

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA – UFSC  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL – PPGEC

**MARTIN GABRIEL ORDENES MIZGIER**

**ESTIMATIVA DE PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS  
ATRAVÉS DA ANÁLISE DE SINAL NATURAL COM  
MODELOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E  
UMIDADE**

**Florianópolis  
2008**

**MARTIN GABRIEL ORDENES MIZGIER**

**ESTIMATIVA DE PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS  
ATRAVÉS DA ANÁLISE DE SINAL NATURAL COM  
MODELOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E  
UMIDADE**

Tese submetida à Universidade Federal de Santa Catarina como requisito parcial exigido pelo programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil – PPGEC, para a obtenção do Título de DOUTOR em Engenharia Civil.

**Florianópolis  
2008**

**MARTIN GABRIEL ORDENES MIZGIER**

**ESTIMATIVA DE PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS  
ATRAVÉS DA ANÁLISE DE SINAL NATURAL COM  
MODELOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E UMIDADE**

Tese julgada adequada para a obtenção do Título de DOUTOR em Engenharia Civil e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil – PPGEC da Universidade Federal de Santa Catarina – UFSC.

---

Prof. Glicério Tricês, Dr. – Coordenador do PPGEC

---

Prof. Roberto Lamberts, PhD. – Orientador

---

Prof. Saulo Güths, PhD. – Co-Orientador

COMISSÃO EXAMINADORA:

---

Gilmar Guimarães, Dr. – UFU

---

Nathan Mendes, Dr. – PUC/PR

---

Pierre Hollmuller, PhD. – Universidade de Lisboa

---

José Antônio Bellini da Cunha Neto, Dr. – UFSC

---

Enedir Ghisi, PhD. – UFSC

**Florianópolis, 7 de março de 2008**

*“A tese é como um porco, nada se desperdiça.”*  
*Umberto Eco.*

## AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Roberto Lamberts por ter recebido este peregrino. Pela orientação, acompanhamento e incentivo constante nestes anos de trabalho em conjunto.

Ao Prof. Saulo Güths por todo o apoio com o material de medição, mas principalmente pela dedicação e companheirismo na troca de conhecimentos.

A Pierre Hollmüller pelos bons momentos de convivência e pela ajuda nas primeiras etapas da pesquisa.

Aos membros da banca, que acompanham o trabalho desde o começo, pela contribuição científica para enriquecer o método de pesquisa.

Aos meus pais e a minha irmã, que a pesar da distância estiveram sempre muito próximos.

A minha querida esposa pelo carinho e apoio espiritual tão necessários para compreender a marcha e ir tocando em frente.

Ao grupo do LabEEE. Minha dívida com vocês é incomensurável. *Muchas gracias.*

Ao programa PEC-PG da CAPES/CONYCIT pelo apoio financeiro.

## RESUMO

Os mecanismos de transferência de calor e umidade através de elementos opacos na envolvente de edificações contribuem a caracterizar o desempenho térmico da edificação e suas conseqüências em termos de consumo energético e conforto térmico. O fenômeno de condução de calor através da envolvente pode ser descrito por dois parâmetros: a condutividade térmica ( $\lambda$ ) e a capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c$ ). Ensaios de laboratório têm sido uma contribuição importante para determinar estas propriedades térmicas, no entanto, realizar a estimativa em campo permite caracterizar componentes construtivos em situações mais próximas à realidade da edificação, isto é, considerando seu desempenho sob condições climáticas específicas, as variações na qualidade dos materiais construtivos, as diferentes técnicas de construção local e o desgaste dos materiais. Este trabalho apresenta um método para estimar simultaneamente  $\lambda$  e  $\rho \cdot c$  a partir de um modelo de transferência de calor e massa (umidade) acoplados, que segue o modelo fenomenológico apresentado por Philip e De Vries (1957). Neste modelo, a condutividade térmica e a capacidade térmica volumétrica são consideradas como funções do conteúdo de umidade. O modelo é composto de duas equações diferenciais (balanço de energia e balanço de massa), que são resolvidas de forma iterativa pelo método implícito de diferenças finitas. O programa para estimativa de propriedades térmicas utiliza o método de busca exaustiva como algoritmo de otimização. Nele as equações de solução são simuladas para diferentes combinações de  $\lambda$  e  $\rho \cdot c$ , estabelecendo como propriedades do componente aquela combinação que apresente a menor diferença entre os mínimos quadrados de valores calculados e valores medidos de temperatura ou fluxo de calor superficial. O programa para estimativa de propriedades térmicas é validado por meio de testes analíticos para logo ser aplicado em ensaios de laboratório e ensaios em campo. Na aplicação em campo, a temperatura e o fluxo de calor superficial foram medidos em uma amostra de concreto (com propriedades térmicas previamente identificadas em laboratório) e os registros foram tratados com uma técnica de processamento de sinal. Os resultados mostram que os dias nublados forneceram as estimativas com maiores diferenças enquanto os dias de céu claro apresentaram melhores resultados. Isto destaca a importância da radiação solar como fonte de calor no ensaio. De forma geral, a estimativa apresenta uma diferença, em função dos valores de referência, de 5% para a condutividade térmica e de 20% para a capacidade térmica volumétrica.

## ABSTRACT

The mechanisms of heat and moisture transfer through building envelope describe the thermal performance of buildings and their consequences in terms of energy consumption and thermal comfort. Conduction heat transfer can be described by two parameters: thermal conductivity ( $\lambda$ ) and volumetric heat capacity ( $\rho \cdot c$ ). Laboratory tests have been an important contribution to determine thermal properties of different materials and analyze thermal behavior of envelope components. However, estimating these thermal properties *in situ* allows the characterization of real building elements considering different aspects such as thermal behavior under specific weather conditions, quality variability in materials, local construction technologies and material deterioration. This research presents a new method to estimate simultaneously  $\lambda$  and  $\rho \cdot c$  by using a model that integrates heat and moist transfer phenomena according to the Philip and De Vries (1957) model. In this method, thermal conductivity and heat capacity are functions of moist content. The model is formed by two differential equations (heat and moist balance), which are solved in an iterative way by the implicit method of finite differences. In the estimative method, the algorithm uses different combinations of  $\lambda$  and  $\rho \cdot c$  to calculate thermal boundary conditions and thermal properties are established as the pair of  $\lambda$  and  $\rho \cdot c$  which shows the minimum error compared to measured data of surface temperature or heat flow. The estimative algorithm is certified by theoretical tests and then applied on laboratory and *in situ* experiments. For the field experiment, surface temperature and heat flow are measured in a homogeneous concrete sample (with thermal properties previously identified in laboratory tests) and data is treated with a signal processing technique. Results show that overcast days gave the largest estimative difference and clear sky conditions gave the best estimative. This emphasizes the importance of solar radiation as heat source for this method. In general, estimative of thermal conductivity presents a difference of 5% compared to reference values and heat capacity presents a 20% difference.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 -	Composição setorial do consumo de eletricidade para os anos 1988 e 2004 (BEN, 2005).	2
Figura 2.1 –	Discretização para diferenças finitas.	12
Figura 2.2 –	Discretização unidimensional para o método por diferenças finitas.	14
Figura 2.3 –	Representação no domínio do tempo e da frequência de um sinal periódico.	16
Figura 2.4 -	Representação no domínio do tempo e da frequência de um sinal transiente (GERGES, 2002).	21
Figura 2.5 –	Evolução da temperatura nas duas superfícies.	23
Figura 2.6 –	Evolução da densidade de fluxo de calor nas duas superfícies.	23
Figura 2.7 –	Discretização e espessura das camadas de sensor e contato.	26
Figura 2.8 –	Perfil de temperaturas na superfície quente (a) e na superfície fria (b).	27
Figura 3.1 –	Modelo térmico equivalente utilizado no domínio da frequência.	32
Figura 3.2 –	Interface gráfica do programa kC.	36
Figura 3.3 -	Temperatura a) e fluxo de calor superficial b) para o caso IsoTerm_1024.	40
Figura 3.4 -	Temperatura a) e fluxo de calor superficial b) para o caso Dia_IsoTerm_24_12_08_06_04 simulado com argamassa.	45
Figura 4.1 –	Coefficientes de transporte de umidade observados por Perrin (1985) para a argamassa.	59
Figura 4.2 –	Isoterma de adsorção observada por Perrin (1985) para o material de argamassa.	60
Figura 4.3 –	Condutividade térmica em função da saturação para o material de argamassa (Perrin, 1985).	61
Figura 4.4 –	Perfil de temperaturas no componente de argamassa até atingir o regime permanente.	68
Figura 4.5 –	Perfil de fluxo de calor no componente de argamassa até atingir o regime permanente.	69



Figura 4.6 –	Distribuição do conteúdo de umidade no perfil da argamassa.	70
Figura 4.7 –	Variação no conteúdo total de umidade dentro do componente de argamassa.	71
Figura 4.8 –	Distribuição da condutividade térmica no perfil do componente de argamassa.	72
Figura 4.9 –	Distribuição da capacidade térmica volumétrica no perfil do componente de argamassa.	72
Figura 4.10 –	Distribuição do fluxo de vapor no perfil do componente de argamassa.	73
Figura 4.11 –	Distribuição de massa total (líquido + vapor) no perfil do componente de argamassa.	74
Figura 4.12 –	Curva da condutividade térmica deslocada para as simulações do componente modificado.	75
Figura 4.13 –	Perfil de temperaturas no componente modificado até atingir o regime permanente.	76
Figura 4.14 –	Distribuição do conteúdo de umidade no perfil do componente modificado.	77
Figura 4.15 –	Variação no conteúdo total de umidade dentro do componente modificado.	78
Figura 4.16 –	Distribuição de massa total (líquido + vapor) no perfil do componente modificado.	79
Figura 4.17 –	Diferença de temperatura entre as superfícies em função da saturação do componente.	80
Figura 4.18 –	Composição do fluxo de calor na superfície quente a) e na superfície fria b).	82
Figura 4.19 –	Diferença entre a condutividade térmica experimental e efetiva para os componentes simulados em função da saturação.	83
Figura 4.20 –	Variações na condutividade térmica em função das variações na porosidade de componente de argamassa.	86
Figura 4.21 –	Variações na condutividade térmica em função das variações na porosidade de componente modificado.	88
Figura 5.1 –	Fluxo de calor latente e sensível através do componente de argamassa ao longo do ano.	97

Figura 5.2 –	Temperatura nas superfícies do componente fornecida pelo UMIDUS ao longo do ano.	97
Figura 5.3 –	Temperaturas na superfície externa do componente de argamassa.	98
Figura 5.4 –	Temperaturas na superfície interna do componente de argamassa.	99
Figura 5.5 –	Variações percentuais no conteúdo de umidade total.	100
Figura 5.6 –	Valores obtidos para a condutividade térmica seca na superfície esquerda e direita e o valor médio entre elas.	103
Figura 5.7 –	Diferença percentual calculado com diferentes combinações de $\lambda_0$ e $\rho \cdot c_0$ .	104
Figura 5.8 –	Fluxo de calor simulado no programa UMIDUS e calculado pelo programa $kC_{\text{úmido}}$ .	105
Figura 5.9 –	Comparação na estimativa da condutividade térmica para a condição úmida entre os programas de estimativa com e sem transferência de massa integrada.	106
Figura 5.10 –	Comparação na estimativa da capacidade térmica volumétrica para a condição úmida entre os programas de estimativa com e sem transferência de massa integrada..	107
Figura 6.1 –	Volume acumulado nos poros em função do diâmetro de poros.	111
Figura 6.2 –	Superfície específica de poro em função do diâmetro de poros.	112
Figura 6.3 –	Comparação de distribuição de volume de poros entre a amostra ensaiada e o componente de argamassa estudado por Perrin (1985).	113
Figura 6.4 –	Variação de massa na amostra durante o processo de secagem.	114
Figura 6.5 –	Configuração utilizada no método fluximétrico.	117
Figura 6.6 –	Montagem do ensaio fluximétrico.	117
Figura 6.7 –	Fluxo de calor em cada superfície e diferença de temperatura entre as duas superfícies observados no ensaio fluximétrico para a amostra com 42,7% de saturação.	118
Figura 6.8 –	Evolução da condutividade térmica calculada no ensaio fluximétrico para a amostra com 42,7% de saturação.	119
Figura 6.9 –	Fluxo de calor em cada superfície e diferença de temperatura entre as duas superfícies observados no ensaio fluximétrico para a amostra em condição seca.	120
Figura 6.10 –	Evolução da condutividade térmica calculada no ensaio fluximétrico para a amostra em condição seca.	121

Figura 6.11 –	Configuração no ensaio de placa quente realizado para determinar $\rho \cdot c$ .	122
Figura 6.12 –	Temperaturas medidas e calculadas no ensaio de placa quente.	124
Figura 6.13 –	Variação da temperatura na superfície quente em função da raiz do tempo em segundos.	125
Figura 6.14 –	Capacidade térmica volumétrica identificada para as amostras de concreto.	126
Figura 6.15 –	Comparação entre a curva de Perrin deslocada, a expressão proposta por Mendes (1997) e os valores obtidos para a condutividade térmica da amostra de concreto.	128
Figura 6.16 –	Erro percentual na condutividade térmica identificada em laboratório em função da curva deslocada de Perrin.	129
Figura 6.17 –	Medições de fluxo de calor superficial e diferença de temperatura observadas nos ensaios $q_{340\_p\_60}$ , $q_{160\_p\_60}$ e $q_{60\_p\_60}$ .	132
Figura 6.18 –	Diferença nas estimativas das propriedades termofísicas organizadas em função da amplitude do pulso de calor.	134
Figura 6.19 –	Diferença nas estimativas das propriedades termofísicas organizadas em função do período de aplicação do pulso de calor.	134
Figura 6.20 –	Diferença entre a temperatura medida e a calculada para a superfície quente.	136
Figura 6.21 –	Diferenças na estimativa da condutividade térmica utilizando a curva de Perrin deslocada e a reta confeccionada a partir dos ensaios de laboratório.	137
Figura 6.22 –	Diferenças na estimativa da capacidade térmica volumétrica utilizando a curva de Perrin deslocada e a reta confeccionada a partir dos ensaios de laboratório.	137
Figura 7.1 –	Montagem da bancada de medição em campo.	143
Figura 7.2 –	Esquema de bancada experimental para realizar as medições em campo.	144
Figura 7.3 –	Imagens visuais e termográficas registradas na amostra e sensores colocados em campo.	148
Figura 7.4 –	Discretização e condições de contorno na seção transversal da amostra simulada.	150
Figura 7.5 –	Perfil de temperaturas e fluxo de calor na seção transversal da amostra.	151

Figura 7.6 –	Radiação solar incidente na superfície norte da amostra.	154
Figura 7.7 –	Temperaturas e densidade de fluxo de calor registrados para os dias de junho.	156
Figura 7.8 –	Temperaturas e densidade de fluxo de calor registrados para os dias de julho.	157
Figura 7.9 –	Correlação entre a radiação solar incidente no plano vertical e o fluxo de calor na superfície externa.	158
Figura 7.10 –	Contribuição relativa dos diferentes componentes harmônicos.	160
Figura 7.11 –	Composição do sinal natural registrado no dia 15 de julho.	161
Figura 7.12 –	Diferença de mínimos quadrados obtida para a composição do sinal original dos dias 26 de junho, 29 de junho e 14 de julho com até 100 componentes harmônicos.	163
Figura 7.13 –	Comparação entre a densidade de fluxo de calor calculado pelo programa $kC_{\text{úmido}}$ (saída) e os valores obtidos no processamento com 50 componentes harmônicos para o dia 14 de julho.	164
Figura 7.14 –	Condutividade térmica obtida através do programa $kC_{\text{úmido}}$ para a composição do sinal original dos dias 29 de junho e 14 de julho com até 100 componentes harmônicos.	165
Figura 7.15 –	Capacidade térmica volumétrica obtida através do programa $kC_{\text{úmido}}$ para a composição do sinal original dos dias 29 de junho e 14 de julho com até 100 componentes harmônicos.	166
Figura 7.16 –	Valores obtidos na estimativa da condutividade térmica em condição seca.	167
Figura 7.17 –	Valores obtidos na estimativa da condutividade térmica em condição úmida.	167
Figura 7.18 –	Valores obtidos na estimativa da capacidade térmica volumétrica em condição seca.	168
Figura 7.19 –	Valores obtidos na estimativa da capacidade térmica volumétrica em condição úmida.	168

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 –	Percentual de Domicílios por Material das Paredes (SINPHA,1999).	3
Tabela 2.1 –	Propriedades termofísicas definidas para as camadas de sensor e contato.	25
Tabela 2.2 –	Diferenças na condutividade térmica calculada para as diferentes condições de contato.	28
Tabela 2.3 –	Diferenças no calor específico calculado para as diferentes condições de contato.	28
Tabela 3.1 –	Propriedades termofísicas dos componentes considerados nos testes do programa kC.	37
Tabela 3.2 –	Intervalo definido para a estimativa inicial de propriedades termofísicas.	38
Tabela 3.3 –	Condições de contorno usadas para componentes harmônicos independentes.	39
Tabela 3.4 –	Propriedades termofísicas obtidas para o componente de argamassa.	41
Tabela 3.5 –	Propriedades termofísicas obtidas para o componente de tijolo maciço.	42
Tabela 3.6 –	Propriedades termofísicas obtidas para o componente de madeira.	42
Tabela 3.7 –	Propriedades termofísicas obtidas para o componente de aço.	43
Tabela 3.8 –	Propriedades termofísicas obtidas para o componente de poliuretano.	43
Tabela 3.9 –	Amplitude e atraso para os componentes harmônicos integrados.	44
Tabela 3.10 –	Amortecimento e atraso obtido no fluxo de calor interno para o caso Dia_IsoTerm_24_12_08_06_04 simulado com argamassa.	46
Tabela 3.11 –	Propriedades termofísicas obtidas para o componente de argamassa.	46
Tabela 3.12 –	Propriedades termofísicas obtidas para o componente de tijolo maciço.	47
Tabela 3.13 –	Propriedades termofísicas obtidas para o componente de argamassa considerando a resistência térmica de contato.	48
Tabela 3.14 –	Propriedades termofísicas obtidas para o componente de tijolo maciço considerando a resistência térmica de contato.	48
Tabela 4.1 –	Propriedades termofísicas de diferentes materiais.	52

Tabela 4.2 –	Propriedades termofísicas do material usado nas simulações do componente de argamassa.	67
Tabela 4.3 –	Condições iniciais, de contorno e de discretização usadas nas simulações.	67
Tabela 4.4 –	Propriedades termofísicas do material usado nas simulações do componente modificado.	74
Tabela 4.5 –	Variações nas propriedades termofísicas calculadas para o componente de argamassa nas diferentes simulações paramétricas.	85
Tabela 4.6 –	Variações nas propriedades termofísicas calculadas para o componente modificado nas diferentes simulações paramétricas.	87
Tabela 4.7 –	Variações nos resultados das simulações para o componente de argamassa em função da discretização da espessura e intervalo de tempo.	89
Tabela 4.8 –	Variações nos resultados das simulações para o componente modificado em função da discretização da espessura e intervalo de tempo.	90
Tabela 5.1 –	Parâmetros definidos na simulação realizada no programa UMIDUS.	95
Tabela 5.2 –	Submodelos de transferência de calor e umidade disponíveis no UMIDUS.	96
Tabela 5.3 –	Resultados obtidos no programa $kC_{\text{úmido}}$ para a estimativa da condutividade térmica para a condição seca no componente de argamassa.	101
Tabela 5.4 –	Diferença percentual entre o fluxo de calor fornecido pelo programa UMIDUS e o valor calculado pelo programa $kC_{\text{úmido}}$ .	102
Tabela 5.5 –	Resultados obtidos no programa $kC_{\text{úmido}}$ para a estimativa da capacidade térmica volumétrica para a condição seca no componente de argamassa.	103
Tabela 5.6 –	Erro médio na estimativa da condutividade térmica para a condição úmida dos programas de estimativa com e sem transferência de massa integrada.	107
Tabela 6.1 –	Dosagem para a amostra de concreto.	109
Tabela 6.2 –	Ensaio periódico realizados com a bancada experimental do método fluximétrico.	131
Tabela 6.3 –	Resultados obtidos na estimativa das propriedades termofísicas em condição seca e úmida.	133

Tabela 7.1 –	Variações na massa das amostras submetidas a condições climáticas.	147
Tabela 7.2 –	Energia recebida por radiação solar para cada dia registrado.	155
Tabela 7.3 –	Principais componentes harmônicos para a temperatura superficial externa.	159
Tabela 7.4 –	Principais componentes harmônicos para a temperatura superficial interna.	159
Tabela 7.5 –	Principais componentes harmônicos para o fluxo de calor na superfície externa.	159
Tabela 7.6 –	Principais componentes harmônicos para o fluxo de calor na superfície interna.	160
Tabela 7.7 –	Região definida para a estimativa de propriedades termofísicas.	162

## LISTA DE SÍMBOLOS

A	área superficial [m <sup>2</sup> ]
c	calor específico [J/kg K]
D <sub>TL</sub>	coeficiente de transporte de líquido associado a um gradiente de temperatura [m <sup>2</sup> /s °C]
D <sub>Tv</sub>	coeficiente de transporte de vapor associado a um gradiente de temperatura [m <sup>2</sup> /s °C]
D <sub>θl</sub>	coeficiente de transporte de líquido associado a um gradiente de umidade [m <sup>2</sup> /s]
D <sub>θv</sub>	coeficiente de transporte de vapor associado a um gradiente de umidade [m <sup>2</sup> /s]
f	freqüência [Hz]
j	densidade de fluxo de umidade [kg/m <sup>2</sup> s]
j <sub>l</sub>	densidade de fluxo de líquido [kg/m <sup>2</sup> s]
j <sub>v</sub>	densidade de fluxo de vapor [kg/m <sup>2</sup> s]
L	espessura de amostra [m]
q	fluxo de calor [W]
q''	densidade de fluxo de calor [W/m <sup>2</sup> ]
s	saturação [%]
T	temperatura [°C]
t	tempo [s]
w	conteúdo mássico de umidade [kg/kg]
x	coordenada de localização [m]
Z	impedância térmica [m <sup>2</sup> K/W]

### Símbolos gregos

α	difusividade térmica [m <sup>2</sup> /s]
λ	condutividade térmica [W/m K]
ρ	densidade de massa aparente [kg/m <sup>3</sup> ]
θ	conteúdo volumétrico de umidade [m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup> ]
ω	freqüência angular [rad/s]
η	porosidade volumétrica [m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup> ]

### Subscritos

F	Transformada de Fourier
o	matriz sólida
m	médio
SD	superfície direita
SE	superfície esquerda



# SUMÁRIO

<b>1. INTRODUÇÃO</b>	<b>1</b>
1.1. JUSTIFICATIVA DO ESTUDO	2
1.2. OBJETIVOS	5
1.3. APLICAÇÕES	6
1.4. ESTRUTURA DA TESE	7
<b>2. SIMULAÇÃO COM MODELO DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR</b>	<b>10</b>
2.1. EQUAÇÃO DE DIFUSÃO DE CALOR	10
2.2. SOLUÇÃO NO DOMÍNIO DO TEMPO	12
2.3. SOLUÇÃO NO DOMÍNIO DA FREQUÊNCIA	15
2.3.1. A transformada de Fourier para oscilações térmicas	16
2.3.2. Matriz de transferência de calor	17
2.4. MODELAGEM PARA REGIME TRANSIENTE ENTRE DOIS ESTADOS TÉRMICOS PERMANENTES	20
2.4.1. Limitações da solução no domínio da frequência	20
2.4.2. Parâmetros da simulação	21
2.4.3. Resultados da simulação	22
2.5. RESISTÊNCIA TÉRMICA DE SENSORES E CONTATO COM O MATERIAL	24
2.6. CONCLUSÕES DO CAPÍTULO	28
<b>3. ALGORITMO PARA ESTIMATIVA DE PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS</b>	<b>30</b>
3.1. EXPERIÊNCIAS ANTERIORES ESTIMANDO $\lambda$ E $\rho \cdot c$ SIMULTANEAMENTE	30
3.2. O PROGRAMA $kC_{\text{térmico}}$	33
3.2.1. Determinação das propriedades termofísicas	33
3.2.2. Dados de entrada	35
3.2.3. Resultados fornecidos	37

3.3.	ESTIMATIVA A PARTIR DE COMPONENTES HARMÔNICOS	37
3.3.1.	Componentes harmônicos independentes	38
3.3.2.	Componentes harmônicos integrados	44
3.4.	INTERFERÊNCIA NA ESTIMATIVA CAUSADA PELA PRESENÇA DE SENSORES	47
3.5.	COMPARAÇÃO DA ESTIMATIVA DO $k_{C_{\text{térmico}}}$ COM OUTRA ESTIMATIVA REALIZADA A PARTIR DO DOMÍNIO DA FREQUÊNCIA	49
3.6.	CONCLUSÕES DO CAPITULO	50
<b>4.</b>	<b>SIMULAÇÃO COM MODELOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E UMIDADE INTEGRADOS</b>	<b>51</b>
4.1.	IMPORTÂNCIA DO CONTEÚDO DE UMIDADE NAS PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS	51
4.2.	O MODELO PHILIP E DE VRIES	54
4.2.1.	Transferência de massa	54
4.2.2.	Balanço de energia e balanço de massa	57
4.3.	DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DAS PROPRIEDADES HIGROTÉRMICAS PARA O MATERIAL DE ARGAMASSA	58
4.3.1.	Coefficientes de transporte de umidade	58
4.3.2.	Isoterma de adsorção	59
4.3.3.	$\lambda$ e $\rho \cdot c$ em função do conteúdo de umidade	60
4.4.	MODELAGEM HIGROTÉRMICA EM REGIME TRANSIENTE	61
4.4.1.	Condições iniciais e de contorno	65
4.4.2.	Simulação para o componente de argamassa	66
4.4.3.	Simulação para o componente com alterações nas propriedades termofísicas da matriz sólida	74
4.5.	INFLUÊNCIA DO CONTEÚDO DE UMIDADE NA CONDIÇÃO DE EQUILÍBRIO TÉRMICO FINAL	79
4.5.1.	Diferença de temperatura entre as superfícies	79
4.5.2.	Processo de mudança de fase na transferência de calor	80
4.6.	SIMULAÇÕES PARAMÉTRICAS	83
4.6.1.	Análise de sensibilidade	83
4.6.2.	Discretização das simulações	88
4.7.	CONCLUSÕES DO CAPÍTULO	90

<b>5. AVANÇOS NO ALGORITMO PARA ESTIMATIVA DE PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS</b>	<b>91</b>
5.1 ALTERAÇÕES PARA O PROGRAMA $kC_{\text{úmido}}$	91
5.1.1. Dados de entrada	91
5.1.2. Determinação das propriedades termofísicas	92
5.1.3. Resultados fornecidos	94
5.2. ESTIMATIVA A PARTIR DE DADOS GERADOS PELO UMIDUS	94
5.2.1. Condições de simulação no UMIDUS	94
5.2.2. Resultados obtidos no UMIDUS	96
5.2.3. Seleção de períodos para realizar as estimativas	98
5.2.4. Resultados obtidos na estimativa com o $kC_{\text{úmido}}$	100
5.2.5. Comparação com resultados do $kC_{\text{térmico}}$	105
5.3. CONCLUSÕES DO CAPÍTULO	108
<b>6. ENSAIOS EM LABORATÓRIO COM AMOSTRA DE CONCRETO</b>	<b>109</b>
6.1. CONFIGURAÇÃO DA AMOSTRA	109
6.2. POROSIDADE E CONTEÚDO DE UMIDADE NA AMOSTRA	110
6.2.1. Volume de poros abertos	110
6.2.2. Secagem da amostra	113
6.3. DETERMINAÇÃO DE $\lambda$ E $\rho \cdot c$	115
6.3.1. Equipamento utilizado	115
6.3.2. Ensaio fluximétrico para determinar $\lambda$	116
6.3.3. Ensaio em placa quente protegida para determinar $\rho \cdot c$	121
6.3.4. Propriedades termofísicas definidas para a amostra	126
6.4. APLICAÇÃO DO PROGRAMA $kC_{\text{úmido}}$ PARA ENSAIOS PERIÓDICOS	130
6.4.1. Resultados obtidos na estimativa de propriedades termofísicas	132
6.5. CONCLUSÕES DO CAPÍTULO	138
<b>7. ENSAIO NÃO-DESTRUTIVO EM CAMPO</b>	<b>139</b>
7.1. MÉTODOS ANTERIORES APLICADOS EM CAMPO	139
7.1.1. Método normalizado	141

7.2.	DESCRIÇÃO DA BANCADA EXPERIMENTAL	143
7.2.1.	Condições na amostra de concreto	143
7.2.2.	Equipamento utilizado	144
7.3.	CONSIDERAÇÕES PRÉVIAS SOBRE CONTEÚDO DE UMIDADE E TEMPERATURA	146
7.3.1.	Variações no conteúdo de umidade	146
7.3.2.	Distribuição de temperatura superficial por termografia	147
7.3.3.	Simulação bidimensional no programa FEHT	149
7.4.	MEDIÇÕES REALIZADAS EM CAMPO	151
7.4.1.	Procedimento de medição	152
7.4.2.	Processamento de sinal	152
7.4.3.	Valores registrados no período de observação	154
7.4.4.	Principais componentes harmônicos	158
7.5.	ESTIMATIVA DE PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS	162
7.5.1.	Componentes harmônicos necessários	162
7.5.2.	Resultado para os diferentes dias	166
7.6.	CONCLUSÕES DO CAPÍTULO	169
<b>8.</b>	<b>CONCLUSÕES GERAIS</b>	<b>171</b>
	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b>	<b>175</b>
	<b>ANEXO A</b>	<b>181</b>
	<b>ANEXO B</b>	<b>196</b>
	<b>ANEXO C</b>	<b>201</b>

# 1 INTRODUÇÃO

A envoltória da edificação integra todos os elementos que separam os ambientes internos das condições climáticas externas (paredes, janelas, telhado e piso). Ela funciona como uma espécie de filtro ou barreira em que ocorrem trocas de energia térmica (calor), umidade e ar (infiltração e ventilação).

Os mecanismos de transferência de calor e umidade através de elementos opacos na envoltória caracterizam o desempenho higrotérmico da edificação e suas conseqüências no consumo energético e conforto térmico dos usuários.

O conhecimento dos processos físicos que participam na envoltória permite avaliar a resposta da edificação frente às mudanças meteorológicas (temperatura, radiação solar, umidade relativa, etc.) e escolher soluções técnicas que garantam um desempenho higrotérmico adequado à localidade em que o edifício foi construído. Assim, o estudo da transferência de calor na envoltória (condução, convecção e radiação) representa uma ferramenta importante para diagnosticar o desempenho de uma edificação existente.

Nesse sentido, a condução de calor constitui um importante mecanismo de transferência de calor na envoltória (HAGENTOFT, 2001; HUNN, 1996; LAVIGNE, 1994) e o interesse pelo estudo das propriedades termofísicas de componentes construtivos e seu desempenho térmico em regime transiente têm ganhado importância dentro da indústria da construção. As propriedades termofísicas dos materiais usados na construção podem ser caracterizadas por dois parâmetros: a condutividade térmica ( $\lambda$ ) e a capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c$ ).

Ensaio de laboratório são utilizados desde a década de 70 para determinar as propriedades térmicas dos materiais utilizados na construção de componentes opacos. Porém, esses ensaios encontram-se limitados ao regime permanente e os protótipos de ensaio podem apresentar diferenças se comparados a componentes construtivos usados em edificações.

Assim, é necessário complementar esse conhecimento com ensaios não destrutivos que possam ser realizados em campo. Na bibliografia consultada, constatou-se que existem trabalhos orientados a desenvolver esse tipo de ensaio. O presente estudo pretende ser uma contribuição a esses esforços, explorando as informações contidas nas oscilações térmicas devidas às variações climáticas.

## 1.1 Justificativa do estudo

A energia elétrica consumida nos edifícios representa uma parcela importante no consumo total nacional. A partir do Balanço Nacional de Energia (BEN) de 1988, Geller (1994), indica que as edificações respondem por 34% do consumo nacional (20% residencial + 11% comercial + 3% prédios públicos). No ano de 2004 estes valores aumentaram para 21,9% no setor residencial, 13,9% no setor comercial e 8,4% no setor público (Figura 1.1), o que representa um aumento de 14,8% na participação de edificações no consumo de energia elétrica no período 1988 - 2004.

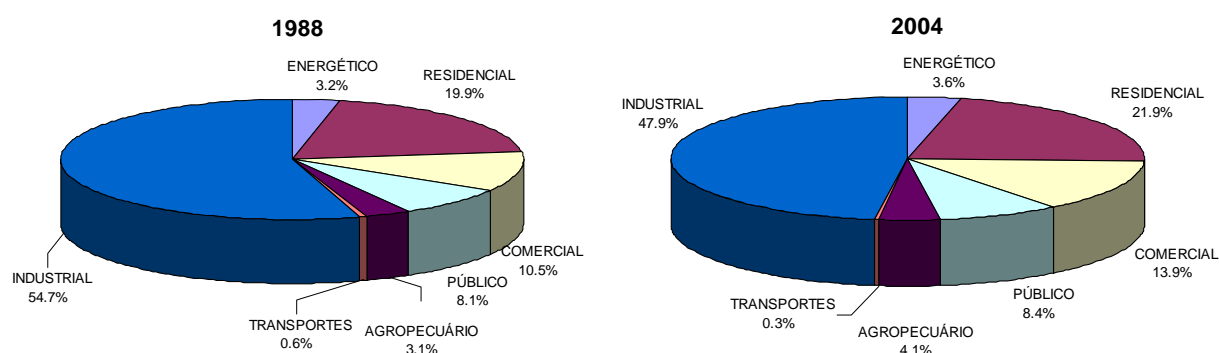


Figura 1.1 - Composição setorial do consumo de eletricidade para os anos 1988 e 2004 (BEN, 2005).

Além da maior participação setorial no consumo de eletricidade, tem sido observado um aumento crescente nos requerimentos de energia elétrica. No período de 1990 a 2000, observou-se um crescimento anual de 6,1% para o setor residencial e de 7,1% para o comercial. Durante a crise energética de 2001 o consumo chegou a cair em até 20%, contudo hoje observa-se uma recuperação das taxas de crescimento anteriores e as edificações respondem por cerca de 40% do consumo nacional (BEN, 2005).

Por outro lado, o BEN (2005) apresenta o rendimento energético médio para os diferentes setores e usos. Os setores que integram as edificações (residencial, comercial e público) apresentaram um aumento na eficiência devido, entre outros fatores, ao aumento de participação de usos mais eficientes da energia elétrica (aparelhos eletrônicos e eletrodomésticos) e a melhora de rendimento nos usos finais em força motriz e iluminação.

Dada a importância das edificações no consumo de energia elétrica no Brasil e os progressos alcançados para melhorar a eficiência dos aparelhos de consumo, nada mais natural que apoiar esses esforços com investimentos em eficiência energética das edificações.

Como foi explicado na introdução, a envoltória da edificação tem um papel relevante nas trocas de calor com o meio ambiente e suas conseqüências no consumo energético, principalmente de climatização e iluminação. Assim, é importante conhecer as características da envoltória no Brasil. A Tabela 1.1 apresenta a distribuição percentual dos materiais mais utilizados nas paredes de construções residenciais (unifamiliares e multifamiliares), de acordo com o consumo mensal de energia elétrica.

**Tabela 1.1 - Percentual de Domicílios por Material das Paredes (SINPHA,1999).**

<b>Faixa (kWh)</b>	<b>Alvenaria</b>	<b>Madeira</b>	<b>Taipa</b>	<b>Material Reciclado</b>	<b>Outros</b>
<b>0-30</b>	87,1	7,8	2,6	2,0	0,5
<b>31-50</b>	88,1	7,6	2,1	1,8	0,4
<b>51-100</b>	92,9	5,3	0,6	0,9	0,3
<b>101-150</b>	94,2	4,7	0,4	0,6	0,1
<b>151-300</b>	96,7	2,8	0,1	0,3	0,4
<b>&gt;300</b>	98,4	1,1	0,1	0,4	0,0
<b>Geral</b>	92,9	4,9	1,0	1,0	0,3

Em média, 92,9% dos projetos são construídos com sistemas de alvenaria (blocos cerâmicos ou de concreto) e 4,9% de madeira. Esta informação tem uma importante conseqüência no desempenho térmico da edificação porque as propriedades térmicas da madeira e materiais cerâmicos são diferentes. A condutividade térmica da madeira é 7,5 vezes menor se comparada com a condutividade térmica da cerâmica e 12,5 se comparada com a do concreto (ABNT-3, 2005).

Em países como os Estados Unidos, a utilização de componentes com baixa condutividade térmica (como madeira) tem ressaltado o uso da resistência térmica ( $R = e/\lambda$ ) como único parâmetro para definir o desempenho térmico de envoltórias residenciais (HUNN, 1996). Porém, para caracterizar termicamente o desempenho da envoltória em um regime transiente, é necessário considerar sua capacidade térmica. Neste sentido, os materiais cerâmicos apresentam uma vantagem por sua capacidade de armazenar e restituir o calor na estrutura (inércia térmica). Isto permite amortecer e atrasar os picos de temperatura nos ambientes internos.

Wilson (1998) expõe a controvérsia nos Estados Unidos entre os fabricantes de componentes construtivos de alta inércia térmica (concreto e tijolo), que afirmam atingir melhores índices de desempenho térmico do que os avaliados por parâmetros de regime permanente, como a resistência térmica. Isto faz com que seja necessário desenvolver

métodos que integrem a capacidade térmica ( $\rho \cdot c$ ) no desempenho térmico de edificações. Esta filosofia se vê reforçada na norma NBR 15220-3 (ABNT-3, 2005) em que são considerados cálculos para a resistência térmica e para o atraso térmico, visando estabelecer valores limites em cada zona climática do Brasil.

Definir o desempenho térmico de uma edificação unicamente através de sua resistência térmica tem sido uma importante barreira para incentivar estudos que integrem a capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c$ ) como parâmetro de caracterização do desempenho térmico de componentes construtivos. Uma metodologia complementar é necessária para incentivar o aproveitamento de materiais com inércia térmica na envoltória assim como a resistência térmica incentivou progressos no isolamento térmico.

A condutividade térmica pode ser identificada por meio de ensaios em laboratório a partir de um regime permanente com um gradiente de temperatura fixo (ABNT-4, 2005; ABNT-5, 2005). Porém, a condutividade térmica efetiva de um componente pode variar de acordo com a sua temperatura média e conteúdo de umidade (INCROPERA e DEWITT, 2003; BECK *et al.*, 1991; MENDES, 1997). Assim, é preciso conhecer as condições higrotérmicas em que a envoltória trabalha, devidas às variações meteorológicas locais em que a edificação foi construída. A partir dos dados climáticos de 14 cidades brasileiras (GOULART *et al.*, 1998), observa-se que as temperaturas de projeto para o verão variam de 33,6 °C (Rio de Janeiro) a 28,6 °C (Curitiba) e no caso do inverno estas temperaturas de projeto variam de 22,6 °C (São Luis) a 3,1 °C (Curitiba). Essas temperaturas de projeto são referenciadas à temperatura de bulbo seco do ambiente. Na superfície externa da envoltória, as amplitudes térmicas podem ser maiores dependendo da radiação solar, cor do componente e velocidade do vento. Para estas três cidades a umidade relativa ao longo do ano também apresenta características locais. Em Curitiba a amplitude anual é de 10 a 100 %, no Rio de Janeiro é de 30 a 100 % e em São Luis é de 42 a 100 %. Assim, é necessário considerar o impacto que essas variações podem ter nas propriedades termofísicas da envoltória.

Os ensaios realizados em laboratório para estimar as propriedades térmicas têm sido uma contribuição importante na caracterização de diferentes materiais construtivos e no estudo do desempenho térmico de componentes na envoltória. As normas brasileiras NBR 15220-4 e NBR 15220-5 (ABNT-4, 2005 e ABNT-5, 2005) apresentam os procedimentos experimentais para determinar a resistência térmica de materiais a partir de ensaios de placa quente e fluximétrico, respectivamente. Tendo a resistência térmica, a condutividade térmica poderia ser calculada utilizando as equações de regime estacionário apresentadas na norma



NBR 15220-2 (ABNT-2, 2005). No entanto, este método encontra-se limitado a estimar a condutividade térmica unicamente.

Ainda, o fato de utilizar amostras preparadas e condições controladas em laboratório para estimar estas propriedades pode levar a informações inadequadas na análise térmica de edificações já construídas. Isso ocorre porque esses ensaios não consideram questões como migração de umidade, desgaste de materiais, condições de uso dos materiais e variações na qualidade.

A busca de um método capaz de obter simultaneamente a condutividade térmica e a capacidade térmica volumétrica, a partir de um ensaio não destrutivo que utilize as informações contidas nas oscilações climáticas, foi a primeira motivação deste trabalho.

A norma ISO 9869 (1994) apresenta um procedimento de medição em campo para estimar propriedades térmicas de componentes construtivos. Porém, o método encontra-se limitado à identificação da resistência térmica. Existem também diferentes equipamentos que permitem estimar  $\lambda$  e  $\rho \cdot c$  simultaneamente (GUSTAFSSON (1990) e TAKAHASHI ET AL (2004)). No entanto, estes métodos encontram-se limitados ao estudo de componentes nas primeiras camadas de superfície (10 – 15 mm) e consideram exclusivamente os mecanismos de transferência de calor nos seus algoritmos de estimativa. Assim, não existe nenhum método *in situ* para a obtenção simultânea de propriedades termofísicas ( $\lambda$  e  $\rho \cdot c$ ) considerando os fenômenos de transferência de calor e umidade. Este trabalho pretende ser uma contribuição para o aperfeiçoamento dessas técnicas.

## **1.2 Objetivos**

O objetivo geral é desenvolver um método de estimativa simultânea para a condutividade térmica ( $\lambda$ ) e a capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c$ ), considerando os mecanismos de transferência de calor e umidade, e que possa ser implementado em campo através de um ensaio não destrutivo para medir as oscilações de temperatura e fluxo de calor nas superfícies do componente (sinal natural) devidas às variações climáticas.

A principal hipótese que serve de base para atingir este objetivo é que existem informações suficientes no sinal natural para caracterizar um componente construtivo em função da condutividade térmica e capacidade térmica volumétrica.

Os objetivos específicos são:

- complementar o conhecimento sobre as propriedades termofísicas e transferência de calor e umidade em componentes construtivos;
- desenvolver uma metodologia para medição e processamento de dados de temperatura e fluxo de calor superficial em campo;
- desenvolver uma ferramenta computacional que permita estimar as propriedades termofísicas a partir das medições superficiais.

Embora a pesquisa considere uma análise de componentes construtivos homogêneos, é importante apontar que a grande maioria dos componentes usados atualmente na construção são não homogêneos (tijolos, painéis, etc.). O presente trabalho de pesquisa pretende começar com uma amostra homogênea de material comumente usado na construção para facilitar a metodologia e os parâmetros a analisar. Porém, os modelos matemáticos adotados permitem trabalhar com componentes multicamadas e propriedades termofísicas equivalentes. Isto permite incluir na metodologia componentes não homogêneos por meio de um modelo simplificado.

### **1.3 Aplicações**

De modo geral, os trabalhos de pesquisa na área de desempenho térmico da envoltória têm por objetivo melhorar as condições de conforto térmico nos ambientes internos e garantir requerimentos energéticos compatíveis com as atividades desenvolvidas na edificação.

Neste contexto, o trabalho de pesquisa pode ser uma contribuição importante para estudos de retrofit e simulações termoenergéticas de edificações. Hand *et al.* (2005) indicam que os avanços nas ferramentas de simulação em termos de qualidade e profundidade de análise têm aumentado a complexidade e detalhes nos dados de entrada. Os autores indicam que o principal problema é a falta de informação e confiabilidade sobre os dados disponíveis (fonte, aplicação, normas utilizadas e incertezas), e propõem um formato padrão para documentar esses dados. Embora o trabalho de pesquisa considere inicialmente um componente simplificado, pode ser útil posteriormente para desenvolver uma base de dados com medições de paredes, coberturas e pisos para diferentes tipologias construtivas e facilitar a entrada de dados referentes à envoltória do modelo.

A integração dos mecanismos de transferência de umidade na equação de difusão de calor permite avaliar a importância da geração de calor latente e distribuição de umidade nos ensaios desenvolvidos, em laboratório e em campo, para estimar as propriedades termofísicas.

A estimativa em campo também permite avaliar as variações nas propriedades termofísicas da envoltória em diferentes condições de uso, incluindo diferentes estações do ano, desgaste de materiais, práticas construtivas locais e variações na qualidade da construção. Os resultados obtidos nessas estimativas podem ser comparados com os limites normativos estabelecidos para cada zona bioclimática (ABNT-3, 2005).

### ***1.4 Estrutura da tese***

A ferramenta para estimativa de propriedades termofísicas utiliza um algoritmo de simulação dos fenômenos de transferência de calor e umidade para comparar os valores calculados (de temperatura ou fluxo de calor superficial), com os valores medidos e determinar como propriedades termofísicas a combinação de condutividade térmica ( $\lambda$ ) e de capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c$ ) que apresente a menor diferença. Assim, de forma geral, a tese encontra-se dividida nas seguintes etapas. Inicialmente são realizados estudos com modelos simplificados que consideram a transferência de calor unicamente (o capítulo 2 para validar o algoritmo de simulação e o capítulo 3 para validar o algoritmo de estimativa), e logo são realizados estudos em que os fenômenos de transferência de massa (umidade) são integrados ao modelo de transferência de calor (o capítulo 4 para validar o algoritmo de simulação e o capítulo 5 para validar o algoritmo de estimativa). Uma vez validados os modelos em cada uma das etapas, são apresentadas aplicações do método de estimativa de propriedades termofísicas em ensaios de laboratório (capítulo 6) e uma aplicação de ensaios em campo (capítulo 7).

Assim, o capítulo 2 apresenta a equação de difusão de calor, que modela os fenômenos de transferência de calor por condução em regime transiente, junto com as soluções no domínio do tempo e da frequência para um componente homogêneo e com fluxo de calor unidirecional. A partir da solução no tempo é elaborado um algoritmo computacional que simula a transferência de calor em regime transiente e é modelada uma situação em que o componente homogêneo passa de um estado de equilíbrio isotérmico para um estado estacionário de gradiente térmico devido à aplicação de um pulso de calor constante em uma das superfícies. As simulações são realizadas visando dois objetivos: primeiro, validar o

algoritmo conferindo as condições de regime permanente final e, segundo, avaliar posteriormente a interferência térmica que existe na prática pela presença dos sensores e seu contato com a superfície do componente.

Uma vez validado o algoritmo para simular a transferência de calor em regime transiente, o capítulo 3 apresenta a implementação deste algoritmo no método de estimativa de propriedades termofísicas ( $\lambda$  e  $\rho \cdot c$ ). Como parte da revisão bibliográfica, o capítulo começa descrevendo as experiências anteriores estimando simultaneamente  $\lambda$  e  $\rho \cdot c$ . Logo é descrito o procedimento que o programa  $kC_{\text{térmico}}$  utiliza para a estimativa de propriedades termofísicas e é realizada uma validação analítica do programa utilizando a solução no domínio da frequência para gerar dados de entrada periódicos que consideram diferentes componentes construtivos e condições de contorno. Como a estimativa é realizada a partir das variações térmicas registradas nas superfícies, a interferência causada pela presença dos sensores também é avaliada através do programa  $kC_{\text{térmico}}$ . Finalmente, é apresentada uma experiência prévia comparando as soluções no domínio do tempo e da frequência como métodos para estimar as propriedades termofísicas. Nesta comparação, a solução no domínio do tempo apresentou melhores resultados. Sendo que a solução no domínio do tempo por diferenças finitas apresenta também a vantagem de ser uma ferramenta mais versátil, os esforços por melhorar o método (integrando a transferência de umidade), são focados neste último método.

O capítulo 4 apresenta a importância que o conteúdo de umidade em materiais porosos tem nas propriedades termofísicas que caracterizam o componente construtivo de forma global. Neste capítulo é apresentado o modelo fenomenológico desenvolvido por Philip e DeVries (1957) a partir do qual é elaborado um algoritmo computacional para realizar simulações higrótérmicas em uma situação de regime transiente igual ao apresentado no capítulo 2 (pulso de calor constante em uma superfície e condição isotérmica na outra). Inicialmente, foi realizada uma simulação com as propriedades observadas por Perrin (1985) para uma amostra de argamassa para conferir a condição térmica de regime permanente final e a conservação de massa. As simulações permitem observar também a distribuição do conteúdo de umidade no perfil do componente e suas conseqüências nas propriedades termofísicas de cada volume infinitesimal. Em virtude da dificuldade de reproduzir na prática exatamente o mesmo material, foi realizada uma simulação alterando unicamente as propriedades termofísicas da matriz sólida para conferir se o algoritmo de simulação não apresenta problemas de convergência ou discrepâncias nos balanços de energia e massa. Para avaliar a sensibilidade que as propriedades termofísicas apresentam frente a diferentes

parâmetros de simulação foram realizadas simulações paramétricas variando os valores nos coeficientes de transporte de umidade, volume de poros, conteúdo de umidade inicial, temperatura na superfície fria e discretização da espessura do componente e intervalos de tempo de simulação.

O capítulo 5 apresenta os avanços para o programa  $kC_{\text{úmido}}$  integrando a transferência de calor e umidade por meio do modelo de Philip e De Vries (1957). Para validar a ferramenta de estimativa de propriedades termofísicas, é realizado um teste analítico em que as condições de contorno são geradas a partir de simulações realizadas com o programa UMIDUS (MENDES *et al*, 1999). As propriedades termofísicas obtidas como resultados do programa  $kC_{\text{úmido}}$  foram contrastadas com as propriedades definidas nas simulações do UMIDUS.

O capítulo 6 apresenta uma aplicação do programa  $kC_{\text{úmido}}$  com uma amostra de concreto ensaiada em laboratório. Primeiramente, o capítulo apresenta a caracterização da amostra determinando sua distribuição de poros a partir do ensaio de porosimetria, seu conteúdo de umidade através de um procedimento de secagem, sua condutividade térmica (seca e insaturada) por meio do ensaio fluximétrico e sua capacidade térmica volumétrica obtida em um ensaio de placa quente protegida. O programa  $kC_{\text{úmido}}$  é testado por meio de ensaios de laboratório em que são aplicados pulsos de calor periódicos com diferentes amplitudes e períodos de duração em uma das superfícies da amostra, enquanto a outra superfície mantém uma condição isotérmica. Os resultados da estimativa são contrastados com as propriedades termofísicas identificadas previamente nos ensaios fluximétrico e de placa quente protegida.

O capítulo 7 apresenta a aplicação do programa  $kC_{\text{úmido}}$  em um ensaio não destrutivo em que a amostra de concreto é submetida a condições climáticas. Como parte da revisão bibliográfica, o capítulo começa descrevendo as experiências anteriores com ensaios não destrutivos para estimar parâmetros que caracterizem os componentes construtivos. Depois, na descrição dos ensaios realizados em campo é incluída a bancada experimental, calibração de sensores e a técnica de processamento de sinal aplicada nos registros de temperatura e fluxo de calor superficial (sinal natural) para decompor o sinal nos principais componentes harmônicos. Os resultados da estimativa são contrastados com as propriedades termofísicas definidas previamente nos ensaios de laboratório.

Por último, o capítulo 8 apresenta as conclusões finais do estudo e o capítulo 9 apresenta as referências bibliográficas que serviram de apoio ao trabalho de pesquisa.

## 2 SIMULAÇÃO COM MODELO DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR

Na hora de estudar os fenômenos de transferência de calor em ambientes construídos ao longo de um determinado período, é natural pensar que existem parâmetros, como os fatores climáticos, que dependem do tempo e que vão variar ou oscilar durante o período de estudo. Já que estes parâmetros são variáveis, as transferências (ou fluxos) de calor também não são fixas. É por isso que os estudos de desempenho térmico de componentes construtivos encontram-se enquadrados em um regime transiente, e é necessário estudar os conceitos que permitam entendê-lo.

O capítulo 2 apresenta a equação de difusão de calor que modela as trocas de calor por condução em regime transiente, junto com duas alternativas de solução (no domínio do tempo e no domínio da frequência). Logo é apresentado o algoritmo desenvolvido para simular uma situação de regime transiente simplificada visando conferir as condições de regime permanente final e avaliar a interferência térmica que existe na prática pela presença dos sensores e seu contato com a superfície do componente.

### 2.1 *Equação de difusão de calor*

Em uma situação de regime transiente, as variações térmicas acontecidas no ambiente externo não são transferidas imediatamente aos ambientes internos de uma edificação, pois existem componentes construtivos na envoltória que oferecem oposição a essas variações. Esta resposta às variações térmicas depende de três propriedades: a condutividade térmica ( $\lambda$ ), o calor específico ( $c$ ) e a densidade do material ( $\rho$ ).

Lavigne (1994) descreve de forma educativa e gráfica como a transferência de calor pode ser caracterizada por estes três parâmetros ( $\lambda$ ,  $\rho$  e  $c$ ) e suas conseqüências como fenômenos de amortecimento térmico e atraso térmico. No entanto, para estimar os parâmetros térmicos de interesse é necessário conhecer a equação que modela a condução de calor e suas alternativas de solução.

A condução de calor está relacionada ao transporte de energia térmica (calor) através de um meio sólido devido a um gradiente de temperatura. O estudo de transferência de calor

por condução no trabalho de pesquisa encontra-se focado inicialmente em condições simplificadas, isto é, considera o fluxo de calor unidirecional em uma parede plana, com parâmetros constantes e sem geração de calor interno. A partir do balanço energético é possível determinar a equação de difusão de calor. O resultado é uma equação diferencial (2.1), dependente do tempo e posição.

$$\frac{dT}{dt} = \frac{\lambda}{\rho \cdot c} \cdot \frac{d^2T}{dx^2} \quad (2.1)$$

em que T representa a temperatura (K), t representa o tempo (s), x representa a posição (m) e as propriedades termofísicas do material homogêneo são definidas por  $\lambda$ , a condutividade térmica (W/m K),  $\rho$  a densidade de massa aparente ( $\text{kg/m}^3$ ) e c o calor específico (J/kg K).

Um caso particular de equação de difusão de calor é a condição de regime permanente, em que as condições térmicas (temperatura e fluxo de calor) nas superfícies de contorno não variam ao longo do tempo ( $dT/dt = 0$ ), tendo atingido uma situação de equilíbrio. Este cenário implica que a distribuição de temperaturas no meio é linear ( $d^2T/dx^2 = 0$  ou  $dT/dx = Cte$ ). Na condição de regime permanente o calor transferido por condução (q) é diretamente proporcional à área de seção transversal (A), à condutividade térmica do material ( $\lambda$ ) e à diferença de temperatura ( $\Delta T = T_1 - T_2$ ); e inversamente proporcional ao comprimento (ou espessura) do material (L). A equação 1.2 resume esta lei para o caso unidirecional.

$$q = \frac{\lambda \cdot A}{L} \cdot (T_1 - T_2) \quad (2.2)$$

A solução da equação (2.1) pode ser calculada a partir de diferentes métodos (CARSLAW E JAEGER, 1959, INCROPERA E DEWITT, 2003) e permite obter a distribuição de temperaturas em toda a espessura do componente ao longo do tempo. Davies (1995) classifica as diferentes alternativas de solução que podem ser aplicadas em componentes construtivos finitos (paredes e cobertura) e semi-infinitos (pisos) da envoltória. O autor apresenta um resumo de uma ampla variedade de possíveis soluções, classificando esses métodos de acordo com a dependência das variáveis de localização (x) e tempo (t). Entre os destaques dessa publicação, encontra-se a solução para um pulso de calor em um meio finito que leva ao método de Fator de Resposta, amplamente utilizado nos programas de simulação para modelar a transferência de calor na envoltória.

Dentro das soluções analíticas, a equação (2.1) pode ser resolvida e analisada tanto no domínio do tempo como no domínio da frequência. Kummert (2001) compara as duas estratégias com a solução por Diferenças Finitas (Método numérico) para avaliar o desempenho térmico de diferentes modelos de analogia térmico-elétrica para uma parede. O autor indica que tanto a solução no tempo como na frequência levam a um desempenho transiente equivalente para oscilações periódicas de temperatura com períodos maiores que 2 horas, já que partem de uma base comum (equação de difusão de calor). Contudo, é importante conhecer as diferenças de procedimento nos métodos selecionados para a estimativa de propriedades termofísicas. Isto é, o método numérico por diferenças finitas no domínio do tempo, e o método da matriz de transferência de calor no domínio da frequência.

## 2.2 Solução no domínio do tempo

A solução numérica para a equação de difusão de calor utiliza uma discretização do componente (Figura 2.1), e é conhecida como o método de diferenças finitas. Esta alternativa supõe uma distribuição linear de temperatura entre os pontos que representam o componente.

