	0,797			

Varição do índice de vazios e com a tensão efetiva