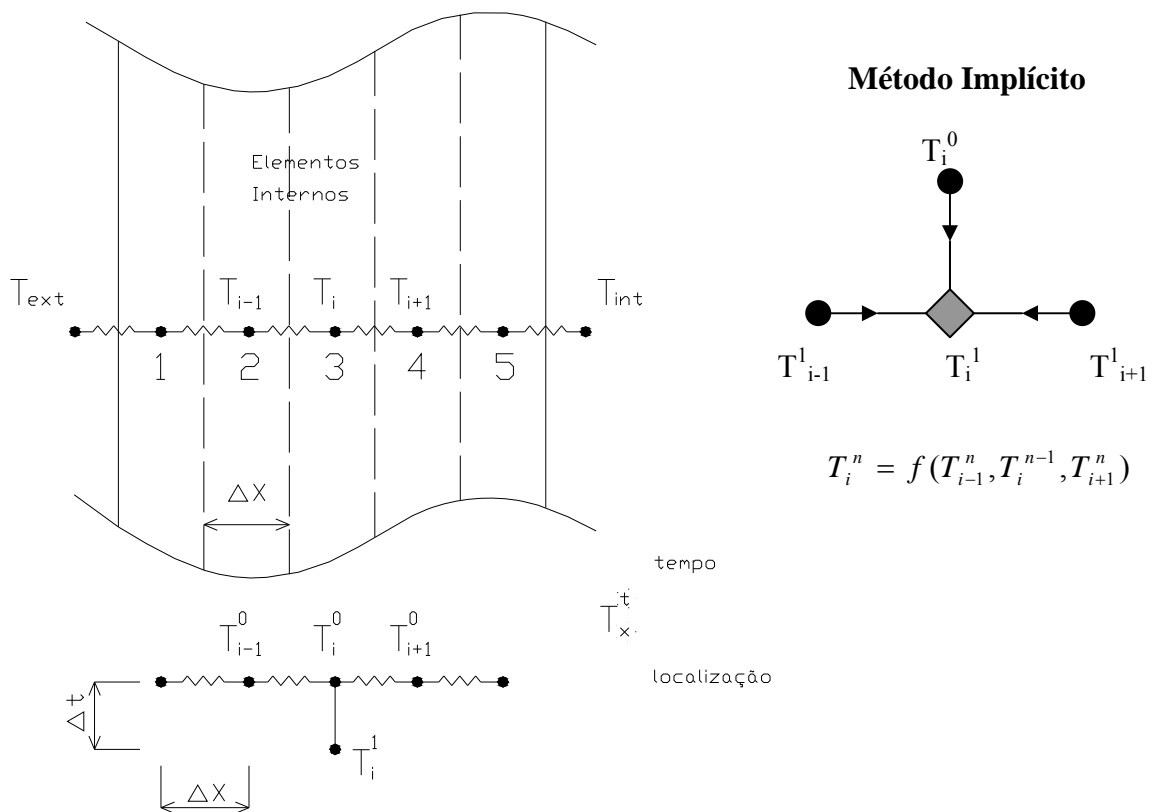


Figura 2.1 – Discretização para diferenças finitas.



O foco de interesse encontra-se no método implícito de solução, em que a temperatura desconhecida ( $T_i^1$ ) para o tempo futuro é determinada implicitamente pelas temperaturas nos pontos vizinhos no mesmo tempo, e a temperatura conhecida no ponto do tempo anterior (Figura 2.1).

A partir da análise de balanço energético, a equação 2.1 pode ser discretizada e a relação no ponto  $i$  seria:

$$\lambda \cdot \frac{T_{i-1}^1 - T_i^1}{\Delta x} - \lambda \cdot \frac{T_i^1 - T_{i+1}^1}{\Delta x} = \rho \cdot c \cdot \Delta x \cdot \frac{T_i^1 - T_i^0}{\Delta t} \quad (2.3)$$

Isolando a temperatura de interesse ( $T_i^1$ ).

$$\left( \frac{\rho \cdot c \cdot \Delta x}{\Delta t} + \frac{2 \cdot \lambda}{\Delta x} \right) \cdot T_i^1 = \frac{\lambda}{\Delta x} \cdot T_{i+1}^1 + \frac{\lambda}{\Delta x} \cdot T_{i-1}^1 + \frac{\rho \cdot c \cdot \Delta x}{\Delta t} \cdot T_i^0 \quad (2.4)$$

Os parâmetros conhecidos podem ser agrupados, para cada ponto  $i$ , como:

$$a_i \cdot T_i^1 = b_{i+1} \cdot T_{i+1}^1 + c_{i-1} \cdot T_{i-1}^1 + d_i^0 \quad (2.5)$$

em que

$$a_i = \frac{\rho \cdot c \cdot \Delta x}{\Delta t} + 2 \cdot \frac{\lambda}{\Delta x} \quad (2.6)$$

$$b_{i+1} = \frac{\lambda}{\Delta x} \quad (2.7)$$

$$c_{i-1} = \frac{\lambda}{\Delta x} \quad (2.8)$$

$$d_i^0 = \frac{\rho \cdot c \cdot \Delta x}{\Delta t} \cdot T_i^0 \quad (2.9)$$

O sistema de equações da forma (2.5), para todos os pontos, pode ser resolvido a partir do método TDMA (Tri-Diagonal Matrix Algorithm) utilizado por Güths (1994), que é baseado em um processo de substituição da forma:

$$T_i = P_i \cdot T_{i+1} + Q_i \quad (2.10)$$

que também pode ser escrita da forma

$$T_{i-1} = P_{i-1} \cdot T_i + Q_{i-1} \quad (2.11)$$

substituindo a equação (2.11) na equação (2.5),

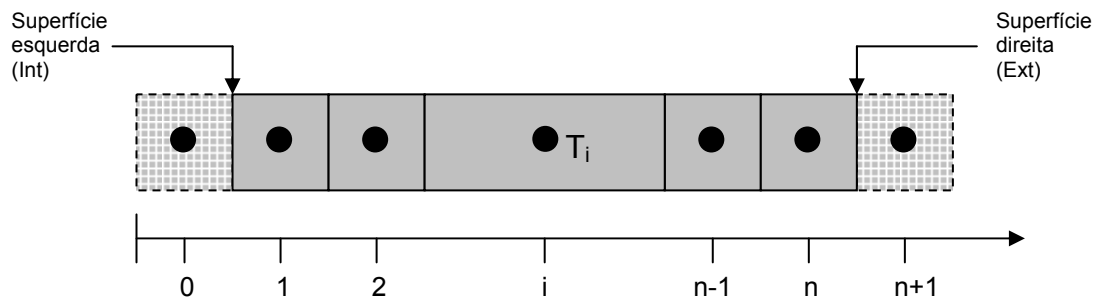
$$a_i \cdot T_i = b_i \cdot T_{i+1} + c_i \cdot (P_{i-1} \cdot T_i + Q_{i-1}) + d_i \quad (2.12)$$

usando a equação (2.10) é possível determinar os coeficientes  $P_i$  e  $Q_i$  como

$$P_i = \frac{b_i}{a_i - c_i \cdot P_{i-1}} \quad (2.13)$$

$$Q_i = \frac{d_i + c_i \cdot Q_{i-1}}{a_i - c_i \cdot P_{i-1}} \quad (2.14)$$

As relações ( $P_i$  e  $Q_i$ ) permitem calcular os coeficientes  $P_i$  e  $Q_i$  para todos os pontos do componente a partir das condições de contorno em uma superfície que determinam os coeficientes  $P_0$  e  $Q_0$ . Tendo todos os coeficientes  $P$  e  $Q$ , as temperaturas podem ser calculadas a partir das condições de contorno na outra superfície que determinam a temperatura  $T_{n+1}$ . Para a aplicação das condições de contorno, os pontos extremos do domínio de cálculo são definidos de 1 a  $n$  (Figura 2.2), considerando os pontos 0 e  $n+1$  como volumes virtuais.



**Figura 2.2 – Discretização unidimensional para o método por diferenças finitas.**

Para a condição de contorno de temperaturas superficiais conhecidas, a temperatura na superfície interna ( $T_{si}$ ) determina linearmente os pontos vizinhos.

$$T_{si} = \frac{T_0 + T_1}{2} \quad \text{ou} \quad T_0 = 2 \cdot T_{si} - T_1 \quad (2.15)$$

Assim os coeficientes iniciais são determinados como

$$P_0 = -1 \quad (2.16)$$

$$Q_0 = 2 \cdot T_{si} \quad (2.17)$$

A temperatura na superfície externa ( $T_{se}$ ) determina linearmente os pontos vizinhos na superfície direita como

$$T_{se} = \frac{T_{n+1} + T_n}{2} \quad \text{ou} \quad T_{n+1} = 2 \cdot T_{se} - T_n \quad (2.18)$$

Substituindo a equação (2.18) em (2.10)

$$T_{n+1} = \frac{2 \cdot T_{se} - Q_n}{1 + P_n} \quad (2.19)$$

No caso em que exista uma condição de contorno de fluxos de calor superficiais conhecidos, o fluxo de calor na superfície interna ( $q_{si}$ ) é definido como

$$q_{si} = \lambda \cdot \frac{T_0 - T_1}{\Delta x} \quad \text{ou} \quad T_o = T_1 + \frac{q_{si} \cdot \Delta x}{\lambda} \quad (2.20)$$

Assim os coeficientes iniciais são determinados como

$$P_0 = 1 \quad (2.21)$$

$$Q_0 = \frac{q_{si} \cdot \Delta x}{\lambda} \quad (2.22)$$

O fluxo de calor na superfície externa ( $q_{se}$ ) determina linearmente os pontos vizinhos na superfície direita como

$$q_{se} = \lambda \cdot \frac{T_n - T_{n+1}}{\Delta x} \quad \text{ou} \quad T_n = T_{n+1} + \frac{q_{se} \cdot \Delta x}{\lambda} \quad (2.23)$$

Substituindo a equação (2.23) em (2.10)

$$T_{n+1} = \frac{1}{(1 - P_n)} \cdot \left( Q_n - \frac{q_{se} \cdot \Delta x}{\lambda} \right) \quad (2.24)$$

### **2.3 Solução no domínio da frequência**

A solução no domínio da frequência supõe um comportamento periódico no sinal de entrada. Esta condição pode ser aplicada às variações de temperatura e fluxo de calor (sinal natural) registradas no tempo porque elas podem ser caracterizadas através de componentes harmônicos com períodos de 24, 12, 8 e 6 horas (WEBER ET AL, 2005, PAFAFFEROTT ET AL, 2005, DEFER ET AL, 2002).

Antes de explicar o modelo matemático que descreve a solução para a equação (2.1) no domínio da frequência, será apresentada a ferramenta que permite trabalhar os dados que são registrados em um intervalo de tempo dentro do domínio da frequência.

### 2.3.1 A transformada de Fourier para oscilações térmicas

Para trabalhar no domínio da frequência, é necessário considerar um tratamento prévio dos dados obtidos em função do tempo. Através das Transformadas de Fourier é possível caracterizar, dentro de um espectro de frequências  $X(\omega)$ , um sinal de temperatura ou fluxo de calor que foi registrado no domínio do tempo,  $X(t)$ . A transformada de Fourier é definida como

$$X(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} X(t) \cdot e^{-i\omega t} dt \quad (2.25)$$

Como a maioria dos estudos são realizados através de processos digitais, o sinal é registrado de forma discreta. Assim, a expressão acima pode ser escrita de forma discreta de acordo com a equação 2.26, conhecida como a Transformada Discreta de Fourier (DFT – Discrete Fourier Transform, em inglês).

$$X_K = \sum_n^{N-1} x(n) \cdot e^{-2\pi \cdot k \cdot n / N} \quad (2.26)$$

A Figura 2.3 apresenta um exemplo de um sinal periódico registrado no tempo ( $x(t)$ ). Observa-se que no domínio da frequência sua representação é feita por uma série discreta de componentes harmônicos. No exemplo da Figura 2.3, o sinal no tempo possui três componentes harmônicas que são múltiplos de uma oscilação fundamental ( $F_1 = 1/T_p$ ).

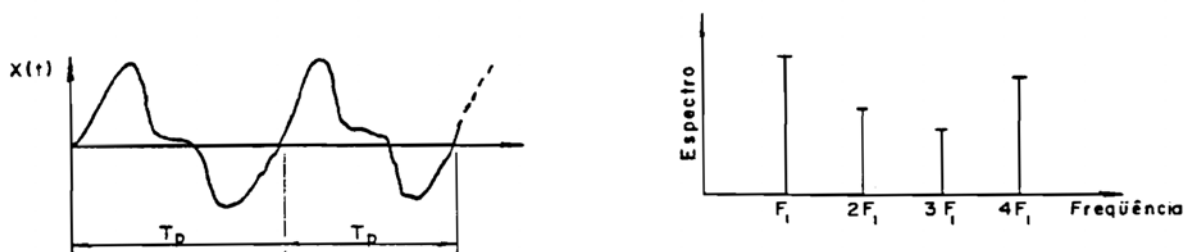


Figura 2.3 – Representação no domínio do tempo e da frequência de um sinal periódico (GERGES, 2002).

Um algoritmo muito utilizado na análise discreta de vibrações acústicas, mecânicas e outras oscilações rápidas (0,02 – 15 kHz) é a Transformada Rápida de Fourier (FFT – Fast

Fourier Transform, em inglês), desenvolvida por Cooley e Tukey (1965) apud Gerges (2002). Este método permite reduzir o número de cálculos para computar a transformada de Fourier de  $2 \cdot N^2$  (equação 2.26) para  $4 \cdot N \cdot (\log_2 N)$ . Isto quer dizer, por exemplo, que um procedimento de cálculo para realizar a DFT que demore 35 segundos (considerando  $10^6$  multiplicações por segundo) pode ser reduzido para 0,2 segundos (GERGES, 2002). Contudo, para poder utilizar a FFT é necessário que o número de pontos registrados no domínio do tempo seja igual a  $2^n$ .

Uma consideração importante é que a expressão (2.26) indica que, em termos matemáticos, um sinal só pode ser periódico se ele estiver definido sobre todo o domínio do tempo ( $-\infty < t < +\infty$ ). Na prática, entretanto, é possível ter apenas uma amostra do sinal no tempo e isto implica truncar o sinal, definindo um começo e um fim. O truncamento do sinal produz ruído nas componentes espectrais. Para evitar este problema é necessário truncar o sinal em um número inteiro de períodos. Desta forma, o valor registrado no final da amostragem é igual ao valor no começo.

Neste sentido, o algoritmo da FFT apresenta uma dificuldade em trabalhar com um número inteiro de períodos (o número de registros tem que ser  $2^n$ ). Como a banda de frequência de sinais térmicos é composta por harmônicos de frequências muito mais baixas (12 – 280  $\mu\text{Hz}$ ), não é necessário trabalhar com um algoritmo rápido, e optou-se por adotar o algoritmo DFT para ter maior flexibilidade na escolha de intervalos de medição e tempo total de ensaio.

### 2.3.2 Matriz de transferência de calor

No domínio da frequência, Carslaw e Jaeger (1959) apresentam uma alternativa de solução para a equação de difusão de calor (equação 2.1) em que, para uma determinada frequência ( $f$ ), a transformada de Fourier da temperatura ( $T_F$ ) pode ser escrita como um sinal periódico.

$$T_F = A_{Tx} \cdot e^{i(\omega t - \varphi)} \quad (2.27)$$

onde a amplitude de oscilação ( $A_{Tx}$ ) é uma função exclusiva de  $x$  e  $T_F$  pertence a uma determinada frequência angular  $\omega = 2 \cdot \pi \cdot f$  com atraso  $\varphi$ . Inserindo a transformada de Fourier da temperatura na equação de difusão de calor (equação 2.1), obtém-se

$$\frac{d(A_{Tx} \cdot e^{i(\omega t - \varphi)})}{dt} = \frac{\lambda}{\rho \cdot c} \cdot \frac{d^2(A_{Tx} \cdot e^{i(\omega t - \varphi)})}{dx^2} \quad (2.28)$$

Realizando as derivadas

$$A_{Tx} \cdot e^{i(\omega t - \varphi)} \cdot i \cdot \omega \cdot e^{i(\omega t - \varphi)} = \frac{\lambda}{\rho \cdot c} \cdot \frac{d^2 A_{Tx}}{dx^2} \cdot e^{2i(\omega t - \varphi)} \quad (2.29)$$

Simplificando a equação 2.29, a equação de difusão de calor para oscilações periódicas de temperatura satisfaz a relação

$$i \cdot \omega \cdot A_{Tx} = \frac{\lambda}{\rho \cdot c} \cdot \frac{d^2 A_{Tx}}{dx^2} \quad (2.30)$$

Para cada ponto do componente, os parâmetros de interesse são as transformadas de Fourier da temperatura ( $T_F$ ) e da densidade de fluxo de calor ( $q''_F = -\lambda \cdot dT_F/dx$ ). Assim, a solução à equação 2.30 proposta por Carslaw e Jaeger (1959) para um componente plano é

$$T_F = R \cdot \sinh(k \cdot x \cdot (1+i)) + S \cdot \cosh(k \cdot x \cdot (1+i)) \quad (2.31)$$

$$q''_F = -\lambda \cdot k \cdot R \cdot (1+i) \cdot \cosh(k \cdot x \cdot (1+i)) - \lambda \cdot k \cdot S \cdot (1+i) \cdot \sinh(k \cdot x \cdot (1+i)) \quad (2.32)$$

sendo que

$$k = \sqrt{\frac{\omega \cdot \rho \cdot c}{2 \cdot \lambda}} \quad (2.33)$$

R e S são números complexos constantes.

Nas equações 2.31 e 2.32 é possível definir que  $T_{F\_SE}$  e  $q''_{F\_SE}$  correspondem à temperatura e ao fluxo de calor na superfície esquerda ( $x=0$ ) e  $T_{F\_SD}$  e  $q''_{F\_SD}$  representam a temperatura e fluxo de calor na superfície direita ( $x=l$ ). Assim, conhecendo dois desses parâmetros, os números complexos R e S podem ser calculados e em seguida os dois parâmetros restantes podem ser definidos em função dos parâmetros conhecidos. Um caso particular seria conhecer a temperatura e o fluxo de calor na superfície esquerda e escrever as condições na superfície direita como um sistema de equações

$$T_{F\_SD} = A \cdot T_{F\_SE} - B \cdot q''_{F\_SE} \quad (2.34)$$

$$q''_{F\_SD} = C \cdot T_{F\_SE} - D \cdot q''_{F\_SE} \quad (2.35)$$

em que

$$A = \cosh(k \cdot l \cdot (1+i)) \quad (2.36)$$

$$B = \frac{\sinh(k \cdot l \cdot (1+i))}{\lambda \cdot k \cdot (1+i)} \quad (2.37)$$

$$C = \lambda \cdot k \cdot (1+i) \cdot \sinh(k \cdot l \cdot (1+i)) \quad (2.38)$$

$$D = \cosh(k \cdot l \cdot (1+i)) \quad (2.39)$$

A, B, C e D são números complexos que satisfazem a condição

$$A \cdot D - B \cdot C = 1 \quad (2.40)$$

Para um componente homogêneo de espessura definida, o sistema de equações (2.34 e 2.35) pode ser considerado como uma matriz de transferência de calor que estabelece a relação entre as variações de temperatura e fluxo de calor nas superfícies de contorno para uma determinada frequência como

$$\begin{bmatrix} T_{F\_SD} \\ q_{F\_SD} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & -B \\ -C & D \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} T_{F\_SE} \\ q_{F\_SE} \end{bmatrix} \quad (2.41)$$

Outra forma prática de considerar o sistema de equações, proposta por Jóhannesson (1981), é considerar as temperaturas superficiais externas e internas como parâmetros conhecidos e estabelecer o fluxo de calor nas superfícies como os parâmetros a calcular. Assim, a relação matricial pode ser ordenada de forma a entregar os fluxos de calor em função das temperaturas dos dois lados como

$$\begin{bmatrix} q_{F\_SE} \\ q_{F\_SD} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E & F \\ G & H \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} T_{F\_SE} \\ T_{F\_SD} \end{bmatrix} \quad (2.42)$$

em que

$$E = \frac{D}{B} \quad (2.43)$$

$$F = C - \frac{D \cdot A}{B} \quad (2.44)$$

$$G = \frac{1}{B} \quad (2.45)$$

$$H = -\frac{A}{B} \quad (2.46)$$

## ***2.4 Modelagem para regime transiente entre dois estados térmicos permanentes***

Utilizando o compilador Borland C++ Builder 6.0, foi desenvolvido um algoritmo para simular uma situação simplificada de regime transiente, isto é, uma condição em que um componente homogêneo passa de um estado de equilíbrio isotérmico para um estado estacionário com gradiente térmico, devido a um fluxo de calor constante imposto em uma das superfícies. As simulações permitem observar a distribuição interna de temperatura e fluxo de calor no componente entre esses dois estados para conferir as condições de regime permanente final.

O algoritmo de simulação também é utilizado para avaliar a interferência que os sensores de fluxo de calor e a resistência térmica de contato apresentam no cálculo das propriedades termofísicas do componente homogêneo.

### **2.4.1 Limitações da solução no domínio da frequência**

A solução proposta por Carlaw e Jaeger (1959) supõe que o sinal registrado no domínio do tempo é um sinal periódico (ou quasi-periódico) e pode ser representado no domínio da frequência por componentes harmônicos discretos, geralmente múltiplos inteiros de um componente harmônico fundamental.

Ao contrário do sinal periódico, os fenômenos transientes descrevem uma situação que tem um início em um tempo determinado e atingem um estado permanente dentro de um intervalo finito de tempo, como mostram os três exemplos da função  $x(t)$  na Figura 2.4. Esta característica do sinal transiente faz com que ele possua um espectro de componentes harmônicos contínuo ( $|X(f)|$ ) e não possa ser representado no domínio da frequência pela superposição de um conjunto finito de componentes harmônicos (BENDAT e PIERSOL, 1968).

Outra característica do sinal transiente é que ele possui um truncamento brusco do sinal em algum instante de tempo. No domínio da frequência, isto causa um vazamento de informação no componente harmônico principal devido ao surgimento de número infinito de pequenos componentes laterais (Figura 2.4).



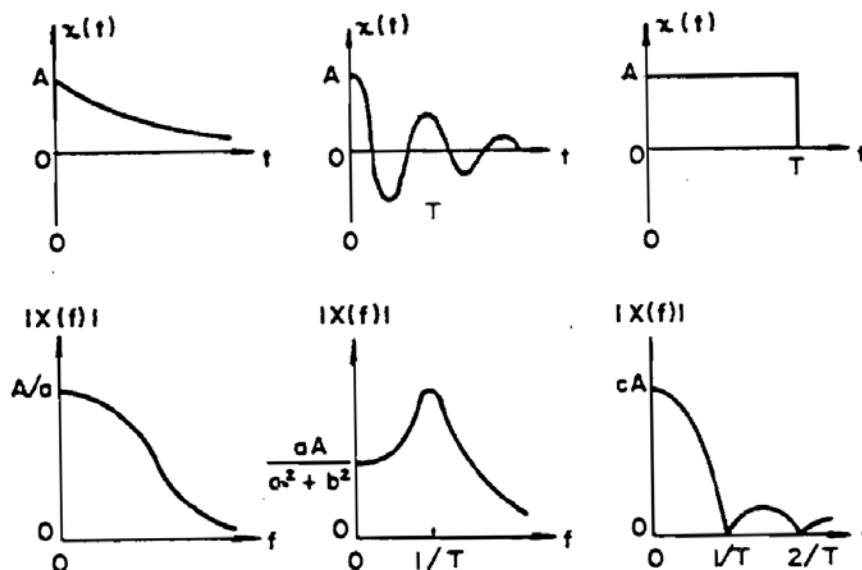


Figura 2.4 - Representação no domínio do tempo e da frequência de um sinal transiente (GERGES, 2002).

Estas características do sinal transiente dificultam sua simulação a partir de um modelo que requer um processamento no domínio da frequência. Assim, a simulação do fenômeno transiente foi desenvolvida utilizando a solução do método por diferenças finitas.

A solução no domínio da frequência será utilizada para gerar dados de entrada que permitam validar o algoritmo de estimativa de propriedades termofísicas, como será apresentado no capítulo 3.

## 2.4.2 Parâmetros da simulação

A interface do programa permite ao usuário inserir como dados de entrada a condutividade térmica, a capacidade térmica volumétrica e a espessura do material a ser simulado. No caso das simulações realizadas, foi definido um componente com 50 mm de espessura e propriedades termofísicas que representassem os materiais cerâmicos considerados na norma NBR 15220-2 (ABNT-2, 2005) ( $\lambda=1,00$  W/m K,  $\rho=2200$  kg/m<sup>3</sup> e  $c=1000$  J/kg K).

A qualidade dos resultados no método numérico por diferenças finitas depende do detalhe na discretização dos intervalos de tempo e espessura do material. Para o componente simulado foi definida uma discretização da espessura em 500 elementos (cada um com espessura de 0,1 mm), e dos intervalos de simulação em 1,0 segundo. A discretização dos intervalos de tempo ( $\Delta t$ ) e espessura ( $\Delta x$ ), junto com as propriedades termofísicas do material, definem também a estabilidade do algoritmo de acordo com o número de Fourier ( $Fo$ ).

$$F_o = \frac{\lambda \cdot \Delta t}{\rho \cdot c \cdot (\Delta x)^2} \quad (2.47)$$

Para o método explícito de solução por diferenças finitas, o número de Fourier deve ser menor que 0,5 a fim de garantir a estabilidade do algoritmo. No caso das simulações realizadas, foi definido o método implícito de solução (equação 2.3) e, nesta situação, a estabilidade do algoritmo não se encontra sujeita a um valor máximo do número de Fourier. Porém, Davies (1995) indica que a precisão do método diminui com o aumento do número de Fourier.

A partir dos parâmetros definidos nos dados de entrada das simulações, o valor calculado para o número de Fourier é de 45,5. Para garantir a precisão dos resultados, o algoritmo TDMA será resolvido iterativamente em cada intervalo de tempo até atingir um critério de convergência  $C_c$  (equação 2.48) para a temperatura definido como  $10^{-5}$ .

$$C_c = \left| \frac{T_{\text{iteração\_anterior}} - T_{\text{iteração\_atual}}}{T_{\text{iteração\_atual}}} \right| \quad (2.48)$$

A condição inicial imposta nas simulações é de uma única temperatura para todo o perfil do componente, isto é, um estado de equilíbrio isotérmico. O usuário pode definir essa temperatura nos dados de entrada. Para as simulações realizadas foi definida uma temperatura de 15 °C.

A condição de contorno utilizada na superfície quente do componente é de um fluxo de calor conhecido (equação 2.20) e, na superfície fria, é imposta uma condição de contorno de temperatura conhecida (equação 2.18), mantendo sempre a temperatura definida como condição inicial. Assim, para as simulações realizadas, tem-se um fluxo de calor constante de 350 W/m<sup>2</sup> na superfície quente e uma temperatura de 15 °C mantida na superfície fria.

### 2.4.3 Resultados da simulação

A Figura 2.5 e a Figura 2.6 apresentam a evolução da temperatura e fluxo de calor em cada uma das superfícies ao longo do tempo. Observa-se que, quatro horas após aplicado o pulso de calor, a simulação atinge uma situação com gradiente de temperatura estável e o fluxo de calor na superfície fria atinge o valor definido como pulso de calor imposto (350 W/m<sup>2</sup>).

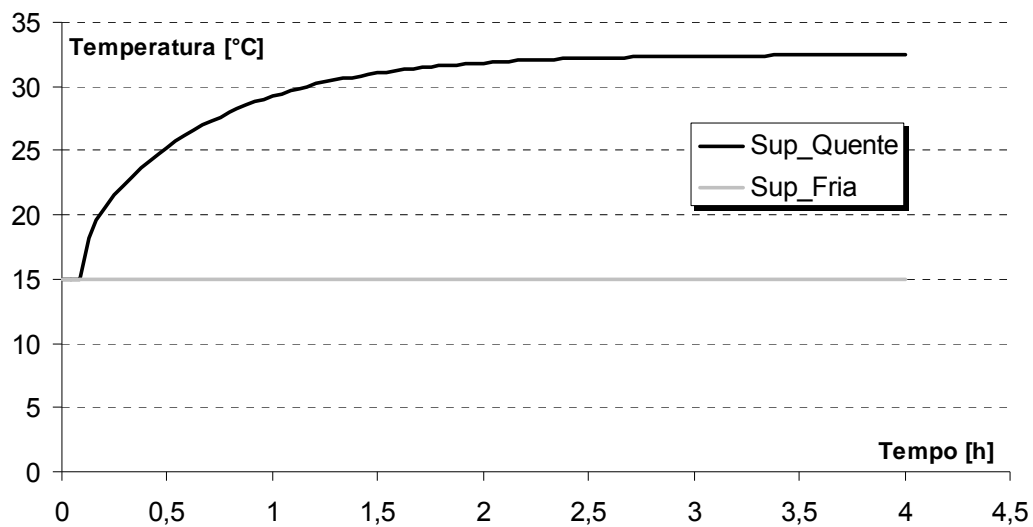


Figura 2.5 – Evolução da temperatura nas duas superfícies.

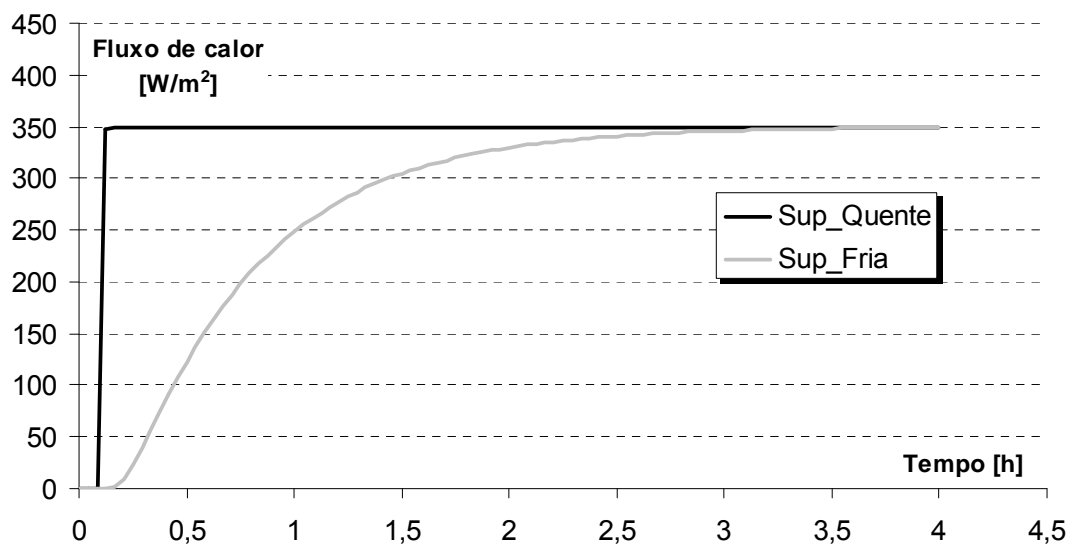


Figura 2.6 – Evolução da densidade de fluxo de calor nas duas superfícies.

Uma vez que o fluxo de calor através da amostra é igual ao pulso de calor imposto, pode-se considerar que a simulação atingiu o regime permanente. Nele, observa-se que a temperatura máxima na superfície quente é de 32,49 °C. Considerando que a relação para calcular o fluxo de calor em regime permanente é

$$q'' = \lambda \cdot \frac{\Delta T}{L} \quad (2.49)$$

A condutividade térmica do componente pode ser calculada como

$$\lambda = \frac{q'' \cdot L}{\Delta T} \quad (2.50)$$

A partir da diferença de temperatura obtida na simulação (17,49 °C) e, considerando os dados de entrada ( $e=0,05 \text{ m}$   $q''=350 \text{ W/m}^2$ ), a condutividade térmica calculada é de 1,00057 W/m K, obtendo-se uma diferença de 0,057% se comparado ao valor de entrada (1,0 W/m K).

Uma análise análoga pode ser feita para o calor específico. Uma vez atingido o regime permanente, é possível calcular a energia (E) necessária para manter o gradiente de temperatura de acordo com a equação 2.51 para cada volume infinitesimal do componente.

$$E = \sum_{i=0}^l \rho \cdot c \cdot T(i) \cdot dV \quad (2.51)$$

Assim, a partir do método apresentado por Guths *et al* (1990), o calor específico pode ser calculado como

$$c = \frac{E}{m \cdot (\bar{T}_2 - T_1)} \quad (2.52)$$

em que m é a massa do componente ( $m=\rho \cdot A \cdot e$ ),  $T_1$  é a temperatura para o estado inicial de equilíbrio isotérmico e  $\bar{T}_2$  é a temperatura como média aritmética do componente no estado final com gradiente térmico. A energia (E) é calculada como a integral das diferenças de fluxo nas superfícies ao longo do tempo

A partir das temperaturas obtidas na simulação ( $T_1 = 15 \text{ °C}$  e  $\bar{T}_2 = 23,74 \text{ °C}$ ), a energia calculada na simulação ( $E = 964,56 \text{ kJ}$ ) e considerando os dados de entrada ( $m = 2200,0 \cdot 1,0 \cdot 0,05 = 110 \text{ kg}$ ), o calor específico calculado é de 1001,6 J/kg K, obtendo-se uma diferença de 0,16% se comparado ao valor de entrada (1000 J/kg K).

## **2.5 Resistência térmica de sensores e contato com o material**

Na prática, para poder registrar a evolução da temperatura e do fluxo de calor é necessário colocar sensores na superfície do componente. Estes sensores representam uma camada de resistência térmica na superfície do componente que pode interferir na observação das variações térmicas que acontecem diretamente nas superfícies. Além dos sensores, o contato entre eles e a superfície do componente pode gerar uma resistência térmica de contato dependendo do material utilizado para fixar os sensores.

Mantendo a discretização utilizada nas simulações anteriores, é possível incluir nas simulações os transdutores de fluxo de calor e diferentes condições de contato para o mesmo

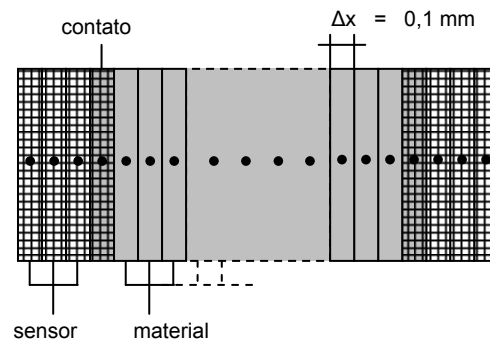
regime transiente. A Tabela 2.1 apresenta as características termofísicas dos sensores e condições de contato simuladas. Estas características foram definidas para representar os sensores que serão utilizados tanto em ensaios de laboratório como em campo, e a condição de contato (resina) utilizada para aderir os sensores à superfície da amostra.

**Tabela 2.1 – Propriedades termofísicas definidas para as camadas de sensor e contato.**

<b>Camada</b>	<b>Material</b>	<b>l [mm]</b>	<b><math>\lambda</math> [W/m K]</b>	<b><math>\rho \cdot c</math> [kJ/m<sup>3</sup> K]</b>
Sensor		0,3	0,5	430,0
	Cerâmico	0,1	1,0	2200,0
Contato	Ar	0,1	0,026	1,0
	Resina	0,1	0,4	1485,0
	Gel	0,1	0,6	4180,0

A Figura 2.7 mostra uma representação das três camadas (sensor/contato/material) definida nas simulações para as duas superfícies. A partir dessa configuração foram simulados os seguintes casos:

- **mat\_mat\_mat** (caso base): em que as três camadas são definidas com o material do componente homogêneo (cerâmico) para representar o componente exclusivamente, sem interferência de sensores e contato;
- **fluxim\_mat\_mat**: em que se considera a camada do transdutor de fluxo de calor, e a camada de contato é definida com as propriedades do material cerâmico para representar o contato ideal entre o sensor e o componente homogêneo;
- **fluxim\_ar\_mat**: em que o sensor é colocado em contato direto com o material cerâmico e as imperfeições na superfície criam uma camada de ar no contato;
- **fluxim\_resina\_mat**: em que o sensor é fixado ao material através de uma resina epóxica (Araldite®);
- **fluxim\_gel\_mat**: em que é aplicada uma camada de gel para melhorar o contato entre o sensor e o material cerâmico (comumente utilizado em ensaios de laboratório).



**Figura 2.7 – Discretização e espessura das camadas de sensor e contato.**

A Figura 2.8 apresenta o perfil de temperaturas no estado final da simulação, em que as condições térmicas atingem o estado estacionário com gradiente térmico para as diferentes combinações de camadas sensor/contato/material. A Figura 2.8 a) apresenta o perfil de temperaturas para as camadas superficiais no lado esquerdo, em que é aplicado o fluxo de calor (superfície quente), enquanto a Figura 2.8 b) apresenta o perfil de temperaturas para as camadas superficiais no lado em que existe a condição isotérmica (superfície fria).

Comparando com o caso base (mat\_mat\_mat), observa-se que a inclusão de sensores e contato deslocam o gradiente de temperatura no interior do componente, sem mudar a inclinação do gradiente. Isto ocorre pois a condutividade térmica dos sensores e dos materiais no contato é menor que a condutividade térmica do material cerâmico, o que representa um aumento da resistência térmica nas camadas superficiais.

O uso de sensores em contato ideal ou com gel ou resina na camada de contato produzem resultados semelhantes, observando-se um deslocamento de até  $0,26 \text{ }^\circ\text{C}$  para o caso da resina na camada de contato. Como a condutividade térmica do ar é 38,5 vezes menor que a condutividade térmica do material cerâmico, a camada de ar não só produz o maior deslocamento do gradiente de temperatura no interior do componente, como também gera um importante gradiente de temperatura entre os sensores e a superfície do componente.

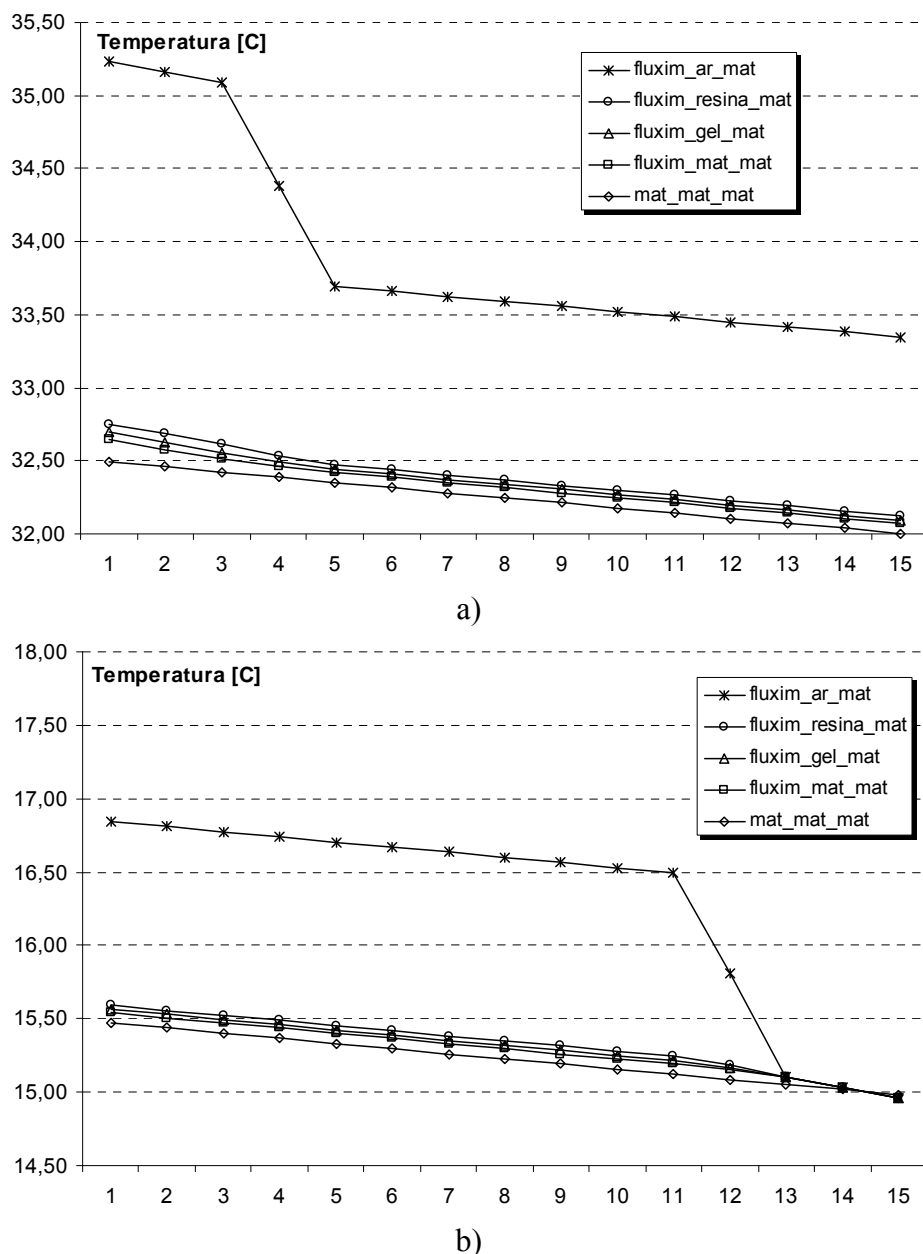


Figura 2.8 – Perfil de temperaturas na superfície quente (a) e na superfície fria (b).

Dado que a temperatura na superfície fria é uma condição de contorno imposta, os sensores e o material de contato aumentam a diferença de temperatura entre as superfícies do componente ( $\Delta T$ ), o que acaba gerando diferenças no valores das propriedades termofísicas calculadas a partir das equações 2.50 e 2.52.

A Tabela 2.2 apresenta as diferenças calculadas para a condutividade térmica em cada caso comparado com o caso base. O caso do contato ideal entre os sensores e o componente apresenta uma diferença de 0,99%. Porém, isto é uma situação teórica. Na prática, não é possível criar uma situação de contato ideal. Se o sensor for colocado diretamente sobre o componente, as imperfeições na superfície formam uma camada de ar no contato e a diferença

na condutividade térmica calculada é de 13,61%. Esta diferença pode ser reduzida para 1,23 e 1,57% quando é aplicado um material (gel ou resina) para melhorar o contato entre os sensores e o componente.

**Tabela 2.2 – Diferenças na condutividade térmica calculada para as diferentes condições de contato.**

	mat_mat_mat	fluxim_mat_mat	fluxim_ar_mat	fluxim_resina_mat	fluxim_gel_mat
$\lambda_{\text{calc}}$ [w/m K]	1,00	0,99	0,86	0,98	0,99
$\Delta \lambda$ [%]		0,99	13,61	1,57	1,23

Para o cálculo do calor específico, as diferenças com o caso base são menores (Tabela 2.3). A maior diferença observada é para o caso com camada de ar, que alcançou uma diferença de 1,55%.

**Tabela 2.3 – Diferenças no calor específico calculado para as diferentes condições de contato.**

	mat_mat_mat	fluxim_mat_mat	fluxim_ar_mat	fluxim_resina_mat	fluxim_gel_mat
$c_{\text{calc}}$ [J/kg K]	1001,6	990,1	986,1	988,8	993,6
$\Delta c$ [%]		1,16	1,55	1,28	0,80

## **2.6 Conclusões do capítulo**

A equação unidimensional de difusão de calor que descreve o fenômeno de condução em um regime transiente (equação 2.1) representa um modelo simplificado do fenômeno. Isto exige que as suposições consideradas estejam presentes nas condições de transferência de calor observadas nos ensaios de laboratório e em campo. Neste sentido, é necessário observar com especial cuidado as condições de fluxo de calor unidirecional e de parâmetros invariáveis ao longo do tempo de ensaio.

Por meio do estudo bibliográfico verificou-se que existem diversas formas de resolver a equação de difusão de calor. Carslaw and Jaeger (1959) apresentam um compilado destas alternativas e Davies (1995) organiza e comenta as opções mais apropriadas para estudar o desempenho térmico de envoltórias construtivas.

Os métodos de solução da equação de difusão de calor observados (tanto no domínio do tempo como no da frequência) são técnicas matemáticas amplamente utilizadas em pesquisas científicas. A solução no domínio da frequência supõe um comportamento periódico no sinal de entrada. O método numérico por diferenças finitas apresenta uma



abordagem mais física do problema e a qualidade de seus resultados depende do detalhe na discretização dos intervalos de tempo e espessura do material.

Os resultados da simulação para um pulso de calor aplicado em um componente cerâmico mostram que, na prática, é importante considerar um material de contato entre o componente e os sensores para reduzir a resistência térmica decorrente das imperfeições na superfície.

### **3 ALGORITMO PARA ESTIMATIVA DE PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS**

Na equação de difusão de calor observa-se que a distribuição de temperaturas (e a transferência de calor) no perfil de um componente construtivo ao longo do tempo é determinada por dois parâmetros: a condutividade térmica ( $\lambda$ ) e a capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c$ ). Assim, resulta interessante fazer o procedimento inverso, observar as variações de temperatura em um componente construtivo para poder determinar suas propriedades termofísicas.

A partir do estudo bibliográfico realizado, o Capítulo 3 apresenta diferentes trabalhos de pesquisa que visam à estimativa de  $\lambda$  e  $\rho \cdot c$  simultaneamente, para depois apresentar o algoritmo desenvolvido junto com a sua validação teórica e uma experiência prévia a partir de um ensaio não destrutivo em campo.

#### ***3.1 Trabalhos realizados para estimar $\lambda$ e $\rho \cdot c$ simultaneamente***

Na revisão bibliográfica foram encontradas experiências anteriores de estimativa tanto no domínio do tempo como da frequência.

Trabalhando com a solução no domínio do tempo, Beck et al (1991), apresentam o programa PROPOR, desenvolvido a partir de técnicas de estimativa de parâmetros. O objetivo dos autores é avaliar as diferenças no desempenho térmico teórico e real para um componente de cobertura composta de material isolante. O algoritmo de estimativa é baseado no método de Crank-Nicolson para obter uma aproximação da solução numérica (diferenças finitas) à equação de difusão de calor. O componente construtivo é submetido a uma situação de laboratório que simula condições climáticas de verão através de um aparelho chamado *Large Scale Climate Simulator*. A temperatura e fluxo de calor são medidos no interior do componente em intervalos de uma hora durante uma semana. Os resultados da estimativa de propriedades termofísicas ( $\lambda$  e  $\rho \cdot c$ ) apresentam resultados satisfatórios, sendo que a diferença na estimativa da capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c$ ) é sempre maior (3,5 – 12,3%) se comparada com a diferença associada à estimativa da condutividade térmica (1,2 – 3,5%).

Outra alternativa para estimar simultaneamente a condutividade térmica ( $\lambda$ ) e a capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c$ ) a partir do domínio do tempo é considerar o componente como um sólido semi-infinito para abordar a equação de difusão de calor. Esta consideração permite caracterizar o sólido por uma única superfície (e condição de contorno), apresentando uma distribuição de temperaturas no perfil do sólido com comportamento exponencial.

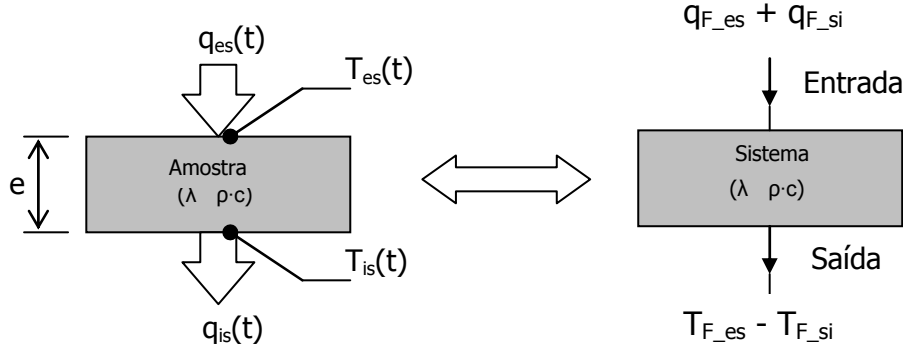
Este princípio é aproveitado por Gustafsson (1990) e Takahashi et al (2004) para desenvolver dispositivos portáteis que permitam determinar as propriedades termofísicas simultaneamente.

Gustafsson (1990) desenvolveu um dispositivo para estimar a condutividade térmica ( $\lambda$ ) junto com a difusividade térmica ( $\lambda/\rho \cdot c$ ) chamado de *Transient Plane Source* (TPS). O equipamento consiste em uma fina camada (10  $\mu\text{m}$ ) de níquel que funciona como resistência aquecedora (impondo um pulso de corrente elétrica) e como sensor de temperatura, uma vez que o aumento de temperatura pode ser deduzido a partir das variações na resistência elétrica. A publicação apresenta a aplicação do equipamento em um material cerâmico (Cecorite 130P) para diferentes ensaios com duração de 50 segundos cada um. O autor indica que os resultados obtidos apresentam variações de 3% para a condutividade térmica e de 7% para a difusividade térmica se comparados aos valores recomendados para esse material.

O equipamento apresentado por Takahashi et al (2004) permite determinar a condutividade térmica ( $\lambda$ ) e a efusividade térmica ( $(\lambda \cdot \rho \cdot c)^{1/2}$ ) a partir de um ensaio não destrutivo. O equipamento consiste principalmente em um termopar Tipo E pré-aquecido a uma temperatura de 20 °C acima da temperatura ambiente e colocado em contato com a superfície do material a medir através de um sistema de molas, para registrar a queda de temperatura no sensor ao longo do tempo. Cada ensaio supõe um tempo breve de medição (10 segundos), e, utilizando a solução de sólido homogêneo semi-infinito, é possível estimar as propriedades termofísicas do material.

Estes dois últimos métodos apresentam vantagens pois requerem pouco tempo de ensaio, não exigem planicidade de uma superfície ampla (50 – 200 mm) e podem ser aplicados em diferentes materiais como vidros, plásticos, cerâmicos e metais. Porém, a suposição de um material semi-infinito no algoritmo de estimativa limita o estudo de componentes às primeiras camadas de superfície (10 – 15 mm).

No domínio da frequência, a matriz de transferência de calor apresentada na equação (2.41) é apropriada ao tratamento de problemas de condução de calor na forma de um sistema de entrada e saída de sinais (Figura 3.1).



**Figura 3.1 – Modelo térmico equivalente utilizado no domínio da frequência.**

Esta transformação para um sistema de entrada e saída de sinais permite trabalhar com o conceito de impedância, que integra as oscilações de temperatura e fluxo de calor nas duas superfícies em um único parâmetro. Guimarães *et al.* (1993) utilizam a impedância generalizada no domínio da frequência (equação 3.1) sujeita a um sinal de entrada (denominador), que corresponde à soma dos fluxos de calor superficial, e um sinal de saída (numerador), que corresponde à diferença de temperaturas superficiais.

$$Z(\omega) = \frac{\Delta T_F}{\Sigma q_F''} = \frac{T_{F\_SE} - T_{F\_SD}}{q_{F\_SE}'' + q_{F\_SD}''} = \frac{A - 1}{C} \quad (3.1)$$

Substituindo as equações 2.36 e 2.38 na equação 3.1

$$Z(\omega) = \frac{\cosh(k \cdot l \cdot (1 + i)) - 1}{\lambda \cdot k \cdot (1 + i) \cdot \sinh(k \cdot l \cdot (1 + i))} \quad (3.2)$$

Uma vez que  $Z(\omega)$  é um número complexo, a impedância é definida em módulo ( $|Z(\omega)|$ ) e fase ( $\Psi_z(\omega)$ ) como

$$|Z(\omega)| = \frac{\sqrt{2}}{2 \cdot \lambda \cdot k} \cdot \frac{\sqrt{(\cosh(k \cdot l) \cdot \cos(k \cdot l) - 1)^2 + \sinh(k \cdot l)^2 \cdot \sin(k \cdot l)^2}}{\sqrt{\sinh(k \cdot l)^2 \cdot \cos(k \cdot l)^2 + \cosh(k \cdot l)^2 \cdot \sin(k \cdot l)^2}} \quad (3.3)$$

$$\Psi_z(\omega) = \arctan\left(\frac{\sin(k \cdot l) - \sinh(k \cdot l)}{\sin(k \cdot l) + \sinh(k \cdot l)}\right) \quad (3.4)$$

Guimarães *et al.* (1993) apresentam uma aplicação do método da impedância para uma amostra de polythene de 50 mm de espessura e com propriedades termofísicas conhecidas. Os

resultados apresentam uma variação de 3,1% para a condutividade térmica ( $\lambda$ ) e de 1,7% para a difusividade térmica ( $\lambda/\rho \cdot c$ ). Borges et al (2004) aplicam este método em uma amostra de PVC obtendo variações de 1,1% para a condutividade térmica e 1,88% para a difusividade térmica.

Outro parâmetro que combina as propriedades termofísicas do componente ( $\lambda$  e  $\rho \cdot c$ ) é a Capacidade Térmica Efetiva (Effective Heat Capacity, em inglês). Um conceito desenvolvido por Jóhannesson (1981) a partir da solução matricial no domínio da frequência. Este parâmetro representa a parcela da capacidade térmica total de um componente construtivo que participa das trocas de calor superficiais para uma determinada frequência. Formalmente, a Capacidade Térmica Efetiva ( $C_E$ ) é definida a partir dos termos na matriz de transferência de calor (equação 2.42), como

$$C_E = \left| \frac{E + F}{\omega} \right| \quad (3.5)$$

Akander (2000) realiza medições em paredes, coberturas e pisos com diferentes configurações de argila expandida para determinar a capacidade térmica efetiva. Os resultados obtidos nos ensaios mostram desvios significativos entre a capacidade térmica efetiva experimental e a teórica para as frequências mais altas (períodos entre 6 e 60 minutos). Este desvio explica-se pela interferência dos próprios sensores de medição, que subestimam o fluxo de calor entre 10 e 25% nestas frequências. Resultados mais confiáveis são obtidos em frequências baixas, quando o período é maior que 10 horas.

## **3.2 O programa $kC_{\text{térmico}}$**

A partir do método por diferenças finitas, no domínio do tempo, foi desenvolvido o programa  $kC_{\text{térmico}}$  para estimativa de propriedades termofísicas, em parceria com o Laboratório de Meios Porosos e Propriedades Termofísicas (LMPT).

### **3.2.1 Determinação das propriedades termofísicas**

Para um componente homogêneo em que a temperatura e o fluxo de calor são conhecidos em cada superfície, é possível determinar sua condutividade térmica ( $\lambda$ ) e capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c$ ) a partir do método implícito por diferenças finitas.

Considerando uma das condições nas superfícies (temperatura ou fluxo de calor) e definindo um valor para  $\lambda$  e um valor para  $\rho \cdot c$ , é possível simular a distribuição de temperaturas no interior do componente ao longo do tempo para calcular o outro par de condições superficiais (temperatura ou fluxo de calor), e comparar a diferença obtida com os valores conhecidos. Assim, por exemplo, se o usuário estabelece a temperatura na superfície esquerda ( $T_{se}$ ) e o fluxo de calor na superfície direita ( $q_{sd}$ ) como parâmetros conhecidos para definir as condições de contorno, cada simulação calcula as outras duas condições superficiais (no caso,  $q_{se}$  and  $T_{sd}$ ) para compará-las com os valores medidos.

Esta simulação pode ser realizada repetidas vezes a fim de obter uma combinação de diferentes valores para a condutividade térmica e a capacidade térmica volumétrica, visando minimizar a diferença entre os valores calculados e os conhecidos.

No programa  $kC_{\text{térmico}}$ , é utilizado o método de busca exaustiva como algoritmo de otimização para estimar as propriedades termofísicas. Este método requer que seja estabelecida uma faixa de variação e intervalos de teste para a condutividade e a capacidade térmica volumétrica.

Assim, o usuário deve especificar o intervalo de restrições para o algoritmo de otimização definindo um valor máximo e mínimo para cada propriedade térmica ( $\lambda_{\max}$ ,  $\lambda_{\min}$ ,  $\rho \cdot c_{\max}$ , e  $\rho \cdot c_{\min}$ ). O número de simulações para contrastar os valores calculados com os medidos é dado pela discretização de cada propriedade térmica dentro do intervalo ( $\lambda_{\text{step}}$ ,  $\rho \cdot c_{\text{step}}$ ).

As equações de solução para diferenças finitas serão utilizadas para cada combinação de condutividade e capacidade térmica volumétrica, dentro do intervalo definido pelo usuário, estabelecendo como propriedades do material aquela combinação que apresentar a menor diferença entre os mínimos quadrados de valores calculados e valores medidos (3.6 e 3.7).

$$\Delta T_s = \sum_{i=5}^{i=P} \sqrt{(T_s(i)_{\text{medido}} - T_s(i)_{\text{calculado}})^2} \quad (3.6)$$

$$\Delta q''_s = \sum_{i=5}^{i=P} \sqrt{(q''_s(i)_{\text{medido}} - q''_s(i)_{\text{calculado}})^2} \quad (3.7)$$

No método por diferenças finitas apresentado no item 2.2, os pontos extremos do componente (0 e  $n+1$ ) são considerados como pontos virtuais para realizar os cálculos. Desta forma, as condições térmicas em cada superfície ( $T_{SE}$ ,  $T_{SD}$ ,  $q''_{SE}$  e  $q''_{SD}$ ) são calculadas como

$$T_{SE} = \frac{T_0 + T_1}{2} \quad (3.8)$$

$$q_{SE}'' = \lambda \cdot \frac{T_0 - T_1}{\Delta x} \quad (3.9)$$

$$T_{SD} = \frac{T_n + T_{n+1}}{2} \quad (3.10)$$

$$q_{SD}'' = \lambda \cdot \frac{T_n - T_{n+1}}{\Delta x} \quad (3.11)$$

Nas simulações, os primeiros intervalos de tempo podem apresentar diferenças importantes entre os valores calculados e medidos devido às condições iniciais definidas pelo usuário. Para evitar uma distorção na diferença final calculada e um desvio nas propriedades termofísicas estimadas, os 5 primeiros intervalos de simulação não são considerados no cálculo de mínimos quadrados (equações 3.6 e 3.7).

### 3.2.2 Dados de entrada

Conforme mencionado no item anterior, o usuário precisa inserir um intervalo de variação para as propriedades termofísicas a estimar. Além disso, é necessário que o usuário confeccione um arquivo de texto (\*.txt) com as condições superficiais registradas no ensaio. O arquivo deve conter colunas separadas por ponto e vírgula contendo as informações de Data, tempo acumulado, densidade de fluxo de calor nas duas superfícies e temperaturas superficiais.

A interface do programa também permite definir diferentes condições iniciais e de contorno para as simulações (Figura 3.2).

Nas condições iniciais, o usuário pode escolher definir uma temperatura para ser considerada como a temperatura inicial distribuída uniformemente em todos os pontos do componente. A outra opção para definir a condição inicial permite que o programa estabeleça uma única temperatura para todo o componente de acordo com as temperaturas superficiais no primeiro intervalo de tempo inseridas no arquivo de texto como

$$T_i = \frac{T_{SE} + T_{SD}}{2} \quad (3.12)$$

As condições de contorno para a simulação são definidas na interface do programa, selecionando um parâmetro térmico (temperatura ou fluxo de calor) para cada superfície. De acordo com a opção do usuário, o programa utiliza as equações 2.15 – 2.24 para estabelecer as condições de contorno e resolver o sistema de equações de diferenças finitas.

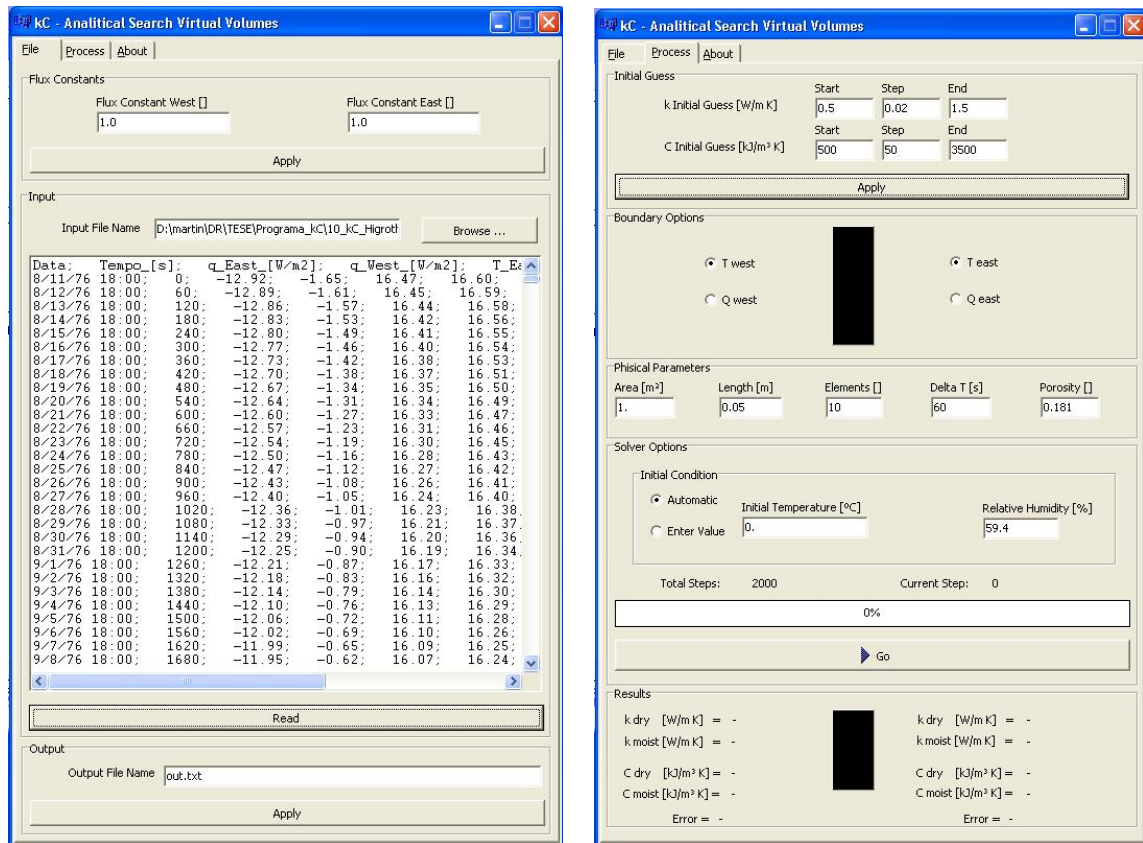


Figura 3.2 – Interface gráfica do programa kC.

Os parâmetros de discretização do componente e do tempo para as simulações também devem ser estabelecidas na interface do programa  $kC_{\text{térmico}}$ . Para a discretização do componente, o usuário precisa definir o número de elementos ( $n_e$ ) em que será dividida a espessura ( $l$ ) do componente. Assim, cada volume infinitesimal do componente possui uma espessura ( $dx$ ) calculada como

$$dx = \frac{l}{n_e} \quad (3.13)$$

Para a discretização dos intervalos de tempo de simulação, o usuário pode definir um valor ( $\Delta t$ ), em segundos, menor que o intervalo de tempo ( $\Delta t_{\text{med}}$ ) utilizado para registrar as condições superficiais no ensaio. Neste caso, as simulações são realizadas considerando a discretização definida pelo usuário e, em cada intervalo de tempo, as condições de



temperatura e fluxo de calor nas superfícies são interpoladas linearmente de acordo com intervalo de tempo de registro (equações 3.14 e 3.15)

$$T_j = (T(\Delta t_{med} + 1) - T(\Delta t_{med})) \cdot \frac{n \cdot \Delta t}{\Delta t_{med}} + T(\Delta t_{med}) \quad (3.14)$$

$$q''_j = (q''(\Delta t_{med} + 1) - q''(\Delta t_{med})) \cdot \frac{n \cdot \Delta t}{\Delta t_{med}} + q''(\Delta t_{med}) \quad (3.15)$$

### 3.2.3 Resultados fornecidos

Para cada superfície, o programa apresenta os seguintes resultados:

- condutividade térmica do componente (W/m K);
- capacidade térmica volumétrica do componente (kJ/m<sup>3</sup> K);
- diferença mínima (W/m<sup>2</sup> ou C, dependendo das condições de contorno), para cada combinação de  $\lambda$  e  $\rho \cdot c$ .

Como informação adicional, o programa também fornece a data e hora de início e término da simulação e tempo total, em segundos, de processamento.

### 3.3 Estimativa a partir de componentes harmônicos

Para avaliar os resultados fornecidos pelo programa  $kC_{\text{térmico}}$ , foram realizados testes usando a solução analítica no domínio da frequência (equação 2.42) para gerar dados periódicos de fluxo de calor superficial a partir de oscilações de temperatura superficial. Estes dados serão usados como condições de contorno no algoritmo para diferentes materiais comumente usados na construção (Tabela 3.1), visando cobrir uma ampla faixa de valores nas propriedades termofísicas (ABNT-2, 2005).

Tabela 3.1 – Propriedades termofísicas dos componentes considerados nos testes do programa  $kC$ .

Material	l [mm]	$\lambda$ [W/m K]	$\rho \cdot c$ [kJ/m <sup>3</sup> K]
Aço	25,0	55,00	3588,0
Argamassa	50,0	1,00	2200,0
Madeira	50,0	0,15	804,0
Poliuretano	25,0	0,03	58,5
Tijolo maciço	90,0	0,90	1472,0

Para evitar a possibilidade de encontrar mínimos locais como resultado final, as estimativas para todos os casos começam com uma primeira tentativa, utilizando um mesmo intervalo de restrições para o algoritmo de otimização. Este intervalo é determinado com base nos materiais definidos para as simulações (Tabela 3.2). A partir dos resultados obtidos nesta primeira estimativa, serão realizadas outras estimativas com um intervalo de restrições reduzido a fim de detalhar o valor das propriedades termofísicas.

**Tabela 3.2 – Intervalo definido para a estimativa inicial de propriedades termofísicas.**

	$\lambda$ [W/m K]	$\rho \cdot c$ [kJ/m <sup>3</sup> K]
Mínimo	0,1	50
Máximo	80,1	4000

A partir desta solução analítica, foram gerados dados de fluxos de calor e temperatura superficial para duas condições de contorno na temperatura interna: a isoterma ( $|T_{F\_SI}|=0$ ) e a correspondente com a oscilação externa ( $\psi T_{F\_SI} = \psi T_{F\_SE}$ ). Para cada uma das condições foram testados diferentes valores de amplitude e frequência para as temperaturas superficiais.

As duas condições para a temperatura interna, assim como os valores nas amplitudes e períodos de oscilação, foram definidos visando representar os componentes harmônicos do sinal natural (WEBER ET AL, 2005, PAFAFFEROTT ET AL, 2005, DEFER ET AL, 2002, ORDENES ET AL, 2008). Assim, as diferenças de estimativa obtidas na avaliação teórica possibilitam uma aproximação às possíveis fontes de incertezas associadas a cada propriedade térmica.

Neste sentido, os componentes harmônicos podem ser analisados cada um de forma independente e de forma aditiva, na tentativa de representar um dia real.

### 3.3.1 Componentes harmônicos independentes

A Tabela 3.3 apresenta os diferentes casos simulados para as duas condições de contorno, detalhando a amplitude de temperatura superficial externa e interna ( $A_e$  e  $A_i$ ) e o período para cada uma delas ( $P_e$  e  $P_i$ ).

Na análise de componentes harmônicos independentes, os casos apresentados na Tabela 3.3 foram simulados individualmente começando pela argamassa, pois é o material com que se trabalhou nos ensaios de laboratório e em campo. A Figura 3.3 apresenta como

exemplo as oscilações de temperatura a) e fluxo de calor superficial b) para o caso IsoTerm\_1024. Para este caso em particular, o componente de argamassa com 50 mm de espessura apresenta um amortecimento de  $2,6 \text{ W/m}^2$  e atraso de 0,76 horas para o fluxo de calor interno, em função das oscilações de calor externo.

**Tabela 3.3 – Condições de contorno usadas para componentes harmônicos independentes.**

		<b>A<sub>e</sub></b> <b>[°C]</b>	<b>P<sub>e</sub></b> <b>[h]</b>	<b>A<sub>i</sub></b> <b>[°C]</b>	<b>P<sub>i</sub></b> <b>[h]</b>
T <sub>F_SI</sub>  =0	IsoTerm_1524	15,0	24,0	0,0	24,0
	IsoTerm_1024	10,0	24,0	0,0	24,0
	IsoTerm_0524	5,0	24,0	0,0	24,0
	IsoTerm_0512	5,0	12,0	0,0	12,0
	IsoTerm_0508	5,0	8,0	0,0	8,0
	IsoTerm_0506	5,0	6,0	0,0	6,0
	IsoTerm_0504	5,0	4,8	0,0	4,8
ψT <sub>F_SI</sub> =ψT <sub>F_SE</sub>	IsoArg_1524_1224	15,0	24,0	12,0	24,0
	IsoArg_1024_0724	10,0	24,0	7,0	24,0
	IsoArg_0712_0512	7,0	12,0	5,0	12,0
	IsoArg_0512_0312	5,0	12,0	3,0	12,0
	IsoArg_0308_0208	3,0	8,0	2,0	8,0
	IsoArg_0306_0206	3,0	6,0	2,0	6,0
	IsoArg_0304_0204	3,0	4,8	2,0	4,8

A Tabela 3.4 apresenta os resultados obtidos em cada superfície (esquerda e direita) para a condutividade térmica ( $\lambda_e$  e  $\lambda_d$ ) e para a capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c_e$  e  $\rho \cdot c_d$ ), usando o componente de argamassa. Nos resultados, observou-se que as menores diferenças nas funções de mínimos quadrados eram obtidas a partir das condições de temperatura superficial imposta nas duas camadas superficiais. Assim, as estimativas apresentadas na Tabela 3.4 são decorrentes das condições de contorno T<sub>se</sub> e T<sub>sd</sub>.

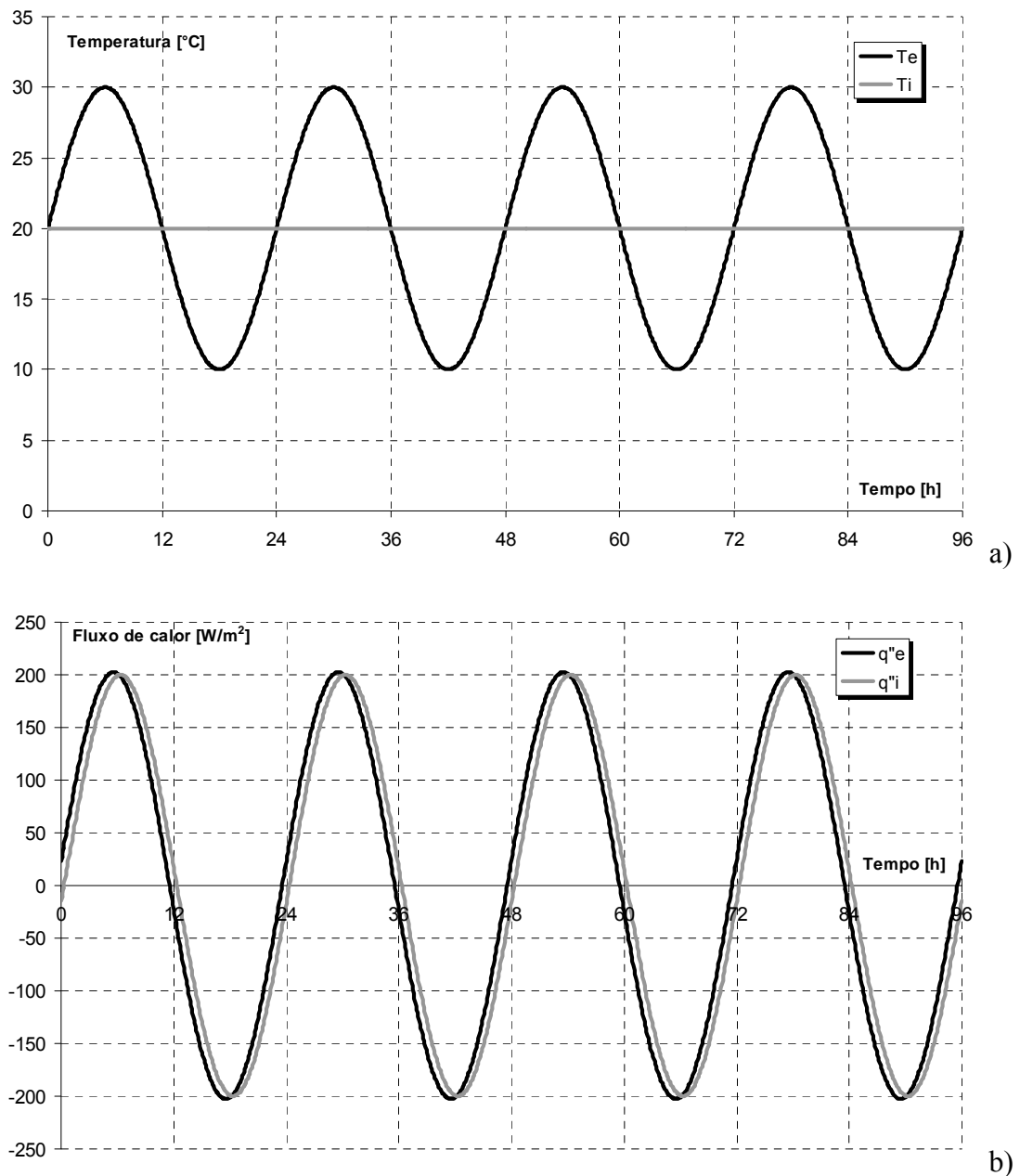


Figura 3.3 - Temperatura a) e fluxo de calor superficial b) para o caso IsoTerm\_1024.

Uma primeira observação nos resultados obtidos refere-se às diferenças entre as estimativas da condutividade térmica ( $\lambda$ ) e da capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c$ ). Considerando os 14 casos simulados com o mesmo peso e as estimativas obtidas em cada superfície, a diferença ( $\Delta$ ) média para  $\lambda$  é de 2,3%, enquanto para  $\rho \cdot c$  é de 11,0%. A estimativa de  $\lambda$  apresenta um comportamento mais estável tanto nas simulações isotérmicas como nas simulações em que a temperatura interna é correspondente à oscilação externa, mantendo uma diferença de 0,0% para 78,5% dos casos. Por outro lado, a estimativa de  $\rho \cdot c$  apresenta diferenças importantes entre as duas condições de contorno na temperatura interna,

mantendo uma diferença mais estável (15,9%) apenas para os casos com condição isotérmica na superfície interna.

**Tabela 3.4 – Propriedades termofísicas obtidas para o componente de argamassa.**

	$\lambda_e$	$\Delta_{\lambda_e}$	$\lambda_d$	$\Delta_{\lambda_d}$	$\rho \cdot c_e$	$\Delta_{\rho \cdot c_e}$	$\rho \cdot c_d$	$\Delta_{\rho \cdot c_d}$
	[W/m K]	[%]	[W/m K]	[%]	[kJ/m <sup>3</sup> K]	[%]	[kJ/m <sup>3</sup> K]	[%]
IsoTerm_1524	1,0	0,0	1,0	0,0	2560	16,4	2580	17,3
IsoTerm_1024	1,0	0,0	1,0	0,0	2560	16,4	2580	17,3
IsoTerm_0524	1,0	0,0	1,0	0,0	2560	16,4	2580	17,3
IsoTerm_0512	1,0	0,0	1,0	0,0	2560	16,4	2580	17,3
IsoTerm_0508	1,0	0,0	1,0	0,0	2550	15,9	2580	17,3
IsoTerm_0506	1,0	0,0	1,0	0,0	2550	15,9	2570	16,8
IsoTerm_0504	1,0	0,0	1,0	0,0	2550	15,9	2570	16,8
IsoArg_1524_1224	1,0	0,0	1,0	0,0	2180	0,9	2190	0,5
IsoArg_1024_0724	1,0	0,0	1,0	0,0	2170	1,4	2180	0,9
IsoArg_0712_0512	1,0	0,0	1,0	0,0	2170	1,4	2170	1,4
IsoArg_0512_0312	1,0	0,0	1,0	0,0	2160	1,8	2170	1,4
IsoArg_0308_0208	1,1	10,0	1,0	0,0	2120	3,6	2130	3,2
IsoArg_0306_0206	1,1	10,0	1,1	10,0	2140	2,7	2100	4,5
IsoArg_0304_0204	1,2	20,0	1,2	15,0	1530	30,5	1550	29,5

Uma observação comum para as duas propriedades termofísicas é que para a condição  $\psi_{TF\_SI} = \psi_{TF\_SE}$  (casos IsoArg), comumente encontrada em condições em campo só com sinal natural, os componentes harmônicos com períodos mais curtos e amplitudes menores geram diferenças maiores na estimativa das propriedades termofísicas. Para os períodos de 8,0 e 6,0 horas, com amplitudes de 3,0 e 2,0 °C, as diferenças obtidas na estimativa de  $\lambda$  são de 10,0%, e de 3,5% na estimativa de  $\rho \cdot c$ . Para a simulação com período de 4,8 horas e amplitudes de 3,0 e 2,0 °C (IsoArg\_0304\_0204), as diferenças na estimativa de  $\lambda$  são de 15,0 - 20,0%, e de 30,0% para a estimativa de  $\rho \cdot c$ .

De forma geral, é possível afirmar que, tanto para as simulações isotérmicas como para as simulações em que a temperatura interna é correspondente com a oscilação externa, as maiores e menores diferenças foram obtidas para as condições de contorno com amplitudes e períodos de oscilação extremos.

Assim, para os outros materiais considerados na validação analítica, foram simulados apenas os casos com condições de contorno extremas (IsoTerm\_1524, IsoTerm\_0504, IsoArg\_1524\_1224 e IsoArg\_0304\_0204), considerando que o resto dos casos apresentaram valores intermediários.

A Tabela 3.5 apresenta os resultados obtidos para o tijolo maciço. O comportamento dos resultados é análogo ao observado para a argamassa. As menores diferenças nas funções de mínimos quadrados foram observadas para as condições de contorno  $T_{se}$  e  $T_{sd}$  e as simulações com períodos mais curtos e amplitudes menores geram diferenças maiores na estimativa das propriedades termofísicas. As maiores diferenças foram observadas nas simulações com período de 4,8 horas, em que a diferença média (entre a superfície esquerda e direita) na estimativa de  $\lambda$  é de 19,4%, e de 12,9% para a estimativa de  $\rho \cdot c$ .

**Tabela 3.5 – Propriedades termofísicas obtidas para o componente de tijolo maciço.**

	$\lambda_e$ [W/m K]	$\Delta_{\lambda_e}$ [%]	$\lambda_d$ [W/m K]	$\Delta_{\lambda_d}$ [%]	$\rho \cdot c_e$ [kJ/m <sup>3</sup> K]	$\Delta_{\rho \cdot c_e}$ [%]	$\rho \cdot c_d$ [kJ/m <sup>3</sup> K]	$\Delta_{\rho \cdot c_d}$ [%]
IsoTerm_1524	0,90	0,0	0,90	0,0	1570	6,8	1560	6,1
IsoTerm_0504	0,90	0,0	0,90	0,0	1570	6,8	1560	6,1
IsoArg_1524_1224	0,90	0,0	0,90	0,0	1470	0,0	1480	0,7
IsoArg_0304_0204	0,70	22,2	0,75	16,7	1270	13,6	1290	12,2

Para o componente de madeira, os resultados são similares (Tabela 3.6). Porém, como as propriedades termofísicas da madeira têm valores menores se comparados aos da argamassa e tijolo maciço, as diferenças na estimativa são traduzidas em uma variação percentual maior. A maior diferença observada é de 66,7% para a condutividade térmica e de 44,0% para a capacidade térmica volumétrica.

**Tabela 3.6 – Propriedades termofísicas obtidas para o componente de madeira.**

	$\lambda_e$ [W/m K]	$\Delta_{\lambda_e}$ [%]	$\lambda_d$ [W/m K]	$\Delta_{\lambda_d}$ [%]	$\rho \cdot c_e$ [kJ/m <sup>3</sup> K]	$\Delta_{\rho \cdot c_e}$ [%]	$\rho \cdot c_d$ [kJ/m <sup>3</sup> K]	$\Delta_{\rho \cdot c_d}$ [%]
IsoTerm_1524	0,15	0,0	0,15	0,0	850	5,7	830	3,2
IsoTerm_0504	0,15	0,0	0,15	0,0	850	5,7	830	3,2
IsoArg_1524_1224	0,15	0,0	0,15	0,0	800	0,5	800	0,5
IsoArg_0304_0204	0,05	66,7	0,07	53,3	450	44,0	490	39,1

Como foi observado nas estimativas com argamassa, tijolo maciço e madeira, os resultados para a condutividade térmica apresentam valores mais próximos a aqueles definidos previamente para cada material, se comparados aos resultados obtidos para a capacidade térmica volumétrica. Isto mostra como o algoritmo de estimativa no programa  $kC_{\text{térmico}}$  é mais preciso na determinação de  $\lambda$ .

A Tabela 3.7 apresenta os resultados obtidos para o componente de aço. As menores diferenças nas funções de mínimos quadrados continuam sendo observados nas condições de

contorno  $T_{se}$  e  $T_{sd}$ , e as simulações com períodos mais curtos e amplitudes menores geram diferenças maiores na estimativa das propriedades termofísicas. Porém, as diferenças na estimativa de  $\rho \cdot c$  aparecem acentuadas (70-100%). As maiores diferenças na estimativa de  $\lambda$  foram observadas nas simulações com período de 4,8 horas (67,3% em média).

**Tabela 3.7 – Propriedades termofísicas obtidas para o componente de aço.**

	$\lambda_e$ [W/m K]	$\Delta_{\lambda_e}$ [%]	$\lambda_d$ [W/m K]	$\Delta_{\lambda_d}$ [%]	$\rho \cdot c_e$ [kJ/m <sup>3</sup> K]	$\Delta_{\rho \cdot c_e}$ [%]	$\rho \cdot c_d$ [kJ/m <sup>3</sup> K]	$\Delta_{\rho \cdot c_d}$ [%]
IsoTerm_1524	55,0	0,0	55,0	0,0	1000	72,1	950	73,5
IsoTerm_0504	55,0	0,0	55,0	0,0	1000	72,1	950	73,5
IsoArg_1524_1224	55,0	0,0	55,0	0,0	1000	72,1	1100	69,3
IsoArg_0304_0204	16,0	70,9	20,0	63,6	5	99,9	5	99,9

Para o componente de poliuretano, a baixa condutividade térmica (0,03 W/m K) também dificulta a estimativa da capacidade térmica volumétrica, apresentando inclusive problemas de mínimo local no caso IsoTerm\_0504 em que a estimativa de  $\rho \cdot c$  sai do valor de restrição superior definido em 4000 kJ/m<sup>3</sup> K (Tabela 3.8).

**Tabela 3.8 – Propriedades termofísicas obtidas para o componente de poliuretano.**

	$\lambda_e$ [W/m K]	$\Delta_{\lambda_e}$ [%]	$\lambda_d$ [W/m K]	$\Delta_{\lambda_d}$ [%]	$\rho \cdot c_e$ [kJ/m <sup>3</sup> K]	$\Delta_{\rho \cdot c_e}$ [%]	$\rho \cdot c_d$ [kJ/m <sup>3</sup> K]	$\Delta_{\rho \cdot c_d}$ [%]
IsoTerm_1524	0,03	0,0	0,03	0,0	35	40,1	40	31,6
IsoTerm_0504	0,01	66,7	0,02	33,3	4000	6743,5	4000	6743,5
IsoArg_1524_1224	0,03	0,0	0,03	0,0	55	5,9	60	2,7
IsoArg_0304_0204	0,03	0,0	0,03	0,0	55	5,9	60	2,7

De forma geral, os resultados dos testes com a solução analítica no domínio da frequência (equação 2.42) apresentam uma estimativa certa para a condutividade térmica nos casos com períodos de oscilação acima de 4,8 horas. Com relação à estimativa da capacidade térmica volumétrica, as estimativas para os casos com períodos de oscilação maiores a 4,8 horas apresentam discrepâncias de 16,4% para a argamassa, 6,8% para o tijolo maciço, 5,7% para a madeira, 73,5% para o aço e 40,1% para o poliuretano.

### 3.3.2 Componentes harmônicos integrados

O sinal periódico de temperatura em cada superfície pode ser definido como um somatório de oscilações com diferentes períodos. No caso do sinal natural, os principais componentes harmônicos correspondem aos períodos apresentados na Tabela 3.3.

Como foi apresentado nos resultados para os componentes harmônicos independentes (item 3.3.1), as oscilações com períodos curtos geram imprecisão na estimativa do programa  $kC_{\text{térmico}}$ . Assim, é necessário avaliar a influência que as oscilações de períodos curtos têm no somatório de diferentes componentes harmônicos no procedimento de estimar as propriedades termofísicas.

A Tabela 3.9 apresenta a amplitude (Amp) e o atraso (Atrs) de oscilação para cada um dos componentes harmônicos usados nas simulações das condições superficiais. Estes valores foram determinados a partir dos valores observados em campo com uma amostra de argamassa (ORDENES, 2008).

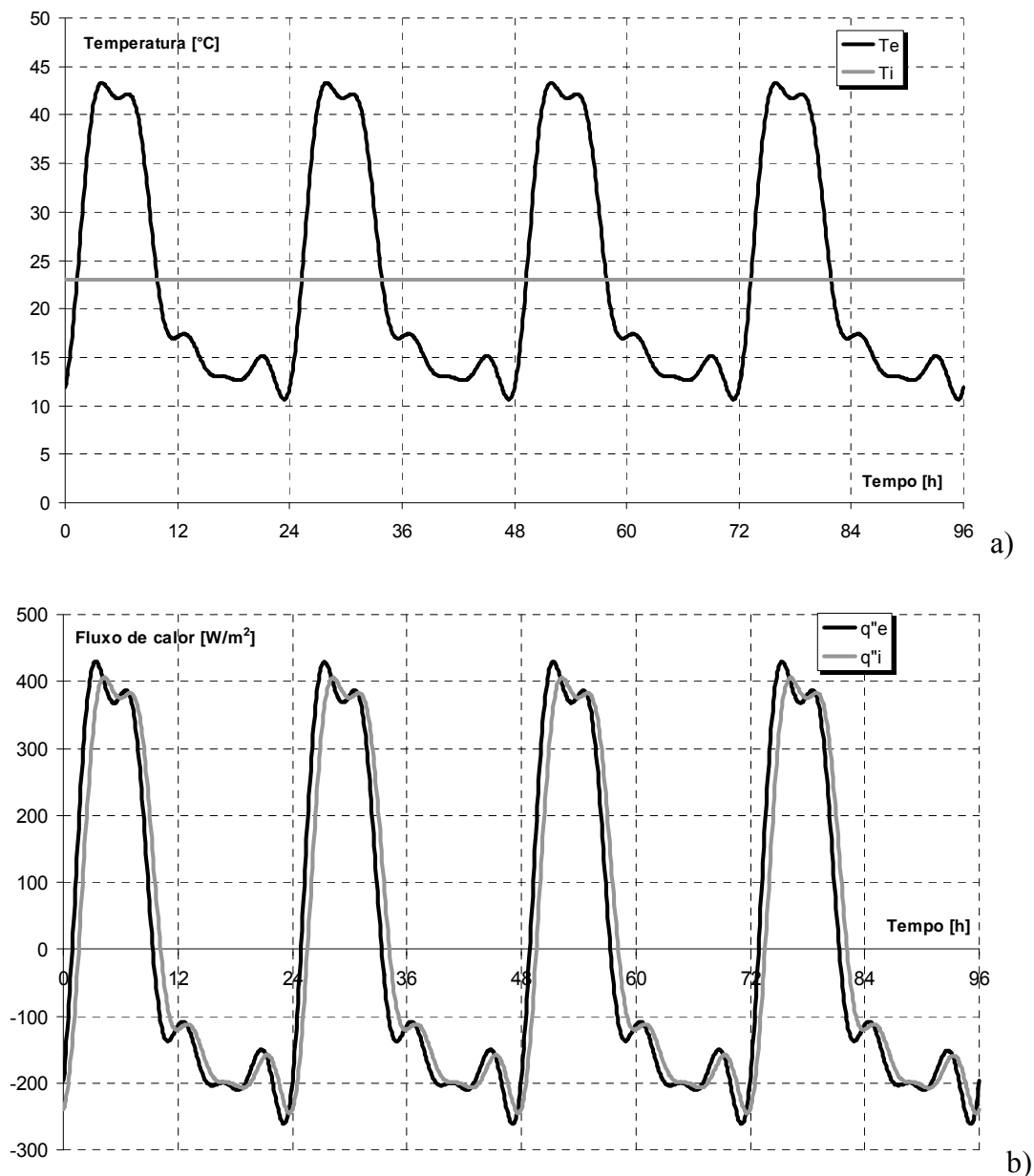
**Tabela 3.9 – Amplitude e atraso para os componentes harmônicos integrados.**

	Amp_T <sub>ext</sub>	Atrs_T <sub>ext</sub>	Amp_T <sub>int</sub>	Atrs_T <sub>int</sub>
	[C]	[h]	[C]	[h]
P = 24,0 [h]	14,81	-0,19	11,02	0,37
P = 12,0 [h]	6,78	2,35	4,81	2,72
P = 8,0 [h]	1,98	2,55	1,47	2,55
P = 6,0 [h]	2,43	1,01	1,84	1,18
P = 4,8 [h]	1,88	1,66	1,39	1,85

A avaliação das simulações com componentes harmônicos integrados foi realizada para os materiais argamassa e tijolo maciço porque os ensaios desenvolvidos posteriormente em laboratório e em campo foram realizados com uma amostra de material cerâmico.

A Figura 3.4 apresenta como exemplo as oscilações de temperatura a) e fluxo de calor superficial b) para o caso que considera todos os componentes harmônicos nas oscilações de temperatura superficial externa e uma condição isotérmica na superfície interna (caso IsoTerm\_24\_12\_08\_06\_04) aplicados no componente de argamassa.





**Figura 3.4 - Temperatura a) e fluxo de calor superficial b) para o caso Dia\_IsoTerm\_24\_12\_08\_06\_04 simulado com argamassa.**

Para este caso em particular (Figura 3.4), o componente de argamassa com 50 mm de espessura apresenta o amortecimento e o atraso no fluxo de calor interno em função das oscilações de calor externo para cada um dos componentes harmônicos (Tabela 3.10).

A Tabela 3.11 apresenta os resultados obtidos em cada superfície (esquerda e direita) para a condutividade térmica ( $\lambda_e$  e  $\lambda_d$ ) e para a capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c_e$  e  $\rho \cdot c_d$ ) usando o componente de argamassa. Nos cálculos de estimativa, observou-se que as menores diferenças nas funções de mínimos quadrados eram obtidas a partir das condições de

temperatura superficial imposta nas duas camadas superficiais. Assim, as estimativas apresentadas na Tabela 3.11 são decorrentes das condições de contorno  $T_{se}$  e  $T_{sd}$ .

**Tabela 3.10 – Amortecimento e atraso obtido no fluxo de calor interno para o caso Dia\_IsoTerm\_24\_12\_08\_06\_04 simulado com argamassa.**

	Amortecimento [W/m <sup>2</sup> ]	Atraso [h]
P = 24,0 [h]	3,92	0,76
P = 12,0 [h]	7,04	0,74
P = 8,0 [h]	4,50	0,72
P = 6,0 [h]	9,35	0,69
P = 4,8 [h]	10,78	0,66

**Tabela 3.11 - Propriedades termofísicas obtidas para o componente de argamassa.**

	$\lambda_e$ [W/mK]	$\Delta_{\lambda_e}$ [%]	$\lambda_d$ [W/mK]	$\Delta_{\lambda_d}$ [%]	$\rho \cdot c_e$ [kJ/m <sup>3</sup> K]	$\Delta_{\rho \cdot c_e}$ [%]	$\rho \cdot c_d$ [kJ/m <sup>3</sup> K]	$\Delta_{\rho \cdot c_d}$ [%]
IsoTerm_24	1,00	0,0	1,00	0,0	2560	16,4	2580	17,3
IsoTerm_24_12	1,00	0,0	1,00	0,0	2570	16,8	2580	17,3
IsoTerm_24_12_08	1,00	0,0	1,00	0,0	2580	17,3	2590	17,7
IsoTerm_24_12_08_06	1,00	0,0	1,00	0,0	2580	17,3	2590	17,7
IsoTerm_24_12_08_06_04	1,00	0,0	1,00	0,0	2590	17,7	2590	17,7
IsoArg_24	1,00	0,0	1,00	0,0	2180	0,9	2190	0,5
IsoArg_24_12	1,00	0,0	1,00	0,0	2180	0,9	2190	0,5
IsoArg_24_12_08	1,00	0,0	1,00	0,0	2180	0,9	2190	0,5
IsoArg_24_12_08_06	1,00	0,0	1,00	0,0	2180	0,9	2190	0,5
IsoArg_24_12_08_06_04	1,00	0,0	1,00	0,0	2180	0,9	2190	0,5

Para a condutividade térmica, observa-se que as diferenças de estimativa decorrentes dos componentes harmônicos de períodos curtos (8,0 - 4,8 horas) estão na faixa de 10 – 20% quando os componentes são considerados individualmente (Tabela 3.4). Porém, como mostra a Tabela 3.11, as diferenças são diluídas quando estes componentes harmônicos curtos são integrados aos componentes de 24 e 12 horas.

Uma situação análoga pode ser observada para a capacidade térmica volumétrica, em que a soma de componentes harmônicos mais curtos não influencia significativamente os resultados obtidos com a simulação de 24 horas. Porém, a diferença média de estimativa para esta propriedade térmica é de 17,3% para a condição de isoterma interna (IsoTerm) e de 0,7% para os casos em que a temperatura interna é correspondente com a oscilação externa de temperatura (IsoArg).

Os resultados para o componente de tijolo são apresentados na Tabela 3.12. Nela observa-se um comportamento análogo à estimativa realizada para o componente de

argamassa. A diferença média na estimativa da condutividade térmica com o componente harmônico de 4,8 horas considerado independentemente é de 19,4% (Tabela 3.5). No entanto, quando este componente harmônico é integrado aos outros períodos (24, 12, 8 e 6 horas), a oscilação dominante continua sendo aquela com o período de 24 horas e a estimativa da condutividade térmica mantém a diferença deste componente harmônico testado individualmente (0,0%).

Para a capacidade térmica volumétrica, o componente harmônico de 24 horas também constitui a oscilação dominante. Porém, para esta propriedade térmica, a diferença média de estimativa é de 6,7% para a condição de isoterma interna (IsoTerm) e de 0,4% para os casos em que a temperatura interna é correspondente à oscilação externa de temperatura (IsoArg).

**Tabela 3.12 – Propriedades termofísicas obtidas para o componente de tijolo maciço.**

	$\lambda_e$	$\Delta_\lambda_e$	$\lambda_d$	$\Delta_\lambda_d$	$\rho \cdot c_e$	$\Delta_\rho \cdot c_e$	$\rho \cdot c_d$	$\Delta_\rho \cdot c_d$
	[W/mK]	[%]	[W/mK]	[%]	[kJ/m <sup>3</sup> K]	[%]	[kJ/m <sup>3</sup> K]	[%]
IsoTerm_24	0,90	0,0	0,90	0,0	1570	6,8	1560	6,1
IsoTerm_24_12	0,90	0,0	0,90	0,0	1580	7,5	1560	6,1
IsoTerm_24_12_08	0,90	0,0	0,90	0,0	1580	7,5	1560	6,1
IsoTerm_24_12_08_06	0,90	0,0	0,90	0,0	1580	7,5	1560	6,1
IsoTerm_24_12_08_06_04	0,90	0,0	0,90	0,0	1580	7,5	1560	6,1
IsoArg_24	0,90	0,0	0,90	0,0	1470	0,0	1480	0,7
IsoArg_24_12	0,90	0,0	0,90	0,0	1470	0,0	1480	0,7
IsoArg_24_12_08	0,90	0,0	0,90	0,0	1470	0,0	1480	0,7
IsoArg_24_12_08_06	0,90	0,0	0,90	0,0	1470	0,0	1480	0,7
IsoArg_24_12_08_06_04	0,90	0,0	0,90	0,0	1470	0,0	1480	0,7

### ***3.4 Interferência na estimativa causada pela presença de sensores***

Nas simulações realizadas para um componente cerâmico em regime transiente (item 2.5), observou-se que a influência dos sensores adotados é de 0,99% na estimativa da condutividade térmica e de 1,16% na estimativa da capacidade térmica volumétrica.

Para um regime de oscilações periódicas, Carpentier et al (2007) realizam uma simulação no domínio da frequência para avaliar a influência do transdutor de fluxo de calor e da camada de contato na estimativa da impedância para dois tipos de solo (argila e areia). Os transdutores de fluxo de calor usados nesta experiência apresentam características semelhantes aos sensores definidos nas simulações do item 2.5. Os resultados apresentados

por Carpentier et al (2007) mostram que, para oscilações com períodos maiores a 2,8 horas (ou frequências menores que  $10^{-4}$  Hz), a interferência dos sensores e a camada de contato pode ser desconsiderada no cálculo da impedância.

Uma nova estimativa de propriedades termofísicas para os componentes de argamassa e de tijolo maciço foi realizada com o programa  $kC_{\text{térmico}}$  utilizando a configuração de sensores e camada de contato apresentada na Figura 2.7 para as camadas superficiais, de forma a estabelecer uma camada de resina epóxi como material de contato entre o componente e os sensores.

A Tabela 3.13 apresenta os resultados obtidos para a estimativa das propriedades termofísicas do componente de argamassa. A estimativa da condutividade térmica ( $\lambda$ ) não apresenta variações e a estimativa da capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c$ ) apresenta uma variação máxima de 4,5% se comparada aos valores obtidos na estimativa do componente isolado (Tabela 3.11).

**Tabela 3.13 – Propriedades termofísicas obtidas para o componente de argamassa considerando a resistência térmica de contato.**

	$\lambda_e$	$\Delta_{\lambda_e}$	$\lambda_d$	$\Delta_{\lambda_d}$	$\rho \cdot c_e$	$\Delta_{\rho \cdot c_e}$	$\rho \cdot c_d$	$\Delta_{\rho \cdot c_d}$
	[W/mK]	[%]	[W/mK]	[%]	[kJ/m <sup>3</sup> K]	[%]	[kJ/m <sup>3</sup> K]	[%]
IsoTerm_24	1,00	0,0	1,00	0,0	2480	12,7	2500	13,6
IsoTerm_24_12_08_06_04	1,00	0,0	1,00	0,0	2490	13,2	2510	14,1
IsoArg_24	1,00	0,0	1,00	0,0	2230	1,4	2240	1,8
IsoArg_24_12_08_06_04	1,00	0,0	1,00	0,0	2170	1,4	2170	1,4

Os resultados da estimativa para o componente de tijolo maciço, considerando a influência de sensores e contato, são apresentados na Tabela 3.14. Observa-se que a estimativa de  $\lambda$  não apresenta variações e a estimativa de  $\rho \cdot c$  apresenta uma variação máxima de 6,1% se comparada aos valores obtidos na estimativa do componente isolado (Tabela 3.12).

**Tabela 3.14 – Propriedades termofísicas obtidas para o componente de tijolo maciço considerando a resistência térmica de contato.**

	$\lambda_e$	$\Delta_{\lambda_e}$	$\lambda_d$	$\Delta_{\lambda_d}$	$\rho \cdot c_e$	$\Delta_{\rho \cdot c_e}$	$\rho \cdot c_d$	$\Delta_{\rho \cdot c_d}$
	[W/mK]	[%]	[W/mK]	[%]	[kJ/m <sup>3</sup> K]	[%]	[kJ/m <sup>3</sup> K]	[%]
IsoTerm_24	0,90	0,0	0,90	0,0	1480	0,7	1480	0,7
IsoTerm_24_12_08_06_04	0,90	0,0	0,90	0,0	1550	5,4	1560	6,1
IsoArg_24	0,90	0,0	0,90	0,0	1550	5,4	1550	5,4
IsoArg_24_12_08_06_04	0,90	0,0	0,90	0,0	1490	1,4	1500	2,0

### **3.5 Comparação da estimativa do $kC_{\text{térmico}}$ com outra estimativa realizada a partir do domínio da frequência**

No método da impedância (domínio da frequência) utilizado por Guimarães et al (1993), observa-se que a fase da impedância (equação 3.4) é uma função exclusiva da difusividade térmica ( $\alpha$ ). Isto implica que a estimativa desta propriedade pode ser feita de forma independente a partir da minimização da diferença de mínimos quadrados entre a fase da impedância calculada na equação 3.4 ( $\Psi_{Z_c}$ ) e a fase da impedância experimental ( $\Psi_{Z_e}$ ) para uma determinada frequência como

$$\Delta\Psi_Z = \sum \sqrt{(\Psi_{Z_e} - \Psi_{Z_c})^2} \quad (3.16)$$

em que a impedância experimental ( $Z_e$ ) é calculada a partir dos valores medidos como a relação entre o sinal de entrada registrado ( $T_{F\_SE}-T_{F\_SD}$ ) e o sinal de saída registrado ( $q''_{F\_SE}+q''_{F\_SD}$ ), de acordo com a relação 3.1.

Uma vez determinado o valor da difusividade térmica, o módulo da impedância (equação 3.3) passa a ser uma função exclusiva da condutividade térmica ( $\lambda$ ). Este parâmetro pode também ser estimado pela minimização da diferença de mínimos quadrados entre o módulo da impedância calculada na equação 3.1 ( $|Z_c|$ ) e o módulo da impedância experimental ( $|Z_e|$ ) para uma determinada frequência como

$$\Delta|Z| = \sum \sqrt{(|Z_e| - |Z_c|)^2} \quad (3.17)$$

Este método motivou a realização de um ensaio em campo para comparar a estimativa de propriedades termofísicas no domínio do tempo através do programa  $kC_{\text{térmico}}$ , e no domínio da frequência pelo método da impedância (ORDENES *et al.*, 2008).

O ensaio considera uma amostra de concreto com propriedades termofísicas determinadas previamente em laboratório ( $\lambda = 0,94$  W/m K e  $\rho \cdot c = 2170$  kJ/m<sup>3</sup> K). Foi aplicada sobre ela uma tinta preta e uma película de resina acrílica incolor como impermeabilizante. O procedimento de medição considera três dias com características diferentes de radiação solar incidente.

Da experiência em campo, constatou-se que ambas as soluções para a equação de condução de calor podem ser aplicadas para estabelecer uma relação entre as oscilações térmicas em cada superfície, com o objetivo de estimar as propriedades termofísicas de um

componente homogêneo, utilizando um ensaio não destrutivo de fácil implementação que requer um equipamento simplificado.

Os resultados da estimativa revelam que o dia nublado não fornece informação suficiente para o domínio da frequência ou apresenta uma diferença de estimativa de 25% no domínio do tempo. Isto destaca a importância de uma fonte de potência (no caso, a radiação solar). Para os outros dias, os resultados no domínio do tempo apresentam estimativas das propriedades termofísicas com uma diferença abaixo de 6%, enquanto no domínio da frequência os resultados superestimam a condutividade térmica em 20 - 25%.

Maiores detalhes encontram-se no ANEXO A que inclui o artigo completo.

### ***3.6 Conclusões do capítulo***

Dos testes realizados com a solução analítica no domínio da frequência para confeccionar dados de entrada no programa  $kC_{\text{térmico}}$ , pode-se concluir que, para materiais com condutividade térmica e capacidade térmica volumétrica muito altas ou muito baixas (o caso do aço e do poliuretano), a identificação de suas propriedades termofísicas pelo programa  $kC_{\text{térmico}}$  pode apresentar diferenças importantes.

Da experiência prévia realizada para comparar as soluções no domínio do tempo e no domínio da frequência como alternativas para estimar as propriedades termofísicas de um componente homogêneo em campo, observou-se que os melhores resultados foram obtidos a partir do método implícito por diferenças finitas (solução no domínio do tempo).

Além disso, a estimativa no domínio da frequência requer que o sinal de entrada seja uma função periódica com componentes harmônicos múltiplos de uma oscilação fundamental. Esta condição pode ser obtida a partir de condições climáticas em que apareça uma oscilação de 24 horas como período fundamental. No entanto, este método pode encontrar-se limitado a esta aplicação exclusivamente. Assim, a estimativa a partir do método implícito por diferenças finitas se apresenta como uma ferramenta mais versátil, já que permite trabalhar, dentro do regime transiente, com sinais periódicos e não-periódicos, podendo ter outras aplicações como ensaios de laboratório.

Os capítulos 4 e 5 apresentam o desenvolvimento do método de estimativa contínua, em que se integra a transferência de massa no modelo de transferência de calor.

## **4 SIMULAÇÃO COM MODELOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E UMIDADE INTEGRADOS**

A partir da equação de difusão de calor, diferentes ferramentas computacionais vêm sendo desenvolvidas para simular a transferência de calor nas edificações (Crawley et al., 2008). Uma vez que estes modelos são desenvolvidos a partir deste ponto em comum, a maioria das ferramentas de análise energética de edificações desconsidera o fenômeno de transporte e armazenamento de umidade na configuração porosa dos componentes construtivos utilizados na envoltória.

Na prática, estes componentes experimentam variações de temperatura e conteúdo de umidade na sua estrutura interna. É necessário integrar os modelos de transferência de massa (umidade) ao modelo de transferência de calor a fim de estudar a influência da umidade nas propriedades termofísicas efetivas de componentes construtivos, considerando, assim, a participação do calor latente no balanço térmico de condução.

O capítulo 4 apresenta diferentes trabalhos que quantificam as variações na condutividade térmica e na capacidade térmica volumétrica decorrentes das variações no conteúdo de umidade, para em seguida apresentar o modelo de transferência de calor e umidade adotado nas simulações higrótérmicas, assim como a sua validação teórica.

### ***4.1 Importância do conteúdo de umidade nas propriedades termofísicas***

O modelo de condução apresentado no capítulo 2 (equação de difusão de calor) considera que a transferência de calor é devida exclusivamente ao gradiente de temperatura em um material homogêneo. No entanto, os materiais utilizados comumente na envoltória de edificações são materiais porosos em que existe um conteúdo de umidade interno.

Considerando que este volume de poros internos pode ser preenchido por água ou por ar, é importante mencionar que as propriedades termofísicas da água podem ser significativamente diferentes das propriedades termofísicas do ar (Tabela 4.1). A condutividade térmica ( $\lambda$ ) da água em fase líquida é 23,6 vezes maior do que a condutividade térmica do ar. Isto afeta o desempenho térmico do componente construtivo de forma global,

pois os poros do material podem conter água ou ar, dependendo das condições climáticas em que se encontra o componente.

**Tabela 4.1 – Propriedades termofísicas de diferentes materiais.**

Material	$\lambda$ [W/m K]	$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	c [J/kg K]
Ar*	0,026	1,161	1000
Água saturada (líquida)*	0,613	1000	4180
Água saturada (vapor)	0,019	0,025	1872
Argamassa**	1,150	1950	1000
Tijolo comum**	0,900	1500	920
Madeira (pinus)**	0,120	400	1340

\* Para uma temperatura de 300 K (INCROPERA e DEWITT, 2003)

\*\* (ABNT-2, 2005)

Na Tabela 4.1 é possível observar também que a água saturada (em fase líquida) possui um calor específico (c) que pode ser 4 vezes maior que o calor específico de materiais cerâmicos (argamassa e tijolo maciço), comumente usados na construção (SINPHA, 1999).

Dos Santos (2003) apresenta um trabalho em laboratório com cinco amostras de concreto refratário confeccionadas com a mesma quantidade de cimento, mas com diferente volume de poros, que varia de 17,1% a 37,4%. Todas as amostras foram submetidas a uma condição isotérmica com uma umidade relativa constante de 75% durante 15 dias. A relação entre a porosidade e o conteúdo de umidade determina a saturação do componente construtivo. Para as diferentes amostras, os resultados obtidos mostram claramente que existe uma relação inversa entre a condutividade térmica e a porosidade do material. Isto porque quanto menor a porosidade, maior a densidade do material e, assim, maior é a sua condutividade térmica. Os resultados mostram que a condutividade térmica pode variar em aproximadamente 100% entre o concreto com menor porosidade (17,1%) e o concreto com maior porosidade (37,4%).

Para o calor específico, os resultados mostram variações mais atenuadas e com uma correlação menor com o volume de poros nas amostras.

O ensaio para estimar  $\lambda$  e  $\rho \cdot c$  foi realizado em uma faixa de temperatura entre 60 e 1000°C, observando-se picos de máximos e mínimos para as duas propriedades dentro desse intervalo de temperaturas. O autor explica que esses picos nas propriedades termofísicas podem ser explicados por fenômenos de transferência de umidade, geração de calor latente e secagem das amostras.



Osanyintola e Simonson (2006) apresentam um estudo em que é utilizada a madeira compensada como exemplo de material higroscópico para analisar o impacto que esses materiais tem no desempenho térmico de edificações. Como parte de um estudo prévio das propriedades higrotérmicas da madeira, o trabalho considera medições em laboratório da condutividade térmica efetiva de amostras para diferentes condições de umidade relativa em regime permanente, obtidas a partir do método de soluções salinas saturadas. Os autores apresentam resultados em que a condutividade térmica do material aumenta de forma não-linear de acordo com o aumento da umidade relativa. A faixa de variação da condutividade térmica medida (com 1% de incerteza) vai de 0,082 W/mK para o material seco a 0,091 W/mK para uma umidade relativa do ar de 75%. Estes valores são comparáveis aos valores apresentados na Norma NBR 15220-2 (ABNT-2, 2005), em que a condutividade térmica do compensado de madeira é de 0,12 – 0,15 W/m K.

Portanto, o trabalho mostra que, para compensados de madeira, a condutividade térmica pode variar em 12,2% quando a umidade relativa do ar varia entre 0 e 75%. Os autores destacam que para cada nível de umidade relativa foram necessários 14 dias para atingir o regime permanente, enquanto que, para as medições de condutividade térmica efetiva, foram necessários apenas 30 minutos. Logo, as flutuações de umidade relativa durante a medição de condutividade térmica são desprezíveis.

O trabalho realizado por Suleiman (2006) observa as variações na condutividade térmica de dois tipos de tijolos maciços tipicamente utilizados na Líbia. As medições de condutividade térmica foram realizadas através do método TPS - transient plane source, em inglês (GUSTAFSON, 1990), que permite um ensaio rápido e com um aumento de temperatura de apenas 1 K nas amostras. Isto evita o problema de haver uma distribuição não-uniforme de umidade na amostra devido a um gradiente de temperatura mantido por um longo período de tempo. Mantendo uma temperatura ambiente uniforme de 25 °C, as amostras foram testadas em condição seca e com 40% de conteúdo de umidade no material. Para a condição seca, a condutividade térmica medida foi de 0,8 e 1,5 W/m K para as densidades de 1444 e 1985 kg/m<sup>3</sup>, respectivamente. A norma brasileira NBR 15220-2 (ABNT, 2005) apresenta para a cerâmica de tijolos uma condutividade térmica de 1,05 W/m K nessa faixa de densidade. As medições com 40% de conteúdo de umidade apresentam variações na condutividade térmica de 65% para o tijolo de menor densidade, e de 20% para o tijolo de maior densidade.

A influência do conteúdo de umidade nas características térmicas de diferentes componentes construtivos encontra-se resumida no trabalho de Kumaran et al (2002). Assim, é importante considerar a situação higrotérmica dos componentes construtivos por meio de modelos físicos corretamente simulados para materiais porosos (Stopp et al, 2003). Um exemplo é o estudo desenvolvido por Mendes *et al.* (2003) no qual, a partir de diferentes simplificações no modelo de transferência de umidade, é possível observar que os fenômenos de transferência de umidade simulados representam um parâmetro importante no cálculo de cargas térmicas de resfriamento em edificações em climas quentes e úmidos, como é o caso do Brasil.

## **4.2 O modelo Philip e DeVries**

Abordando a transferência de massa (umidade) do ponto de vista macroscópico, utiliza-se o modelo fenomenológico desenvolvido por Philip e De Vries (1957). Este modelo permite caracterizar o transporte de umidade em meios insaturados através de mecanismos clássicos de difusão de vapor e movimento de líquido por capilaridade. O método tem sido usado frequentemente como base para o desenvolvimento de modelos aplicados a edificações (MENDES *et al.*, 1999).

### **4.2.1 Transferência de massa**

Stopp et al. (2003) apresentam um resumo dos modelos desenvolvidos para simular o comportamento higrotérmico de componentes construtivos. Os autores indicam que todos os modelos partem de uma base em comum, as relações de Fick e de Darcy.

Para o caso unidirecional, a formulação de Fick estabelece que a difusão de um fluido pode ser modelada como

$$j = -D \cdot \frac{d\theta}{dx} \quad (4.1)$$

em que  $j$  é a densidade de fluxo de umidade ( $\text{kg/m}^2 \text{ s}$ ),  $D$  é o coeficiente de difusão e  $\theta$  é a concentração de fluido para cada volume infinitesimal.

A relação de Darcy define a densidade de fluxo como

$$\frac{j}{\rho_l} = -K \cdot \frac{dP}{dx} \quad (4.2)$$

em que  $\rho_l$  é a densidade do líquido,  $K$  é a condutividade hidráulica e  $P$  é o potencial total.

A partir da extensão das relações de Fick e Darcy, Philip e De Vries (1957) estabelecem o modelo macroscópico de transferência de massa considerando as seguintes hipóteses:

- a fase sólida do meio poroso é homogênea e indeformável;
- o fluxo total de umidade é contínuo, de maneira que pode ser dissociado nas fases líquida e vapor ( $j_{\text{total}} = j_{\text{liq}} + j_{\text{vap}}$ );
- a fase líquida possui um único fluido;
- ambas as fases (líquido e vapor) encontram-se em equilíbrio térmico;
- as reações químicas entre as fases e com o material sólido não são consideradas;
- a pressão total da fase gasosa é constante e distribuída uniformemente;
- a fase gasosa segue o comportamento de um gás ideal.

Para o fluxo de líquido, a equação de Darcy pode ser simplificada para o caso unidirecional, considerando o potencial ( $P$ ) como uma função  $\psi$ , associada aos efeitos de capilaridade e tensão superficial, que depende tanto da temperatura ( $T$ ) como do conteúdo de umidade ( $\theta$ ).

$$\frac{d\psi}{dx} = \frac{d\psi}{dT} \cdot \frac{dT}{dx} + \frac{d\psi}{d\theta} \cdot \frac{d\theta}{dx} \quad (4.3)$$

Assim, combinando a equação 4.3 com a equação 4.2, a densidade de fluxo de líquido pode ser escrito como

$$\frac{j_l}{\rho_l} = -D_{Tl} \cdot \frac{dT}{dx} - D_{\theta l} \cdot \frac{d\theta}{dx} \quad (4.4)$$

Os termos que acompanham os gradientes de temperatura e conteúdo de umidade representam os coeficientes de transporte para a fase líquida separados na fração térmica ( $D_{Tl}$ ) e hídrica ( $D_{\theta l}$ ). Estes coeficientes podem ser definidos como

$$D_{Tl} = K \cdot \gamma \cdot \psi \quad (4.5)$$

$$D_{\theta l} = K \cdot \frac{d\psi}{d\theta} \quad (4.6)$$

em que  $\gamma$  representa as variações na tensão superficial ( $\sigma$ ) devidas à temperatura como

$$\gamma = \frac{1}{\sigma} \cdot \frac{d\sigma}{dT} \quad (4.7)$$

O fluxo de vapor unidirecional também pode ser descrito a partir dos coeficientes de transporte (DE VRIES, 1987) como

$$\frac{j_v}{\rho_l} = -D_{Tv} \cdot \frac{dT}{dx} - D_{\theta v} \cdot \frac{d\theta}{dx} \quad (4.8)$$

O fluxo de vapor pode ser calculado a partir dos gradientes de temperatura e de conteúdo de umidade com seus respectivos coeficientes de transporte ( $D_{Tv}$  e  $D_{\theta v}$ ), definidos como

$$D_{Tv} = f(\theta) \cdot D_a \cdot \nu \cdot \zeta \cdot \frac{\rho_v}{\rho_l} \cdot \frac{1}{P_{vs}} \cdot \frac{dP_{vs}}{dT} \quad (4.9)$$

$$D_{\theta v} = f(\theta) \cdot D_a \cdot \nu \cdot \frac{\rho_v}{\rho_l} \cdot \frac{M \cdot g}{R \cdot T} \cdot \frac{d\psi}{d\theta} \quad (4.10)$$

Onde o fator  $f(\theta)$  representa o conteúdo volumétrico de gás (ar + vapor de água) nos poros. Mendes (1997) explica que este fator pode ser definido de diferentes formas, considerando-o sempre como uma função do conteúdo de umidade, porosidade do material e tortuosidade entre os poros.  $D_a$  representa o coeficiente de difusão de vapor no ar e o fator  $\nu$  corresponde a um fator de correção que representa a diluição de vapor no ar. O fator  $\zeta$  define a razão entre o gradiente térmico no volume de poros ocupado exclusivamente por ar e o gradiente térmico no volume de poros ocupado pela mistura de ar, líquido e sólido.

O fluxo total de massa ( $j$ ) pode ser representado pela soma das fases líquida e gasosa como

$$\frac{j}{\rho_l} = -D_T \cdot \frac{dT}{dx} - D_{\theta} \cdot \frac{d\theta}{dx} \quad (4.11)$$

em que os coeficientes de transporte representam a soma de cada uma das fases.

$$D_T = D_{Tl} + D_{Tv} \quad (4.12)$$

$$D_{\theta} = D_{\theta l} + D_{\theta v} \quad (4.13)$$

## 4.2.2 Balanço de energia e balanço de massa

De Vries (1958) apresenta um modelo com equações diferenciais para representar, de maneira simultânea, a transferência de calor e de massa. O modelo apresentado por De Vries (1958) é uma forma generalizada do modelo apresentado por Philip e De Vries (1957), considerando adicionalmente os fenômenos de destilação de líquido devido ao gradiente de temperatura e o fluxo de calor por causa do movimento de líquido. No entanto, o modelo fenomenológico apresentado por Philip e De Vries (1957) tem sido amplamente difundido para caracterizar a transferência de calor e massa em meios não-saturados aplicados a edificações (MENDES *et al.*, 1999).

Neste modelo, as equações diferenciais parciais governantes são derivadas das equações 2.1 e 4.1. Elas são adaptadas para a conservação de umidade e calor em um elemento de volume diferencial para um material poroso.

Para o caso unidirecional, a equação de conservação de massa (umidade) é descrita como

$$\frac{d\theta}{dt} = -\frac{d}{dx} \left( \frac{j}{\rho_l} \right) \quad (4.14)$$

A relação de conservação de energia é definida como

$$\rho_0 \cdot c_m(T, \theta) \cdot \frac{dT}{dt} = \frac{d}{dx} \left( \lambda_m(T, \theta) \cdot \frac{dT}{dx} \right) - L(T) \cdot \frac{dj_v}{dx} \quad (4.15)$$

onde  $\rho_0$  é a densidade da matriz sólida,  $c_m$  e  $\lambda_m$  representam os valores médios para o calor específico e a condutividade térmica respectivamente em condição úmida. O termo  $L$  representa o calor latente de vaporização.

Na equação 4.15, observa-se que a relação de conservação de energia com umidade integrada se diferencia da equação de difusão de calor (equação 2.1) pelo termo fonte ( $L$ ), que representa o calor envolvido na mudança de fase do líquido dentro do meio poroso.

Uma vez que a equação de difusão de calor (equação 2.1) define a condutividade térmica ( $\lambda$ ) e a capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c$ ) como valores constantes para toda a espessura do componente, ela pode ser considerada linear e os cálculos mais diretos. Quando

o componente é considerado como um meio poroso não-saturado, cada volume infinitesimal do componente possui uma determinada condutividade térmica ( $\lambda_m$ ) e capacidade térmica volumétrica ( $\rho_o \cdot c_m$ ) que dependem da temperatura e do conteúdo de umidade.

### ***4.3 Determinação experimental das propriedades higrotérmicas para uma amostra de argamassa***

O trabalho desenvolvido por Perrin (1985) apresenta os valores obtidos de forma experimental para a condutividade térmica em função da umidade, os coeficientes de transporte de umidade e a isoterma de adsorção para um material de argamassa. Estes valores obtidos por Perrin (1985) são apresentados neste item porque são utilizados no código do programa UMIDUS (MENDES *et al.*, 1999) para definir uma amostra de argamassa, a partir do qual é realizada a validação do programa  $kC_{\text{úmido}}$  apresentada no capítulo 5.

#### **4.3.1 Coeficientes de transporte de umidade**

Como foi visto no capítulo 2, a transferência de calor pode ser estabelecida a partir de dois parâmetros: a condutividade térmica ( $\lambda$ ) e a capacidade térmica ( $\rho \cdot c$ ). Já para descrever este fenômeno integrado com a transferência de massa (item 4.2.1), são necessários mais parâmetros adicionais, como a porosidade do material, a tortuosidade dos poros, a condutividade hidráulica, a tensão superficial e a pressão capilar, para determinar os coeficientes de transporte de umidade ( $D_T$  e  $D_\theta$ ).

No entanto, os coeficientes de transporte de umidade podem ser obtidos através de trabalhos experimentais. Este procedimento empírico resulta conveniente para a aplicação dos modelos de transferência de calor e umidade integrados em um código computacional.

O trabalho experimental realizado por Perrin (1985) apresenta os coeficientes de transporte de umidade em função do conteúdo de umidade para o material de argamassa preparada a partir de uma mistura com 1 parte de cimento portland, 3 partes de areia e  $\frac{1}{2}$  parte de água. Como resultado, obteve-se uma argamassa com porosidade de 18,0% e densidade na matriz sólida de 2050 kg/m<sup>3</sup>.

A Figura 4.1 apresenta os valores para  $D_T$ ,  $D_{T_v}$ ,  $D_\theta$  e  $D_{\theta_v}$  de acordo com a biblioteca de materiais usada pelo UMIDUS baseado nos valores observados por Perrin (1985). Os

coeficientes de transporte apresentados no UMIDUS em função do conteúdo volumétrico de umidade podem ser descritos em termos da saturação de poros ( $s$ ) com

$$s = 100 \cdot \frac{\theta}{\eta} \quad (4.16)$$

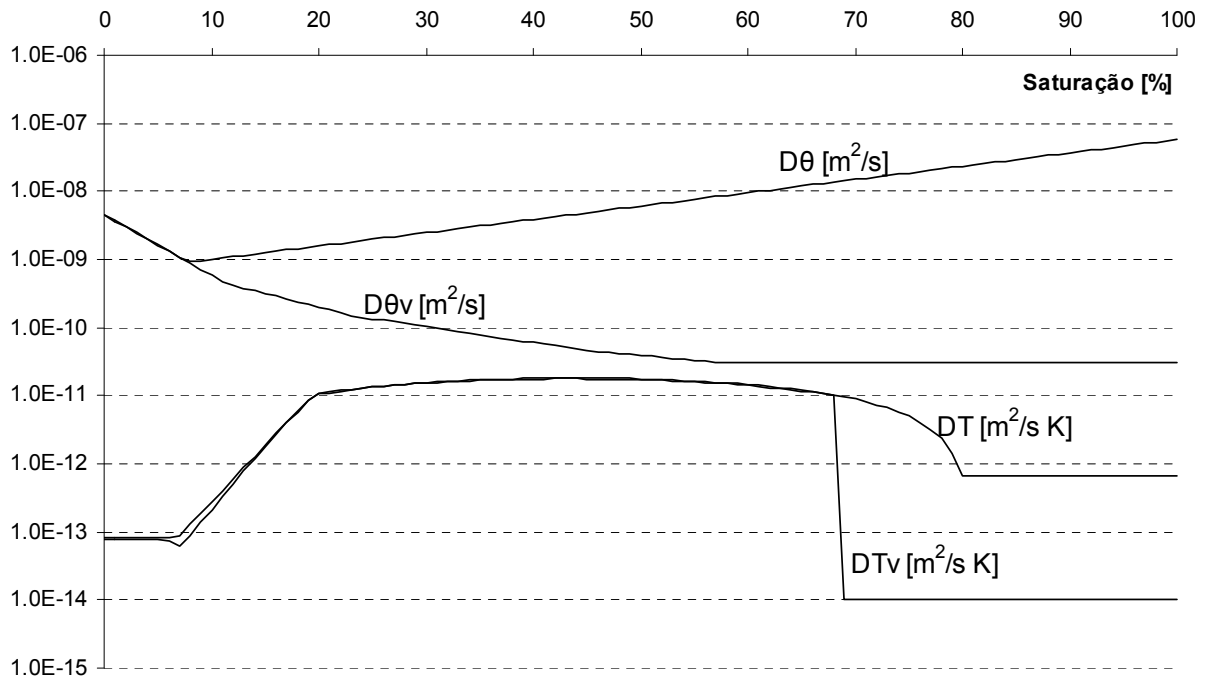


Figura 4.1 – Coeficientes de transporte de umidade observados por Perrin (1985) para a argamassa.

Observa-se na Figura 4.1 que as variações de umidade por gradiente de temperatura são consequência quase exclusivamente do fluxo de vapor, já que  $D_T = D_{Tv}$  para uma saturação abaixo de 70,0%. Esta situação também se observa para o gradiente de conteúdo de umidade em saturação abaixo de 7,0%.

### 4.3.2 Isoterma de adsorção

Outro parâmetro que caracteriza o comportamento higroscópico do material é a curva de adsorção que representa a capacidade que tem o material (de acordo com o volume de poros e permeabilidade) de reter e aumentar o conteúdo de umidade nos poros em função da umidade relativa do ar para uma condição de temperatura ambiente constante.

A Figura 4.2 apresenta a isoterma de adsorção obtida por Perrin (1985) para a argamassa. Este material possui uma distribuição de poros com diâmetros entre 20 Å e 500 Å.

Isto confere um comportamento altamente higroscópico, como pode ser observado na Figura 4.2.

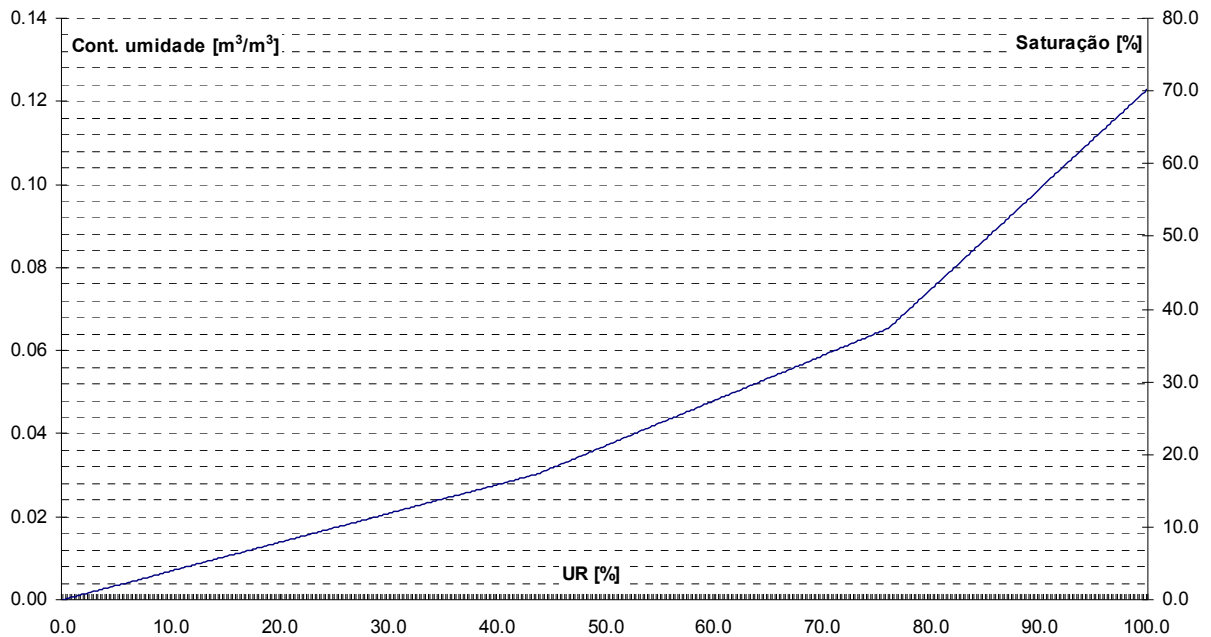


Figura 4.2 – Isoterma de adsorção observada por Perrin (1985) para o material de argamassa.

### 4.3.3 $\lambda$ e $\rho \cdot c$ em função do conteúdo de umidade

A Figura 4.3 apresenta a curva de condutividade térmica ( $\lambda_m$ ) em função da saturação para o material de argamassa (PERRIN, 1985). Nesta curva, a condutividade térmica não considera os fenômenos de movimento de vapor e suas conseqüências na mudança de fase e transferência de calor latente (DE VRIES, 1987). Assim, a condutividade térmica na Figura 4.3 representa os efeitos de transferência de calor por condução exclusivamente.



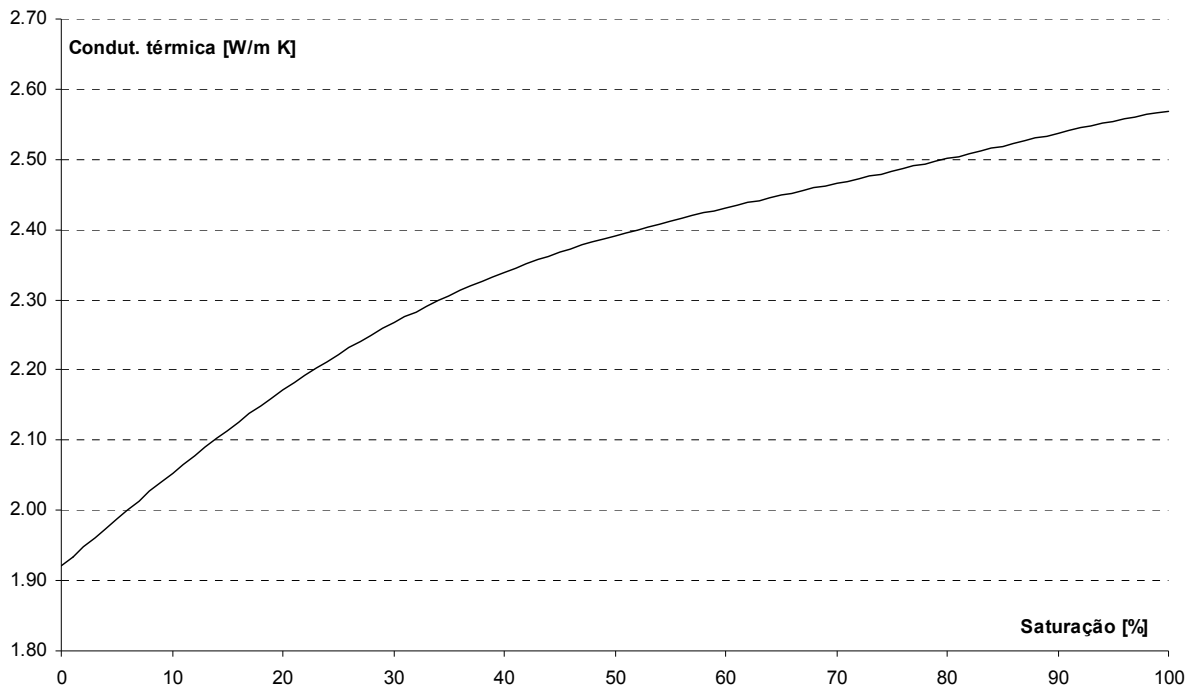


Figura 4.3 – Condutividade térmica em função da saturação para o material de argamassa (Perrin, 1985).

O calor específico médio ( $c_m$ ) pode ser calculado como uma função linear do conteúdo de umidade líquida a partir da equação 4.17. O calor específico do vapor de água não será considerado.

$$c_m = c_o + c_l \cdot w_l \quad (4.17)$$

em que  $c_o$  é o calor específico do material seco,  $c_l$  o calor específico da água líquida e  $w_l$  o conteúdo de umidade mássico.

#### 4.4 Modelagem higrotérmica em regime transiente

Utilizando o compilador Borland C++ Builder 6.0 foi desenvolvido um programa para simular o comportamento higroscópico de um componente de argamassa para uma situação simplificada de regime transiente, isto é, uma condição em que se passa de um estado de equilíbrio isotérmico inicial para um estado estacionário com gradiente térmico devido a um fluxo de calor constante imposto em uma das superfícies. As simulações permitem observar a distribuição interna de temperatura e conteúdo de umidade no componente entre esses dois estados.

As equações 4.8, 4.11, 4.14 e 4.15 constituem o sistema de equações para modelar a transferência de calor e massa integrados. O sistema de equações será resolvido de forma iterativa a partir do método implícito de diferenças finitas.

Assim, a equação de conservação de energia (4.15), considerando o fluxo de vapor de acordo com a equação 4.8, é discretizada para cada ponto interno (i) como

$$\begin{aligned} \Delta x \cdot \rho_0 \cdot c_m \cdot \frac{T_i - T_i^0}{\Delta t} = & \lambda_e \cdot \frac{T_{i-1} - T_i}{\Delta x} + \lambda_d \cdot \frac{T_{i+1} - T_i}{\Delta x} + \\ & + L(T_i) \cdot \rho_l \cdot \left( D_{Tve} \cdot \frac{T_{i-1} - T_i}{\Delta x} + D_{Tvd} \cdot \frac{T_{i+1} - T_i}{\Delta x} + D_{\theta ve} \cdot \frac{\theta_{i-1} - \theta_i}{\Delta x} + D_{\theta vd} \cdot \frac{\theta_{i+1} - \theta_i}{\Delta x} \right) \end{aligned} \quad (4.18)$$

O calor latente de vaporização ( $L(T_i)$ ) é calculado em cada ponto a partir da regressão linear usando os valores tabelados por Incropera e DeWitt (2003) para uma faixa de temperaturas entre 0 e 100 °C como

$$L(T_i) = -2,188 \cdot T_i + 2475,8 \quad (4.19)$$

Os termos  $\lambda$ ,  $D_{TV}$  e  $D_{\theta v}$  na equação 4.18 possuem sufixos “e” e “d” para denotar as características de transporte vizinhas ao ponto p (esquerda e direita, respectivamente), que são calculadas como a média harmônica entre o ponto interno (i) e seu vizinho.

Isolando a temperatura de interesse ( $T_i$ )

$$\begin{aligned} \left( \frac{\Delta x \cdot \rho_0 \cdot c_m}{\Delta t} + \frac{\lambda_e}{\Delta x} + \frac{\lambda_d}{\Delta x} + L \cdot \rho_l \cdot \frac{D_{Tve}}{\Delta x} + L \cdot \rho_l \cdot \frac{D_{Tvd}}{\Delta x} \right) \cdot T_i = & \frac{\Delta x \cdot \rho_0 \cdot c_m}{\Delta t} \cdot T_i^0 + \\ & + \left( \frac{\lambda_d}{\Delta x} + L \cdot \rho_l \cdot \frac{D_{Tvd}}{\Delta x} \right) \cdot T_{i+1} + \left( \frac{\lambda_e}{\Delta x} + L \cdot \rho_l \cdot \frac{D_{Tve}}{\Delta x} \right) \cdot T_{i-1} + \\ & + L \cdot \rho_l \cdot \left( D_{\theta ve} \cdot \frac{\theta_{i-1} - \theta_i}{\Delta x} - D_{\theta vd} \cdot \frac{\theta_i - \theta_{i+1}}{\Delta x} \right) \end{aligned} \quad (4.20)$$

Analogamente à metodologia apresentada no capítulo 2, os termos conhecidos podem ser agrupados da forma

$$a_i \cdot T_i = b_{i+1} \cdot T_{i+1} + c_{i-1} \cdot T_{i-1} + d_i^0 \quad (4.21)$$

em que

$$a_i = \frac{\Delta x \cdot \rho_0 \cdot c_m}{\Delta t} + \frac{\lambda_e}{\Delta x} + \frac{\lambda_d}{\Delta x} + L \cdot \rho_l \cdot \frac{D_{Tve}}{\Delta x} + L \cdot \rho_l \cdot \frac{D_{Tvd}}{\Delta x} \quad (4.22)$$

$$b_{i+1} = \frac{\lambda_d}{\Delta x} + L \cdot \rho_l \cdot \frac{D_{Tvd}}{\Delta x} \quad (4.23)$$

$$c_{i-1} = \frac{\lambda_e}{\Delta x} + L \cdot \rho_l \cdot \frac{D_{Tve}}{\Delta x} \quad (4.24)$$

$$d_i^0 = \frac{\Delta x \cdot \rho_0 \cdot c_m}{\Delta t} \cdot T_i^0 + L \cdot \rho_l \cdot \left( D_{\theta ve} \cdot \frac{\theta_{i-1} - \theta_i}{\Delta x} - D_{\theta vd} \cdot \frac{\theta_i - \theta_{i+1}}{\Delta x} \right) \quad (4.25)$$

Observa-se que estes termos apresentam a mesma estrutura que os termos no capítulo 2 (equações 2.6 – 2.9), porém, são separadas a condutividade térmica e a capacidade térmica volumétrica como propriedades para cada volume infinitesimal, e o calor latente de vaporização é considerado como um valor adicional em cada termo.

A condutividade térmica em cada ponto ( $\lambda_i$ ) é calculada a partir da curva de condutividade térmica em função da saturação (Figura 4.3). No código do programa, a curva é inserida como um polinômio mantendo uma correlação de 1,0 com a curva original.

A capacidade térmica volumétrica para cada volume infinitesimal ( $\rho_0 \cdot c_m$ ) é calculada a partir da equação 4.17 como

$$\rho_0 \cdot c_m = \rho_0 \cdot c_0 + \rho_0 \cdot c_l \cdot w_l \quad (4.26)$$

Considerando que

$$w_l = \frac{\rho_l}{\rho_0} \cdot \theta_l \quad (4.27)$$

$$\rho_0 \cdot c_m = \rho_0 \cdot c_0 + \rho_l \cdot c_l \cdot \theta_l \quad (4.28)$$

A capacidade térmica do material seco ( $\rho_0 \cdot c_0$ ) é um dado de entrada inserido pelo usuário. Para definir os valores para a densidade da água líquida ( $\rho_l=990 \text{ kg/m}^3$ ) e do calor específico da água ( $c_l=4180 \text{ J/kg K}$ ), foram considerados os valores médios dos dados apresentados por Incropera e De Witt (2003) para uma faixa de temperatura entre 15°C e 65 °C.

A equação de conservação de massa (4.14) pode ser discretizada como

$$\Delta x \cdot \frac{\theta_i - \theta_i^0}{\Delta t} = D_{Te} \cdot \frac{T_{i-1} - T_i}{\Delta x} + D_{Td} \cdot \frac{T_{i+1} - T_i}{\Delta x} + D_{\theta e} \cdot \frac{\theta_{i-1} - \theta_i}{\Delta x} + D_{\theta d} \cdot \frac{\theta_{i+1} - \theta_i}{\Delta x} \quad (4.29)$$

Onde os termos  $D_T$  e  $D_\theta$  possuem sufixos “e” e “d” para denotar as características de transporte vizinhas ao ponto p (esquerda e direita, respectivamente), que são calculadas como a média harmônica entre o ponto interno (i) e seu vizinho.

Isolando o conteúdo de umidade de interesse, tem-se:

$$\left( \frac{\Delta x}{\Delta t} + \frac{D_{\theta d}}{\Delta x} + \frac{D_{\theta e}}{\Delta x} \right) \cdot \theta_i = \frac{\Delta x}{\Delta t} \cdot \theta_i^0 + \frac{D_{\theta d}}{\Delta x} \cdot \theta_{i+1} + \frac{D_{\theta e}}{\Delta x} \cdot \theta_{i-1} + D_{Td} \cdot \frac{T_{i+1} - T_i}{\Delta x} + D_{Te} \cdot \frac{T_{i-1} - T_i}{\Delta x} \quad (4.30)$$

Analogamente à conservação de energia, os termos podem ser agrupados como

$$a_i = \frac{\Delta x}{\Delta t} + \frac{D_{\theta d}}{\Delta x} + \frac{D_{\theta e}}{\Delta x} \quad (4.31)$$

$$b_{i+1} = \frac{D_{\theta d}}{\Delta x} \quad (4.32)$$

$$c_{i-1} = \frac{D_{\theta e}}{\Delta x} \quad (4.33)$$

$$d_i^0 = \frac{\Delta x}{\Delta t} \cdot \theta_i^0 + D_{Td} \cdot \frac{T_{i+1} - T_i}{\Delta x} + D_{Te} \cdot \frac{T_{i-1} - T_i}{\Delta x} \quad (4.34)$$

Tanto para a conservação de energia como para a conservação de massa, os coeficientes de transporte de umidade ( $D_{Tv}$ ,  $D_{\theta v}$ ,  $D_T$  e  $D_\theta$ ) são calculados a partir das curvas empíricas levantadas por Perrin (1985) para a argamassa. As curvas são inseridas no código do programa como polinômios, usando como critério um coeficiente de correlação mínimo de 0,99 com as curvas originais.

O sistema é resolvido para cada intervalo de tempo, começando pelo cálculo da distribuição de temperaturas e usando esse resultado como dado de entrada para o algoritmo TDMA de umidade. Em seguida, a distribuição de conteúdo de umidade calculada é usada para calcular uma nova distribuição de temperaturas, também pelo método TDMA. Este procedimento é repetido iterativamente para cada intervalo de tempo. Para garantir a precisão dos resultados, o algoritmo é resolvido iterativamente em cada intervalo de tempo até atingir um critério de convergência de  $10^{-5}$  para a temperatura ( $T_i$ ) e o conteúdo de umidade ( $\theta_i$ ) em cada nó.

#### 4.4.1 Condições iniciais e de contorno

A condição térmica inicial imposta nas simulações é de uma única temperatura para todo o perfil do componente, isto é, um estado de equilíbrio isotérmico. O usuário pode definir essa temperatura nos dados de entrada. Para as simulações realizadas, foi definida uma temperatura de 15 °C.

Para o conteúdo de umidade inicial, também é considerada uma distribuição homogênea para todo o perfil do componente. O usuário define uma umidade relativa na interface do programa e o conteúdo de umidade é calculado a partir da curva de adsorção (Figura 4.2). Para as simulações, foi considerada uma umidade relativa de 60,0%, isto é, um conteúdo volumétrico de umidade de 0,0492 m<sup>3</sup>/m<sup>3</sup>.

A condição térmica de contorno utilizada na superfície quente do componente é de um fluxo de calor conhecido ( $q''_s$ )

$$q''_s = \lambda_d \cdot \frac{T_0 - T_1}{\Delta x} \quad (4.35)$$

O que define os coeficientes iniciais  $P_0$  e  $Q_0$  como

$$P_0 = 1 \quad (4.36)$$

$$Q_0 = \frac{q''_s \cdot \Delta x}{\lambda_d} \quad (4.37)$$

Na superfície fria é imposta uma condição de contorno de temperatura conhecida ( $T_s$ ) mantendo sempre a temperatura definida como condição inicial.

$$T_s = \frac{T_n + T_{n+1}}{2} \quad (4.38)$$

O que permite definir a temperatura no último ponto em função dos coeficientes  $P$  e  $Q$  anteriores como

$$T_{n+1} = \frac{2 \cdot T_s - Q_n}{1 + P_n} \quad (4.39)$$

Assim, para as simulações realizadas, foi definido um fluxo de calor constante de 350 W/m<sup>2</sup> na superfície quente e uma temperatura de 15 °C mantida na superfície fria.

Para o conteúdo de umidade, a condição de contorno em ambas as superfícies é de uma condição impermeável, isto é, um fluxo de umidade nulo ( $j=0$ ).

Na superfície quente, a condição impermeável pode ser descrita como

$$D_{Td} \cdot \frac{T_1 - T_0}{\Delta x} + D_{\theta d} \cdot \frac{\theta_1 - \theta_0}{\Delta x} = 0 \quad (4.40)$$

Isolando o conteúdo de umidade no ponto 0 tem-se

$$\theta_0 = \theta_1 + \frac{D_{Td}}{D_{\theta d}} \cdot (T_1 - T_0) \quad (4.41)$$

Assim, para a umidade, os coeficientes iniciais  $P_{m0}$  e  $Q_{m0}$  são definidos como

$$P_{m0} = 1 \quad (4.42)$$

$$Q_{m0} = \frac{D_{Td}}{D_{\theta d}} \cdot (T_1 - T_0) \quad (4.43)$$

Na superfície fria, a condição impermeável pode ser descrita como

$$D_{Te} \cdot \frac{T_n - T_{n+1}}{\Delta x} + D_{\theta e} \cdot \frac{\theta_n - \theta_{n+1}}{\Delta x} = 0 \quad (4.45)$$

O que permite definir o conteúdo de umidade no último ponto em função dos coeficientes  $P_m$  e  $Q_m$  anteriores como

$$\theta_{n+1} = \frac{Q_{mn} + \frac{D_{Te}}{D_{\theta e}} \cdot (T_n - T_{n+1})}{1 - P_{mn}} \quad (4.46)$$

#### 4.4.2 Simulação para o componente de argamassa

A Tabela 4.2 apresenta as propriedades do componente de argamassa utilizado nas simulações. De acordo com os ensaios realizados por Perrin (1985), a porosidade do material representa o volume de poros abertos, isto é, o volume de espaços interligados que conformam a rede de poros nos quais acontecem os fenômenos de transferência de umidade. Os valores para a condutividade térmica ( $\lambda_0$ ), a densidade de sólido ( $\rho_0$ ) e o calor específico ( $c_0$ ) correspondem à argamassa em condição seca. A espessura foi definida em função da espessura de amostra que será utilizada nos ensaios em laboratório e em campo.

**Tabela 4.2 – Propriedades termofísicas do material usado nas simulações do componente de argamassa.**

Propriedades do componente simulado (argamassa)	
$\lambda_0$ [W/m K]	1,92*
$\rho_0$ [kg/m <sup>3</sup> ]	2050,0*
$c_0$ [J/kg K]	932,0*
$\eta$ [m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup> ]	0,18*
$l$ [mm]	50,0
$A$ [m <sup>2</sup> ]	1,0

\* Perrin (1985)

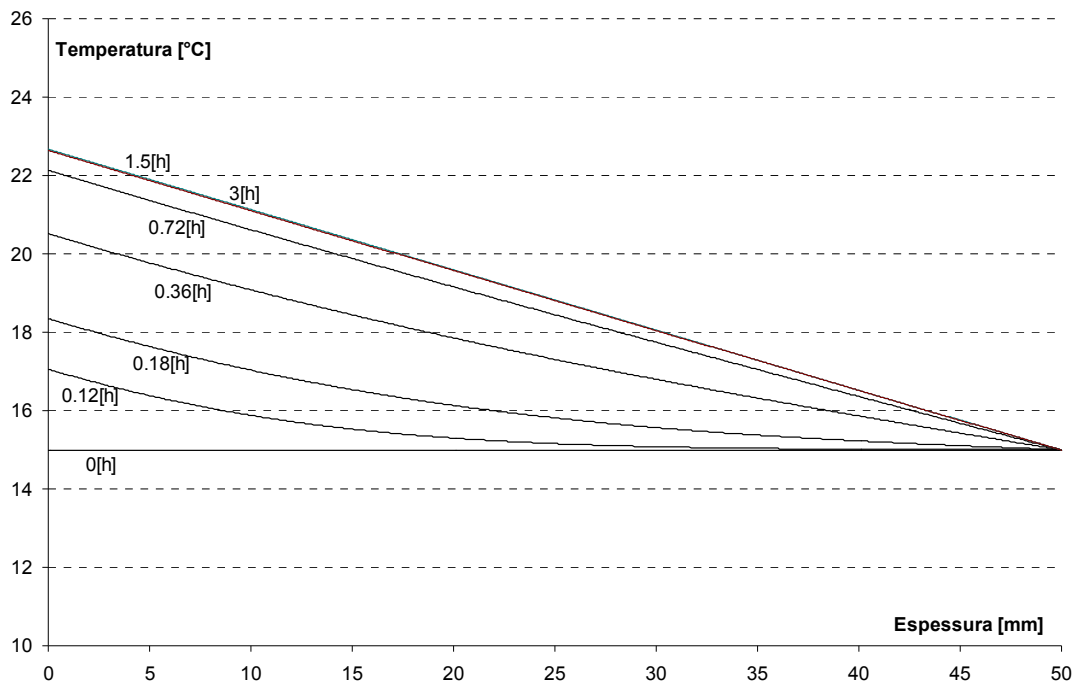
A Tabela 4.3 apresenta as condições de procedimento para a simulação. A condição de umidade relativa de 60,0% impõe um conteúdo de umidade de 4,92%. Considerando que a porosidade é de 18,0%, a amostra encontra-se inicialmente com uma saturação de 27,3%.

**Tabela 4.3 – Condições iniciais, de contorno e de discretização usadas nas simulações.**

Condições impostas na simulação	
$q''$ [W/m <sup>2</sup> ] (superfície quente)	350,0
$T$ [°C] (superfície fria)	15,0
UR [%]	60,0
$\Delta x$ [mm]	0,1
$\Delta t$ [s]	1,0

A Figura 4.4 apresenta o perfil de temperaturas no componente de argamassa para diferentes intervalos de tempo até observar uma condição estável em que a distribuição de temperaturas no perfil é linear (3 horas: curva 3 [h]). No eixo X, a espessura de 0 mm define a superfície quente, com fluxo de calor constante, e a espessura de 50 mm define a superfície fria, com condição de isoterma. A condição inicial de equilíbrio térmico é representada pela curva 0 [h]. O estado final com gradiente térmico constante é representado pela curva 3 [h].

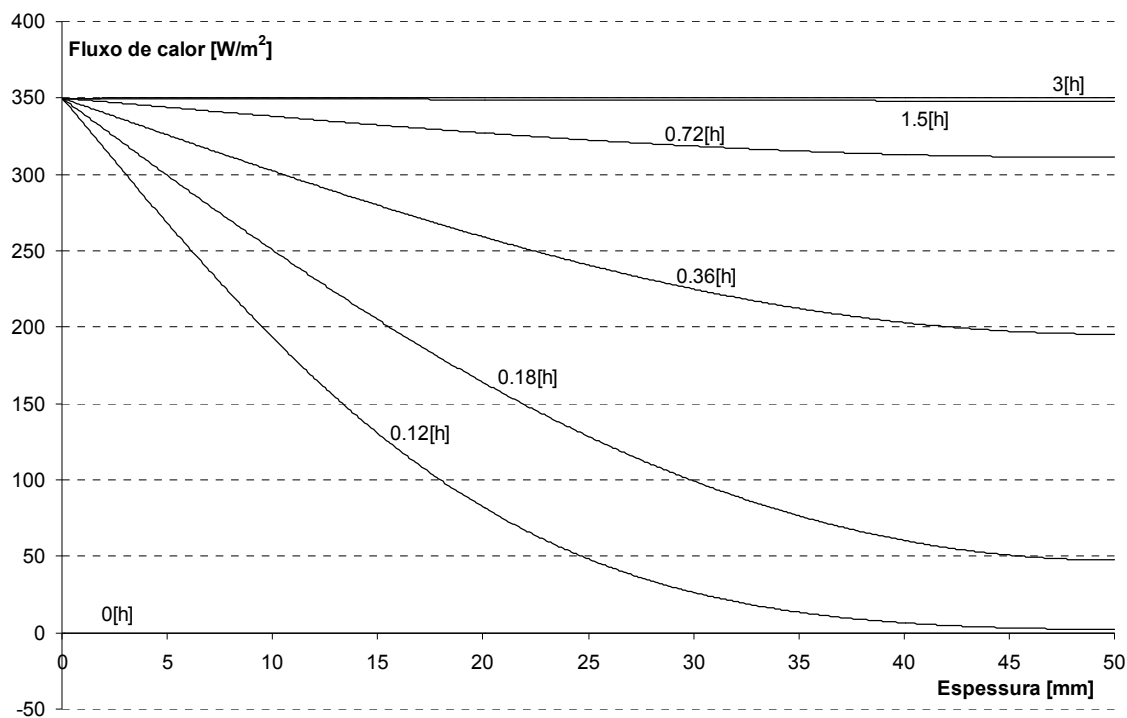
A temperatura máxima alcançada na superfície quente é de 22,7 °C. Isto significa que a diferença de temperatura entre as superfícies no estado final é de 7,7 °C. Para uma saturação de 27,3% no componente, a condutividade térmica efetiva é de 2,243 W/m K (Figura 4.3). A partir da equação 2.2, em regime permanente o fluxo de calor calculado é de 345,4 W/m<sup>2</sup>. A diferença com o fluxo de calor imposto (350 W/m<sup>2</sup>) é consequência dos efeitos de calor latente e é discutida em detalhe no item 4.5.2.



**Figura 4.4 – Perfil de temperaturas no componente de argamassa até atingir uma distribuição linear de temperaturas.**

A Figura 4.5 apresenta a distribuição de fluxo de calor no interior do componente em diferentes intervalos da simulação. O pulso de calor é percebido de forma rápida nos 5 primeiros milímetros do componente. Para o total da espessura, observa-se que o fluxo de calor atinge 85,7% do valor imposto aos 40 minutos (curva 0,72 [h]). Na curva 3 [h] (estado final), o fluxo de calor imposto ( $350 \text{ W/m}^2$ ) é mantido em toda a espessura considerando os efeitos de transferência de calor por condução e geração de calor latente.





**Figura 4.5 – Perfil de fluxo de calor no componente de argamassa até atingir uma distribuição linear de temperaturas.**

A Figura 4.6 apresenta a distribuição do conteúdo de umidade no interior da argamassa para as condições térmicas impostas. A curva 0 [h] apresenta a condição inicial para a umidade em que existe uma distribuição uniforme para o componente todo. No caso, um conteúdo inicial de umidade de 4,92%. Observa-se como, na superfície quente (espessura 0 mm), o fluxo de calor imposto começa a secar as primeiras camadas do componente. Por causa do gradiente de temperatura, o fluxo de vapor (principal responsável pelo deslocamento de umidade) transfere a umidade para a superfície fria que, por causa da condição impermeável imposta, começa a aumentar o conteúdo de umidade. Estes fenômenos de secagem na superfície quente e condensação na superfície fria acontecem nos primeiros 15 mm de espessura em cada superfície, o que representa um 60% da espessura do perfil.

Na evolução das curvas de distribuição de umidade, observa-se que existe um atraso de tempo entre a secagem na superfície quente e a condensação do fluxo de vapor na superfície fria. Na superfície quente, é possível constatar o fenômeno de secagem desde os primeiros minutos (curva 0,12 [h]). A migração dessa umidade produz um leve aumento nas camadas adjacentes mais frias, e só é possível verificar uma condensação expressiva na superfície fria alguns minutos depois (curva 0,36 [h]).

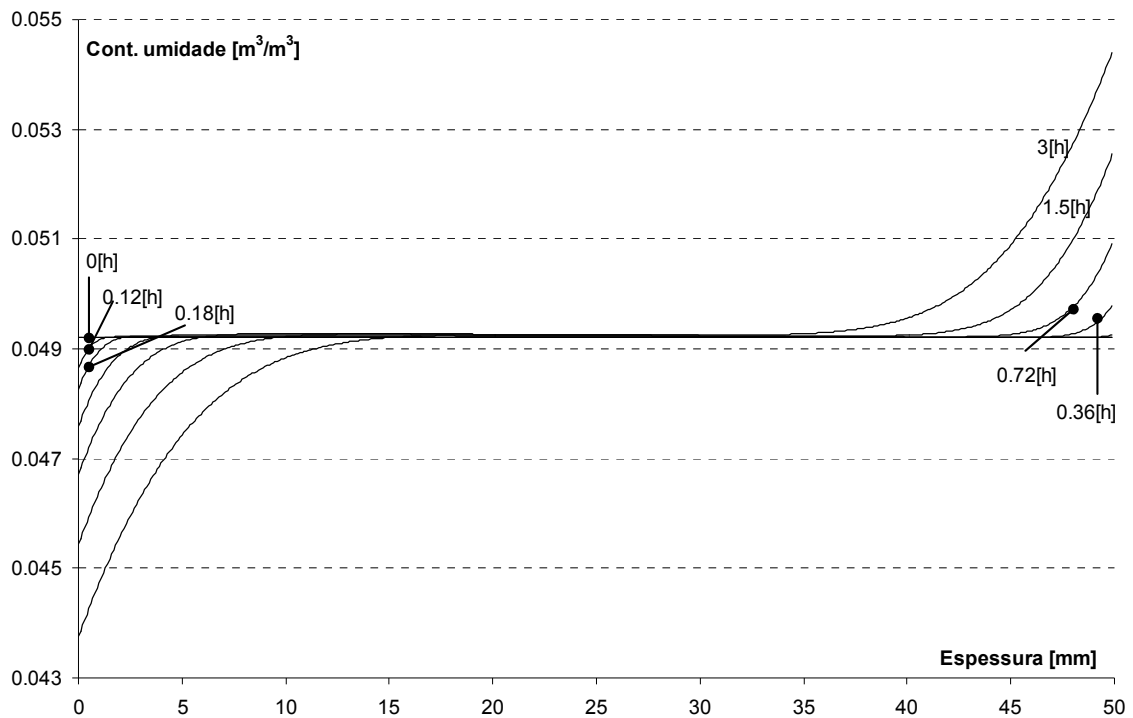
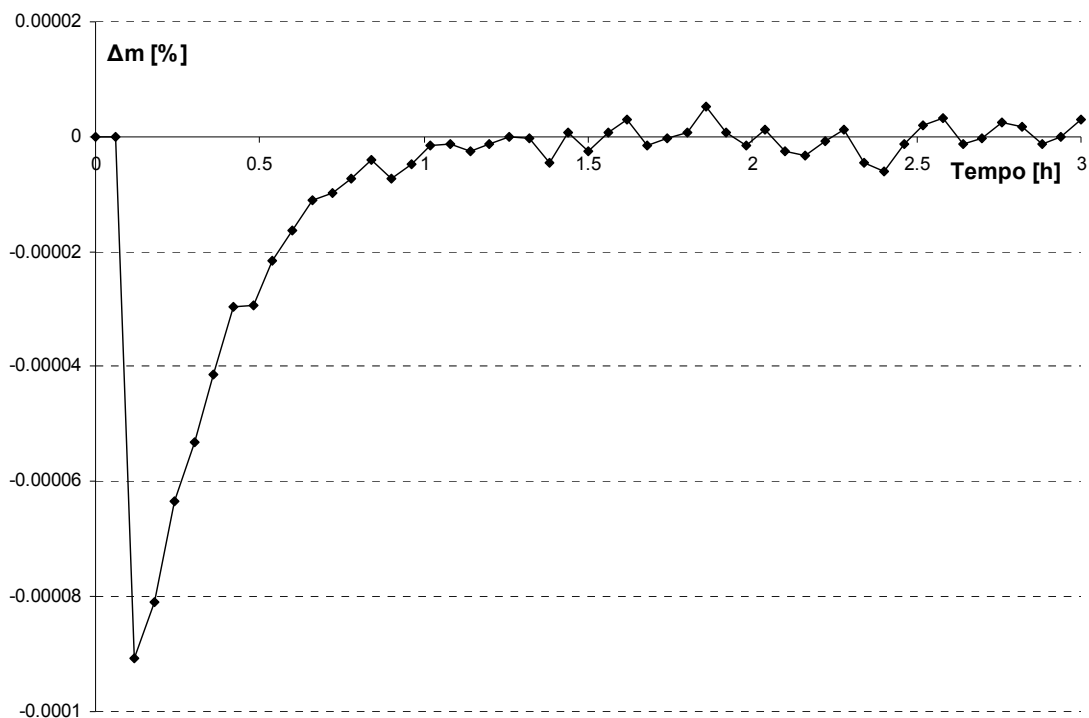


Figura 4.6 – Distribuição do conteúdo de umidade no perfil da argamassa.

Em virtude da condição impermeável imposta em ambas as superfícies, o conteúdo de umidade total do componente deve-se manter constante durante todo o intervalo de simulação. Isto significa que os processos de secagem e condensação devem acontecer de forma balanceada para manter o conteúdo de umidade total no componente. Na simulação, foi observado que, no instante em que começa a ser aplicado o fluxo de calor (0,12 horas), é produzido um desequilíbrio de 0,00009% no balanço de massa. Este balanço é corrigido ao longo da simulação, apresentando pequenas diferenças em torno do conteúdo de umidade inicial (Figura 4.7).



**Figura 4.7 – Variação no conteúdo total de umidade dentro do componente de argamassa.**

A distribuição de umidade apresentada na Figura 4.6 determina as variações das propriedades termofísicas nas camadas internas do componente de argamassa. As Figuras 4.8 e 4.9 apresentam a distribuição da condutividade térmica e da capacidade térmica volumétrica respectivamente. Observa-se nas duas figuras que as variações acompanham a distribuição de umidade no componente. Para o tempo final de simulação (curva 3 [h]), a amplitude de variação nas camadas superficiais é de 1,15% para a condutividade térmica e de 1,05% para a capacidade térmica volumétrica. No entanto, o valor médio, considerando todos os elementos finitos, não apresenta variações significativas ao longo do tempo para cada uma das propriedades termofísicas se comparado ao valor inicial distribuído homogeneamente (curva 0 [h]). Para a condutividade térmica, esta variação é de 0,0018% e, para a capacidade térmica volumétrica, a variação é de 0,0023%.

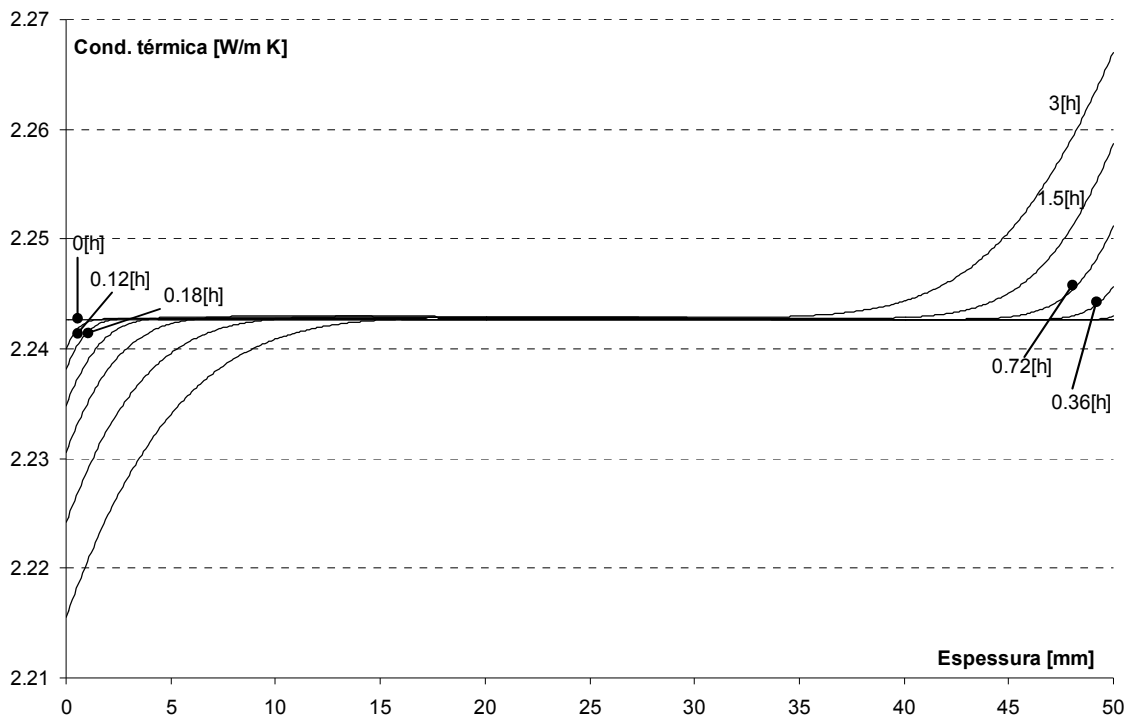


Figura 4.8 – Distribuição da condutividade térmica no perfil do componente de argamassa.

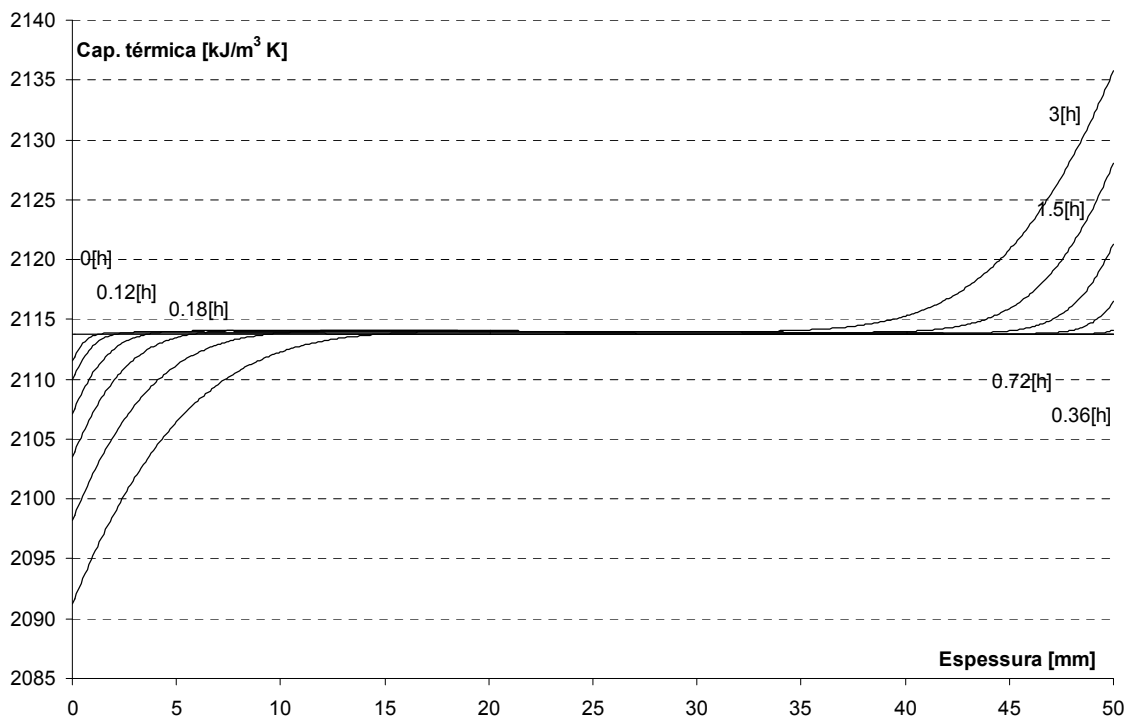
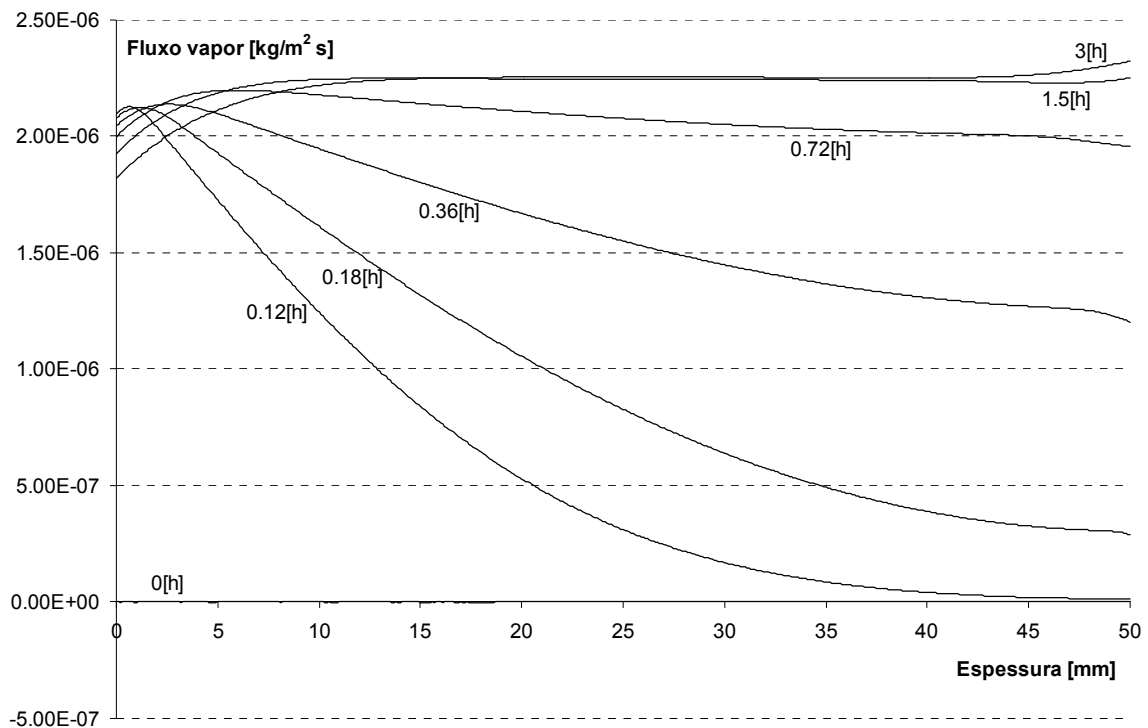


Figura 4.9 – Distribuição da capacidade térmica volumétrica no perfil do componente de argamassa.

A Figura 4.10 apresenta o comportamento do fluxo de vapor no interior do componente em diferentes intervalos da simulação. Observa-se através da curva 0,12 [h] que, logo após ter acionado o fluxo de calor na superfície quente, uma frente de vapor começa a avançar em direção à superfície fria. Para os intervalos finais da simulação (curvas 1,5 [h] e 3 [h]), o fluxo de vapor alcança um valor máximo e constante no centro do componente porque o gradiente de temperatura atinge seu valor mais alto nesse momento e nas camadas centrais não existe um gradiente para o conteúdo de umidade. Nas camadas da superfície fria (50 mm), o fluxo de vapor experimenta um leve aumento devido à condição impermeável na superfície. No entanto, o gradiente de umidade global no componente tenta restituir uma condição de equilíbrio homogêneo para o conteúdo de umidade, o que produz uma diminuição no fluxo de vapor nas camadas da superfície quente (0 mm).



**Figura 4.10 – Distribuição do fluxo de vapor no perfil do componente de argamassa.**

A Figura 4.11 apresenta a distribuição do fluxo de massa total (líquido + vapor). Comparando as curvas de fluxo total com as de fluxo de vapor (Figura 4.10) para as camadas internas do componente entre 5 e 45 mm, é possível observar como o fluxo de vapor representa 100% do fluxo total neste intervalo. Para as camadas em cada superfície, o fluxo de massa total cai a zero graças à condição de impermeabilidade imposta ( $j=0$ ).

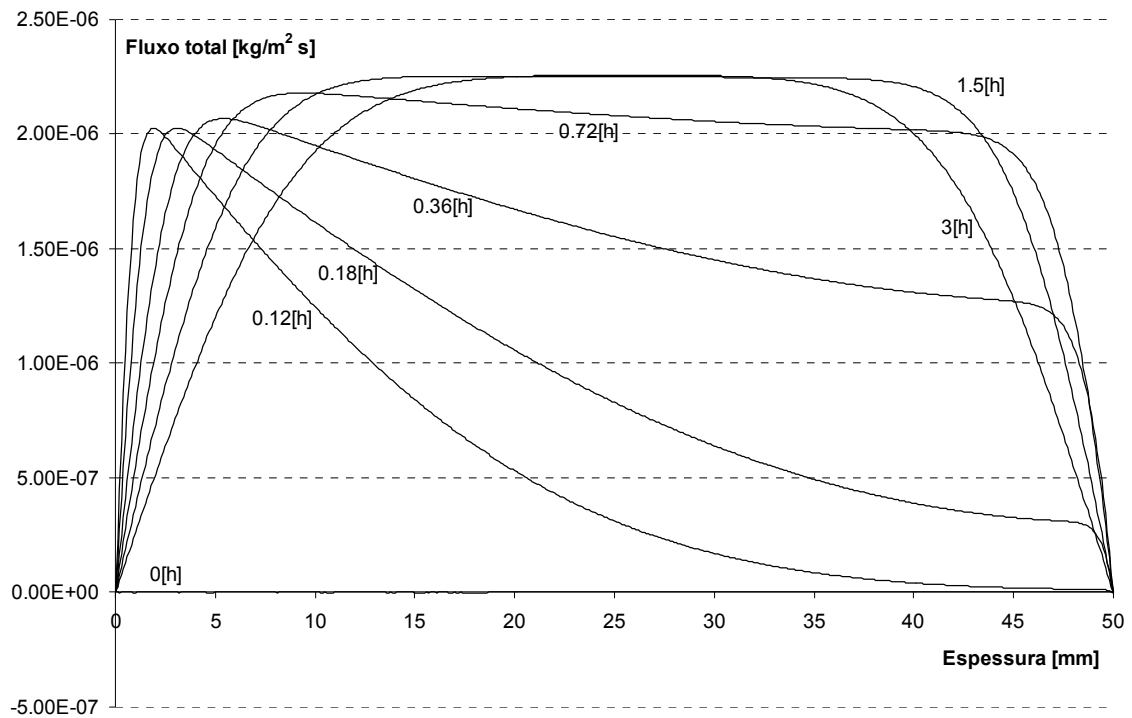


Figura 4.11 – Distribuição de massa total (líquido + vapor) no perfil do componente de argamassa.

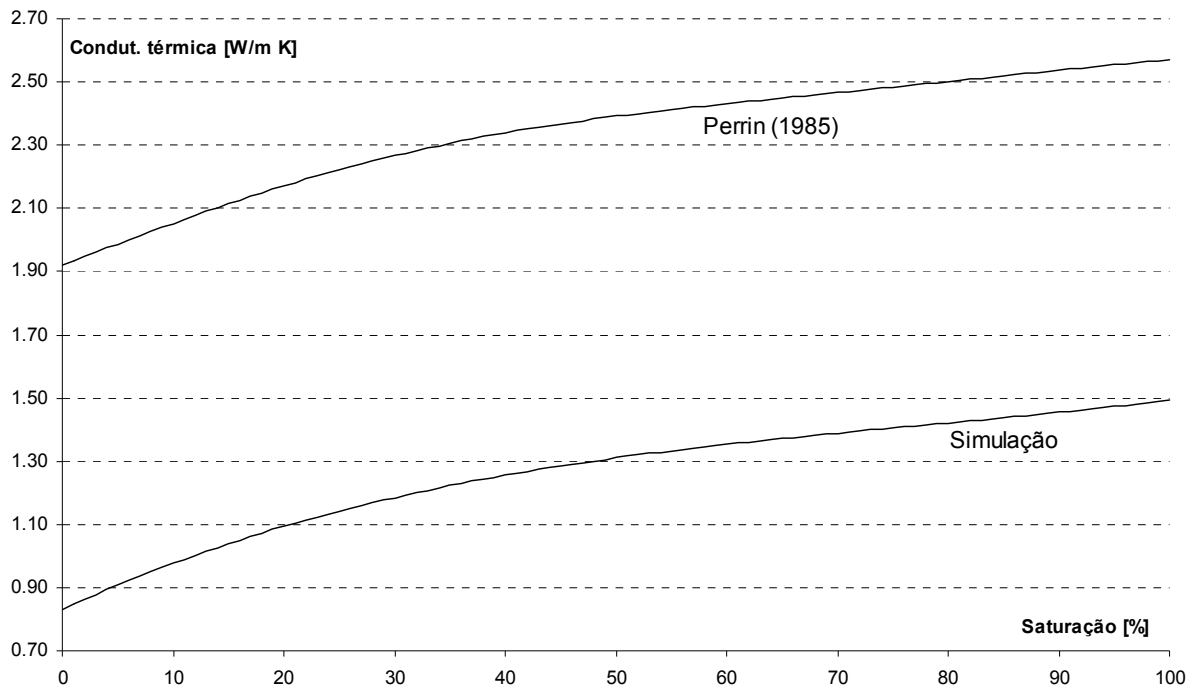
#### 4.4.3 Simulação para o componente com alterações nas propriedades termofísicas da matriz sólida

Em virtude da dificuldade de reproduzir exatamente o mesmo material de argamassa utilizado por Perrin (1985), foi realizada uma segunda simulação em que as propriedades termofísicas da matriz sólida do material foram alteradas conforme mostra a Tabela 4.4. Nos demais parâmetros que definem o componente ( $\eta$ ,  $l$  e  $A$ ) e a simulação ( $q''_{sup}$ ,  $T_{sup}$ ,  $UR$ ,  $\Delta x$  e  $\Delta t$ ), foram mantidos os mesmos valores da simulação anterior.

Tabela 4.4 – Propriedades termofísicas do material usado nas simulações do componente modificado.

Propriedades do componente simulado	
$\lambda_0$ [W/m K]	0,84
$\rho_0$ [kg/m <sup>3</sup> ]	2100,0
$c_0$ [J/kg K]	1000,0
$\eta$ [m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup> ]	0,18
$l$ [mm]	50,0

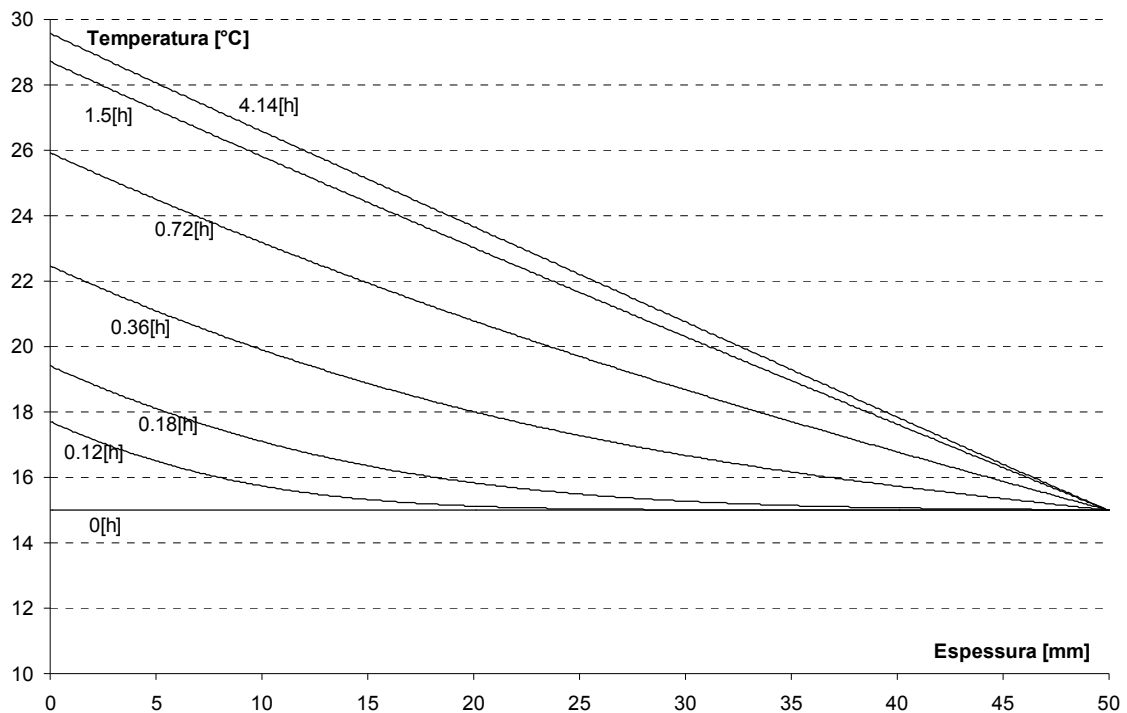
As curvas para os coeficientes de transporte de umidade ( $D_{Tv}$ ,  $D_{\theta v}$ ,  $D_T$  e  $D_\theta$ ) utilizadas nesta simulação são as mesmas definidas originalmente (Figura 4.1). Para a condutividade térmica, foi assumido o mesmo comportamento observado por Perrin (1985) na argamassa, mas deslocando o valor da condutividade térmica para o material seco ( $\lambda_0$ ) no valor definido para esta simulação, como mostra a Figura 4.12.



**Figura 4.12 – Curva da condutividade térmica deslocada para as simulações do componente modificado.**

De forma geral, o componente com as novas propriedades termofísicas na matriz sólida apresenta um desempenho higrotérmico análogo ao observado na simulação anterior para a distribuição de temperatura e conteúdo de umidade no perfil do componente. A principal diferença ocorre na condutividade térmica, que gera, para o mesmo fluxo de calor imposto, um gradiente térmico maior entre as superfícies.

A Figura 4.13 apresenta o perfil de temperaturas no componente com alterações na matriz sólida para diferentes intervalos de tempo até observar uma condição estável em que a distribuição de temperaturas no perfil é linear (4,14 horas: curva 4.14 [h]). A condição isotérmica na superfície fria continua sendo mantida em 15°C, porém a temperatura máxima alcançada na superfície quente é de 29,6 °C. Isto significa que a diferença de temperatura entre as superfícies no estado final é de 14,6 °C.

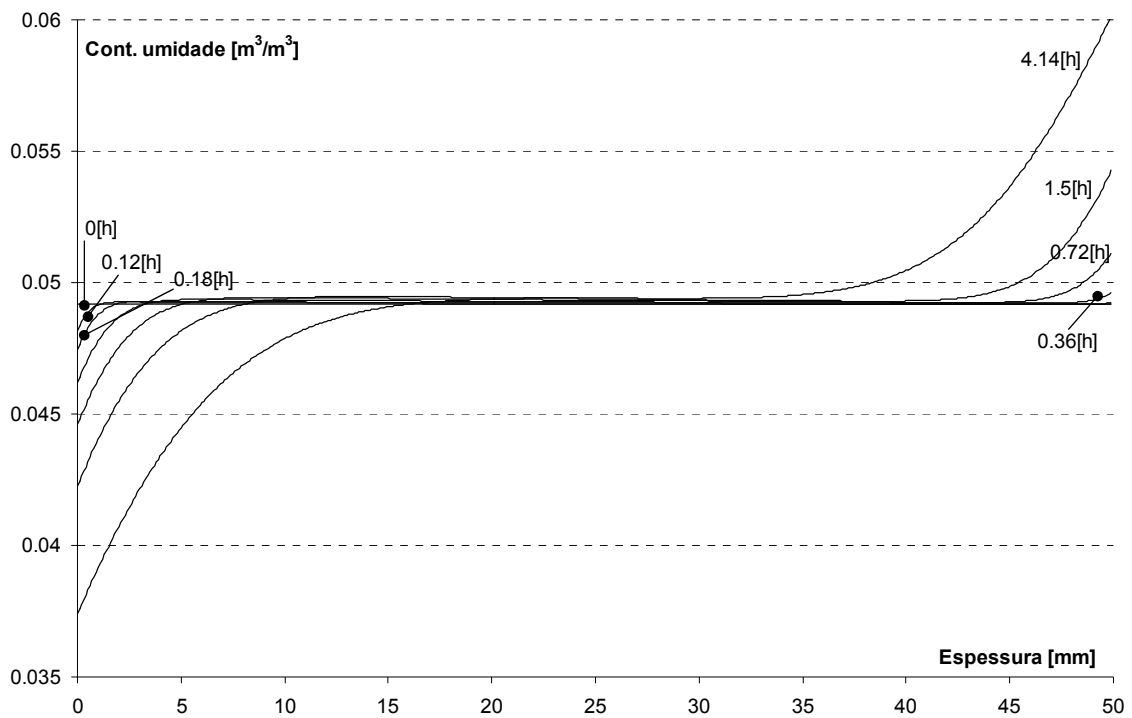


**Figura 4.13 – Perfil de temperaturas no componente modificado até atingir uma distribuição linear de temperaturas.**

Para a mesma saturação inicial (27,3%), a condutividade térmica efetiva é de 1,162 W/m K (Figura 4.12). A partir da equação 2.2 é possível calcular a existência de uma diferença de -3,05% com o fluxo de calor imposto ( $350 \text{ W/m}^2$ ). Esta diferença é resultado dos efeitos de calor latente e é discutida em detalhe no item 4.5.2.

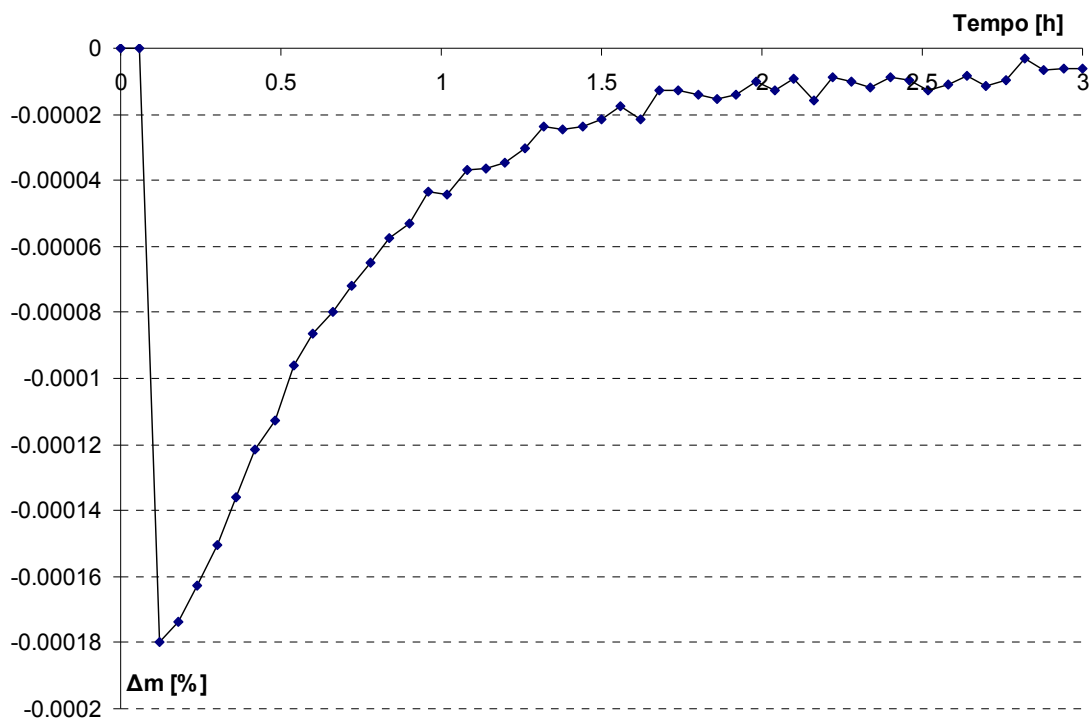
A Figura 4.14 apresenta a distribuição do conteúdo de umidade no interior do componente. Como a condição inicial para o conteúdo de umidade é a mesma da simulação anterior, o componente começa também com uma distribuição uniforme de umidade com um conteúdo de 4,92%. Porém, como o gradiente de temperatura é mais acentuado, os fenômenos de secagem e condensação também apresentam valores mais extremos nas superfícies. As variações no centro do componente também aparecem mais evidentes. Na primeira simulação (com  $\lambda_0=1,92 \text{ W/m K}$ ), a amplitude de variação para o conteúdo de umidade nas superfícies do componente é de 10,8% em média. Para a simulação com  $\lambda_0=0,84 \text{ W/m K}$ , esta amplitude aumenta para 23,1%.





**Figura 4.14 – Distribuição do conteúdo de umidade no perfil do componente modificado.**

A conservação de massa no volume de controle global para a condição impermeável nas superfícies também foi conferida (Figura 4.15). Observa-se que o pulso de calor aplicado aos 5 minutos (0,12 horas) produz uma leve alteração no conteúdo total de umidade (-0,00018%), porém maior que o registrado na primeira simulação (-0,00009%). Observa-se também que o algoritmo requer mais tempo para compensar essa alteração na conservação de massa.



**Figura 4.15 – Variação no conteúdo total de umidade dentro do componente modificado.**

Da mesma forma que na primeira simulação, as propriedades termofísicas em cada volume infinitesimal acompanham as variações do conteúdo de umidade (Figura 4.14). Porém, a amplitude de variação nas superfícies para a condutividade térmica aumentou para 4,75% e, para a capacidade térmica volumétrica, 2,06%. A condição de estabilidade das propriedades termofísicas iniciais ao longo do tempo também foi conferida. Para a condutividade térmica esta variação é de 0,0335% e para a capacidade térmica volumétrica a variação é de 0,0042%.

A Figura 4.16 apresenta a distribuição do fluxo de massa total (líquido + vapor). Novamente, observa-se que o fluxo de vapor é dominante nas camadas internas do componente e, nas camadas superficiais, é possível verificar a condição impermeável ( $j=0$ ). Apesar de ter o mesmo conteúdo de umidade inicial que o componente da primeira simulação (com  $\lambda_0=1,92$  W/m K), o fluxo de calor se vê intensificado no caso com  $\lambda_0=0,84$  W/m K, por causa do aumento no gradiente de temperatura (termo  $dT/dx$  na equação 4.11). Na primeira simulação o valor máximo alcançado pelo fluxo de vapor foi de  $2,25 \times 10^{-6}$  kg/m<sup>2</sup> s, enquanto na simulação com  $\lambda_0=0,84$  W/m K o valor máximo para o fluxo de vapor é de  $4,30 \times 10^{-6}$  kg/m<sup>2</sup> s.

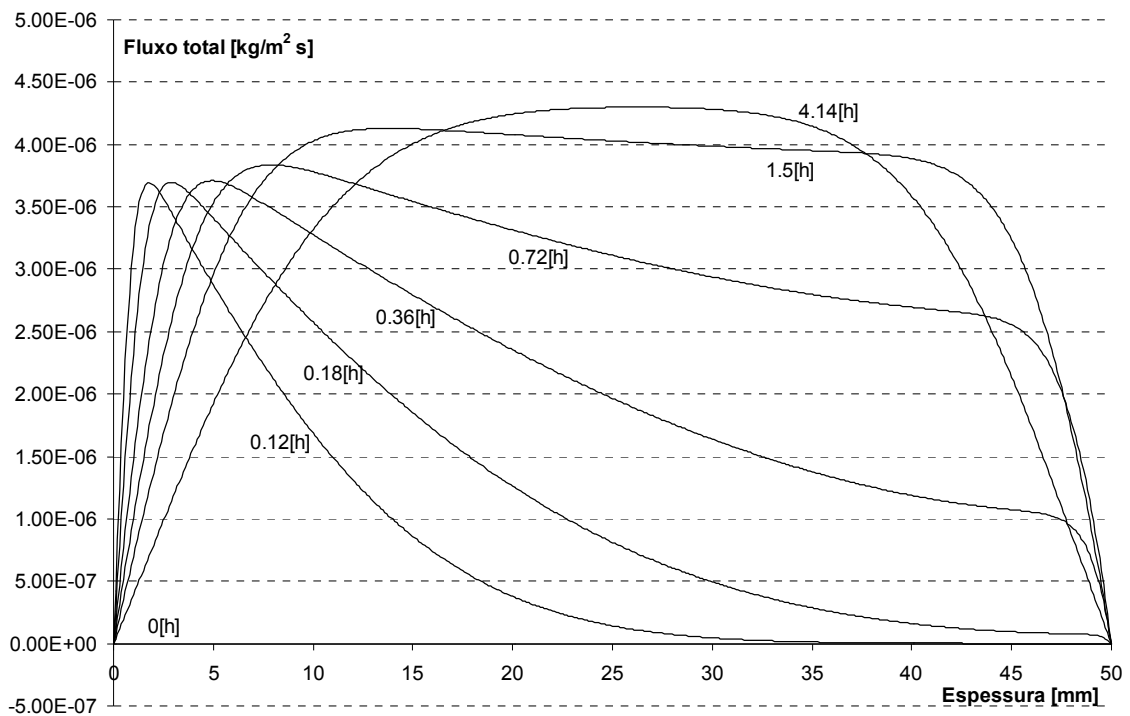


Figura 4.16 – Distribuição de massa total (líquido + vapor) no perfil do componente modificado.

## 4.5 Influência do conteúdo de umidade na condição de equilíbrio térmico final

Quando os efeitos da transferência de umidade são incorporados ao modelo de transferência de calor, é necessário considerar dois fenômenos. Primeiramente, as mudanças no conteúdo de umidade inicial vão afetar a distribuição de temperaturas devido às variações na condutividade térmica efetiva. Também, na transferência de energia térmica (calor), não só participam as trocas por condução, mas também está presente o calor latente de vaporização da umidade interna.

### 4.5.1 Diferença de temperatura entre as superfícies

A Figura 4.17 mostra como os dois componentes simulados anteriormente, uma vez que atingem o estado final com gradiente estável de temperatura, apresentam uma diferença de temperatura entre as superfícies cada vez menor, conforme a saturação de umidade vai aumentando na amostra. Isto porque a condutividade térmica efetiva do material aumenta de

acordo com o grau de saturação dos poros (Figura 4.12). Apesar de ter considerado a mesma evolução da condutividade térmica efetiva para as duas simulações, o caso com  $\lambda_0=0,84$  W/m K apresenta uma queda maior na diferença de temperatura ( $\Delta T_{\text{final}}$ ) pois, dado que a variação na condição seca começa de um patamar menor, o aumento marginal é maior neste caso.

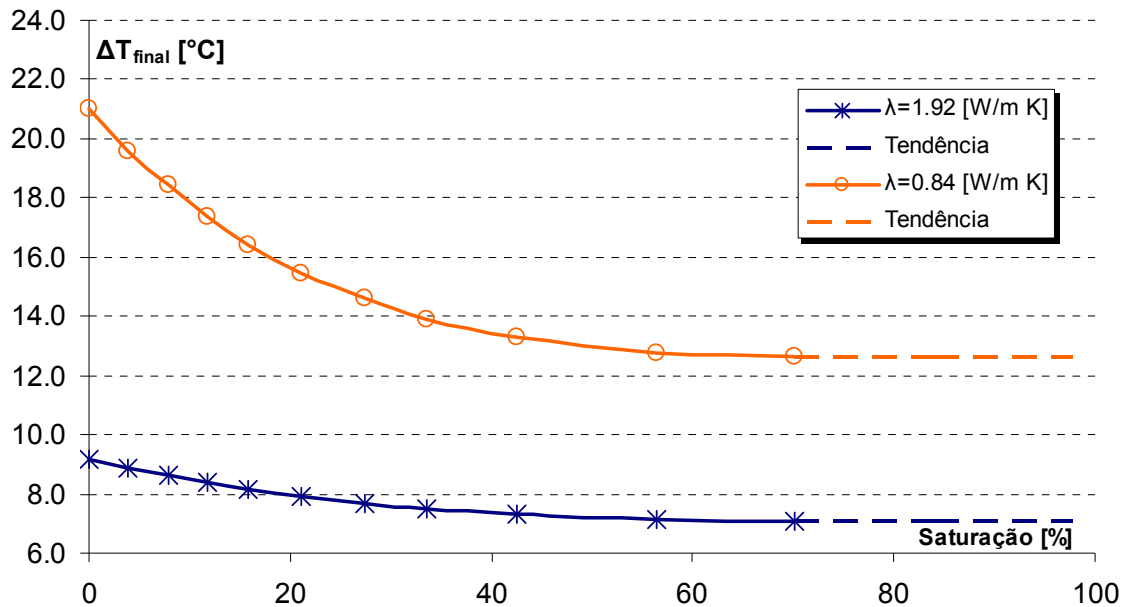


Figura 4.17 – Diferença de temperatura entre as superfícies em função da saturação do componente.

#### 4.5.2 Processo de mudança de fase na transferência de calor

Como foi visto nos itens 4.4.2 e 4.4.3, ao calcular o fluxo de calor usando a diferença de temperatura entre as superfícies ( $\Delta T$ ) obtida nas simulações, com a condutividade térmica efetiva e a espessura do material através da equação 2.2, o valor obtido não coincide com o fluxo de calor imposto nas condições de contorno.

Isto ocorre pois na equação 2.2 é considerado somente o calor transferido por fenômenos de condução através do componente. Esta consideração pode ser aplicada diretamente quando se trabalha com um modelo exclusivamente térmico, como são os resultados obtidos pelo modelo apresentado no capítulo 2, em que a diferença numérica é de apenas 0,057%.

A Figura 4.18 apresenta a composição do fluxo de calor ao longo do tempo para a superfície quente (a) e para a superfície fria (b) na simulação com o material de argamassa estudado por Perrin (1985), isto é, o caso com  $\lambda_0=1,92$  W/m K. Nela, observa-se que a maior

parte dos  $350 \text{ W/m}^2$  é transferida por condução. No entanto, para este caso, uma parcela de calor latente (1 – 2%) também participa das trocas térmicas. Na superfície quente, o fluxo de calor por vaporização (latente) mantém um percentual constante em todo o intervalo de tempo porque o fluxo de vapor é mais estável nessa superfície (espessura=0 mm na Figura 4.18 a)). Na superfície fria, a frente de calor chega no começo por condução e o calor latente vai ganhando importância ao longo da simulação, conforme a frente de vapor alcança essa superfície (espessura=50 mm na Figura 4.18 b)).

Para a Figura 4.18 também foram calculadas as trocas de calor por destilação de líquido e entalpia de acordo com o trabalho de De Vries (1958). Porém, observa-se que a participação destes fenômenos é pouco expressiva.

Na prática, os sensores de fluxo de calor colocados nas superfícies não conseguem diferenciar o calor que chega por condução ou por vaporização (latente), o que gera diferenças no cálculo da condutividade térmica. Continuando com o exemplo apresentado na Figura 4.18, a condutividade térmica experimental calculada consideraria o fluxo total de calor ( $q''=350 \text{ W/m}^2$ ) e a diferença de temperatura observada ( $\Delta T= 4,7 \text{ }^\circ\text{C}$ ). Assim, usando a relação de regime permanente (equação 2.2), a condutividade térmica experimental calculada seria de  $2,275 \text{ W/m K}$ . Este valor apresenta uma diferença de 1,5% se comparado à condutividade térmica efetiva usada nas simulações ( $2,243 \text{ W/m K}$ ).

A Figura 4.19 apresenta as diferenças percentuais ( $\Delta\lambda$ ) entre a condutividade térmica experimental e a condutividade térmica efetiva para os dois materiais simulados (curvas  $\lambda=1.92 \text{ [W/m K]}$  e  $\lambda=0.84 \text{ [W/m K]}$ ) com diferentes níveis de saturação. Nas duas curvas observa-se que, para valores de saturação menores a 10%, o conteúdo de umidade no componente não é suficiente para gerar uma diferença significativa. A partir desse valor as diferenças começam a aumentar, chegando a um valor máximo entre 30% a 40% de saturação. Para uma saturação acima de 60%, as curvas apresentam uma queda brusca pois o volume de poros começa a ter um conteúdo de líquido importante, o que dificulta o avanço de um fluxo de vapor. Desta forma, o calor latente perde importância e a diferença entre a condutividade térmica experimental e a condutividade térmica efetiva diminui.

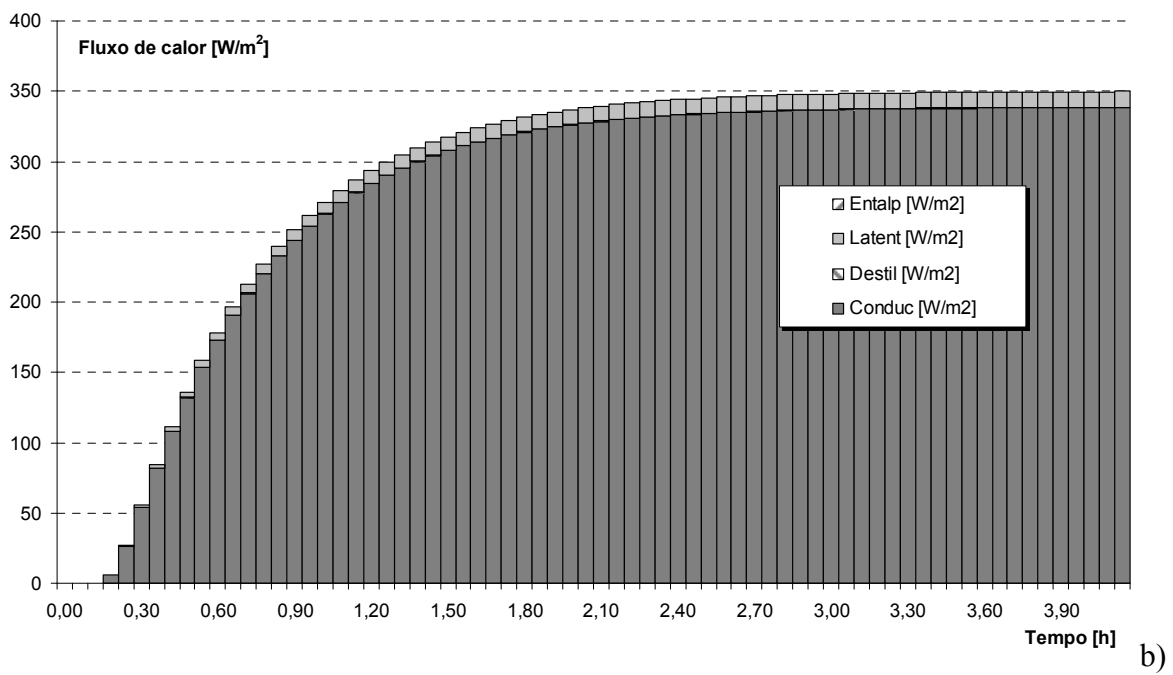
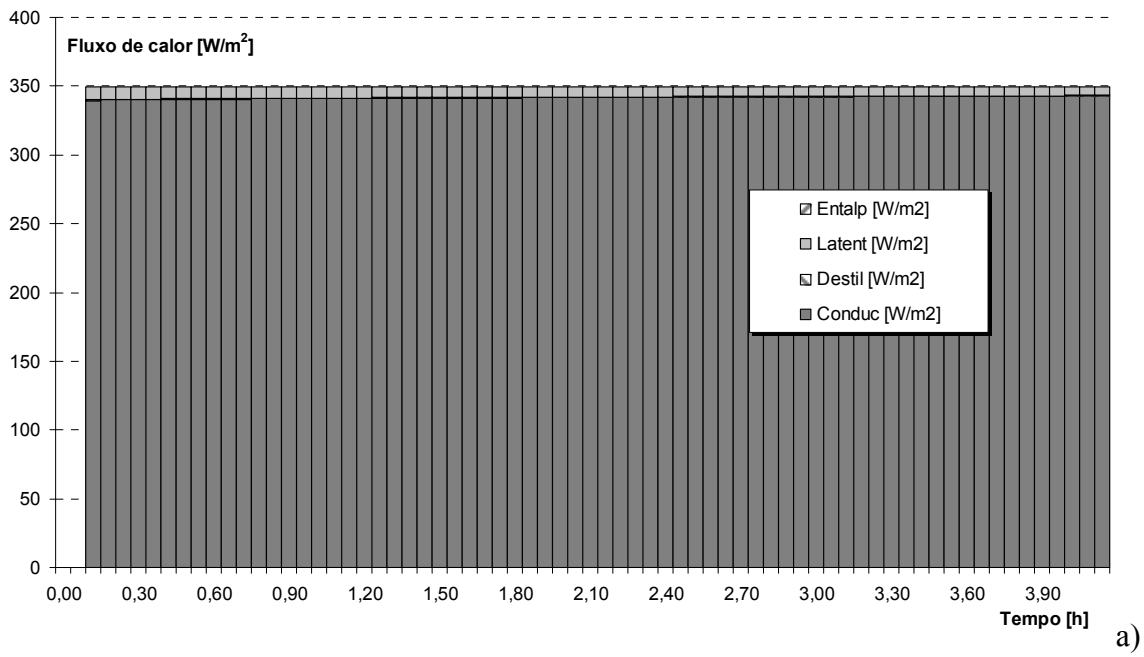


Figura 4.18 – Composição do fluxo de calor na superfície quente a) e na superfície fria b).

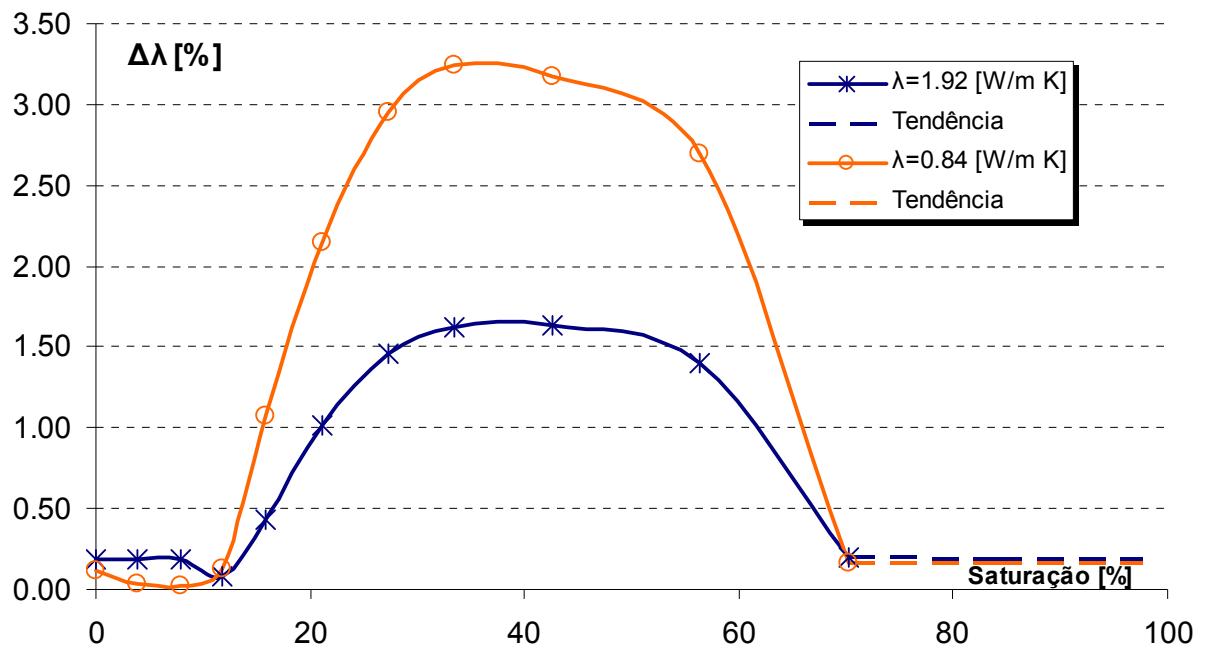


Figura 4.19 – Diferença entre a condutividade térmica experimental e efetiva para os componentes simulados em função da saturação.

Da curva de adsorção (Figura 4.2) observa-se que a máxima saturação possível para o material simulado é de 70%. Assim, os intervalos tracejados na Figura 4.17 e na Figura 4.19 representam a tendência esperada para valores maiores de saturação.

## 4.6 Simulações paramétricas

Apresenta-se, nesta seção, uma avaliação comparativa usando como base as simulações apresentadas nos itens 4.4.2 e 4.4.3 para determinar a sensibilidade que as propriedades termofísicas apresentam frente a diferentes parâmetros de simulação. Também é avaliada a discretização de tempo e de espessura ( $\Delta t$  e  $\Delta x$ ) necessária para manter a precisão dos resultados.

### 4.6.1 Análise de sensibilidade

A simulação realizada com alterações nas propriedades termofísicas da matriz sólida do componente mostrou que é possível obter resultados coerentes mesmo mantendo as curvas dos coeficientes de transporte inalterados. No entanto, é importante realizar uma análise paramétrica para avaliar a sensibilidade que as propriedades termofísicas (objeto de estimativa

neste trabalho de pesquisa) apresentam às variações dos diferentes parâmetros envolvidos na simulação.

Esta análise de sensibilidade foi realizada tanto para o material de argamassa estudado por Perrin (1985) como para o componente com alterações na matriz sólida. Em ambos os casos foram considerados como caso base as simulações apresentadas nos itens 4.4.2 e 4.4.3.

A comparação entre o caso base e as diferentes alternativas foi realizada em função da condutividade térmica e da capacidade térmica volumétrica. Como foi observado nas simulações de caso base (Figura 4.8 e Figura 4.9), o valor médio destas propriedades termofísicas no intervalo final, considerando todos os elementos infinitesimais, apresentam diferenças muito baixas (0,002%) em comparação com as propriedades termofísicas distribuídas homogeneamente no início das simulações. Assim, cada um deles ( $\lambda_m$  e  $\rho_0 \cdot c_m$ ) é calculado como o valor médio entre todos os elementos infinitesimais para o último intervalo de simulação.

$$\bar{\lambda}_m = \frac{\sum_{i=0}^{n+1} \lambda_{m\_i}}{n+2} \quad (4.47)$$

$$\bar{\rho}_0 \cdot \bar{c}_m = \frac{\sum_{i=0}^{n+1} \rho_0 \cdot c_{m\_i}}{n+2} \quad (4.48)$$

A Tabela 4.5 apresenta os resultados nos diferentes casos simulados para o componente de argamassa. Do caso 01 ao caso 16, foram testadas as variações nas curvas dos coeficientes de transporte de umidade ( $D_\theta$ ,  $D_T$ ,  $D_{\theta v}$  e  $D_{Tv}$ ), cada um deles variando em  $\pm 10\%$  e  $\pm 20\%$ . Do caso 17 ao caso 20, foram testados diferentes valores para a porosidade do material ( $\eta$ ), considerando valores acima e abaixo do valor utilizado nas simulações ( $\eta=0,18$ ) dentro de uma faixa representativa para materiais cerâmicos (SATO, 1998 e FERNANDES, 1990). Do caso 21 ao caso 24, são consideradas variações na saturação inicial do componente através da umidade relativa (UR) de entrada na curva de adsorção. Por último, os casos 25 e 26 avaliam variações na condição de equilíbrio isotérmico inicial ( $T_0$ ).



**Tabela 4.5 – Variações nas propriedades termofísicas calculadas para o componente de argamassa nas diferentes simulações paramétricas.**

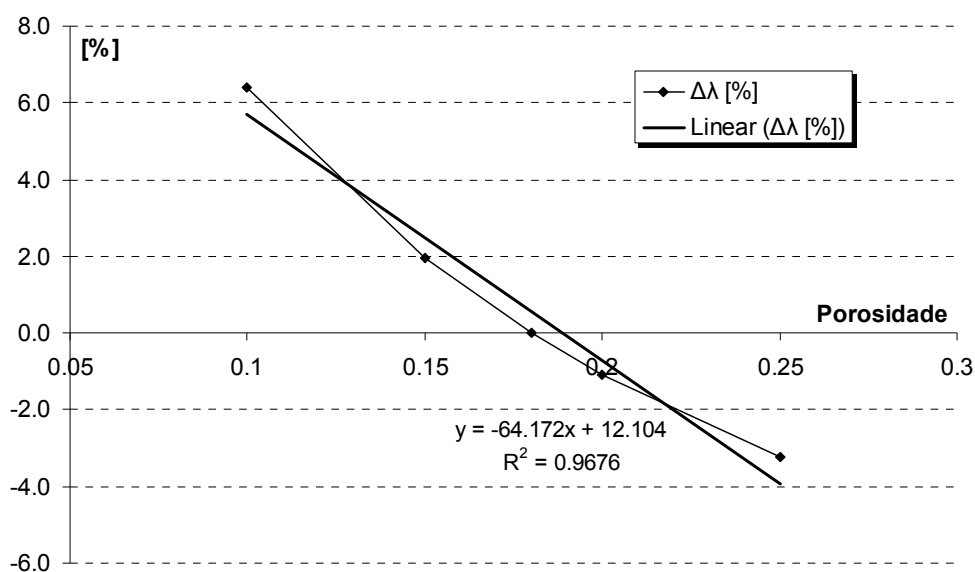
		$\lambda_m$ [W/m K]	$\Delta\lambda$ [%]	$\rho \cdot c_m$ [kJ/m <sup>3</sup> K]	$\Delta\rho \cdot c$ [%]
Caso_00	Caso Base	2,243		2113,8	
Caso_01	$D_\theta + 10\%$	2,243	0,00020	2113,8	-0,00013
Caso_02	$D_\theta + 20\%$	2,243	0,00037	2113,8	-0,00023
Caso_03	$D_\theta - 10\%$	2,243	-0,00022	2113,8	0,00011
Caso_04	$D_\theta - 20\%$	2,243	-0,00049	2113,8	0,00026
Caso_05	$D_T + 10\%$	2,243	-0,00115	2113,8	0,00023
Caso_06	$D_T + 20\%$	2,242	-0,00243	2113,8	0,00046
Caso_07	$D_T - 10\%$	2,243	0,00102	2113,8	-0,00026
Caso_08	$D_T - 20\%$	2,243	0,00191	2113,8	-0,00050
Caso_09	$D_{\theta v} + 10\%$	2,243	0,00001	2113,8	-0,00001
Caso_10	$D_{\theta v} + 20\%$	2,243	0,00000	2113,8	-0,00001
Caso_11	$D_{\theta v} - 10\%$	2,243	0,00001	2113,8	0,00000
Caso_12	$D_{\theta v} - 20\%$	2,243	0,00001	2113,8	0,00000
Caso_13	$D_{Tv} + 10\%$	2,243	0,00002	2113,8	-0,00002
Caso_14	$D_{Tv} + 20\%$	2,243	0,00003	2113,8	-0,00002
Caso_15	$D_{Tv} - 10\%$	2,243	-0,00001	2113,8	0,00000
Caso_16	$D_{Tv} - 20\%$	2,243	-0,00003	2113,8	0,00000
Caso_17	$\eta = 0,10$	2,386	6,41164	2113,8	-0,00089
Caso_18	$\eta = 0,15$	2,286	1,95639	2113,8	-0,00016
Caso_19	$\eta = 0,20$	2,218	-1,08463	2113,8	-0,00009
Caso_20	$\eta = 0,25$	2,170	-3,23309	2113,8	-0,00062
Caso_21	UR = 30%	2,085	-7,02099	2001,1	-5,33393
Caso_22	UR = 50%	2,189	-2,39658	2070,5	-2,04796
Caso_23	UR = 70%	2,299	2,53721	2167,8	2,55296
Caso_24	UR = 90%	2,418	7,81607	2328,7	10,16248
Caso_25	$T_o = 10$	2,243	0,00000	2113,8	0,00000
Caso_26	$T_o = 20$	2,243	0,00001	2113,8	0,00000

Para os casos que avaliam a influência nas variações nos coeficientes de transporte de umidade, observa-se que a sensibilidade é baixa, apresentando um valor médio de 0,0003%. Em particular, a condutividade térmica apresenta a maior sensibilidade (0,00243%) frente a variações no coeficiente  $D_T$ , que pode ser explicada pela importância que o gradiente de temperatura tem nos casos simulados.

As variações na determinação da porosidade como parâmetro de entrada nas simulações apresentam uma sensibilidade importante na condutividade térmica obtida. Para

um determinado conteúdo de umidade, a porosidade do material define a sua saturação e, com ela, o valor de entrada para calcular os coeficientes de transporte de umidade (Figura 4.1).

A Figura 4.20 apresenta as variações na condutividade térmica em função das variações na porosidade. A reta de regressão linear possibilita uma noção da variação na condutividade térmica. Assim, com um coeficiente de determinação de 0,97, é possível observar na inclinação da reta que, para cada 1% de variação na porosidade, a condutividade térmica varia em 0,64%.



**Figura 4.20 – Variações na condutividade térmica em função das variações na porosidade de componente de argamassa.**

A umidade relativa definida na condição isotérmica inicial a ser utilizada na curva de adsorção apresenta também uma sensibilidade importante. No entanto, as variações na condutividade térmica seguem a curva de condutividade térmica (Figura 4.3). As variações na capacidade térmica volumétrica seguem o comportamento definido pela relação 4.28.

As variações na temperatura inicial do componente (casos 25 e 26) não apresentam uma sensibilidade importante.

Para o componente com as propriedades termofísicas modificadas na matriz sólida de acordo com a Tabela 4.6, as simulações paramétricas apresentaram um desempenho análogo ao observado pela argamassa usada por Perrin (1985), porém com valores mais elevados (Tabela 4.5).

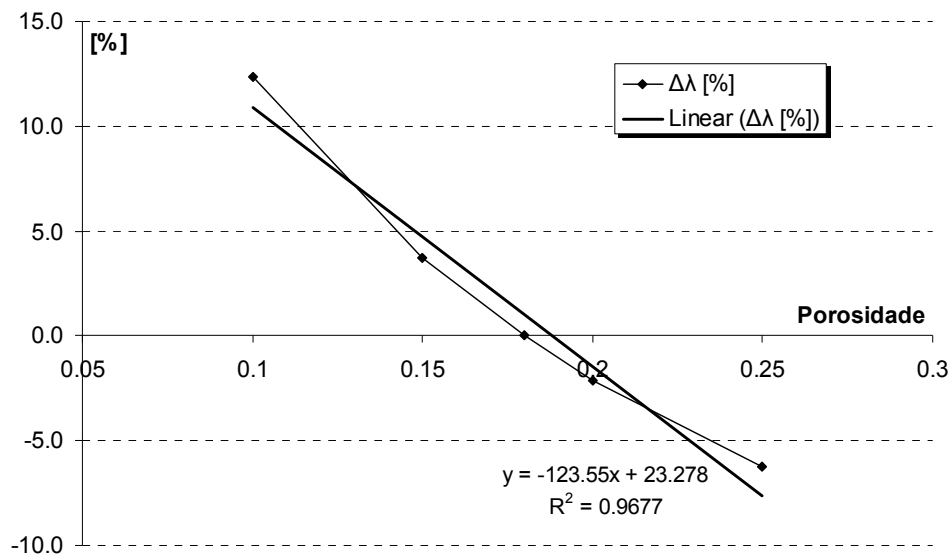
**Tabela 4.6 - Variações nas propriedades termofísicas calculadas para o componente modificado nas diferentes simulações paramétricas.**

		$\lambda_m$ [W/m K]	$\Delta\lambda$ [%]	$\rho \cdot c_m$ [kJ/m <sup>3</sup> K]	$\Delta\rho \cdot c$ [%]
Caso_00	Caso Base	1,163		2304,2	
Caso_01	$D_\theta + 10\%$	1,162	-0,03627	2303,9	-0,01293
Caso_02	$D_\theta + 20\%$	1,162	-0,03490	2303,9	-0,01309
Caso_03	$D_\theta - 10\%$	1,162	-0,03970	2303,9	-0,01257
Caso_04	$D_\theta - 20\%$	1,162	-0,04187	2303,9	-0,01234
Caso_05	$D_T + 10\%$	1,162	-0,04575	2303,9	-0,01240
Caso_06	$D_T + 20\%$	1,162	-0,05437	2303,9	-0,01204
Caso_07	$D_T - 10\%$	1,162	-0,03076	2303,9	-0,01314
Caso_08	$D_T - 20\%$	1,162	-0,02446	2303,9	-0,01353
Caso_09	$D_{\theta v} + 10\%$	1,162	-0,03784	2303,9	-0,01278
Caso_10	$D_{\theta v} + 20\%$	1,162	-0,03784	2303,9	-0,01277
Caso_11	$D_{\theta v} - 10\%$	1,162	-0,03788	2303,9	-0,01278
Caso_12	$D_{\theta v} - 20\%$	1,162	-0,03788	2303,9	-0,01277
Caso_13	$D_{Tv} + 10\%$	1,162	-0,03769	2303,9	-0,01277
Caso_14	$D_{Tv} + 20\%$	1,162	-0,03748	2303,9	-0,01280
Caso_15	$D_{Tv} - 10\%$	1,162	-0,03808	2303,9	-0,01276
Caso_16	$D_{Tv} - 20\%$	1,162	-0,03827	2303,9	-0,01275
Caso_17	$\eta = 0,10$	1,306	12,31954	2303,8	-0,01436
Caso_18	$\eta = 0,15$	1,206	3,72463	2303,9	-0,01310
Caso_19	$\eta = 0,20$	1,138	-2,12227	2303,9	-0,01277
Caso_20	$\eta = 0,25$	1,090	-6,25325	2303,9	-0,01345
Caso_21	UR = 30%	1,005	-13,55365	2191,1	-4,90754
Caso_22	UR = 50%	1,109	-4,65089	2260,6	-1,89153
Caso_23	UR = 70%	1,219	4,85824	2357,8	2,32910
Caso_24	UR = 90%	1,338	15,05843	2518,7	9,30932
Caso_25	$T_o = 10$	1,162	-0,03785	2303,9	-0,01277
Caso_26	$T_o = 20$	1,162	-0,03787	2303,9	-0,01277

As variações nas duas propriedades termofísicas em função dos coeficientes de transporte de umidade apresentam um valor médio de 0,025%. Novamente, a maior sensibilidade é observada na condutividade térmica frente às variações no coeficiente  $D_T$ , apresentando uma sensibilidade máxima de 0,054% para o caso em que o coeficiente  $D_T$  aumenta em 20%.

As variações na determinação da porosidade como parâmetro de entrada nas simulações apresentam uma sensibilidade importante na condutividade térmica obtida, se

comparada com o caso base. Para cada 1% de variação na porosidade, a condutividade térmica variará em 1,24% (Figura 4.21).



**Figura 4.21 – Variações na condutividade térmica em função das variações na porosidade de componente modificado.**

Para os casos de sensibilidade frente à umidade relativa, as variações na condutividade térmica também seguem a curva de condutividade térmica (curva simulação na Figura 4.12) e as variações na capacidade térmica volumétrica seguem o comportamento definido pela relação 4.28.

As variações na temperatura inicial do componente (casos 25 e 26) apresentam uma sensibilidade média baixa (0,037%).

#### 4.6.2 Discretização das simulações

A experiência com as simulações realizadas a partir da equação de difusão de calor (capítulo 2) revela que existem diferenças nos recursos computacionais e tempo de simulação se comparados com as simulações realizadas com o modelo Philip e De Vries, que integra a transferência de massa. Este aumento de recursos não só é consequência do aumento na quantidade de equações a resolver, mas também ocorre porque as propriedades termofísicas e os coeficientes de transporte de massa correspondem a cada elemento infinitesimal e devem ser definidos como ponteiros, aumentando os requisitos de memória.

O programa  $kC_{\text{úmido}}$  deve realizar várias simulações para estimar as propriedades termofísicas. Assim, é conveniente avaliar a discretização necessária no componente ( $\Delta x$ ) e nos intervalos de tempo ( $\Delta t$ ) para reduzir os requerimentos computacionais.

Uma avaliação paramétrica foi realizada para os dois tipos de componentes (item 4.4.2 e 4.4.3), que foram simulados com  $\Delta t=1,0$  s e  $\Delta x=0,1$  mm (500 elementos). Deve-se considerar que: o programa  $kC_{\text{úmido}}$  utiliza as condições térmicas nas superfícies para estimar as propriedades termofísicas; as comparações com o caso base foram feitas para o valor médio de  $\lambda_m$  e  $\rho \cdot c_m$  (equações 4.47 e 4.48); a diferença de temperatura entre as superfícies ( $\Delta T$ ) e os fluxos de calor nas duas superfícies ( $q''_{\text{sup\_qnt}}$  e  $q''_{\text{sup\_fria}}$ ); todos eles para o intervalo de 3 horas.

Os casos foram definidos visando aumentar primeiramente o intervalo de simulação para depois avaliar a possibilidade de aumentar a espessura dos elementos finitos.

A Tabela 4.7 apresenta os valores para o material de argamassa estudado por Perrin (1985). As maiores variações são observadas pela diferença de temperatura ( $\Delta T$ ) nos casos em que a discretização da espessura reduz o número de elementos, chegando a uma diferença de 9,81% em comparação com o caso base.

**Tabela 4.7 – Variações nos resultados das simulações para o componente de argamassa em função da discretização da espessura e intervalo de tempo.**

Elementos [n]	$\Delta t$ [s]	$\lambda_m$		$\rho \cdot c_m$		$\Delta T$		$q''_{\text{sup\_qnt}}$		$q''_{\text{sup\_fria}}$	
		[W/mK]	[%]	[kJ/m <sup>3</sup> K]	[%]	[°C]	[%]	[W/m <sup>2</sup> ]	[%]	[W/m <sup>2</sup> ]	[%]
500	1	2,2425		2113,8		7,69		349,8		349,9	
500	10	2,2426	0,002	2113,8	0,000	7,69	0,001	349,8	0,000	349,9	0,000
500	30	2,2426	0,002	2113,8	0,000	7,69	0,003	349,8	0,001	349,9	0,000
500	60	2,2426	0,002	2113,8	0,000	7,69	0,003	349,8	0,001	349,9	0,000
100	60	2,2425	0,000	2113,8	0,002	7,75	0,800	349,8	0,000	349,9	0,001
50	60	2,2425	0,000	2113,8	0,002	7,83	1,801	349,81	0,000	349,87	0,001
10	60	2,2425	0,001	2113,8	0,002	8,45	9,814	349,81	0,000	349,87	0,001

A Tabela 4.8 apresenta os valores para o material com modificações nas propriedades termofísicas da matriz sólida. As maiores variações também se observam na diferença de temperatura ( $\Delta T$ ) nos casos em que a discretização da espessura reduz o número de elementos, chegando a uma diferença de 9,95% em comparação com o caso base.

**Tabela 4.8 – Variações nos resultados das simulações para o componente modificado em função da discretização da espessura e intervalo de tempo.**

Elementos [n]	$\Delta t$ [s]	$\lambda_m$		$\rho \cdot c_m$		$\Delta T$		$q''_{sup\_qnt}$		$q''_{sup\_fria}$	
		[W/mK]	[%]	[kJ/m <sup>3</sup> K]	[%]	[°C]	[%]	[W/m <sup>2</sup> ]	[%]	[W/m <sup>2</sup> ]	[%]
500	1	1,1624		2303,9		14,57		349,6		348,1	
500	10	1,1624	0,001	2303,9	0,000	14,58	0,034	349,6	0,001	348,3	0,049
500	30	1,1624	0,004	2303,9	0,000	14,60	0,170	349,6	0,004	348,9	0,248
500	60	1,1624	0,005	2303,9	0,000	14,60	0,161	349,6	0,004	348,9	0,232
100	60	1,1623	0,007	2303,8	0,003	14,69	0,777	349,6	0,000	347,9	0,048
50	60	1,1623	0,007	2303,8	0,003	14,83	1,788	349,6	0,001	347,9	0,048
10	60	1,1624	0,003	2303,8	0,003	16,02	9,952	349,6	0,008	347,9	0,041

## 4.7 Conclusões do capítulo

A condição transiente simulada a partir de um pulso de calor constante gera um aumento súbito no fluxo de vapor na superfície quente. Porém, não foram observados problemas de estabilidade para os passos de tempo e espessura de elementos utilizados que comprometam a convergência da solução.

Os resultados da simulação dos fenômenos de transferência de calor e massa integrados refletem a importância de definir como condutividade térmica do componente global a média da condutividade térmica em cada elemento infinitesimal. Foi observado que, se a condutividade térmica fosse calculada em função das condições superficiais exclusivamente, pode-se apresentar uma diferença de 1,5 a 3,0% se comparada à condutividade térmica distribuída homogeneamente nas condições iniciais da simulação.

As simulações com alterações nas propriedades termofísicas da matriz sólida não apresentaram problemas de convergência ou discrepâncias nos balanços de energia e massa. Assim, as curvas para os coeficientes de transporte de umidade podem ser utilizadas para as novas propriedades termofísicas definidas na matriz sólida, mantendo a configuração macroscópica semelhante à do material de argamassa estudado por Perrin (1985).

Para as simulações a realizar dentro do programa  $kC_{úmido}$  a fim de estimar as propriedades termofísicas de um componente homogêneo, é possível utilizar uma discretização da espessura em elementos de 1 mm e do intervalo de tempo em 60 segundo, admitindo uma variação na diferença de temperatura entre superfícies de 1,8%.

## 5 AVANÇOS NO ALGORITMO PARA ESTIMATIVA DE PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS

A estimativa de propriedades termofísicas fornece um resultado global que representa toda a espessura do componente construtivo. Porém, esta estimativa deve considerar as condições anisotrópicas nas camadas superficiais decorrentes da distribuição de umidade nos poros. Assim, o modelo integrado de transferência de calor e umidade apresentado no capítulo 4 é inserido no código do programa  $kC_{\text{úmido}}$  para estimativa de propriedades termofísicas.

Neste capítulo são apresentadas as modificações realizadas para o programa  $kC_{\text{úmido}}$  e, na seção 5.2, uma estimativa de propriedades termofísicas a partir de dados gerados pelo programa UMIDUS.

### 5.1 Alterações para o programa $kC_{\text{úmido}}$

As modificações realizadas no programa  $kC_{\text{úmido}}$  visam a integrar os fenômenos de transferência de umidade aos mecanismos de transferência de calor, de acordo com o modelo proposto por Philip e DeVries (1957). Esta adaptação é realizada de forma simplificada para um componente de argamassa a partir das propriedades determinadas em laboratório por Perrin (1985).

#### 5.1.1 Dados de entrada

A identificação empírica dos coeficientes de transporte de umidade (Figura 4.1) realizada por Perrin (1985) para a argamassa permite uma caracterização simplificada do material a simular, isto é, não há necessidade de definir parâmetros como tortuosidade dos poros, condutividade hidráulica, pressão capilar, etc. Desta forma, assumindo estas curvas para o material de argamassa, o usuário deve definir como dado de entrada a porosidade ( $\eta$ ) do material nas estimativas realizadas com o programa  $kC_{\text{úmido}}$ .

As condições iniciais e de contorno também são definidas na interface do programa. As condições térmicas de contorno são determinadas da forma apresentada nas equações 2.15 – 2.24. Na transferência de umidade, a condição de contorno impermeável é imposta nas duas

superfícies (equações 4.40 a 4.46). Esta condição não requer um dado de entrada adicional por parte do usuário.

Na condição térmica inicial, o usuário pode definir uma temperatura para ser distribuída uniformemente em todos os pontos do componente ou permitir que o programa estabeleça uma distribuição linear entre as temperaturas superficiais de acordo com as informações inseridas no arquivo de texto como

$$T_i = T_{SE} + \frac{T_{SE} - T_{SD}}{n_e} \cdot i \quad (5.1)$$

onde  $n_e$  é o número de elementos finitos em que a espessura total é discretizada.

Para a condição inicial de conteúdo de umidade, o usuário deve definir a umidade relativa na isoterma de adsorção (Figura 4.2). O conteúdo de umidade é distribuído uniformemente no componente e, a partir da porosidade definida pelo usuário, o código calcula a saturação inicial (equação 4.16).

### 5.1.2 Determinação das propriedades termofísicas

Na identificação das propriedades termofísicas, é utilizado o mecanismo de busca exaustiva como método de otimização dentro de uma faixa de variação para a condutividade térmica e a capacidade térmica volumétrica, definida pelo usuário ( $\lambda_{\max}$ ,  $\lambda_{\min}$ ,  $\rho \cdot c_{\max}$ , e  $\rho \cdot c_{\min}$ ). A determinação do valor para cada propriedade térmica vem dada pela discretização de cada propriedade térmica dentro do intervalo ( $\lambda_{\text{step}}$ ,  $\rho \cdot c_{\text{step}}$ ) como

$$\lambda_o = \lambda_{\min} + n \cdot \lambda_{\text{step}} \quad \text{para} \quad \lambda_{sc} \leq \lambda_{\max} \quad (5.2)$$

$$\rho \cdot c_o = \rho \cdot c_{\min} + n \cdot \rho \cdot c_{\text{step}} \quad \text{para} \quad \rho \cdot c_{sc} \leq \rho \cdot c_{\max} \quad (5.3)$$

onde  $\lambda_o$  e  $\rho \cdot c_o$  representam as propriedades termofísicas do componente para a condição seca. Em seguida, a condutividade térmica úmida ( $\lambda_m$ ) para cada volume infinitesimal é ajustada de acordo com a saturação, como mostra a Figura 4.12, em que a curva determinada por Perrin (1985) é deslocada em função da condutividade térmica seca. Para a capacidade térmica volumétrica, o valor úmido ( $\rho \cdot c_m$ ) em cada camada é calculado a partir da equação 4.28.

As equações no método implícito por diferenças finitas para resolver o sistema integrado de transferência de calor e umidade serão utilizadas para cada combinação de



condutividade e capacidade térmica volumétrica úmidas ( $\lambda_m$  e  $\rho \cdot c_m$ ), estabelecendo como propriedades do material aquela combinação que apresentar a menor diferença entre os mínimos quadrados relativos de valores calculados e valores medidos em cada superfície (equações 5.4 e 5.5).

$$\Delta T_s = \frac{\sum_{i=0,05 \cdot P}^{i=P} \sqrt{(T_s(i)_{medido} - T_s(i)_{calculado})^2}}{\left| \sum_{i=0,05 \cdot P}^{i=P} T_s(i)_{medido} \right|} \quad (5.4)$$

$$\Delta q''_s = \frac{\sum_{i=0,05 \cdot P}^{i=P} \sqrt{(q''_s(i)_{medido} - q''_s(i)_{calculado})^2}}{\left| \sum_{i=0,05 \cdot P}^{i=P} q''_s(i)_{medido} \right|} \quad (5.5)$$

No método apresentado na seção 4.4, os pontos extremos do componente (0 e n+1) são considerados como pontos virtuais para realizar os cálculos. Desta forma, as condições térmicas em cada superfície ( $T_{SE}$ ,  $T_{SD}$ ,  $q''_{SE}$  e  $q''_{SD}$ ) são calculadas como

$$T_{SE} = \frac{T_0 + T_1}{2} \quad (5.6)$$

$$q''_{SE} = \lambda_{m\_d} \cdot \frac{T_0 - T_1}{\Delta x} \quad (5.7)$$

$$T_{SD} = \frac{T_n + T_{n+1}}{2} \quad (5.8)$$

$$q''_{SD} = \lambda_{m\_e} \cdot \frac{T_n - T_{n+1}}{\Delta x} \quad (5.9)$$

Nas simulações realizadas com a versão do programa  $kC_{\text{térmico}}$ , os cinco primeiros intervalos de simulação não são considerados no cálculo de mínimos quadrados a fim de evitar diferenças importantes entre os valores calculados e medidos produzidas pelas condições iniciais definidas pelo usuário. Para a versão do programa  $kC_{\text{úmido}}$ , o critério utilizado para o cálculo de mínimos quadrados desconsidera o período correspondente a 5,0% do tempo total de medição.

### 5.1.3 Resultados fornecidos

Para cada superfície, o programa apresenta os seguintes resultados:

- diferença mínima percentual para cada combinação de  $\lambda$  e  $\rho \cdot c$ ;
- condutividade térmica seca e úmida do componente (W/m K);
- capacidade térmica volumétrica seca e úmida do componente ( $\text{kJ/m}^3 \text{ K}$ );
- condições térmicas de contorno ao longo do tempo para as propriedades termofísicas determinadas.

O programa também fornece informações sobre a data e a hora de início e término da simulação e tempo total, em segundos, de processamento.

## 5.2 *Estimativa a partir de dados gerados pelo UMIDUS*

Apresenta-se, nesta seção, um estudo de identificação das propriedades termofísicas a partir de simulações realizadas com o programa UMIDUS (MENDES et al, 1999). Salienta-se que o programa UMIDUS foi utilizado para simular um componente de argamassa e fornecer os dados térmicos superficiais usados como dados de entrada no programa  $kC_{\text{úmido}}$ .

Este estudo é voltado para a análise das diferenças obtidas no programa  $kC_{\text{úmido}}$  para a condutividade térmica e capacidade térmica volumétrica comparadas com as propriedades termofísicas dos componentes definidas nas simulações do programa UMIDUS.

### 5.2.1 Condições de simulação no UMIDUS

As simulações realizadas no UMIDUS consideram um componente de argamassa com as propriedades higrótérmicas determinadas por Perrin (1985). A Tabela 5.1 apresenta os parâmetros definidos na simulação.

Tabela 5.1 – Parâmetros definidos na simulação realizada no programa UMIDUS.

<b>Propriedades do componente simulado (argamassa)</b>	
$\lambda_0$ [W/m K]	1,92*
$\rho_0$ [kg/m <sup>3</sup> ]	2050,0*
$c_0$ [J/kg K]	932,0*
$\eta$ [m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup> ]	0,18*
l [mm]	50,0
elementos [n]	50,0
<b>Orientação do componente</b>	
Inclinação [°]	90,0
Azimute [°]	180,0
<b>Condições nas duas superfícies</b>	
Permeabilidade [ng/Pa m <sup>2</sup> s]	100,0·10 <sup>-20</sup>
Absortividade	0,9
<b>Condições de simulação</b>	
$\Delta t$ [s]	30,0

\* Perrin (1985)

O programa UMIDUS apresenta problemas de convergências quando é definida uma permeabilidade nula na superfície. Assim, o valor definido para a permeabilidade pretende representar a condição impermeável de contorno imposta no programa  $kC_{\text{úmido}}$ . A orientação e absorvidade definidas na simulação visam aproveitar a radiação solar de forma a obter a maior fonte de calor na superfície com orientação norte.

Para as condições de ambiente externo, foi utilizado o clima de Florianópolis dentro da biblioteca de climas que o UMIDUS possui para 14 cidades brasileiras. Cada arquivo climático contém dados horários de temperatura de bulbo seco, umidade relativa, radiação solar difusa e direta, velocidade e direção de vento para um ano típico (arquivos TRY). Os dados horários da radiação foram confeccionados pelo programa de simulação DOE 2.1-E. A radiação solar incidente no componente é calculada usando a equação dada no ASHRAE Handbook A30.3 (ASHRAE, 1993). O UMIDUS considera, nas condições de contorno da superfície externa, os fenômenos de radiação solar, e convecção de calor e massa.

Para as condições de ambiente interno, foi utilizado o arquivo da biblioteca do UMIDUS que considera um ambiente interno sem ganhos de calor. Estas condições foram geradas a partir de simulações realizadas com o programa de simulação de construção TRNSYS (MENDES et al, 1999). Na superfície interna, o programa UMIDUS considera as trocas por convecção de calor e massa e mudança de fase.

O UMIDUS apresenta seis submodelos higrotérmicos para simular as condições de temperatura e conteúdo de umidade interno no componente (Tabela 5.2). Estes submodelos

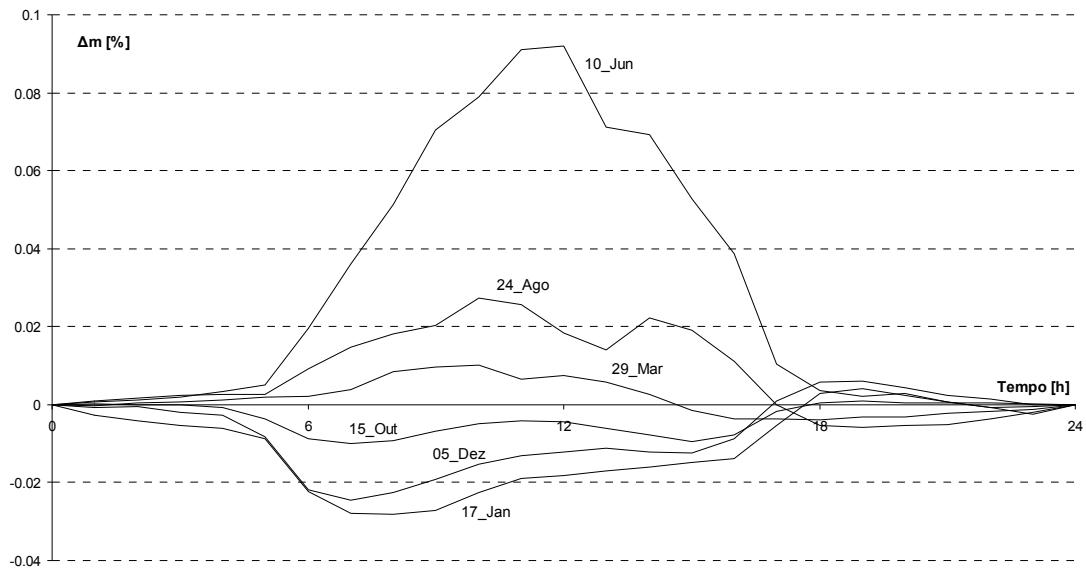
consideram simplificações progressivas nas equações de conservação de energia e massa no que diz respeito à omissão de mudança de fase e coeficientes de transporte de umidade constantes. Na simulação realizada foi utilizado o modelo 0, mais completo, que define as propriedades higrotérmicas da argamassa de acordo com as curvas apresentadas no capítulo 4.

**Tabela 5.2 – Submodelos de transferência de calor e umidade disponíveis no UMIDUS.**

<b>Submodelo</b>	<b>Hipóteses</b>
0	nenhuma (seção 4.2)
1	$L(T) \cdot d(j_{v,\theta})/dx = 0$
2	$L(T) \cdot d(j_v)/dx = 0$
3	$L(T) \cdot d(j_v)/dx = 0$ e $\lambda_m = C^{te}$
4	$L(T) \cdot d(j_v)/dx = 0$ e $D_T, D_\theta, c_m, \lambda_m = C^{te}$
5	$D_T, D_\theta, D_{Tv}, D_{\theta v} = 0$ e $c_m, \lambda_m = C^{te}$

## 5.2.2 Resultados obtidos no UMIDUS

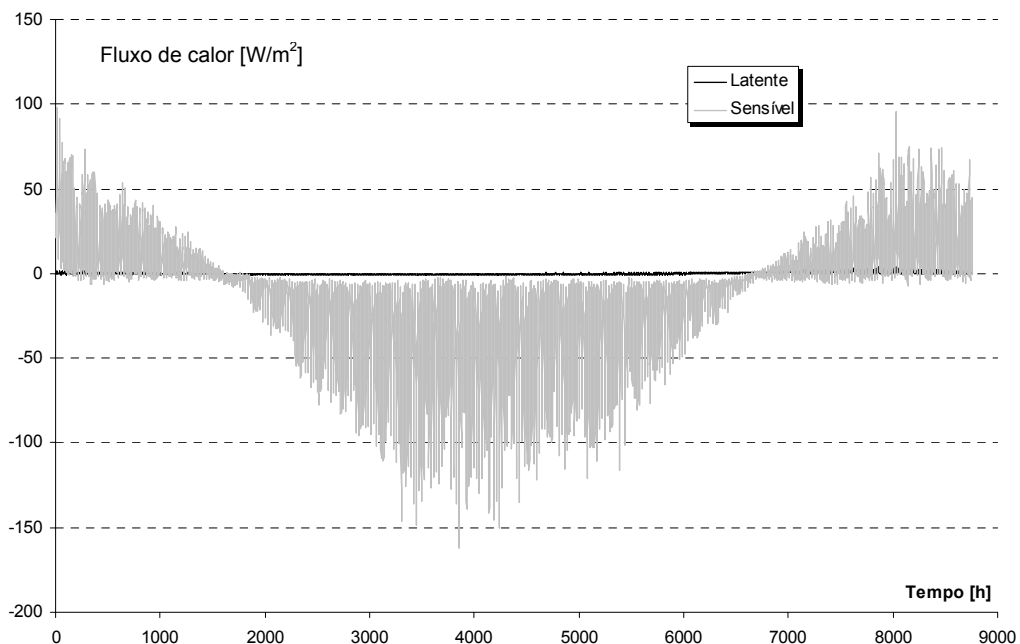
Nos resultados apresentados pelo programa, observou-se que a permeabilidade definida nos parâmetros de entrada consegue representar uma condição impermeável nas duas superfícies do componente. Para os dias escolhidos, a maior diferença observada no conteúdo de umidade do componente é de 0,09% para o dia 10 de junho. Como exemplo, a Figura 5.1 apresenta as variações percentuais de massa para alguns dos dias escolhidos. As principais variações são observadas no período entre as 6 horas da manhã e as 10 horas da noite. Para os meses de verão (curvas 17\_Jan e 05\_Dez), acontece uma secagem do componente (variação negativa) e, no período de inverno (curvas 10\_Jun e 24\_Ago), o componente apresenta um ganho no conteúdo de umidade total.



**Figura 5.1 – Variações percentuais no conteúdo de umidade total.**

Entre os resultados, o UMIDUS fornece o perfil de temperaturas e conteúdo de umidade para cada hora simulada. A partir deste perfil, são consideradas as temperaturas nas camadas superficiais para os dados de entrada do  $kC_{\text{úmido}}$ .

Entre os diferentes resultados, o programa UMIDUS apresenta valores horários de ganhos e perdas de calor através do componente. Nestes resultados, observou-se que o fluxo de calor latente não representa uma parcela expressiva do fluxo de calor total (Figura 5.2).



**Figura 5.2 – Fluxo de calor latente e sensível através do componente de argamassa ao longo do ano.**

Assim, para calcular o fluxo de calor superficial em cada hora simulada (dado de entrada no programa  $kC_{\text{úmido}}$ ), são utilizados os dados de gradiente de temperaturas nas camadas superficiais (equação 5.10), fornecidos também entre os resultados do UMIDUS.

$$q'' = \lambda_m \cdot \frac{\Delta T}{\Delta x} \quad (5.10)$$

### 5.2.3 Seleção de períodos para realizar as estimativas

O componente confeccionado com 50 mm de argamassa foi simulado sob as condições climáticas de Florianópolis para o ano todo. No entanto, para estimar as propriedades termofísicas no programa  $kC_{\text{úmido}}$ , são usados períodos de 24 horas. Assim, é preciso selecionar diferentes períodos de 24 horas ao longo do ano para realizar diferentes testes com o programa.

Na simulação realizada com o UMIDUS, observou-se que a temperatura nas superfícies do componente atinge valores negativos para alguns dias do ano (Figura 5.3). Esta situação pode ser explicada pelo fato de que o arquivo climático usado pelo UMIDUS como dado de entrada foi gerado a partir de simulações realizadas no programa DOE 2.1-E, em que a radiação solar incidente no componente é calculada a partir do método definido no ASHRAE Handbook A30.3 (ASHRAE, 1993). Este método considera o índice de nebulosidade como parâmetro único para calcular a radiação solar incidente.

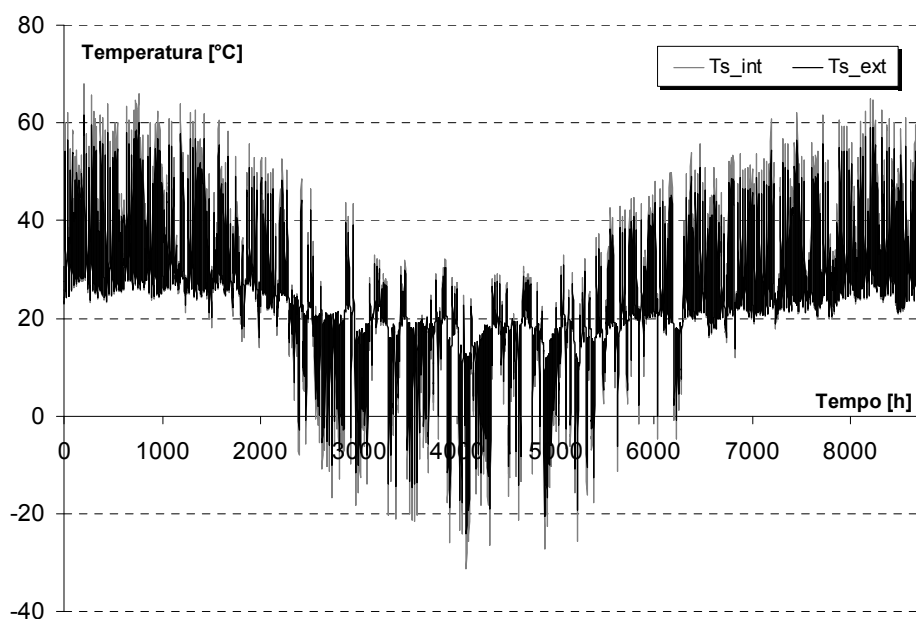


Figura 5.3 – Temperatura superficial fornecida pelo UMIDUS ao longo do ano para Florianópolis.

Krüger e Lamberts (1999) mostram que o algoritmo usado pelo programa DOE 2 apresenta uma correlação de 0,95 com a equação de Kasten e Czeplak (1980) Apud Krüger e Lamberts (1999), que calcula a radiação solar incidente no plano horizontal em função do índice de nebulosidade. Os autores mostram também que a radiação calculada pelo DOE 2 apresenta uma correlação baixa (0,58) com valores medidos por uma estação meteorológica. A diferença é explicada porque a determinação do índice de nebulosidade é feita a partir de observações da quantidade e tipo de nuvem existente em uma determinada hora sem uso de equipamentos de medição. Também pode ocorrer que o modelo usado para o cálculo da radiação solar não seja apropriado para uma determinada região. No entanto, em dias de pouca nebulosidade, isto é, com maior incidência de radiação, foram observadas correlações mais fortes entre os valores medidos e calculados, pois neste caso a estimativa da nebulosidade tem uma influência menor nos cálculos de radiação.

Assim, foram escolhidos diferentes dias ao longo do ano, entre os que não apresentaram temperaturas negativas nas superfícies, para representar as condições climáticas das quatro estações. A Figura 5.4 e a Figura 5.5 apresentam o conjunto de curvas de temperatura na superfície externa e interna respectivamente, para os dias selecionados. Observa-se que as duas temperaturas seguem um comportamento natural, com uma evolução periódica de ciclos diários apresentando um pico no começo da tarde. Nas temperaturas da superfície interna, observa-se que o pico alcançado é levemente menor que o pico na superfície externa.

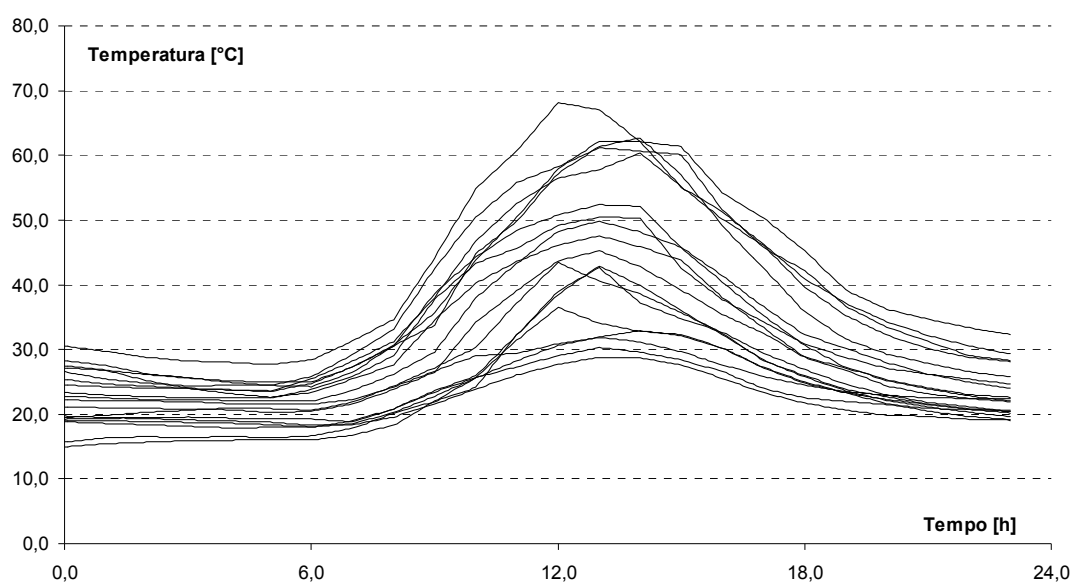


Figura 5.4 – Temperaturas na superfície externa do componente de argamassa.

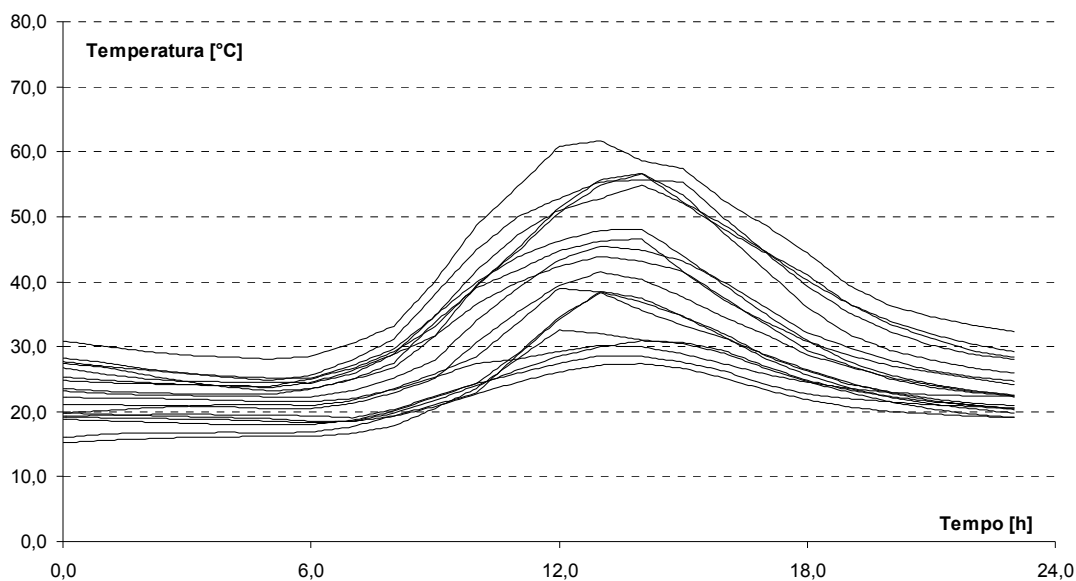


Figura 5.5 – Temperaturas na superfície interna do componente de argamassa.

#### 5.2.4 Resultados obtidos na estimativa com o $kC_{\text{úmido}}$

Nas alterações do programa  $kC_{\text{úmido}}$ , a estimativa de propriedades termofísicas permite identificar os valores secos e úmidos da condutividade térmica ( $\lambda_0$  e  $\lambda_m$ ) e da capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c_0$  e  $\rho \cdot c_m$ ). Neste item serão apresentadas as propriedades termofísicas secas ( $\lambda_0$  e  $\rho \cdot c_0$ ) identificadas pelo  $kC_{\text{úmido}}$  em comparação com os valores definidos na argamassa do programa UMIDUS. As propriedades úmidas ( $\lambda_m$  e  $\rho \cdot c_m$ ) estimadas pelo  $kC_{\text{úmido}}$  serão apresentadas no item 5.2.5 para realizar uma comparação com as estimativas realizadas pelo programa  $kC_{\text{térmico}}$ .

A Tabela 5.3 apresenta os resultados obtidos em cada superfície (esquerda e direita) para a condutividade térmica seca ( $\lambda_{0_e}$  e  $\lambda_{0_d}$ ). Nos resultados, observou-se que as menores diferenças nas funções de mínimos quadrados eram obtidas a partir das condições de temperatura superficial imposta nas duas camadas extremas. Assim, as estimativas apresentadas na Tabela 5.3 são decorrentes das condições de contorno  $T_{se}$  e  $T_{sd}$ .

Observa-se que, considerando todos os dias simulados e os resultados para cada superfície, a diferença média entre a condutividade térmica seca identificada pelo programa  $kC_{\text{úmido}}$  e o valor definido nas simulações ( $\lambda_0 = 1,92$  W/m K) é de 4,65%. Porém, é possível perceber que os resultados na superfície esquerda tendem a superestimar o valor de  $\lambda_0$ , enquanto os resultados na superfície direita tendem a subestimar o valor de  $\lambda_0$  em um percentual semelhante à diferença obtida na superfície esquerda.



**Tabela 5.3 – Resultados obtidos no programa kC para a estimativa da condutividade térmica para a condição seca no componente de argamassa.**

<b>Dia</b>	<b><math>\lambda_{0\_e}</math> [W/m K]</b>	<b><math>\Delta\lambda_{0\_e}</math> [%]</b>	<b><math>\lambda_{0\_d}</math> [W/m K]</b>	<b><math>\Delta\lambda_{0\_d}</math> [%]</b>
9-Jan	2,000	4,2	1,840	-4,2
17-Jan	2,000	4,2	1,840	-4,2
23-Feb	1,980	3,1	1,860	-3,1
25-Feb	2,060	7,3	1,800	-6,2
29-Mar	2,040	6,3	1,820	-5,2
3-May	1,980	3,1	1,860	-3,1
14-May	2,040	6,3	1,860	-3,1
10-Jun	2,060	7,3	1,780	-7,3
2-Jul	2,080	8,3	1,780	-7,3
31-Jul	2,060	7,3	1,800	-6,2
14-Aug	1,920	0,0	1,880	-2,1
20-Aug	1,900	-1,0	1,940	1,0
24-Aug	2,000	4,2	1,840	-4,2
7-Sep	2,040	6,3	1,860	-3,1
15-Oct	2,040	6,3	1,860	-3,1
20-Nov	2,020	5,2	1,840	-4,2
5-Dec	2,000	4,2	1,840	-4,2
19-Dec	2,060	7,3	1,780	-7,3
<b>Média</b>	<b>2,016</b>	<b>5,0</b>	<b>1,838</b>	<b>-4,3</b>

A Tabela 5.4 apresenta a diferença percentual entre o fluxo de calor superficial nos dados de entrada (simulação do UMIDUS) e o valor calculado pelo  $kC_{\text{úmido}}$  para as propriedades termofísicas estimadas em cada superfície ( $\Delta\_E_e$  e  $\Delta\_E_d$ ) e o valor médio entre as superfícies ( $\Delta\_E$ ). Observa-se que as diferenças entre valores de entrada e saída apresentam uma ordem de grandeza similar para cada dia simulado.

Desta forma, é interessante avaliar a possibilidade de se definir a condutividade térmica seca como a média entre os valores obtidos em cada superfície. A Figura 5.6 apresenta a condutividade térmica seca obtida para cada superfície e o valor médio delas. A partir deste procedimento, o valor médio de  $\lambda_0$  para todos os dias simulados é de 1,93 W/m K, isto é, uma diferença de 0,5% se comparado com o valor definido nas simulações ( $\lambda_0 = 1,92$  W/m K).

**Tabela 5.4 – Diferença percentual entre o fluxo de calor fornecido pelo programa UMIDUS e o valor calculado pelo programa kC.**

<b>Dia</b>	<b><math>\Delta_{E_e}</math> [%]</b>	<b><math>\Delta_{E_d}</math> [%]</b>	<b><math>\Delta_E</math> [%]</b>
9-Jan	10,4	11,7	11,1
17-Jan	8,7	9,7	9,2
23-Feb	8,3	8,8	8,6
25-Feb	9,3	11,4	10,4
29-Mar	7,9	9,1	8,5
3-May	10,0	13,8	11,9
14-May	9,1	11,7	10,4
10-Jun	8,5	12,3	10,4
2-Jul	7,2	10,8	9,0
31-Jul	6,6	9,5	8,1
14-Aug	10,9	11,2	11,1
20-Aug	12,3	13,3	12,8
24-Aug	10,4	13,0	11,7
7-Sep	9,4	10,8	10,1
15-Oct	10,2	11,9	11,1
20-Nov	7,1	9,1	8,1
5-Dec	8,3	9,5	8,9
19-Dec	7,1	10,5	8,8
<b>Média</b>	<b>9,0</b>	<b>11,0</b>	<b>10,0</b>

Para a capacidade térmica volumétrica, a Tabela 5.5 apresenta os resultados obtidos para cada superfície. Diferentemente dos resultados obtidos para a condutividade térmica, a identificação da capacidade térmica volumétrica apresenta uma diferença média de 20,3%, subestimando o valor definido nas simulações ( $\rho \cdot c_0 = 1910 \text{ kJ/m}^3 \text{ K}$ ). No caso de  $\rho \cdot c_0$ , o cálculo do valor médio entre as superfícies para cada dia simulado não diminui a diferença na estimativa desta propriedade térmica. Assim, o valor médio obtido para a capacidade térmica volumétrica seca é de  $1522 \text{ kJ/m}^3 \text{ K}$ .

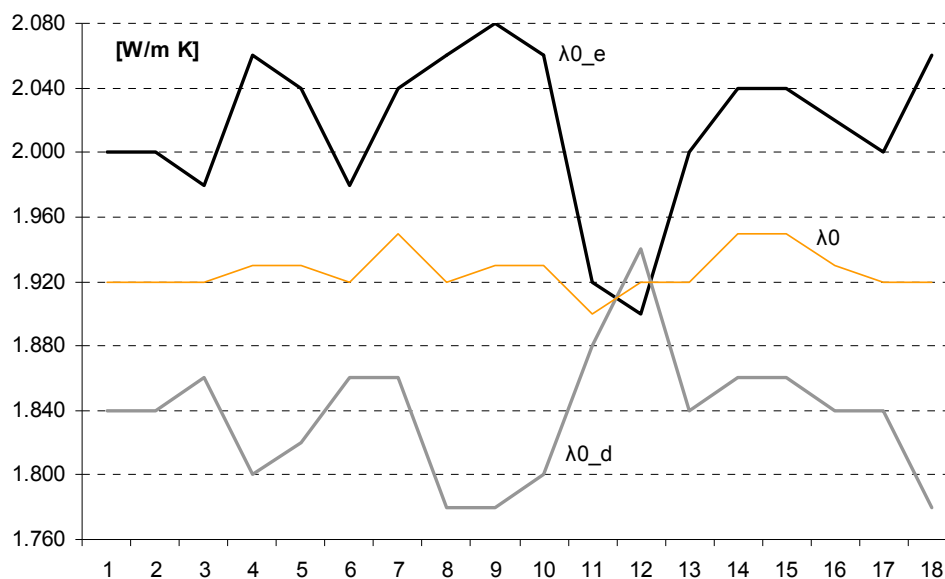


Figura 5.6 – Valores obtidos para a condutividade térmica seca na superfície esquerda e direita e o valor médio entre elas.

Tabela 5.5 – Resultados obtidos no programa kC para a estimativa da capacidade térmica volumétrica para a condição seca no componente de argamassa.

Dia	$\rho \cdot c_{0_e}$ [kJ/m <sup>3</sup> K]	$\Delta \rho \cdot c_{0_e}$ [%]	$\rho \cdot c_{0_d}$ [kJ/m <sup>3</sup> K]	$\Delta \rho \cdot c_{0_d}$ [%]
9-Jan	1430	-25,1	1480	-22,5
17-Jan	1550	-18,8	1580	-17,3
23-Feb	1580	-17,3	1600	-16,2
25-Feb	1580	-17,3	1600	-16,2
29-Mar	1550	-18,8	1550	-18,8
3-May	1500	-21,5	1480	-22,5
14-May	1400	-26,7	1480	-22,5
10-Jun	1380	-27,7	1400	-26,7
2-Jul	1375	-28,0	1400	-26,7
31-Jul	1350	-29,3	1400	-26,7
14-Aug	1550	-18,8	1530	-19,9
20-Aug	1570	-17,8	1620	-15,2
24-Aug	1600	-16,2	1580	-17,3
7-Sep	1530	-19,9	1550	-18,8
15-Oct	1600	-16,2	1650	-13,6
20-Nov	1650	-13,6	1650	-13,6
5-Dec	1500	-21,5	1500	-21,5
19-Dec	1530	-19,9	1530	-19,9
<b>média</b>	<b>1513</b>	<b>-20,8</b>	<b>1532</b>	<b>-19,8</b>

A Figura 5.7 apresenta a diferença percentual no fluxo de calor superficial calculada com diferentes combinações de  $\lambda_0$  (entre 1,0 e 3,0 W/m K) e  $\rho \cdot c_0$  (entre 1000 e 3000 kJ/m<sup>3</sup> K) para os dias 20 de agosto (maior diferença percentual final,  $\Delta_E = 12,8\%$ ) e 20 de novembro

(menor diferença percentual final,  $\Delta_E = 8,1\%$ ). Para cada dia são apresentadas as diferenças percentuais calculadas para cada superfície. No grupo de curvas em cada gráfico, é possível observar a dificuldade que existe em identificar o valor da capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c_0$ ). Para os valores mais afastados da condutividade térmica estimada, as curvas  $\lambda=1$  e  $\lambda=3$  apresentam um formato mais plano na faixa de  $\rho \cdot c$ , o que dificulta a identificação de um único ponto mínimo em cada curva. Isto demonstra que a sensibilidade das equações de conservação de energia e massa é maior para a condutividade térmica em comparação com a capacidade térmica volumétrica. Assim, na curva  $\lambda=2$ , onde a curva é mais convexa e o valor mínimo é mais evidente, o valor para  $\rho \cdot c$  que determina a diferença percentual mínima apresenta uma diferença média de 20,3% com o valor definido nas simulações ( $\rho \cdot c_0 = 1910 \text{ kJ/m}^3 \text{ K}$ ).

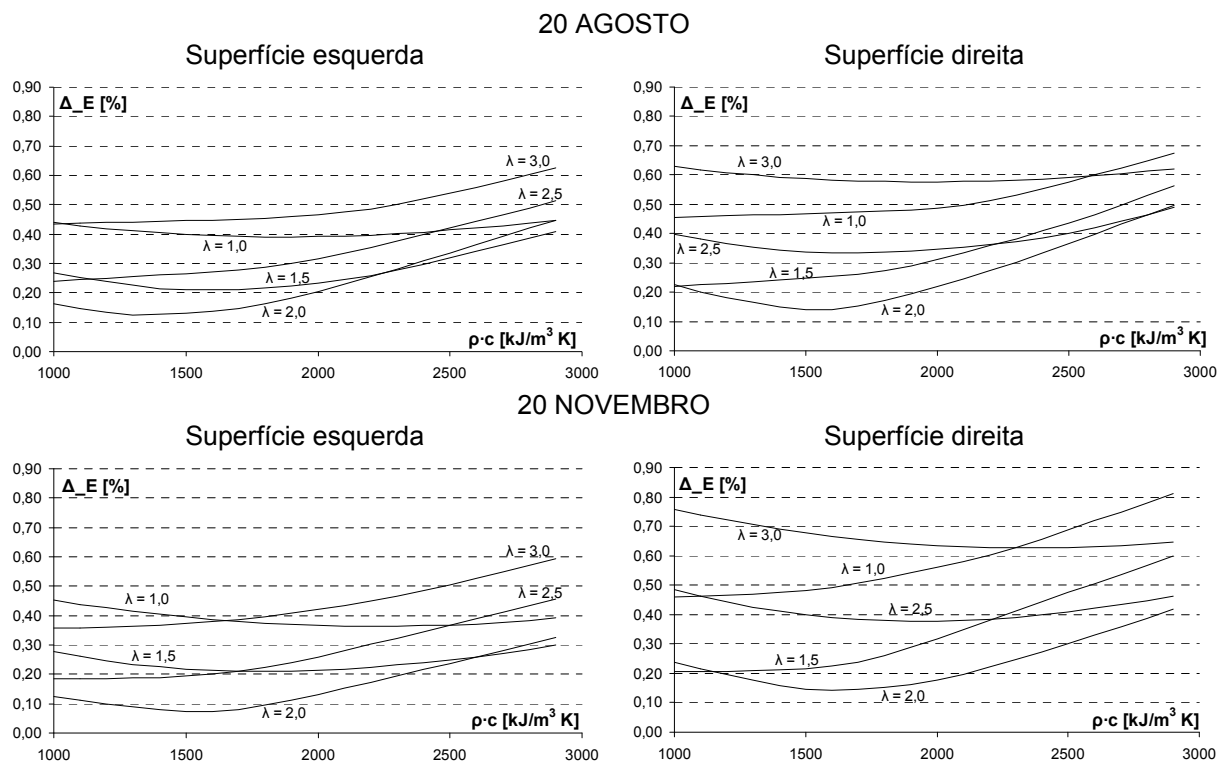


Figura 5.7 – Diferença percentual calculada com diferentes combinações de  $\lambda_0$  e  $\rho \cdot c_0$ .

A Figura 5.8 apresenta as diferenças obtidas no fluxo de calor superficial calculado diretamente dos resultados do UMIDUS e o fluxo de calor superficial calculado pelo programa  $kC_{\text{úmido}}$  a partir das propriedades termofísicas estimadas. Observa-se que os cálculos obtidos na superfície esquerda representam melhor o fluxo de calor de entrada, principalmente nos valores picos.

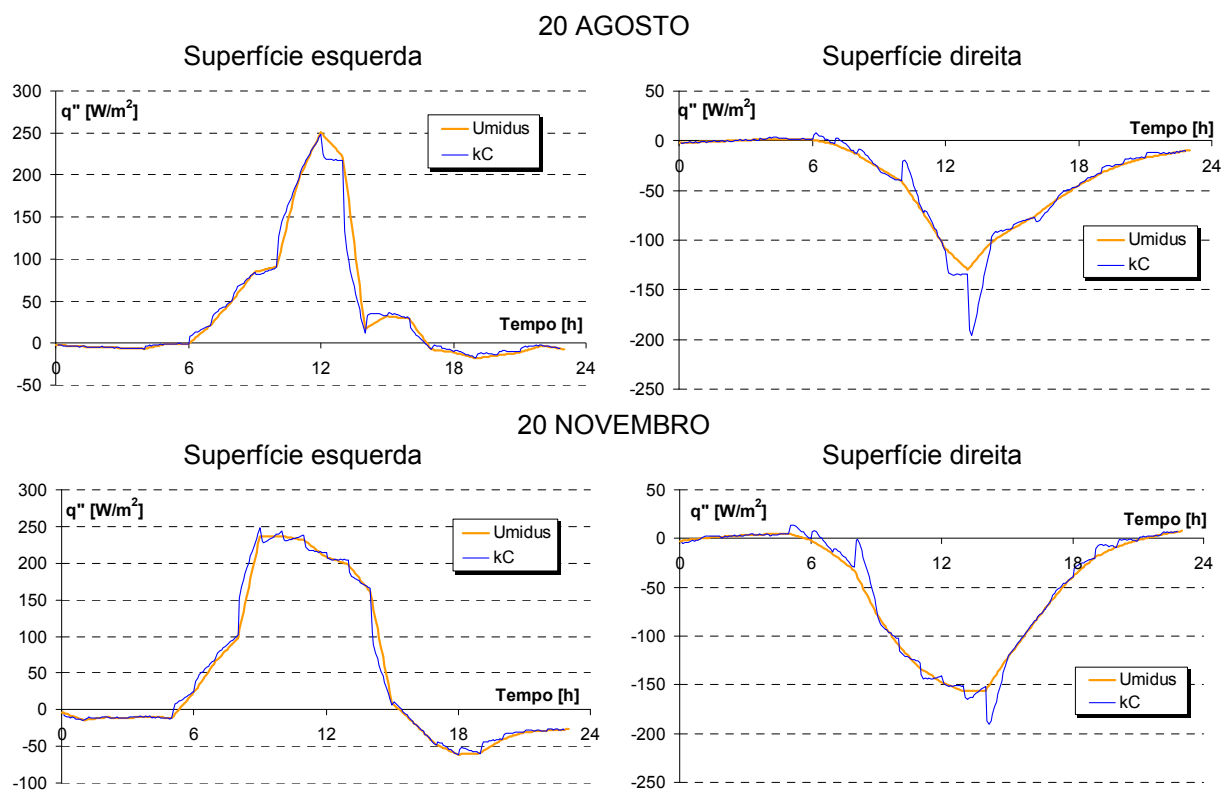


Figura 5.8 – Fluxo de calor simulado no programa UMIDUS e calculado pelo programa  $kC_{\text{úmido}}$ .

### 5.2.5 Comparação com resultados do $kC_{\text{térmico}}$

Apresenta-se, neste item, um estudo comparativo com o código anterior do programa  $kC_{\text{térmico}}$ , que considera a transferência de calor exclusivamente. Os dados de entrada para o programa  $kC_{\text{térmico}}$  (temperatura e fluxo de calor superficial) foram gerados a partir das simulações feitas no UMIDUS com os arquivos climáticos da sua biblioteca. Assim, os resultados podem ser comparados com os valores obtidos na estimativa do programa  $kC_{\text{úmido}}$ , que considera as transferências de calor e umidade integradas.

A Figura 5.9 apresenta a estimativa de condutividade térmica ( $\lambda$ ) fornecida pelo programa  $kC_{\text{térmico}}$  (eixo  $\lambda_{\text{térmico}}$ ) e pelo programa  $kC_{\text{úmido}}$  (eixo  $\lambda_{\text{úmido}}$ ) para as duas superfícies (esquerda e direita). A condutividade térmica no  $kC_{\text{úmido}}$  é calculada a partir da curva definida por Perrin (1985), deslocada de acordo com o valor de condutividade térmica seca ( $\lambda_0$ ).

A correlação entre o valor obtido pelo  $kC_{\text{térmico}}$  e o  $kC_{\text{úmido}}$  é de 98,3% para a superfície esquerda e de 97,8% para a superfície direita. Isto indica que, usando o modelo simplificado

no  $kC_{\text{térnico}}$  (sem transferência de massa), é possível identificar a condutividade térmica para a condição insaturada do componente construtivo.

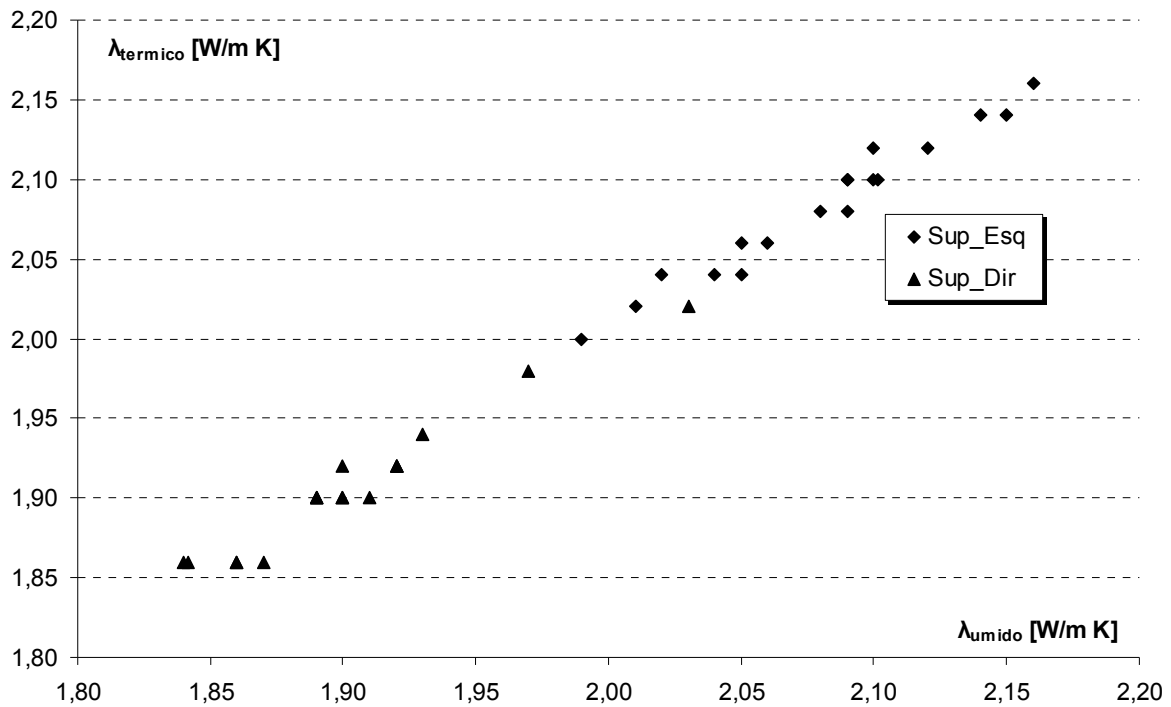


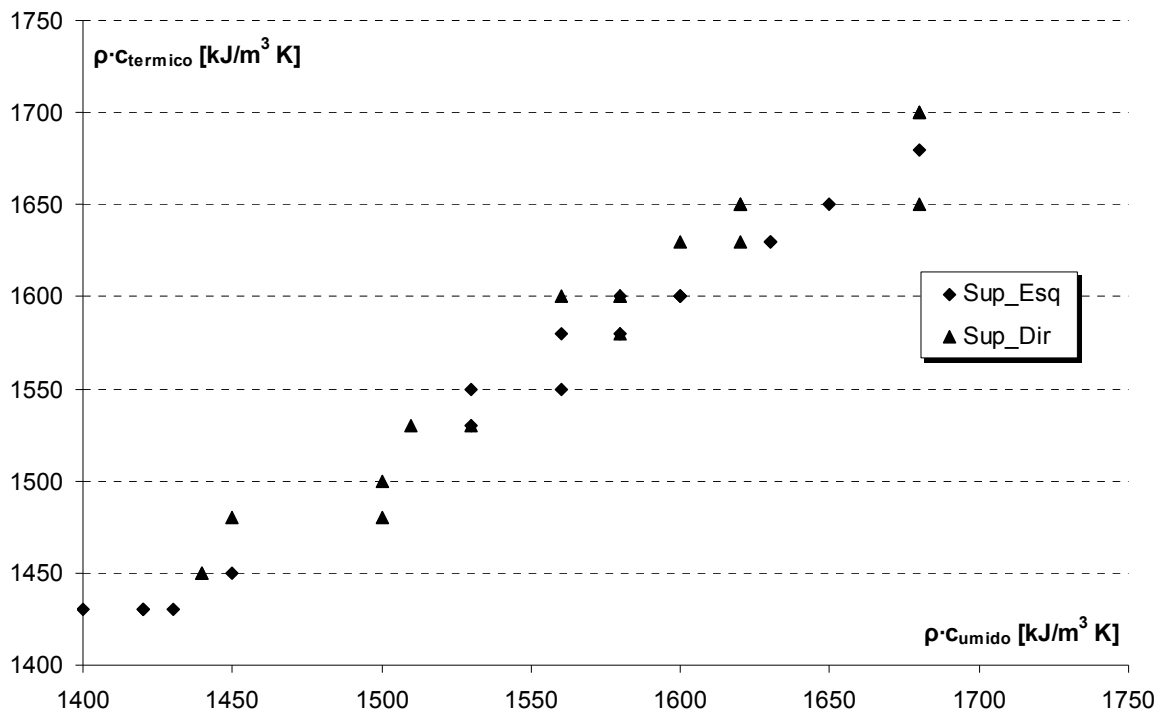
Figura 5.9 – Comparação na estimativa da condutividade térmica para a condição úmida entre os programas de estimativa com e sem transferência de massa integrada.

Considerando então os 18 dias simulados no programa UMIDUS, a diferença média na estimativa da condutividade térmica é de 0,53% para o  $kC_{\text{úmido}}$ , e de 0,58% para o  $kC_{\text{térnico}}$  (Tabela 5.6).

Para a capacidade térmica volumétrica, observa-se também uma alta correlação (98,4%) entre os valores obtidos pelo  $kC_{\text{térnico}}$  e o  $kC_{\text{úmido}}$  (Figura 5.10). Conseqüentemente, os valores determinados pelo  $kC_{\text{térnico}}$  também apresentam uma diferença importante (19,9%) com relação ao valor em condição úmida calculado nas simulações a partir da equação 4.28 ( $\rho \cdot c_m = 1950 \text{ kJ/m}^3 \text{ K}$ ).

**Tabela 5.6 – Diferença média na estimativa da condutividade térmica para a condição úmida dos programas de estimativa com e sem transferência de massa integrada.**

Dia	$\lambda_{umido}$ [W/m K]	$\Delta_{\lambda_{umido}}$ [%]	$\lambda_{termico}$ [W/m K]	$\Delta_{\lambda_{termico}}$ [%]
9-Jan	1,970	0,18	1,980	0,32
17-Jan	1,970	0,18	1,970	0,18
23-Feb	1,960	0,23	1,980	0,79
25-Feb	1,972	0,36	1,980	0,79
29-Mar	1,980	0,32	1,970	0,18
3-May	1,980	0,28	1,980	0,28
14-May	2,000	1,34	2,000	1,34
10-Jun	2,000	0,15	2,000	0,15
2-Jul	2,010	0,34	2,010	0,34
31-Jul	2,020	0,27	2,020	0,27
14-Aug	1,990	1,36	2,000	0,87
20-Aug	2,010	0,37	2,010	0,37
24-Aug	2,010	0,23	2,020	0,27
7-Sep	2,010	1,23	2,020	1,74
15-Oct	2,010	1,54	2,010	1,54
20-Nov	1,990	0,53	1,990	0,53
5-Dec	1,980	0,28	1,980	0,28
19-Dec	1,980	0,28	1,990	0,23
<b>Média</b>	<b>1,99</b>	<b>0,53</b>	<b>2,00</b>	<b>0,58</b>



**Figura 5.10 – Comparação na estimativa da capacidade térmica volumétrica para a condição úmida entre os programas de estimativa com e sem transferência de massa integrada.**

### **5.3 Conclusões do capítulo**

A integração dos fenômenos de transferência de umidade no programa  $kC_{\text{úmido}}$  permite estimar as propriedades termofísicas em condições secas e úmidas. Isto contribui para a comparação de um mesmo componente submetido a diferentes variações de umidade (por conteúdo de umidade inicial, por orientação geográfica ou por absortividade superficial de radiação) através das propriedades em condição seca como parâmetro comum.

A comparação com as simulações geradas no programa UMIDUS apresentaram resultados satisfatórios na estimativa da condutividade térmica. Para a estimativa da capacidade térmica volumétrica, observou-se uma diferença em torno de 20% e, através das curvas de diferença percentual confeccionadas para cada combinação de  $\lambda$  e  $\rho \cdot c$ , é possível observar que o modelo físico apresenta uma menor sensibilidade para a capacidade térmica volumétrica, o que dificulta a identificação exata desta propriedade.

A comparação das estimativas com um modelo simplificado (o programa  $kC_{\text{térmico}}$  apresentado no capítulo 3) permite observar uma concordância entre as propriedades termofísicas estimadas a partir do programa  $kC_{\text{úmido}}$  que integra os mecanismos de transferência de calor e umidade integrados.

Desta forma, os capítulos 6 e 7 apresentam uma aplicação experimental do programa  $kC_{\text{úmido}}$  em laboratório e em campo respectivamente.



## 6 ENSAIOS EM LABORATÓRIO COM AMOSTRA DE CONCRETO

Para testar o algoritmo de estimativa (programa  $kC_{\text{úmido}}$ ), foi utilizada uma amostra de concreto como componente homogêneo. O Capítulo 6 apresenta os ensaios realizados em condições controladas de laboratório para identificar as propriedades termofísicas da amostra que são utilizadas como valores de referência para avaliar a precisão dos resultados no programa  $kC_{\text{úmido}}$ .

### 6.1 Configuração da amostra

As amostras utilizadas neste trabalho de pesquisa foram confeccionadas pelo Laboratório de Desenvolvimento de Sistemas Construtivos (LASC) do Departamento de Apoio e Controle Técnico de FURNAS/GO.

Trata-se de um lote de amostras fabricadas de forma homogênea com concreto auto-adensável. O Concreto Auto-Adensável (CAA) tem como principal característica uma grande fluidez, ou seja, uma alta trabalhabilidade, podendo ser moldado em formas e preenchendo cada espaço vazio através de seu peso próprio, não necessitando de qualquer tipo de vibração ou compactação externa. Os materiais utilizados para produção de CAA são os mesmos utilizados para a produção de concretos convencionais porém com maior adição de finos e de aditivos plastificantes. A Tabela 6.1 apresenta a dosagem utilizada na amostra de concreto auto-adensável.

**Tabela 6.1 Dosagem para a amostra de concreto.**

	Traço de controle [kg/m <sup>3</sup> ]
Cimento Equivalente	389,00
Cimento CP II F-32	358,00
Sílica Ativa (8% em volume de cimento)	23,00
Água	242,00
Areia	934,00
Brita 12,5 mm	622,00
Aditivo Anti-dispersante (0,4%)	1,56
Aditivo Superplastificante (1,0%)	3,89

Utilizando este traço foram fabricadas 4 amostras de concreto com 30 x 30 cm de largura e uma espessura de 50 mm, com um desvio de planicidade de 0,5 mm.

## **6.2 Porosidade e conteúdo de umidade na amostra**

A seção 6.2 apresenta os ensaios realizados para identificar algumas características higroscópicas do material como percentual e distribuição de volume de poros e conteúdo de umidade.

### **6.2.1 Volume de poros abertos**

Como foi apresentado na análise de sensibilidade para o modelo Philip e De Vries (item 4.6.1), a porosidade do material afeta suas propriedades termofísicas, e, conseqüentemente, o seu desempenho térmico. Assim, a condutividade térmica apresentou uma variação entre 0,60 e 1,25% para cada ponto percentual diferente na porosidade identificada por Perrin (1985) para o material de argamassa ( $\eta = 0,18 \text{ m}^3/\text{m}^3$ ), dependendo da condutividade térmica seca definida.

Para estudar a porosidade da amostra escolhida, foi utilizado o método de porosimetria por injeção de mercúrio, que permite caracterizar diferentes aspectos dos materiais porosos como a densidade aparente, a densidade de sólido, o volume total de poros e a distribuição de tamanho de poros no volume total.

O método utiliza o mercúrio como fluido para preencher o volume de poros abertos no material, por ter a propriedade de ser um fluido não-molhante. Portanto, ele não penetra espontaneamente nos poros a menos que se aplique uma pressão sobre ele. O mercúrio utilizado como líquido de intrusão no ensaio de porosimetria apresenta um ângulo de contato ( $\varphi$ ) de  $130,0^\circ$  e uma tensão superficial ( $\gamma$ ) de  $485,0 \text{ dyn/cm}$ .

Para uma infiltração sem reações químicas, a equação 6.1 apresenta a relação entre o diâmetro de poro (D) e a pressão (P) necessária para que o mercúrio seja introduzido nele. Quanto menor o poro, maior é a pressão necessária para injetar o mercúrio.

$$D = -\frac{4 \cdot \gamma \cdot \cos \varphi}{P} \quad (6.1)$$

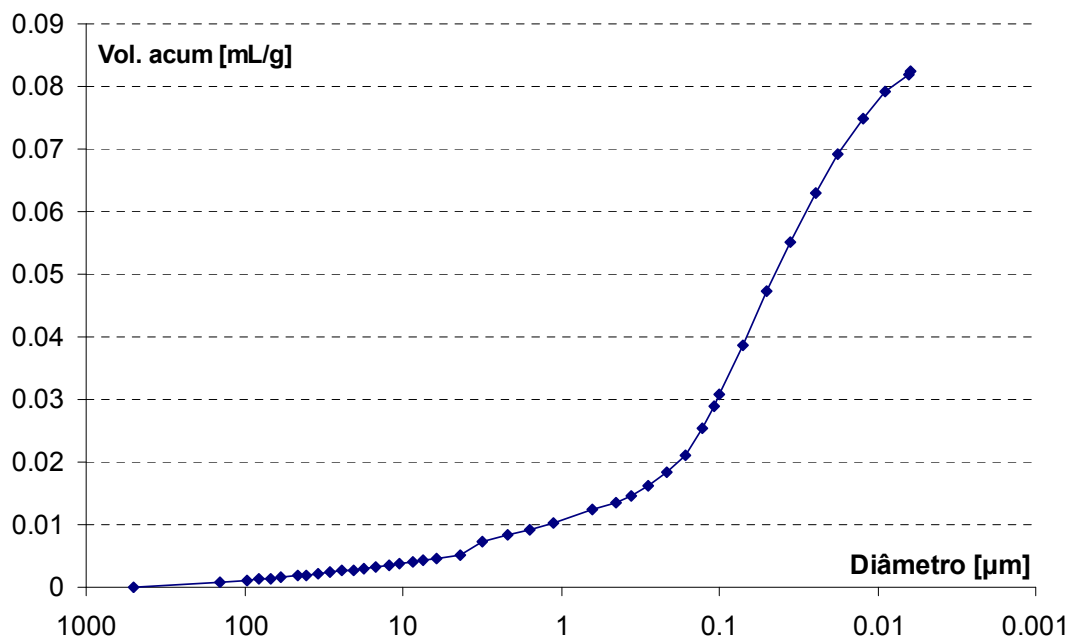
Logo, o ensaio consiste em registrar a pressão aplicada sobre uma amostra de material, juntamente com a redução no nível de mercúrio, para confeccionar uma curva porosimétrica que informa o volume de poros do material penetrado pelo mercúrio a uma dada pressão.

A partir das variações de volume ( $dV$ ) e aumento de pressão ( $P$ ) registradas, e considerando que as propriedades do mercúrio não variam, é possível calcular a superfície específica de poro como

$$A = - \frac{\int P \cdot dV}{\gamma \cdot \cos \varphi} \quad (6.2)$$

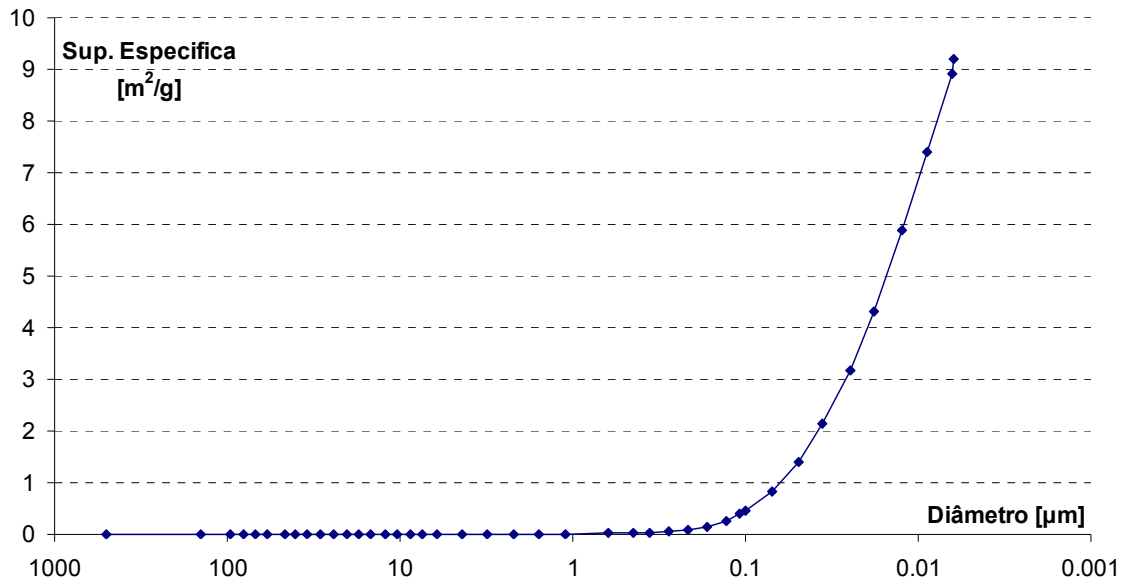
Através do Laboratório de Meios Porosos e Propriedades Termofísicas (LMPT), foi realizado um ensaio de porosimetria por injeção de mercúrio utilizando o equipamento PORESIZER 9320 ([www.micromeritics.com](http://www.micromeritics.com)), em que podem ser estudados poros de diâmetro a partir de 0,7 mm, a uma pressão de aproximadamente 0,0017 MPa (0,17 atm), até poros de 0,000006 mm ou 60 angstrom de diâmetro, que correspondem a uma pressão de 212 MPa (2000 atm).

A Figura 6.1 apresenta a distribuição de poros de acordo com o volume de mercúrio acumulado dentro da amostra. O volume total de mercúrio injetado na amostra foi de 0,0824 mL/g.



**Figura 6.1 – Volume acumulado nos poros em função do diâmetro de poros.**

A Figura 6.2 apresenta a superfície específica de poro em função do diâmetro de poros. A área total de poros observada é de 9,206 m<sup>2</sup>/g.



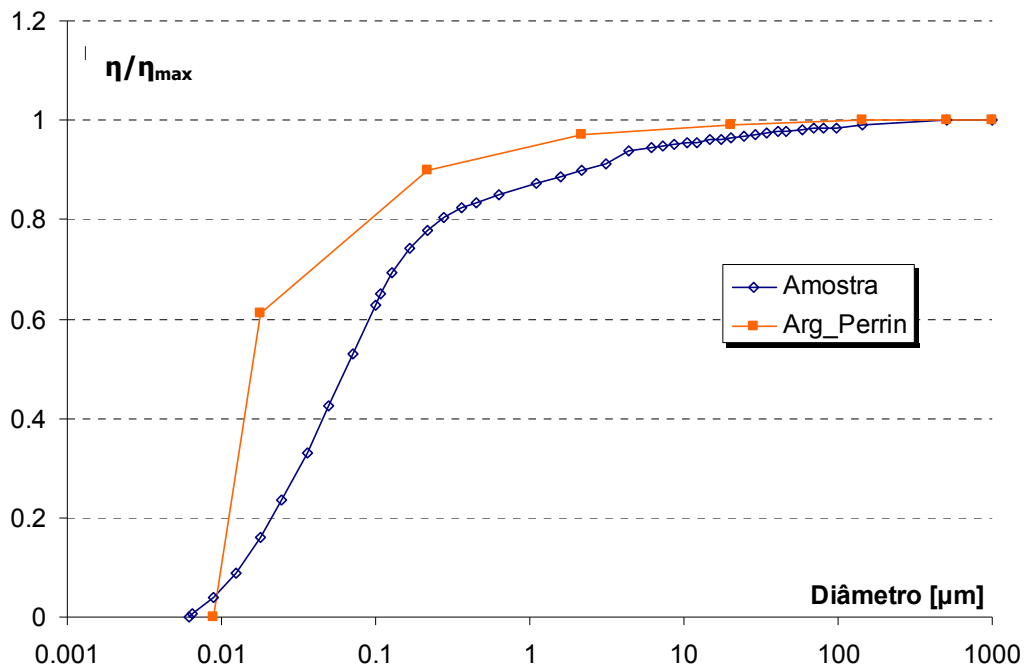
**Figura 6.2 – Superfície específica de poro em função do diâmetro de poros.**

A partir do volume acumulado total ( $V$ ) e da superfície específica ( $A$ ), o diâmetro médio de poro calculado ( $4 \cdot V/A$ ) é de 0,0358 µm.

Considerando que o volume total de mercúrio injetado ( $V_{\max}$ ) corresponde à porosidade total ( $\eta_{\max}$ ), é possível estabelecer uma relação volumétrica para o percentual de poros como

$$\frac{\eta}{\eta_{\max}} = 1 - \frac{V}{V_{\max}} \quad (6.3)$$

Assim, pode ser estabelecida uma comparação entre a amostra ensaiada e o material estudado por Perrin (1985), como mostra a Figura 6.3. Os pontos mostrados na curva Arg\_Perrin foram colhidos diretamente da distribuição de volume de poros apresentada por Perrin (1985). Observa-se que a faixa do diâmetro de poros é equivalente para os dois materiais, porém, a argamassa ensaiada por Perrin (1985) apresenta uma quantidade maior de poros com menor diâmetro (0,02 – 2 µm). A mediana para o diâmetro de poro na amostra ensaiada é de 0,064 µm, enquanto a mediana calculada para a argamassa de Perrin é de 0,016 µm.



**Figura 6.3 – Comparação de distribuição de volume de poros entre a amostra ensaiada e o componente de argamassa estudado por Perrin (1985).**

Das medições de massa no final do ensaio, e, conhecendo a densidade do mercúrio utilizado (13,54 g/mL), é possível obter também a densidade aparente ( $\rho$ ) e a densidade sólida da amostra ( $\rho_0$ ). Com esses valores, calcula-se a porosidade da amostra como

$$\eta = 100 \cdot \left( 1 - \frac{\rho}{\rho_0} \right) \tag{6.4}$$

Na amostra ensaiada, a densidade aparente estimada é de 2,20 g/mL e a densidade da matriz sólida é de 2,68 g/mL. Assim, a porosidade calculada para a amostra ensaiada é de 18,1%, o que representa uma diferença de 0,56% se comparada à porosidade determinada por Perrin (1985) para a argamassa estudada (18,0%).

### 6.2.2 Secagem da amostra

Para conhecer o conteúdo de umidade na amostra e determinar posteriormente sua condutividade térmica em condição seca (item 6.3.2), a amostra foi submetida a um processo de secagem em uma estufa com ventilação forçada a fim de homogeneizar a temperatura (105 °C) em seu interior.

A amostra foi colocada em uma estrutura metálica com uma massa de 2,145 kg, que foi pendurada a uma balança da empresa Urano ([www.urano.com.br](http://www.urano.com.br)), modelo US 25/5, com capacidade para até 25 kg e com precisão de 5 gr.

A Figura 6.4 apresenta a variação de massa na amostra durante o processo de secagem. O processo de secagem foi interrompido à noite por questões de segurança (intervalo tracejado). A variação de massa observada no final do procedimento de secagem foi de 0,285 kg.

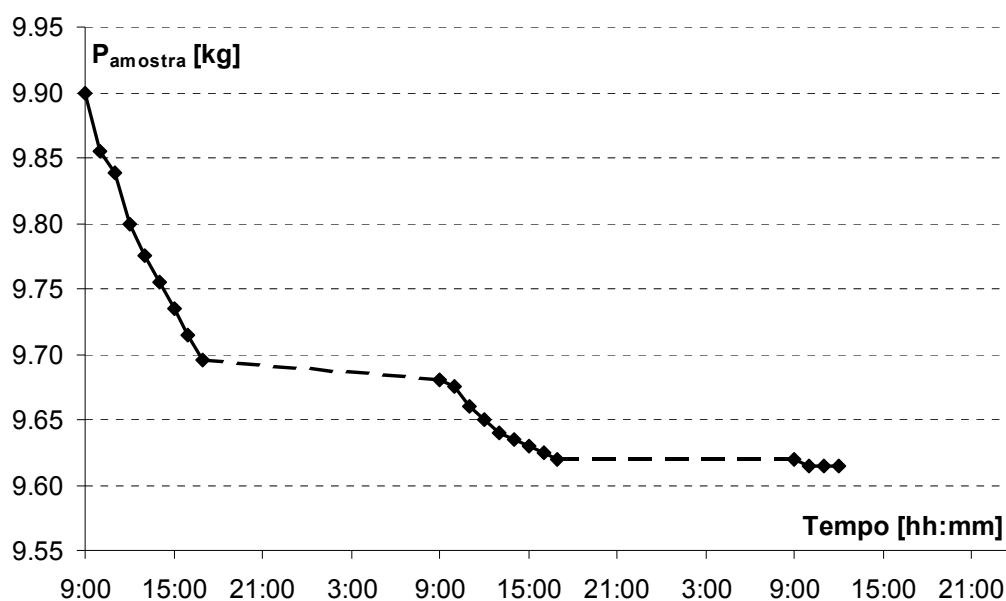


Figura 6.4 – Variação de massa na amostra durante o processo de secagem.

Para a amostra com medidas de 0,30 x 0,30 x 0,05 m, o volume aparente é de 0,0045 m<sup>3</sup>. Considerando que a porosidade estimada é de 18,1%, o volume da matriz sólida é de 0,00369 m<sup>3</sup>. Assim, para o valor de massa final observado (9,615 kg), a densidade da matriz sólida ( $\rho_o$ ) da amostra é de 2606 kg/m<sup>3</sup>. Este valor apresenta uma diferença de 2,76% se comparado com o valor estimado no ensaio de porosimetria (2680 kg/m<sup>3</sup>).

Considerando que a diferença de massa é devida exclusivamente à evaporação de umidade dos poros, e que a porosidade da amostra é de 18,1%, a saturação inicial da amostra (para 9,900 kg) é de 42,7%.

### **6.3 Determinação de $\lambda$ e $\rho \cdot c$**

A seção 6.3 apresenta os procedimentos utilizados para determinar as propriedades termofísicas da amostra escolhida visando a determinar sua condutividade térmica ( $\lambda$ ) e capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c$ ). Estas informações serão utilizadas como parâmetros comparativos na pesquisa do método, para determinar as propriedades termofísicas em campo.

#### **6.3.1 Equipamento utilizado**

O equipamento requerido para realizar as medições em laboratório é um equipamento simplificado constituído de termopares, transdutores de fluxo de calor, fonte de potência, resistência aquecedora, sistema de aquisição de dados e um microcomputador para registrar as leituras. Neste item, serão apresentadas as características dos termopares e dos transdutores de fluxo de calor utilizados. O procedimento de calibração e as constantes obtidas são apresentados no ANEXO B.

A escolha de um termopar para uma determinada aplicação deve ser feita considerando todas as possíveis variáveis, as normas exigidas pelo processo e a possibilidade de obtenção do mesmo. Analisando as características de diferentes termopares apresentadas por Güths e Nicolau (1998), opta-se pela utilização de termopares tipo T compostos pelo conjunto cobre/constantan.

Para diminuir as incertezas decorrentes do gradiente de temperatura que existe dentro do equipamento de aquisição, utilizou-se uma junção de referência em que a temperatura é medida diretamente em um único ponto do sistema de aquisição e as temperaturas superficiais são obtidas a partir da diferença de temperatura com a junção de referência.

O transdutor de fluxo de calor (TFC) a utilizar é do tipo de gradiente tangencial. Seu princípio de funcionamento consiste em desviar as linhas de fluxo de calor de modo a gerar uma diferença de temperatura em um plano tangencial ao plano de medição (GÜTHS e NICOLAU, 1998). O desvio das linhas de fluxo é causado pelo contato pontual entre a superfície isotérmica superior e a parede auxiliar.

Os transdutores de fluxo de calor possuem uma superfície de 300x300 mm e uma espessura reduzida ( $\approx 300 \mu\text{m}$ ), permitindo assim medições com baixas interferências por parte do sensor.

### 6.3.2 Ensaio fluximétrico para determinar $\lambda$

A metodologia para determinar a condutividade térmica da amostra segue os critérios definidos pela norma brasileira NBR 15220-5 (ABNT-5, 2005). Esta norma estabelece um campo de aplicação em que as transferências de umidade (redistribuição e absorção) são desprezíveis. De acordo com os resultados observados na simulação (item 4.5.2), os efeitos do calor latente podem gerar uma diferença entre o cálculo da condutividade térmica experimental e a condutividade térmica efetiva, dependendo do conteúdo de umidade na amostra. Considerando que, a partir do procedimento de secagem, a saturação calculada para a amostra em estado úmido foi de 42,7%, isto poderia levar a uma diferença de até 3,1%. Assim, a estimativa da condutividade térmica será realizada para a amostra em condição úmida e seca.

Tanto para a condição úmida como para a condição seca, o ensaio consiste em estabelecer uma condição inicial isotérmica em toda a espessura da amostra (equilíbrio térmico 1) e aplicar um fluxo de calor constante em uma superfície (mantendo a outra superfície isotérmica), até o sistema atingir uma condição de equilíbrio térmico com um gradiente de temperatura constante (equilíbrio térmico 2).

A condutividade térmica ( $\lambda$ ) é determinada a partir da diferença de temperatura entre as superfícies quente e fria ( $\Delta T$ ) e a densidade de fluxo de calor aplicada ( $q''$ ), constantes no estado de equilíbrio térmico 2, como:

$$\lambda = \frac{q'' \cdot e}{\Delta T} \quad (6.5)$$

Os ensaios seguem a configuração b apresentada na norma brasileira NBR 15220-5 (ABNT-5, 2005), definida como simétrica com dois fluxímetros e um corpo-de-prova. A mesma é composta de uma placa fria com uma serpentina em que circula água quente ou fria para manter uma temperatura constante na superfície, uma placa quente com uma resistência aquecedora para gerar o fluxo de calor constante, isolamento térmico para reduzir as perdas de calor e um conjunto de quatro sensores térmicos: dois transdutores de fluxo de calor (TFC) e dois termopares tipo T (Figura 6.5).



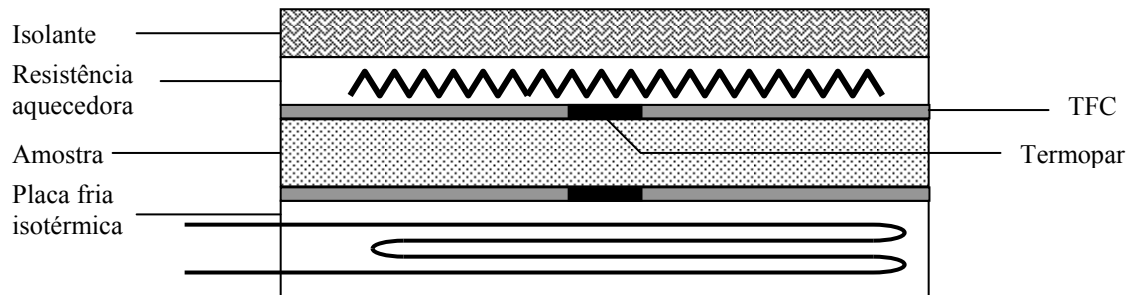


Figura 6.5 – Configuração utilizada no método fluximétrico.

A Figura 6.6 apresenta a montagem da bancada experimental a ser utilizada na estimativa da condutividade térmica em laboratório. Observa-se que, além do isolamento térmico superior, foi colocado um material isolante ao redor da amostra para reduzir as fugas de calor periféricas.

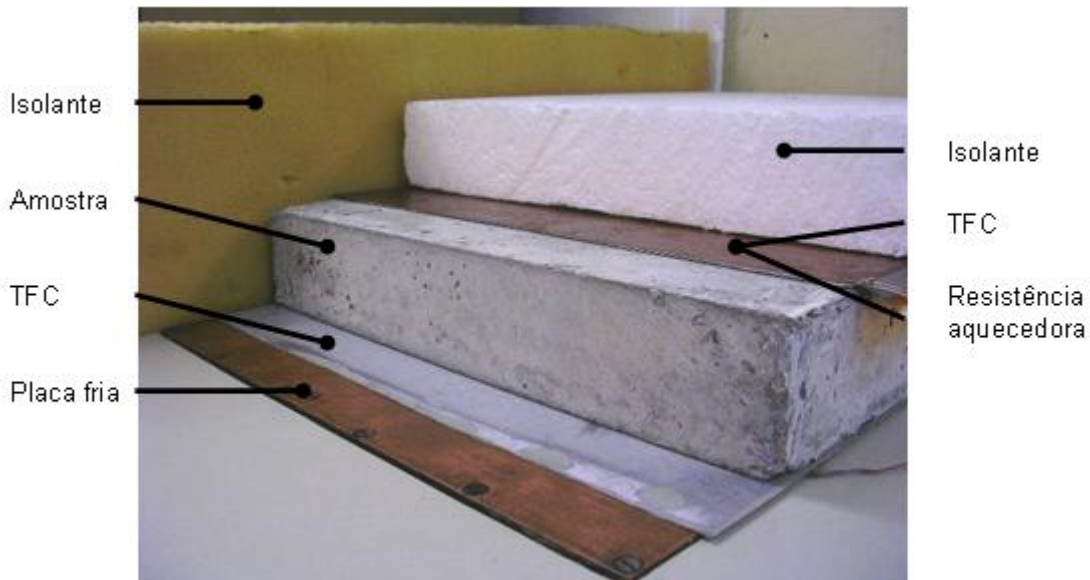


Figura 6.6 – Montagem do ensaio fluximétrico.

Para a amostra em condição úmida (saturação de 42,7%), foi realizado ensaio com uma temperatura de 15 °C na placa fria e uma potência de calor dissipada constante de 350 W/m<sup>2</sup>. Estas condições de contorno foram determinadas visando a obter uma diferença de temperatura de 20 °C entre as superfícies, a fim de alcançar uma temperatura próxima à temperatura ambiente (24 °C) no meio da amostra na condição de equilíbrio térmico final e, assim, compensar as fugas e ganhos de calor laterais.

A Figura 6.7 apresenta a evolução do fluxo de calor e da diferença de temperatura ( $\Delta T$ ) medidos ao longo do ensaio. Observa-se no fluxo de calor medido que, apesar dos

cuidados considerados no ensaio, os ganhos de calor são evidentes na placa fria e mantêm um valor maior que a placa quente no estado de equilíbrio inicial e final.

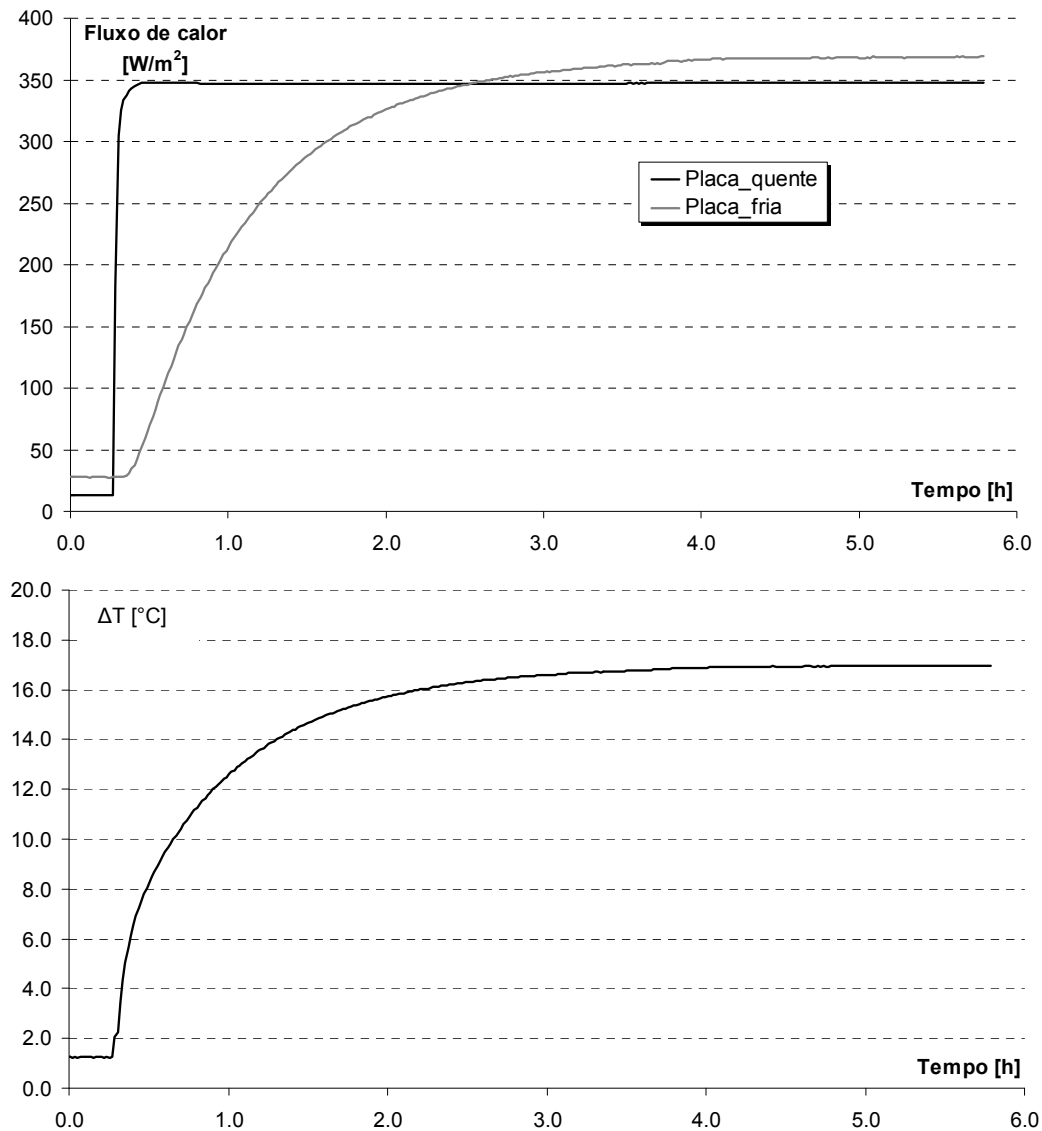
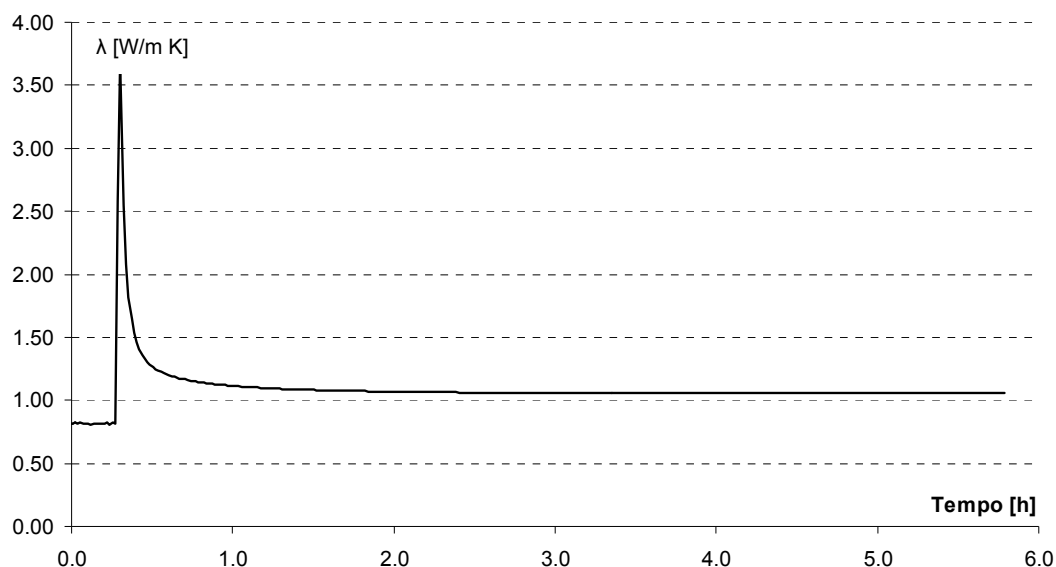


Figura 6.7 – Fluxo de calor em cada superfície e diferença de temperatura entre as duas superfícies observados no ensaio fluximétrico para a amostra com 42,7% de saturação.

O comportamento da condutividade térmica calculada ( $\lambda$ ) a partir da equação 6.5 é apresentado na Figura 6.8. A condutividade térmica atinge um valor estável para o tempo de 2 horas, antes que a temperatura e o fluxo de calor alcancem o estado de equilíbrio térmico final. O valor determinado para a condutividade térmica da amostra com uma saturação de 42,7% é de 1,06 W/m K.



**Figura 6.8 – Evolução da condutividade térmica calculada no ensaio fluximétrico para a amostra com 42,7% de saturação.**

Para a amostra em condição seca (procedimento descrito no item 6.2.2), foi realizado o ensaio mantendo uma condição isotérmica de 15 °C na placa fria e uma potência de calor menor (310 W/m<sup>2</sup>) a fim de manter uma diferença de temperatura de 20 °C entre as superfícies, considerando que a condutividade térmica do corpo seco é menor.

A Figura 6.9 apresenta a medição de fluxo de calor e a diferença de temperatura para a amostra em condição seca. Observa-se ganho de calor nas superfícies laterais, no entanto o fenômeno é reduzido se comparado com o fluxo de calor observado na amostra úmida.

Na evolução da condutividade térmica calculada (Figura 6.10), o pico calculado no momento de ligar a resistência aquecedora apresenta um valor menor e leva um tempo maior para alcançar um valor constante. O valor calculado para a condição de equilíbrio térmico final é de 0,84 W/m K.

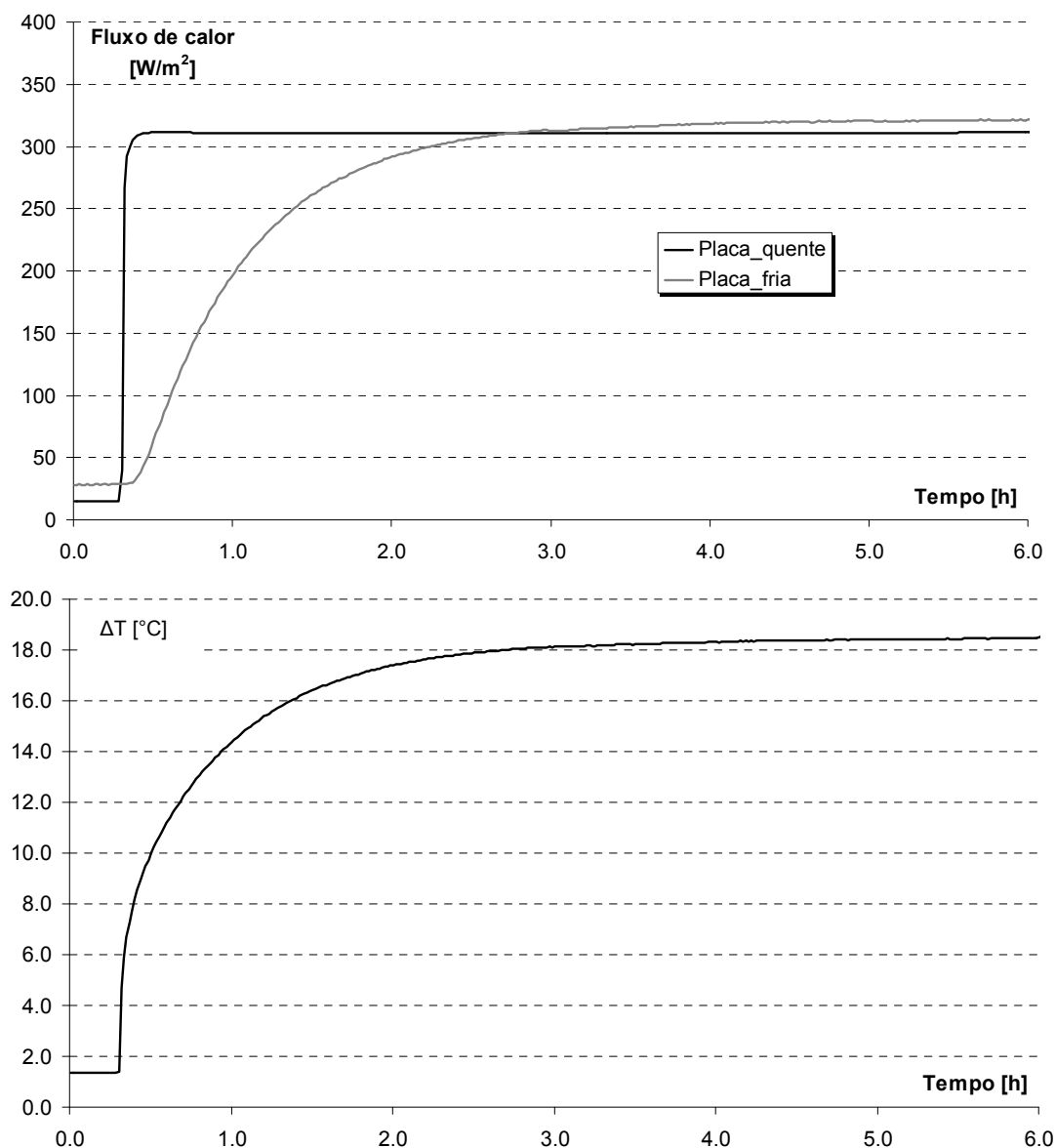


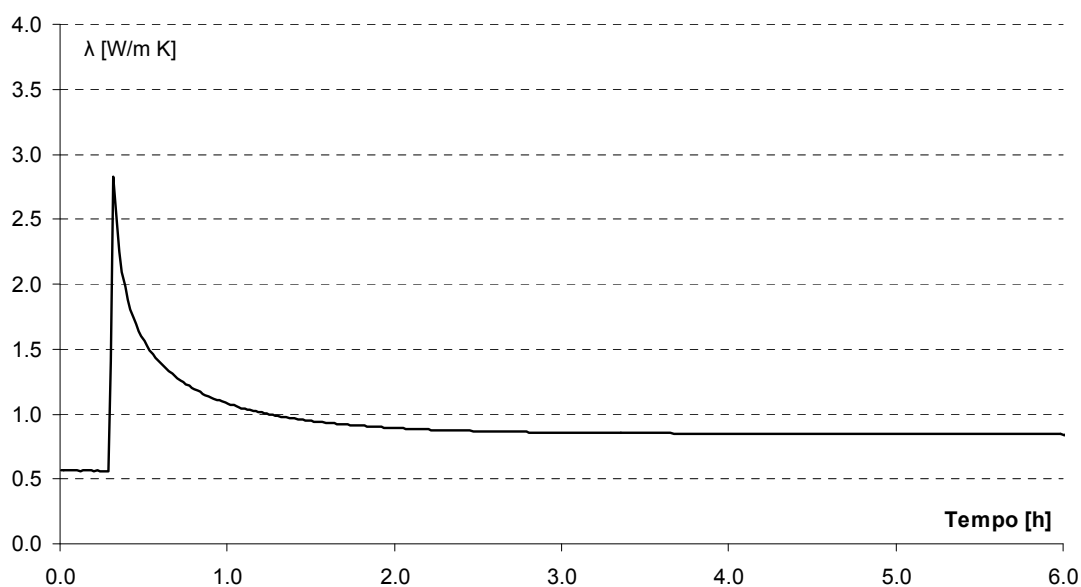
Figura 6.9 – Fluxo de calor em cada superfície e diferença de temperatura entre as duas superfícies observados no ensaio fluximétrico para a amostra em condição seca.

O ensaio desenvolvido para a amostra em condição úmida e seca permite também determinar simultaneamente a condutividade térmica ( $\lambda$ ) e o calor específico ( $c$ ) de acordo com a metodologia apresentada por Güths et al (1990). Uma vez identificado o calor específico, a capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c$ ) pode ser calculada com a densidade observada no ensaio de porosimetria.

O calor específico é determinado a partir da energia total que a amostra necessita trocar para passar do estado de equilíbrio isotérmico ao estado que considera um gradiente térmico, isto é, a integral da diferença de fluxo de calor entre um estado de equilíbrio térmico final e inicial. Güths *et al.* (1990) apresentam a equação 6.6 para calcular o calor específico.

$$c = \frac{E}{m \cdot (\overline{T_2} - T_1)} \quad (6.6)$$

em que E representa a energia necessária para manter o gradiente de temperatura, m é a massa do componente ( $m=\rho \cdot A \cdot e$ ),  $T_1$  é a temperatura para o estado inicial de equilíbrio isotérmico e  $\overline{T_2}$  é a temperatura média do componente no estado final com gradiente térmico.



**Figura 6.10 – Evolução da condutividade térmica calculada no ensaio fluximétrico para a amostra em condição seca.**

Este método exige como critério de encerramento do ensaio que, no estado final, o fluxo de calor registrado pelos dois transdutores alcance valores idênticos. No entanto, os ganhos de calor laterais observados nos dois ensaios dificultam a definição deste critério para poder determinar as duas propriedades termofísicas simultaneamente. Com isto, o cálculo da energia total a partir da integral dos fluxos de calor varia de acordo com o tempo de ensaio e não é possível determinar um único valor para o calor específico.

Em seguida, para identificar o calor específico da amostra, foi utilizado um ensaio adaptado a partir do método de placa quente protegida (ABNT-4, 2005), em que os ganhos e as fugas de calor laterais são controlados por um anel de guarda.

### 6.3.3 Ensaio em placa quente protegida para determinar $\rho \cdot c$

A partir dos trabalhos estudados na revisão bibliográfica (seção 3.1) que consideram o material como um meio semi-infinito para determinar suas propriedades termofísicas

(GUSTAFSSON, 1990 e TAKAHASHI *et al.*, 2004), foi desenvolvido um ensaio para identificar a capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c$ ) da amostra. O ensaio segue a configuração experimental definida pela norma brasileira NBR 15220-4 (ABNT-4, 2003), como mostra a Figura 6.11.

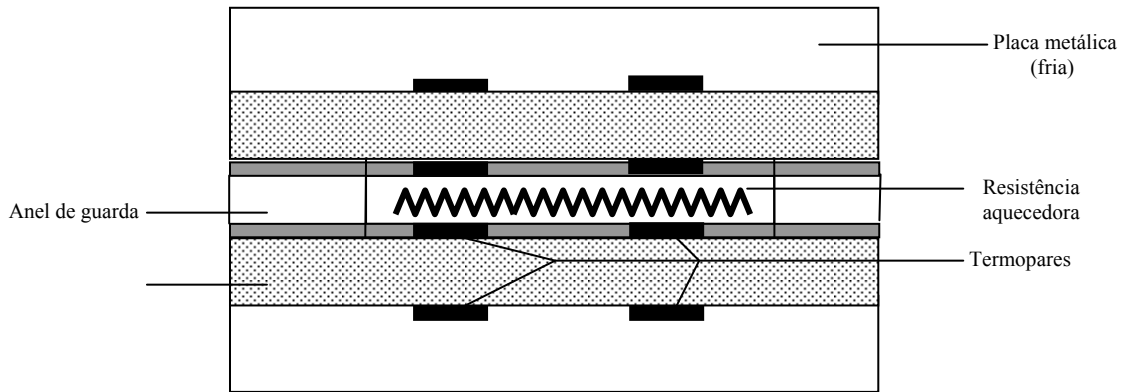


Figura 6.11 – Configuração no ensaio de placa quente realizado para determinar  $\rho \cdot c$ .

Porém, o método estabelecido na norma define um ensaio com uma densidade de fluxo de calor constante para atingir um equilíbrio com gradiente térmico na amostra e identificar a condutividade térmica a partir da diferença de temperatura entre as superfícies. O ensaio adaptado para a identificação da capacidade térmica volumétrica considera a amostra como um meio semi-infinito. Assim, o ensaio consiste em estabelecer uma condição inicial de equilíbrio térmico para toda a amostra de acordo com a temperatura ambiente. Em seguida, é aplicada uma densidade de fluxo de calor constante para aumentar a temperatura na superfície em contato com a resistência aquecedora. A evolução desta temperatura é registrada ao longo do tempo, usando como critério de encerramento do ensaio o aumento da temperatura na superfície oposta (placa fria).

A solução para a equação de difusão de calor apresentada por Incropera e De Witt (2003) para um meio semi-infinito estabelece a distribuição de temperatura no corpo de prova ao longo do tempo como:

$$T(x,t) - T_{inc} = \frac{2 \cdot q'' \cdot (\alpha \cdot t / \pi)^{1/2}}{\lambda} \cdot \exp\left(\frac{-x^2}{4 \cdot \alpha \cdot t}\right) - \frac{q'' \cdot x}{\lambda} \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2 \cdot \sqrt{\alpha \cdot t}}\right) \quad (6.7)$$

em que  $\alpha$  é a difusividade térmica definida como

$$\alpha = \frac{\lambda}{\rho \cdot c} \quad (6.8)$$

Para a temperatura em contato com a resistência aquecedora ( $x=0$ ), a equação 6.7 pode ser simplificada como

$$T(0, \sqrt{t}) = \frac{2 \cdot q'' \cdot (\alpha / \pi)^{1/2}}{\lambda} \cdot \sqrt{t} + T_{inicial} \quad (6.9)$$

Conhecendo a condutividade térmica previamente determinada no ensaio fluximétrico (item 6.3.2), a capacidade térmica volumétrica pode ser calculada através da difusividade térmica como o valor que minimiza as diferenças com a temperatura observada na superfície quente (equação 6.9).

A montagem para este ensaio compõe-se de uma configuração simétrica com duas amostras (Figura 6.11). Para completar a configuração, foi utilizada outra amostra do mesmo lote junto com a amostra utilizada durante todo o trabalho de pesquisa. A condutividade térmica da amostra adicional foi determinada pelo método fluximétrico (0,98 W/m K), observando-se uma diferença de 0,08 W/m K com a amostra original. Foi assumido que o calor dissipado pela resistência aquecedora é distribuído de forma equivalente nas duas amostras de acordo com suas condutividades térmicas.

Foram realizados 3 ensaios considerando para cada um deles uma temperatura de equilíbrio inicial de 25 °C (temperatura ambiente) e uma densidade de calor dissipada de 1200 W/m<sup>2</sup>. O registro da temperatura em cada superfície é realizado em intervalos de 10 segundos.

A Figura 6.12 apresenta as temperaturas observadas na superfície quente (Med\_quente) e na superfície fria (Med\_fria) para as duas amostras em um dos ensaios realizados. O comportamento das temperaturas nas duas amostras é semelhante, e isto confirma a suposição de distribuição do calor gerado pela resistência aquecedora. A temperatura na superfície quente (Med\_quente) apresenta um aumento rápido logo após a geração de calor (aos 7,0 minutos), enquanto que na superfície fria (Med\_fria) a temperatura começa a aumentar 3,2 minutos depois. Dentro deste intervalo de tempo, a amostra pode ser considerada como um meio semi-infinito.

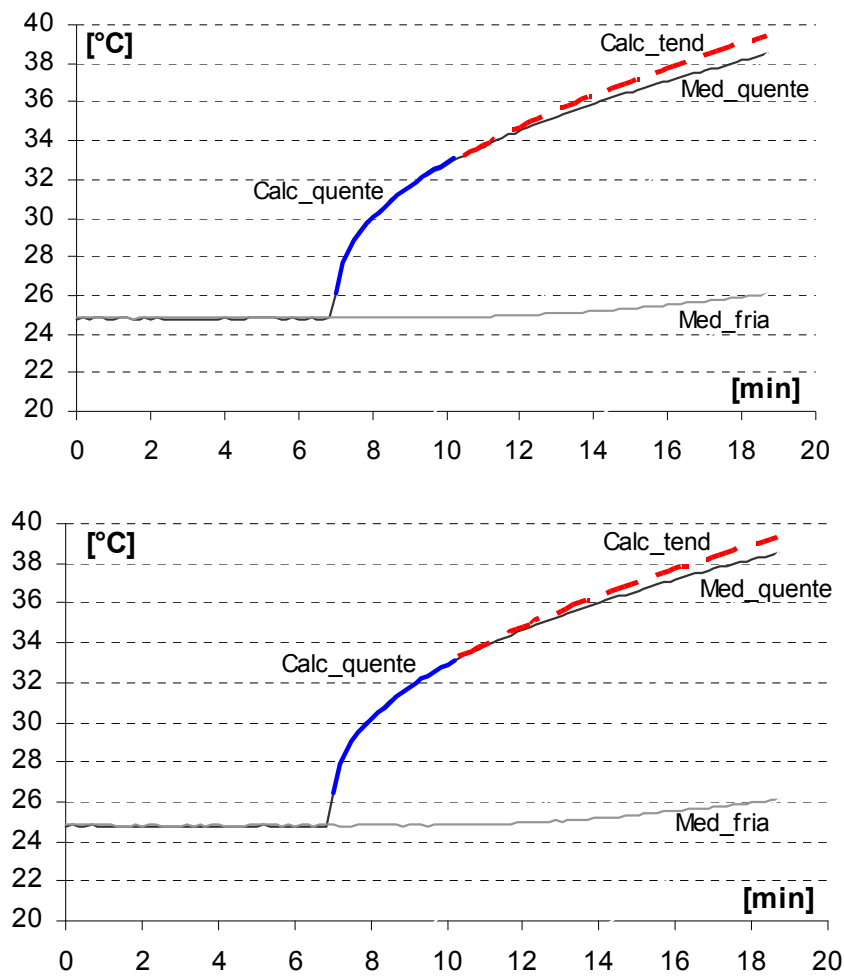


Figura 6.12 – Temperaturas medidas e calculadas no ensaio de placa quente.

A partir da equação 6.11, é possível estabelecer uma relação linear entre a variação de temperatura na superfície quente e a raiz quadrada do tempo, em segundos. A Figura 6.13 apresenta esta relação para o mesmo ensaio apresentado na Figura 6.12. Para evitar a interferência nas condições iniciais da medição, os dados usados para o cálculo da capacidade térmica volumétrica não consideram os dois primeiros intervalos de medição após acionar a resistência aquecedora. Assim, o valor inicial da reta ( $\sqrt{t} = 0$ ) apresenta um valor acima da temperatura ambiente (25 °C), estabelecida como condição inicial de ensaio.

A partir da regressão linear, a inclinação da reta determinada pelos pontos medidos (Medido) representa o coeficiente do primeiro termo à direita na equação 6.11. Conhecendo a condutividade térmica (item 6.3.2), é possível determinar a capacidade térmica volumétrica através da difusividade térmica ( $\alpha$ ).



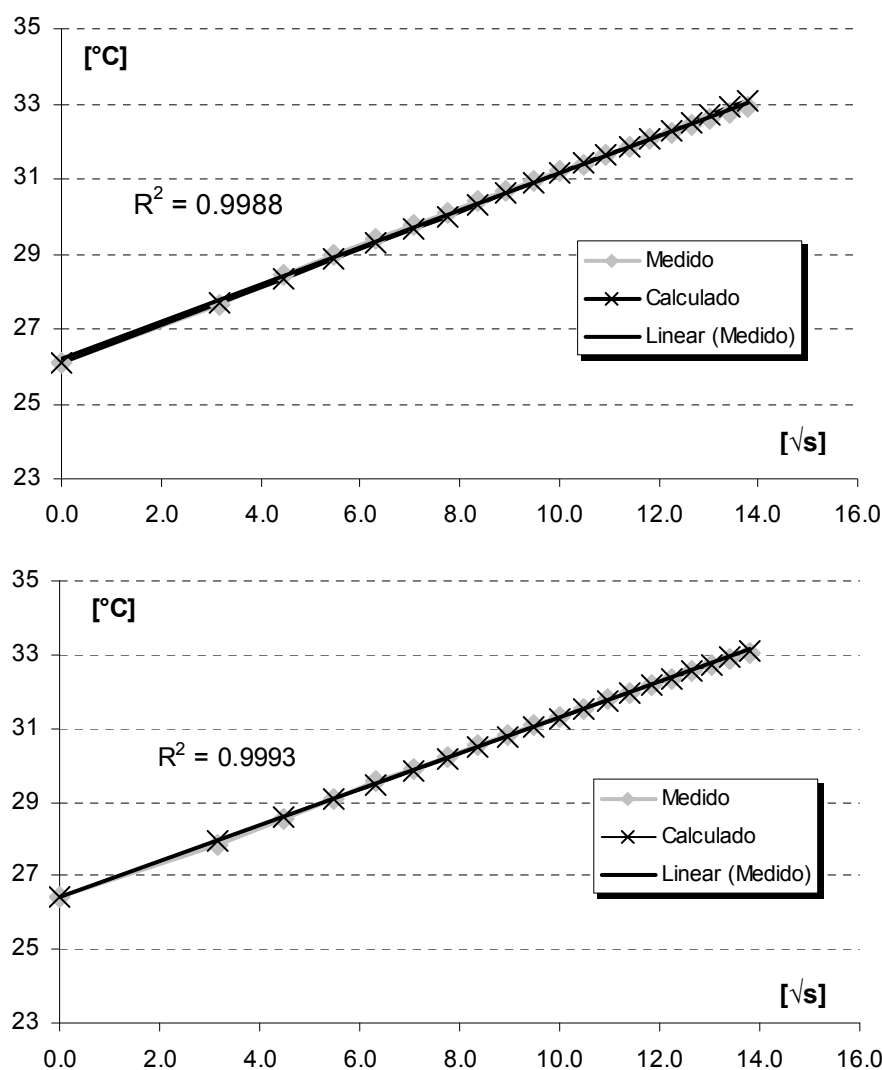


Figura 6.13 – Variação da temperatura na superfície quente em função da raiz do tempo em segundos.

Observa-se que a regressão linear apresenta uma correlação satisfatória com os valores medidos ( $R^2 \approx 1$ ). Esta correlação pode ser observada também na Figura 6.12, comparando os valores calculados para a temperatura na superfície quente (Calc\_quente) de acordo com a difusividade térmica determinada, e os valores medidos (Med\_quente) para o mesmo intervalo de tempo. A diferença média entre esses valores é de 1,7% nos três ensaios.

Uma observação interessante pode ser feita a partir da extrapolação da temperatura calculada na superfície quente para o tempo depois do intervalo usado na identificação da difusividade térmica. A tendência da temperatura calculada (Calc\_tend) é se desacoplar da temperatura medida (Med\_quente). Isto porque o fluxo de calor encontra na superfície oposta um material metálico com condutividade térmica superior à da amostra, e a temperatura medida não aumenta tanto como se fosse a continuação de um material semi-infinito. No entanto, observa-se que a diferença entre estes valores é pouca, inclusive alguns minutos

depois do critério de encerramento. Isto indica que o critério de encerramento pode ser considerado conservador.

A Figura 6.14 apresenta a capacidade térmica volumétrica calculada para a amostra utilizada nos ensaios em laboratório (Amostra\_Org) e a amostra adicional (Amostra\_Adc) nos três ensaios. O valor médio da capacidade térmica volumétrica para as amostras ensaiadas é de  $2225 \text{ kJ/m}^3 \text{ K}$ . Este valor encontra-se dentro da faixa estabelecida para o concreto normal na norma brasileira NBR 15220-2 (ABNT-2, 2005), em que a capacidade térmica volumétrica pode ter valores entre  $2200$  e  $2400 \text{ kJ/m}^3 \text{ K}$ .

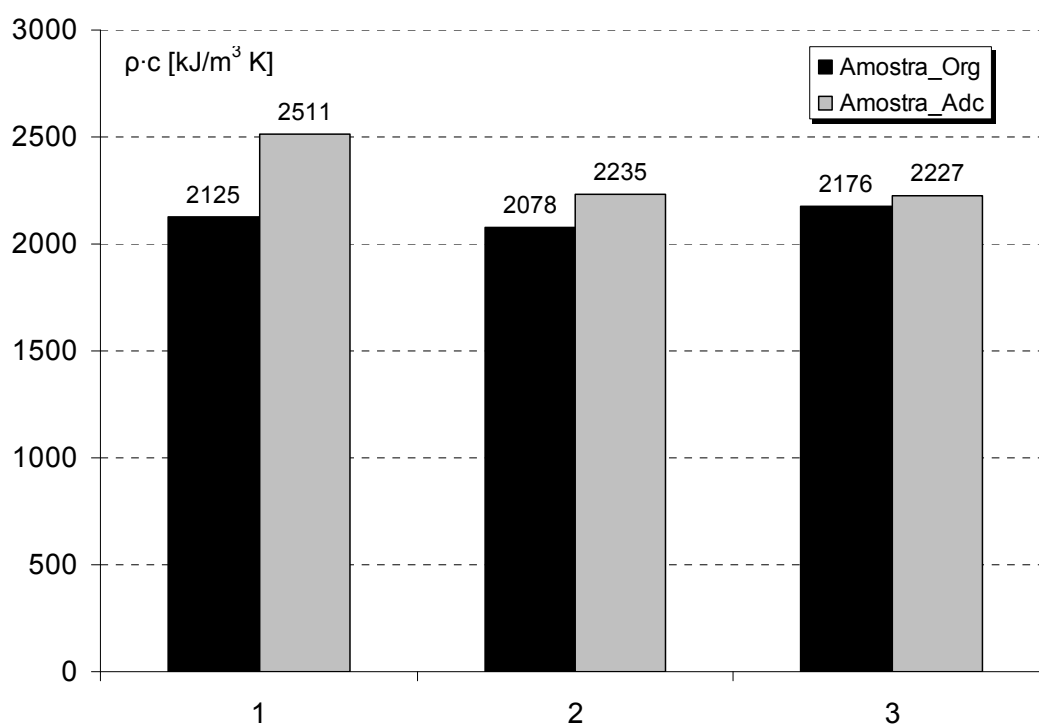


Figura 6.14 – Capacidade térmica volumétrica identificada para as amostras de concreto.

### 6.3.4 Propriedades termofísicas definidas para a amostra

As propriedades termofísicas da amostra a utilizar nos ensaios em campo são definidas pelos procedimentos fluximétrico e de placa quente. Porém, no processo de medição de temperatura e fluxo de calor superficial, existem diferentes fatores associados que produzem interferências no procedimento, o que se traduz em valores medidos não-exatos. Desse modo, serão analisadas as possíveis fontes de erros que possam gerar imprecisões nos resultados das medições, bem como as suposições e valores teóricos utilizados no modelo matemático.

Na metodologia utilizada, estima-se que as principais fontes de imprecisão sejam erros numéricos no modelo matemático, erros nas medições por variações na calibração dos transdutores de fluxo de calor, no contato entre os sensores e a superfície, e por perdas de calor laterais.

A incerteza na obtenção das propriedades termofísicas pode ser estimada através do método utilizado por Guimarães e Phillipi (1993), que é baseado na teoria de propagação linear de erros. A incerteza final é dada pela composição das incertezas do sistema de medição das variáveis originais com a incerteza na determinação numérica das propriedades. A incerteza na obtenção do sinal ( $I_{\text{final}}$ ) pode ser calculada como

$$I_{\text{final}}^2 = I_{\text{numérica}}^2 + I_{\text{medição}}^2 \quad (6.10)$$

Para a determinação da condutividade térmica da amostra seca, são consideradas como principais fontes de erro numérico a resistência térmica de contato calculada na seção 2.5 considerando o gel como material de contato como 1,23%. Nas fontes de erro de medição são consideradas a variação na calibração dos termopares (0,75%), a variação média na calibração dos transdutores de fluxo de calor (4,70%) e as fugas de calor observadas no transdutor de fluxo de calor da placa fria no estado de equilíbrio térmico final (1,77%). Assim, a incerteza final para a condutividade térmica da amostra seca é de 5,22% e a condutividade térmica seca pode ser definida como

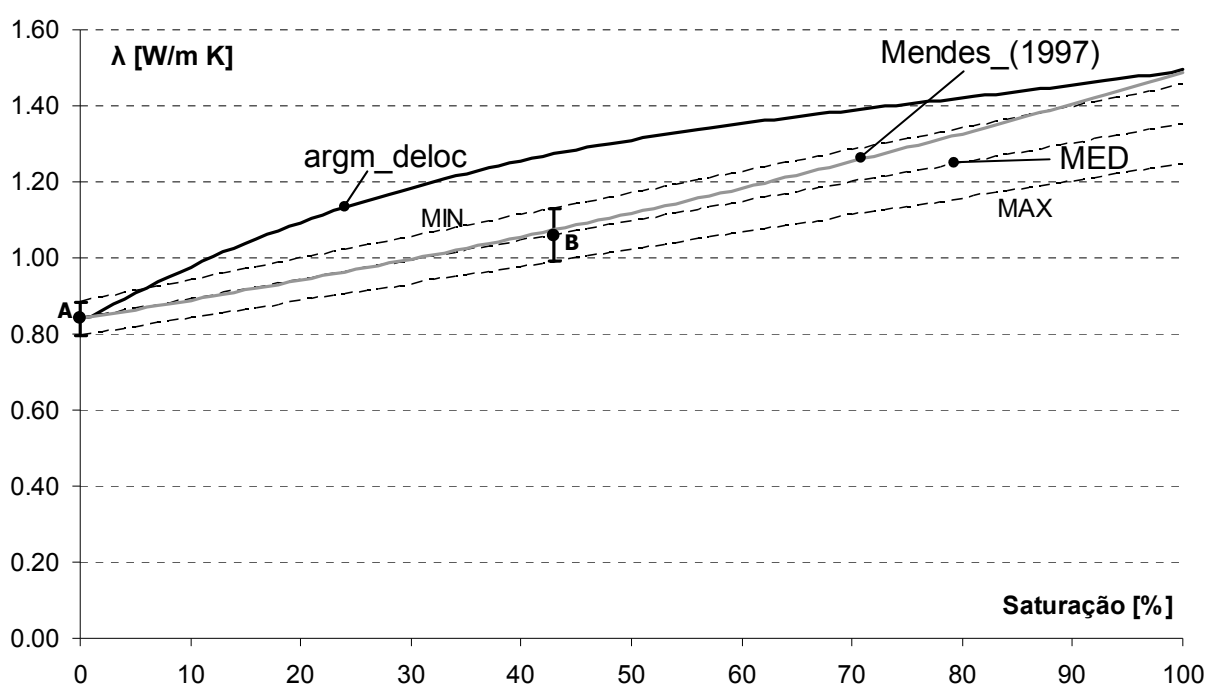
$$\lambda_o = 0,84 \pm 0,044 \text{ W/m K}$$

Para a determinação da condutividade térmica da amostra em condição úmida (saturação de 42,7%), são consideradas como principais fontes de erro numérico a resistência térmica de contato com o gel como 1,23%, e a diferença entre a condutividade térmica experimental e a condutividade térmica efetiva em função da mudança de fase no procedimento de ensaio (item 4.5.2) como 3,2%. Nas fontes de erro de medição são consideradas as variações na calibração de termopares (0,75%) e transdutores de fluxo de calor (4,70%) e as fugas de calor observadas no transdutor de fluxo de calor da placa fria no estado de equilíbrio térmico final (3,09%). Assim, a incerteza final para a condutividade térmica da amostra seca é de 6,63% e a condutividade térmica seca pode ser definida como

$$\lambda_m = 1,06 \pm 0,070 \text{ W/m K}$$

A Figura 6.15 apresenta na curva  $\text{argm\_desloc}$  o comportamento da condutividade térmica observada por Perrin (1985) para a argamassa deslocada para uma condutividade

térmica seca de 0,84 W/m K. A partir dessa curva são contrastados os valores obtidos nos ensaios fluximétricos (pontos A e B). Observa-se que o valor obtido para uma saturação de 42,7% apresenta um valor 0,21 W/m K menor ao que seria obtido se fosse considerado o comportamento da argamassa estudada por Perrin (1985) na curva deslocada. A diferença obtida neste ponto pode ser explicada pela maior quantidade de poros com diâmetros menores (0,02 – 2  $\mu\text{m}$ ) na argamassa usada por Perrin (1985), como foi observado no ensaio de porosimetria (Figura 6.3). Em uma estrutura com poros de menor diâmetro, os efeitos de capilaridade podem ter uma importância maior e gerar variações maiores na condutividade térmica para um determinado conteúdo de umidade.



**Figura 6.15 – Comparação entre a curva de Perrin deslocada, a expressão proposta por Mendes (1997) e os valores obtidos para a condutividade térmica da amostra de concreto.**

Para uma incerteza de 5,22% em condição seca (ponto A) e de 6,63% em condição insaturada (ponto B), é possível estabelecer uma faixa linear de incerteza com valores máximo (MAX) e mínimo (MIN), em que a reta confeccionada a partir dos valores obtidos em laboratório (MED) possui uma inclinação de 0,0051 (W/mK) / %. Este comportamento linear da condutividade térmica foi observado por Fernandes et al (1990) para o material de argamassa, porém com uma inclinação 4,7 vezes maior (0,024 (W/mK) / %). Esta inclinação maior no comportamento da condutividade térmica pode ser explicada porque a porosidade da argamassa usada por Fernandes et al (1990) é de 31,0%, enquanto a amostra utilizada no ensaio tem uma porosidade de 18,1%.

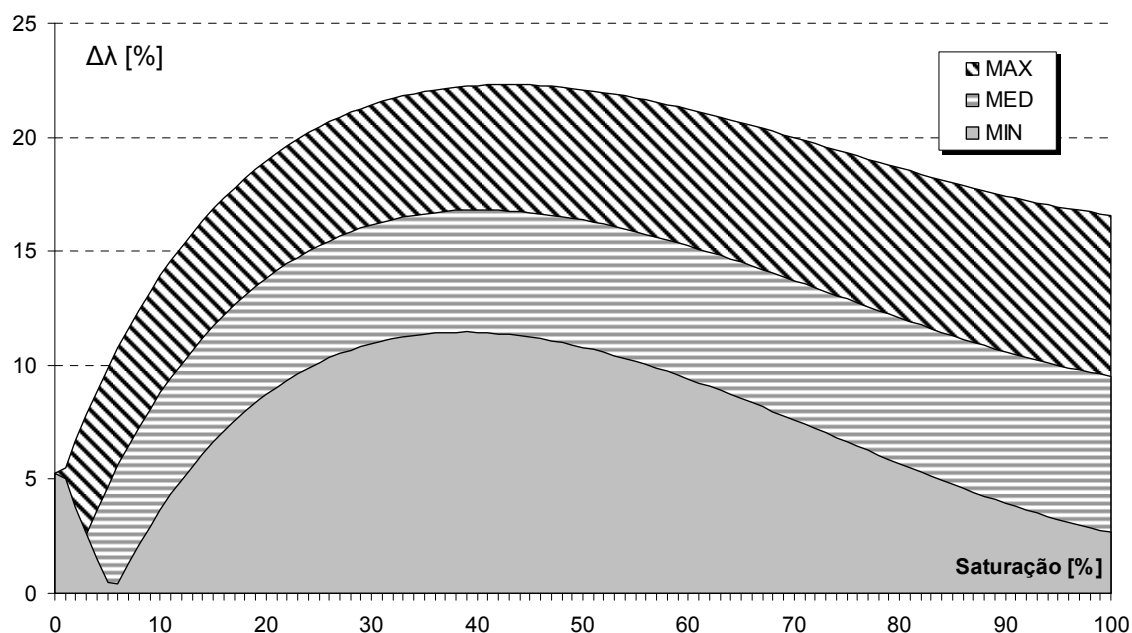
Ainda, a reta confeccionada a partir dos valores obtidos em laboratório (curva MED) apresenta uma boa correlação (99,93%) com a expressão proposta por Mendes (1997) para a variação na condutividade térmica em função do conteúdo de umidade, para uma saturação menor que 50% (curva Mendes\_(1997)). A expressão proposta por Mendes (1997) possibilita a determinação da condutividade térmica com apenas a porosidade  $\eta$  (obtida no ensaio de intrusão de mercúrio) e a condutividade térmica do componente em estado seco (equação 6.11).

$$\lambda(\theta) = \lambda_{solido}^{1-\eta} \cdot \lambda_{agua}^{\theta} \cdot \lambda_{ar}^{\eta-\theta} \tag{6.11}$$

em que  $\lambda_{agua}$  e  $\lambda_{ar}$  são valores determinados de acordo com a Tabela 4.1, e a condutividade térmica do material sólido pode ser calculada através do modelo baseado na média geométrica como:

$$\lambda_{solido} = \left( \frac{\lambda_{seco}}{\lambda_{ar}^{\eta}} \right)^{\frac{1}{1-\eta}} \tag{6.12}$$

A Figura 6.16 apresenta a diferença percentual entre as retas MIN, MED e MAX da Figura 6.15 e a curva deslocada de Perrin. As diferenças percentuais mais altas são observadas para uma faixa de saturação de 30 a 50 %.



**Figura 6.16 – Diferença percentual na condutividade térmica identificada em laboratório em função da curva deslocada de Perrin.**

Para a determinação da capacidade térmica volumétrica, são consideradas como principais fontes de erro a resistência térmica de contato, calculada na seção 2.5 (considerando o gel como material de contato) como 0,80%. Nas fontes de erro de medição, é considerada a variação na calibração dos termopares (0,75%). Assim, a incerteza final para a capacidade térmica volumétrica da amostra é de 1,09% e a capacidade média para uma saturação de 42,7% pode ser definida como

$$\rho_o \cdot c_m = 2225 \pm 24 \text{ kJ/m}^3 \text{ K}$$

A variação na capacidade térmica volumétrica em função da saturação de poros segue a relação definida na equação 4.28. Considerando que a relação é linear, foi assumida uma incerteza constante (1,09%) para toda a faixa de saturação. Assim, para uma saturação de 42,7% o conteúdo de umidade volumétrico é  $0,077 \text{ m}^3/\text{m}^3$  e, considerando que a capacidade térmica volumétrica da água líquida é de  $4138 \text{ kJ/m}^3 \text{ K}$ , a capacidade térmica volumétrica para a condição seca pode ser calculada como

$$\rho_o \cdot c_o = 1906 \pm 21 \text{ kJ/m}^3 \text{ K}$$

#### **6.4 Aplicação do programa $kC_{\text{úmido}}$ para ensaios periódicos**

Em virtude das diferenças observadas na condutividade térmica para os valores obtidos em laboratório e o comportamento observado por Perrin (1985) em função da saturação na amostra, foram realizados testes com o programa  $kC_{\text{úmido}}$  para as duas curvas de condutividade térmica (Argm\_desloc e MED na Figura 6.15). Para os dados de entrada (temperatura e fluxo de calor nas duas superfícies), foram realizados ensaios em laboratório usando a configuração da bancada do método fluximétrico para criar pulsos de calor periódicos com diferentes amplitudes e frequência. Estes ensaios foram configurados visando a estudar a estimativa associada a oscilações periódicas como acontece com o sinal natural.

Os ensaios foram realizados dois meses depois da secagem da amostra. Nesse período, a amostra foi mantida em um ambiente climatizado a uma temperatura de  $25 \text{ }^\circ\text{C}$ . Assim, para os ensaios periódicos, o peso da amostra é de  $9,795 \text{ kg}$ , o que representa uma saturação de 27,0%.

A Tabela 6.2 apresenta os diferentes ensaios realizados. Desta forma, por exemplo, o ensaio  $q_{340\_p\_90}$  tem um ciclo liga/desliga da resistência aquecedora a cada 90 minutos para manter uma densidade de fluxo de calor de  $340 \text{ W/m}^2$  constante. Para todos os ensaios

foi calculada uma condição isotérmica na placa fria visando manter uma temperatura no centro da amostra próxima à temperatura ambiente (25 °C). Assim, para os ensaios com 340 W/m<sup>2</sup>, foi determinada uma temperatura na placa fria de 16,5 °C; para os ensaios com 160 W/m<sup>2</sup>, uma isoterma de 21,0 °C; e para os ensaios de 60 W/m<sup>2</sup>, uma isoterma de 23,5 °C.

Em todos os casos, na comparação das estimativas fornecidas pelo programa  $kC_{\text{úmido}}$  foram definidas como propriedades termofísicas de referência para condição seca  $\lambda_o = 0,840$  W/m K e  $\rho \cdot c_o = 1906$  kJ/m<sup>3</sup> K. Para a condição úmida, foi considerada uma saturação de 27,0%, o que leva às propriedades termofísicas de referência de  $\lambda_m = 0,978$  W/m K e  $\rho \cdot c_m = 2108$  kJ/m<sup>3</sup> K.

**Tabela 6.2 – Ensaaios periódicos realizados com a bancada experimental do método fluximétrico.**

<b>Nome</b>	<b>Densidade de calor [W/m<sup>2</sup>]</b>	<b>Período [min]</b>
q_340_p_90	340,0	90,0
q_340_p_60	340,0	60,0
q_340_p_30	340,0	30,0
q_160_p_90	160,0	90,0
q_160_p_60	160,0	60,0
q_160_p_30	160,0	30,0
q_60_p_90	60,0	90,0
q_60_p_60	60,0	60,0
q_60_p_30	60,0	30,0

A Figura 6.17 apresenta as oscilações de fluxo de calor em cada superfície e de diferença de temperatura entre as superfícies para os ensaios com as três densidades de calor (340, 160 e 60 W/m<sup>2</sup>), aplicadas com períodos de 60 minutos para os intervalos em que o sistema atinge o regime periódico estável. Observa-se que, para a densidade de calor imposta de 60 W/m<sup>2</sup>, as condições térmicas do ambiente começam a interferir nas medições do ensaio. Isto se pode observar principalmente nas variações de  $\Delta T$  para o ensaio q\_60\_p\_60.

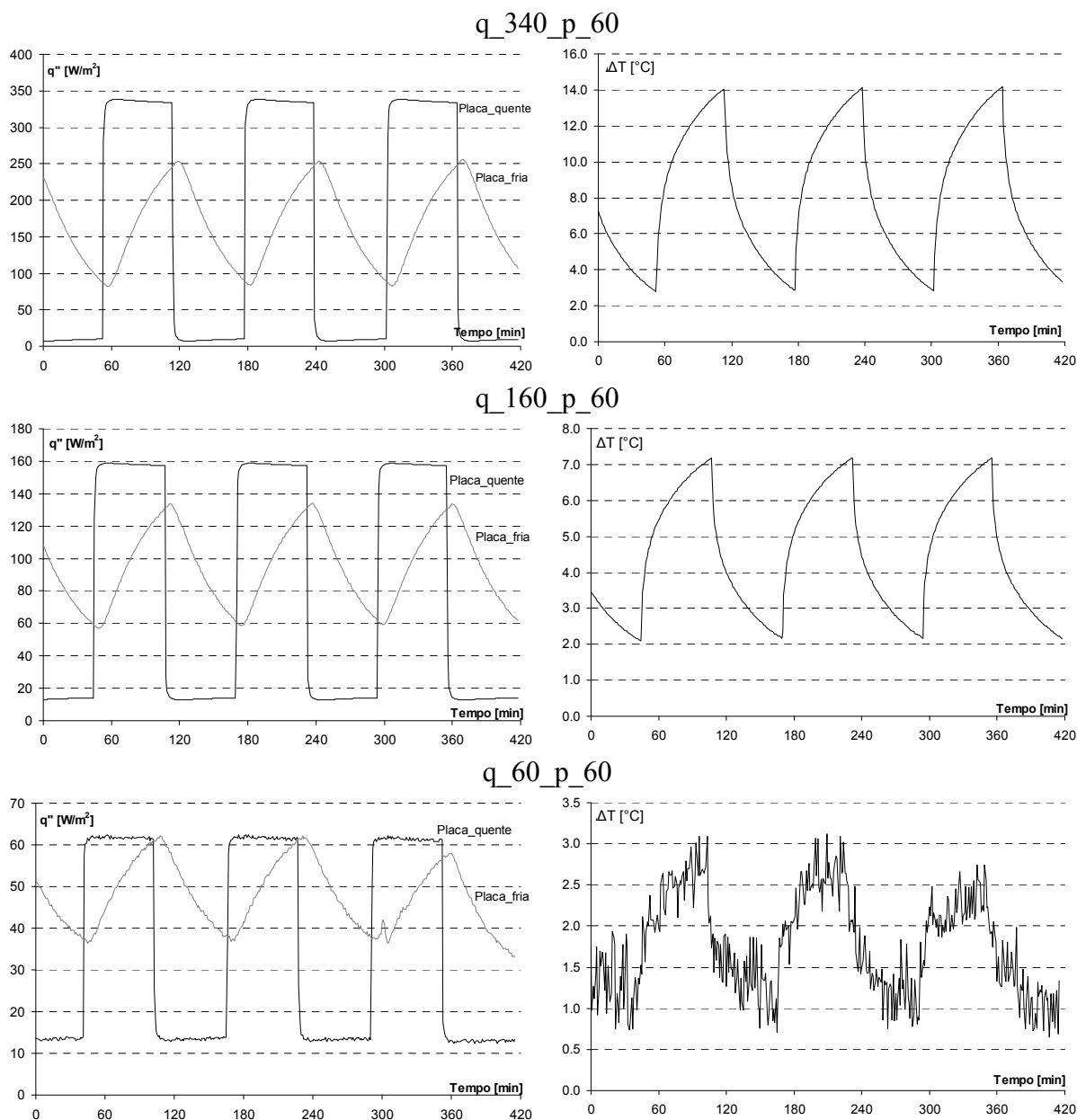


Figura 6.17 – Medições de fluxo de calor superficial e diferença de temperatura observadas nos ensaios q\_340\_p\_60, q\_160\_p\_60 e q\_60\_p\_60.

### 6.4.1 Resultados obtidos na estimativa de propriedades termofísicas

A Tabela 6.3 apresenta os resultados de estimativa das propriedades termofísicas em condição seca ( $\lambda_0$  e  $\rho \cdot c_0$ ) e úmida ( $\lambda_m$  e  $\rho \cdot c_m$ ), obtidos considerando a variação linear na condutividade térmica em função da saturação na amostra (curva MED na Figura 6.15).



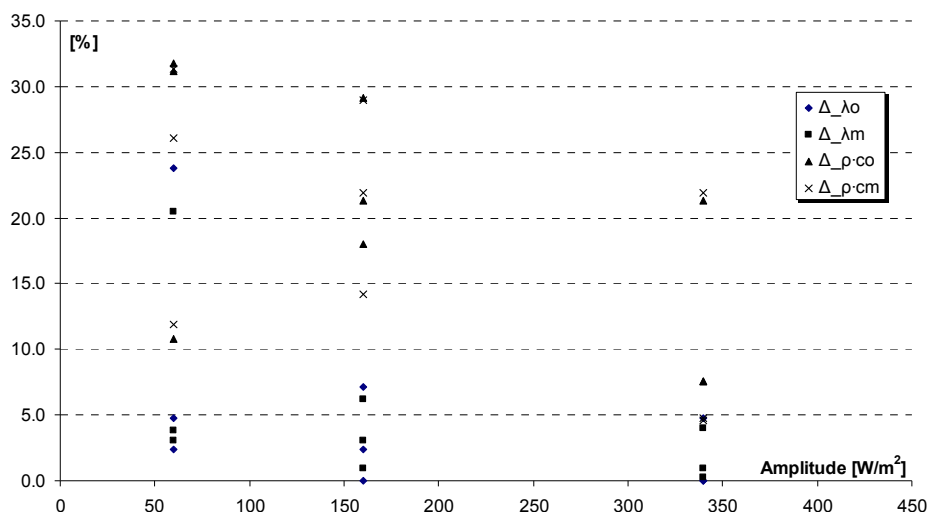
Por causa do pulso de calor brusco gerado na placa quente, foram observados problemas de convergência no algoritmo de simulação para qualquer condição de contorno imposta na superfície da placa fria. Os resultados na estimativa da capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c$ ) nesta superfície ultrapassaram a faixa de valores calculada ( $50 - 3500 \text{ kJ/m}^3 \text{ K}$ ) para todos os materiais listados na norma brasileira NBR 15220-2 (ABNT-2, 2005), identificando em todos os casos simulados uma capacidade térmica volumétrica para a condição seca ( $\rho \cdot c_o$ ) em torno dos  $5500 \text{ kJ/m}^3 \text{ K}$ . Assim, os valores apresentados na Tabela 6.3 correspondem à estimativa na superfície quente para a condição de contorno com fluxo de calor imposto. Isto significa que a diferença percentual ( $\Delta_E$ ) entre os valores medidos e simulados é calculada a partir das variações de temperatura nesta superfície.

**Tabela 6.3 – Resultados obtidos na estimativa das propriedades termofísicas em condição seca e úmida.**

Caso	$\lambda_o$ [W/mK]	$\Delta_{\lambda_o}$ [%]	$\lambda_m$ [W/m K]	$\Delta_{\lambda_m}$ [%]	$\rho \cdot c_o$ [kJ/m <sup>3</sup> K]	$\Delta_{\rho \cdot c_o}$ [%]	$\rho \cdot c_m$ [kJ/m <sup>3</sup> K]	$\Delta_{\rho \cdot c_m}$ [%]	$\Delta_E$ [%]
q_340_p_90	0,880	4,76	1,017	3,99	2050	7,56	2209	4,77	2,12
q_340_p_60	0,840	0,00	0,976	0,24	2050	7,56	2205	4,60	2,34
q_340_p_30	0,840	0,00	0,969	0,93	1500	21,30	1646	21,92	2,31
q_160_p_90	0,780	7,14	0,917	6,19	2250	18,05	2407	14,18	1,43
q_160_p_60	0,840	0,00	0,969	0,93	1500	21,30	1647	21,88	2,31
q_160_p_30	0,820	2,38	0,948	3,06	1350	29,17	1497	28,99	1,63
q_60_p_90	0,640	23,81	0,778	20,45	2500	31,16	2657	26,04	1,34
q_60_p_60	0,880	4,76	1,016	3,84	1700	10,81	1857	11,90	1,39
q_60_p_30	0,820	2,38	0,948	3,03	1300	31,79	1448	31,31	1,35
<b>Média</b>	<b>0,816</b>	<b>5,03</b>	<b>0,949</b>	<b>4,74</b>	<b>1800</b>	<b>19,86</b>	<b>1952</b>	<b>18,40</b>	<b>1,80</b>

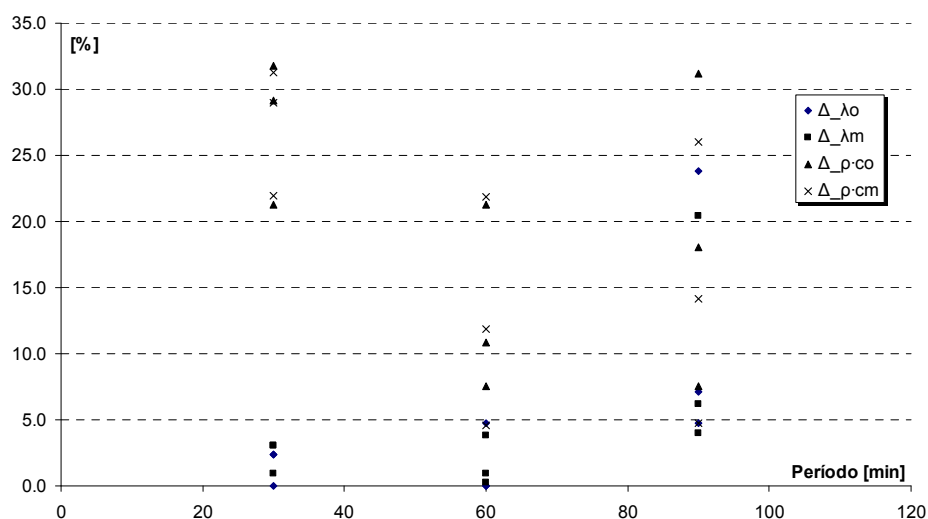
Dos resultados, observa-se que a estimativa da condutividade térmica (tanto seca como com saturação de 27,0%) apresenta uma diferença menor com o valor de referência ( $\approx 5\%$ ) que a estimativa da capacidade térmica volumétrica ( $\approx 19\%$ ). De forma geral, os ensaios que fornecem uma melhor estimativa das propriedades termofísicas são os ensaios com o maior pulso de calor mantido por períodos mais prolongados (ensaios q\_340\_p\_90 e q\_340\_p\_60). Estes ensaios apresentam uma diferença entre 0,0 e 4,85% para a condutividade térmica e entre 4,6 e 7,6% para a capacidade térmica volumétrica.

A Figura 6.18 apresenta a diferença nas estimativas das propriedades termofísicas em condição úmida e seca, organizadas em função da amplitude do pulso de calor. Observa-se uma tendência a diminuir a diferença com os valores de referência para os pulsos maiores de calor (160 e 340  $\text{W/m}^2$ ). Isto porque o pulso de calor mais alto enfatiza o gradiente de temperatura no ensaio e ajuda a reduzir a interferência dos ganhos laterais de calor.



**Figura 6.18 – Diferença nas estimativas das propriedades termofísicas organizadas em função da amplitude do pulso de calor.**

Organizando a diferença de estimativa em função do período de aplicação do pulso de calor (Figura 6.19), observa-se uma queda nas diferenças obtidas entre os períodos de 30 e 60 minutos. No caso dos ensaios com períodos de 90 minutos, os quatro pontos que apresentam uma diferença com valor acima de 20% correspondem à estimativa das quatro propriedades como o pulso menor (caso q\_60\_p\_90). Desta forma, considerando os ensaios com pulsos de calor de 160 e 340 W/m<sup>2</sup>, observa-se uma tendência a obter uma menor diferença para os períodos maiores. Isto porque os períodos mais longos evitam as variações bruscas (liga/desliga) com maior frequência e, ao ficar mais tempo ligada a resistência aquecedora, o gradiente de temperatura é maior no instante prévio a interromper a geração de calor.



**Figura 6.19 – Diferença nas estimativas das propriedades termofísicas organizadas em função do período de aplicação do pulso de calor.**

A Figura 6.20 apresenta a diferença entre as variações de temperatura medidas e as variações de temperaturas calculadas pelo programa  $kC_{\text{úmido}}$  para a superfície quente nos casos apresentados na Figura 6.17.

Observa-se que, para os casos  $q_{340\_p\_60}$  e  $q_{160\_p\_60}$ , nos quais a influência dos ganhos laterais de calor é menor, existe uma boa superposição entre os valores medidos e calculados (diferença média de 2,34% e 2,31%, respectivamente). Para o caso  $q_{60\_p\_60}$ , a diferença média calculada é menor (1,39%) porque a ponderação da diferença é realizada utilizando como base a temperatura em intervalo de tempo. Porém, observa-se que o valor calculado não acompanha as oscilações rápidas de temperatura decorrentes dos ganhos de calor laterais pois segue o comportamento teórico com a condição de contorno de fluxo de calor imposto.

A Figura 6.21 apresenta a variação na estimativa da condutividade térmica seca e úmida utilizando como curvas de condutividade térmica a curva observada por Perrin (1985) para a argamassa ( $\lambda_{o\_c}$  e  $\lambda_{m\_c}$ ) e a reta confeccionada com os valores medidos em laboratório ( $\lambda_{o\_r}$  e  $\lambda_{m\_r}$ ). Observa-se que, excluindo o caso 7 ( $q_{60\_p\_90}$ ), a estimativa usando a relação linear ( $\lambda_{o\_r}$  e  $\lambda_{m\_r}$ ) apresenta uma diferença menor a 5% para a condição seca e úmida. Para os casos com a curva apresentada por Perrin (1985), observa-se que a estimativa na condição úmida apresenta diferenças análogas à utilização da reta para a condição úmida ( $\lambda_{m\_c}$ ). Isto porque o algoritmo utiliza a condição de saturação nos volumes infinitesimais para calcular a diferença com as medições. Logo, a determinação da condutividade térmica em condição seca está associada à curva de Perrin deslocada, o que resulta em uma diferença maior na estimativa desta propriedade.

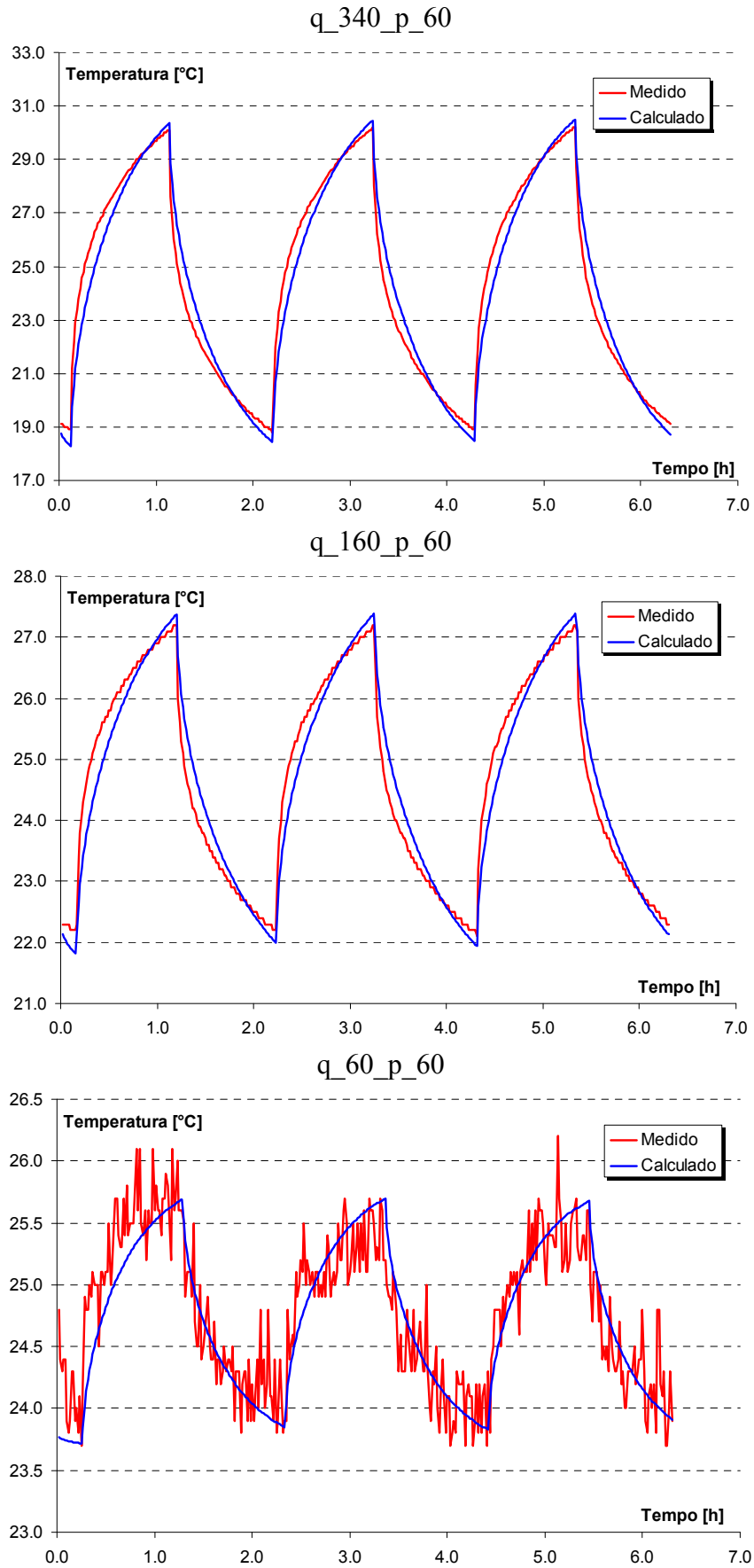


Figura 6.20 – Diferença entre a temperatura medida e a calculada para a superfície quente.

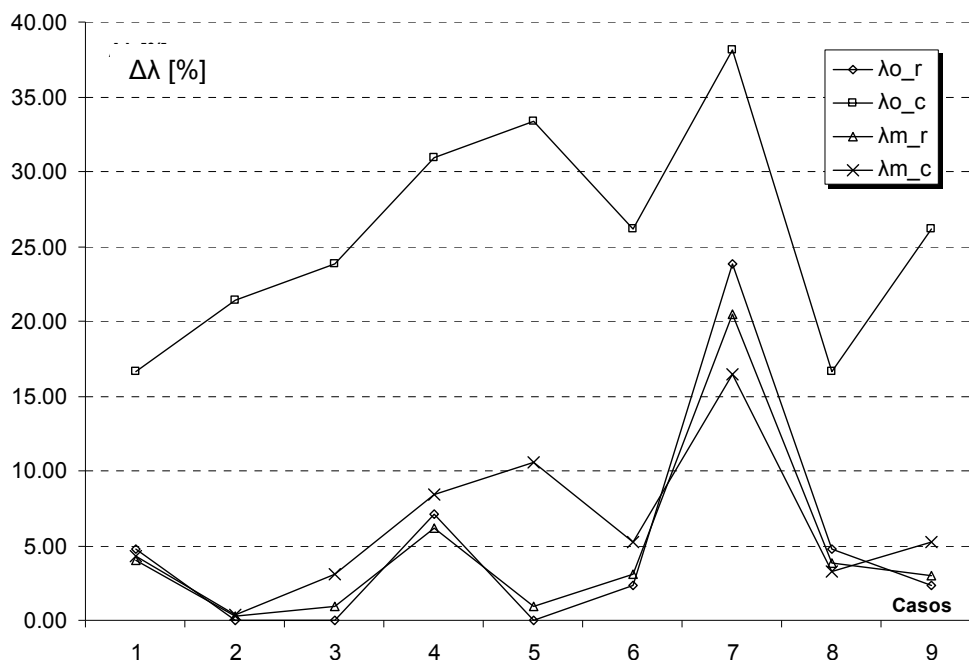


Figura 6.21 – Diferenças na estimativa da condutividade térmica utilizando a curva de Perrin deslocada e a reta confeccionada a partir dos ensaios de laboratório.

Para a capacidade térmica volumétrica, não foram consideradas diferentes curvas em função da saturação. Assim, não foram observadas maiores diferenças na estimativa desta propriedade (para as condições seca e úmida) em função da curva utilizada para calcular a condutividade térmica (Figura 6.22).

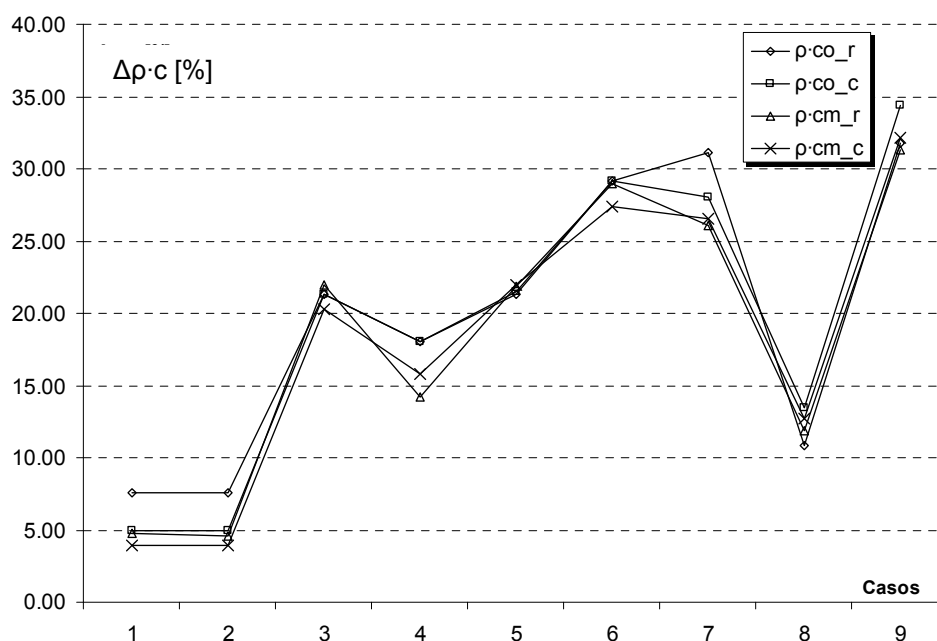


Figura 6.22 – Diferenças na estimativa da capacidade térmica volumétrica utilizando a curva de Perrin deslocada e a reta confeccionada a partir dos ensaios de laboratório.

## **6.5 Conclusões do capítulo**

Na caracterização da amostra selecionada, observou-se que ela possui uma porosidade equivalente à porosidade observada por Perrin (1985) para o componente de argamassa. Considerando que a porosidade é um parâmetro que apresentou uma sensibilidade importante nas simulações paramétricas (Item 4.6.1), a identificação de uma porosidade equivalente facilita a adoção das curvas de isoterma de adsorção e coeficientes de transporte de umidade no modelo para estimativa das propriedades termofísicas da amostra selecionada.

No entanto, a diferença na distribuição no volume de poros pode explicar as diferenças observadas na variação da condutividade térmica em função da saturação da amostra se comparada à curva de variação observada por Perrin. Desta forma, para a aplicação do programa  $kC_{\text{úmido}}$  na amostra de concreto selecionada, foi adotado um comportamento linear para a condutividade térmica em função dos valores obtidos para a condição seca e com saturação de 42,7%.

Os resultados do programa  $kC_{\text{úmido}}$  aplicado em condições controladas de laboratório apresentam uma estimativa satisfatória da condutividade térmica (seca e úmida) e uma diferença de 20% aproximadamente para a estimativa da capacidade térmica volumétrica (seca e úmida).

A comparação entre temperatura medida e calculada no caso  $q_{60\_p_{60}}$  apresenta diferenças importantes com as oscilações rápidas medidas na superfície. Assim, é necessário considerar um processamento de sinal nas medições registradas para eliminar as variações bruscas e evitar problemas de convergência no algoritmo de estimativa de propriedades termofísicas.

## 7 ENSAIO NÃO-DESTRUTIVO EM CAMPO

Como o objetivo principal do trabalho é desenvolver um método de estimativa das propriedades termofísicas a partir de um ensaio não-destrutivo que possa ser utilizado em campo, o capítulo 7 apresenta uma aplicação do programa  $kC_{\text{úmido}}$  em que a amostra de concreto apresentada no capítulo 6 é submetida a condições climáticas de diferentes dias para avaliar a identificação das propriedades termofísicas determinadas em laboratório.

### 7.1 Métodos anteriores aplicados em campo

Na revisão bibliográfica realizada sobre medições realizadas em campo através de métodos não-destrutivos para a envoltória, observou-se que a maioria dos trabalhos de pesquisa encontram-se focados, de forma geral, na avaliação do desempenho térmico da envoltória, estudando a influência da envoltória nas condições térmicas de ambientes internos ou ainda para validar modelos de condução de calor. Estes estudos continuam sendo um assunto de pesquisa atual tanto para soluções passivas na envoltória com materiais conhecidos, como paredes de material cerâmico (TAYLOR e LUTHER, 2004 e CHENG *et al.*, 2005) e madeira (HAMEURY e LUNDSTRÖM, 2004); como para novas tecnologias ativas na envoltória, como a utilização de painéis fotovoltaicos integrados a sistemas de aquecimento e resfriamento da envoltória (XU e VAN DESSEL, 2008) e uso de materiais com mudança de fase na envoltória (AHMAD *et al.*, 2006). Porém, este tipo de pesquisa geralmente considera valores constantes para cada propriedade térmica obtidos de normas técnicas ou outras referências bibliográficas.

A identificação simultânea das propriedades termofísicas ( $\lambda$  e  $\rho \cdot c$ ) em campo pode ser realizada de forma não-destrutiva utilizando os procedimentos descritos na seção 3.1 (GUSTAFSSON (1990), TAKAHASHI *et al.* (2004), e GUIMARÃES *et al.* (1993)). Um exemplo de aplicação às edificações é o trabalho desenvolvido por Suleiman (2006), que observa as variações na condutividade térmica de dois tipos de tijolos maciços tipicamente utilizados na Líbia. Assim, estes métodos validados em condições de laboratório poderiam ser aplicados em campo sem produzir danos na envoltória da edificação. Como são métodos que utilizam um pulso de calor gerado por uma resistência aquecedora, seria conveniente que fossem implementados em componentes construtivos reais sob condições térmicas estáveis,

como acontece à noite, evitando as interferências da radiação solar como fonte geradora de calor.

Na bibliografia revisada, os primeiros esforços para desenvolver ensaios não-destrutivos visando a identificar as propriedades termofísicas da envoltória de edificações reais foram encontrados a finais da década de 70. Condon *et al* (1979) apresentam o projeto chamado Unidade para Testes Térmicos na Envoltória (em inglês, Envelope Thermal Test Unit – ETTU), que consiste em dois painéis semi-rígidos de 1,8 m de altura e 1,2 m de largura colocados a ambos os lados de uma parede a ser testada. Cada painel consta de um par de camadas formadas por aquecedores e sensores de temperatura, separadas por uma camada de isolamento térmico para controlar as condições de contorno em ambos os lados da parede. No mesmo ano, Condon e Carrol (1979) apresentam um ensaio simplificado em que as variações térmicas no componente construtivos são devidas às condições climáticas. Foi utilizado um conjunto de 4 sensores de fluxo de calor para registrar as variações superficiais e 2 sensores de temperatura utilizados para medir a temperatura do ar, a 20 cm da parede. O objeto de estudo foi uma parede de painéis de gesso separados por uma camada de isolamento térmico. A partir de diferentes algoritmos numéricos, os resultados apresentam uma diferença que varia de 6 a 53% na estimativa da resistência térmica, se comparados com o valor calculado em regime permanente a partir de propriedades termofísicas tabeladas.

Os trabalhos de Beck *et al* (1991) e Akander (2000), apresentados na seção 3.1, representam experiências mais recentes na implementação de ensaios não-destrutivos para determinar as propriedades termofísicas da envoltória.

Outra experiência interessante é o trabalho realizado por Zalewski *et al* (1997), que apresenta uma proposta técnica para melhorar o desempenho térmico da parede Trombe, colocando uma câmara de ar ventilada e uma camada de isolante térmico no lado interno da parede. O trabalho foi desenvolvido a partir de um protótipo de teste (3,15 x 3,15 x 2,70 m) submetido a condições climáticas naturais. A pesquisa inclui o método de matriz de transferência de calor no domínio da frequência para estimar simultaneamente a condutividade térmica e a capacidade térmica volumétrica de uma parede de concreto integrada à parede Trombe. Em virtude da falta de amostras de concreto previamente testadas em laboratório para definir suas propriedades termofísicas, os valores obtidos na estimativa em campo foram conferidos utilizando a função de convolução no domínio do tempo para a diferença de temperatura e fluxo de calor, observando-se uma superposição satisfatória.



Defer *et al* (2002) utiliza uma amostra formada por duas camadas de concreto (140 e 100 mm) separadas por um isolamento térmico (40 mm). Baseado na solução no domínio da frequência, o autor assume primeiramente uma composição homogênea de concreto na amostra. A partir desta suposição, são observadas diferenças entre os valores medidos e os calculados para a impedância. Em seguida, o valor da impedância é ajustado na faixa de frequências estudadas a fim de diminuir estas diferenças e, como resultado, são estimados os valores de resistência térmica e a posição do isolamento térmico. O registro das oscilações de temperatura e fluxo de calor superficial foi realizado a cada 15 minutos, para um tempo total de ensaio de 150 horas. Os resultados apresentam uma variação de 7,14% para a localização do isolamento térmico, e uma variação de 10-15% para a estimativa de resistência térmica do material isolante.

Jimenez e Heras (2005) utilizam um protótipo de teste submetido a condições climáticas na região de Tabernas (Espanha), onde está instalada a Plataforma Solar de Almeria. O protótipo possui uma abertura de 2,5 x 2,5 m, onde foi colocada uma amostra multicamada com espessuras de 200 mm de poliestireno expandido e 12 mm de madeira. A estimativa é realizada a partir de um método de auto regressão com dados de entrada extra (ARX - Auto-Regression with eXtra inputs, em inglês). Os resultados apresentam pouca dispersão na estimativa da transmitância térmica, apesar das diferenças nas condições de ensaio.

### **7.1.1 Método normalizado**

A norma ISO 9869 (1994) apresenta um procedimento de medição em campo para estimar a resistência térmica e a transmitância térmica, que visa a entender a envoltória da edificação como um elemento de isolamento térmico. Desde que a resistência térmica e a transmitância térmica são propriedades a serem obtidas em condições de regime permanente e esta condição dificilmente é observada em campo, a norma propõe dois métodos de análise teórica do fluxo de calor e temperatura superficial registrada para reduzir o erro nos resultados calculados. Além de descrever detalhadamente a bancada experimental (características dos sensores, calibração e instalação), a norma também estabelece o procedimento de medição, definindo os intervalos de registro e um período mínimo de medição no qual pode ser observada uma convergência do parâmetro calculado (resistência térmica ou transmitância térmica) para um valor assintótico.

Pela descrição dos procedimentos, observa-se que a intenção da norma não é desenvolver um método de precisão que substitua os ensaios de laboratório conhecidos e validados, e sim, ser uma contribuição para estas técnicas.

Haralambopoulos e Paparsenos (1998) apresentam uma metodologia para medir o grau de isolamento térmico de paredes externas em edificações antigas, de acordo com os procedimentos definidos na ISO 9869 (1994). O estudo é baseado em imagens infravermelhas da envoltória como medida qualitativa, e em medições de temperatura e fluxo de calor para estimar a transmitância térmica da parede. A metodologia foi avaliada numa edificação ao norte da Grécia durante dois dias na temporada de inverno. A partir da análise das imagens infravermelhas, foram determinados 5 pontos representativos para a medição de temperatura e fluxo de calor, colocados em contato direto com a superfície e localizados longe de pontes térmicas, fendas ou outras irregularidades que possam ser fontes de erro. Os resultados mostram uma variação de até 35% no valor da transmitância térmica calculada para 5 paredes diferentes. Os autores explicam que esta diferença é causada pelas fugas de calor, observadas nas pontes térmicas através da termografia infravermelha. Após a implementação experimental da metodologia, os autores recomendam escolher um período de medição de baixas temperaturas e pouca radiação solar e utilizar um sistema de climatização que garanta a estabilidade da temperatura do ar no interior da edificação.

Nicolajsen (2005) utiliza a metodologia da norma ISO 9869 (1994) para comparar a transmitância térmica de tecnologias de isolamento térmico: o preenchimento com flocos de celulosa e a manta de lã mineral. A medição é realizada em uma edificação residencial unifamiliar na Dinamarca por um período de um ano e quatro meses. Os resultados mostram que a parede com preenchimento de flocos de celulosa apresentou um desempenho térmico menor e, para o período de inverno, não foram observadas variações importantes na transmitância térmica de cada tecnologia em função do conteúdo de umidade dentro da faixa higroscópica analisada (0,14 – 0,18 kg/kg). Porém, para o conteúdo de umidade próximo dos 0,11 kg/kg, a transmitância térmica apresenta oscilações importantes (0,05 – 0,20 W/m<sup>2</sup> K). O autor explica que esta condição corresponde ao período de verão, em que o fluxo de calor é menor e mais difícil de medir com precisão.

Dimoudi *et al* (2006) avaliam as variações no desempenho térmico de uma laje de concreto com 50 mm de poliestireno expandido ao implementar uma câmara de ar ventilada na sua superfície externa. Dentro do trabalho de pesquisa, os autores aproveitam os dados de temperatura e fluxo de calor registrados para estimar a resistência térmica do novo

componente construtivo através dos cálculos propostos pela norma ISO 9869 (1994), e conferir se atende aos requerimentos normativos da Grécia.

## ***7.2 Descrição da bancada experimental***

Tendo validado os algoritmos de estimativa de propriedades termofísicas através de simulações e ensaios de laboratório, continua-se então com o objeto principal desta tese, a estimativa de propriedades termofísicas em campo a partir das oscilações térmicas no componente devidas às variações climáticas.

A Figura 7.1 apresenta a montagem da bancada experimental no lugar selecionado para realizar todos os ensaios em campo. O local escolhido foi o brise com orientação norte no andar térreo do bloco B do prédio de Engenharia Mecânica. A orientação deste local permite aumentar a radiação solar incidente no componente a estudar, e a localização garante condições de segurança e proteção contra a chuva para os sensores e conexões.



**Figura 7.1 – Montagem da bancada de medição em campo.**

### **7.2.1 Condições na amostra de concreto**

O componente a utilizar no ensaio é a amostra de concreto apresentada no capítulo 6. As propriedades termofísicas identificadas em laboratório para a condição seca são:

$$\lambda_o = 0,840 \pm 0,044 \text{ W/m K}$$

$$\rho_o \cdot c_o = 1906 \pm 21 \text{ kJ/m}^3 \text{ K}$$

Os ensaios em campo foram realizados durante o mês de junho de 2007 e, para este período, o peso da amostra é de 9,795 kg, o que corresponde a uma saturação estimada em 27,0%. Para esta condição, as propriedades termofísicas são:

$$\lambda_m = 0,978 \pm 0,065 \text{ W/m K}$$

$$\rho_o \cdot c_m = 2108 \pm 23 \text{ kJ/m}^3 \text{ K}$$

Para evitar a influência das variações de umidade em campo, foi aplicada na amostra uma película de resina acrílica incolor como impermeabilizante de alta resistência (HYDRONORTH, 2005). A amostra também foi pintada com uma tinta preta, na tentativa de aumentar a influência da radiação solar incidente. Os sensores de temperatura e fluxo de calor aderidos à superfície da amostra também foram pintados com a mesma tinta preta para manter a mesma emissividade e evitar diferenças entre o fluxo de calor registrado pelo sensor e o calor que chega à superfície da amostra.

### 7.2.2 Equipamento utilizado

O equipamento requerido para realizar as medições em campo é um equipamento simplificado, formado principalmente de termopares, transdutores de fluxo de calor, sistema de aquisição de dados e um microcomputador para registrar as leituras. A Figura 7.2 apresenta a configuração da bancada experimental para os ensaios em campo.

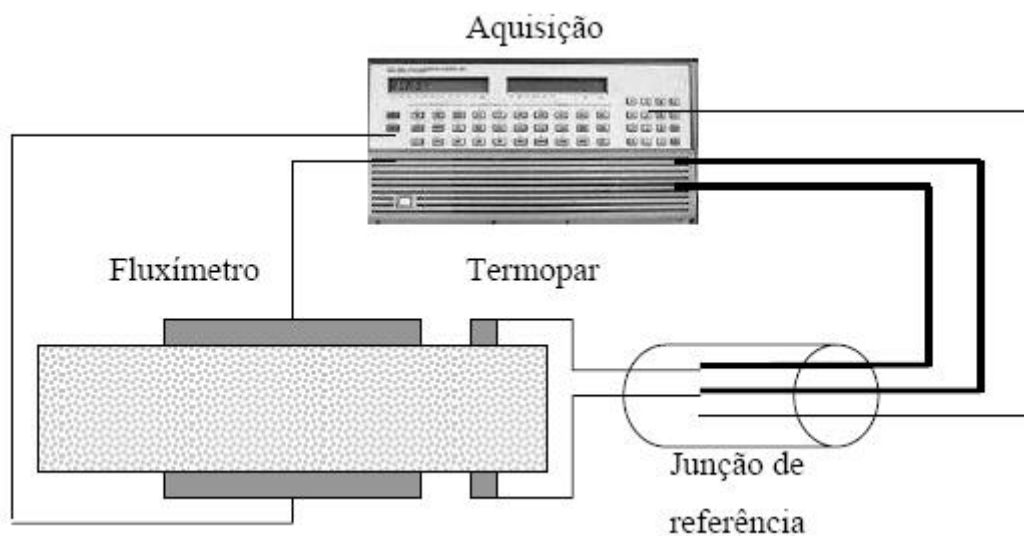


Figura 7.2 – Esquema de bancada experimental para realizar as medições em campo.

Analisando as características de diferentes termopares apresentadas por Güths e Nicolau (1998), e considerando as exigências do procedimento de medição, opta-se pela utilização de 4 termopares tipo K compostos pelo conjunto cromel/alumel (poder termoelétrico:  $\alpha = 40,5 \mu\text{V}/^\circ\text{C}$  para temperatura de  $25^\circ\text{C}$ ).

Para diminuir as incertezas causadas pelo gradiente de temperatura que existe dentro do equipamento de aquisição, utilizou-se uma junção de referência em que a temperatura é medida diretamente em um único ponto do sistema de aquisição, e as temperaturas superficiais são obtidas a partir da diferença de temperatura com a junção de referência.

O transdutor de fluxo de calor a utilizar é do tipo de gradiente tangencial. Os transdutores de fluxo de calor possuem uma superfície de  $100 \times 100 \text{ mm}$ , uma sensibilidade de  $20 \mu\text{V}/(\text{W}/\text{m}^2)$  e uma espessura reduzida ( $\approx 300 \mu\text{m}$ ), permitindo assim medições com baixas interferências por parte do sensor.

Para o algoritmo de estimativa de propriedade térmicas (programa  $kC_{\text{úmido}}$ ), são necessários como dados de entrada unicamente as variações de temperatura e fluxo de calor superficial. Porém, a bancada experimental utilizada em campo considera também um piranômetro como sensor complementar.

Apesar de não ser uma variável considerada no modelo matemático, a radiação solar serve como parâmetro complementar para verificar a coerência das variáveis de entrada nos algoritmos de estimativa, e para poder caracterizar as condições climáticas para cada ensaio. O piranômetro foi colocado em posição vertical com orientação norte. A faixa esperada de variação para a radiação solar é de  $0 - 1000 \text{ W}/\text{m}^2$ .

A fim de efetuar as medições da radiação solar em campo, foi utilizado um piranômetro modelo D3B da empresa Maxwell. O piranômetro é um sensor destinado a medir a intensidade da radiação solar global incidente em planos paralelos ao plano de instalação do instrumento com sensibilidade de  $2 \text{ mV}/\text{W}.\text{m}^2$  sinal CC e um afastamento linear menor que 1 % (MAXWELL, 2005).

As medições são observadas através de um sistema de aquisição Hewlett Packard, modelo 3852A, com resolução de  $0,01 \mu\text{V}$ . Os dados são registrados em um PC Pentium.

O procedimento de calibração para os sensores de temperatura, fluxo de calor e radiação solar, utilizados em campo, assim como as constantes obtidas são apresentados no ANEXO C.

### ***7.3 Considerações prévias sobre conteúdo de umidade e temperatura***

Para realizar a estimativa de propriedades termofísicas no programa  $kC_{\text{úmido}}$ , são necessários como dados de entrada unicamente as variações de temperatura e fluxo de calor em cada superfície. No entanto, foram consideradas avaliações qualitativas prévias para conferir as variações no conteúdo de umidade na amostra depois de aplicada a película impermeabilizante e para conferir a distribuição de temperaturas superficiais no conjunto de amostra e sensores. Esta última avaliação levou à realização de uma simulação bidimensional da seção transversal da amostra para conferir a condição de fluxo de calor unidirecional.

#### **7.3.1 Variações no conteúdo de umidade**

Para ter uma melhor compreensão das variações no conteúdo de umidade que a amostra pode apresentar se submetida às condições climáticas, foram colocadas duas amostras na cobertura do prédio da engenharia mecânica (bloco A). As amostras permaneceram durante o mês de maio, em posição vertical e com orientação norte, expostas às condições climáticas.

Durante este período, as amostras foram pesadas com a balança Urano 25/5 no começo e no final do dia para observar as variações de massa decorrentes das condições do tempo (radiação solar, chuva). Para avaliar o efeito de utilizar um impermeabilizante, foi aplicada uma película de resina acrílica incolor de alta resistência (HYDRONORTH, 2005) em uma das amostras (A1). A Tabela 7.1 apresenta as variações de massa ( $\Delta m$ ) nas duas amostras observadas durante o mês de maio, junto com as observações das condições climáticas.

Observa-se que, para a amostra protegida com a película impermeabilizante (A1), foram registradas em geral variações diárias de 0,005 kg, inclusive sob condições de chuva intensa. Considerando que a precisão da balança é de 0,005 kg, as variações reais de massa podem ser ainda menores. Para todo o período de observação, a amplitude de variação registrada foi de 0,030 kg, isto é, 0,31% do peso mínimo registrado.

Na amostra em que não foi aplicada a película impermeabilizante, as variações de massa são mais marcantes. De forma geral, quando não acontecem situações de chuva, a amostra perde entre 0,010 e 0,025 kg durante o dia dependendo das condições de nebulosidade (dias 9, 10, 14, 29, 30 e 31 de maio). Os ganhos de massa observados foram

devidos principalmente a situações de chuva, apresentando um aumento de até 0,115 kg em um dia (dia 11 de maio). Durante todo o período de observação, a amostra teve uma amplitude de variação de 0,310 kg. Isto representa 3,15% do valor mínimo registrado.

**Tabela 7.1 – Variações na massa das amostras submetidas a condições climáticas.**

		A1		A2		Observações
		com imperm m [kg]	$\Delta m$ [kg]	sem imperm m [kg]	$\Delta m$ [kg]	
2-mai	9:30	9,790		9,835		Parcialmente nublado. Sem chuva
	18:00	9,785	-0,005	9,835	0,000	Parcialmente nublado. Sem chuva
3-mai	9:30	9,790	0,005	9,840	0,005	100% nublado. Sem chuva
	17:00	9,790	0,000	9,840	0,000	100% nublado. Sem chuva
4-mai	9:00	9,795	0,005	9,845	0,005	100% nublado. Sem chuva
	16:30	9,795	0,000	9,845	0,000	100% nublado. Sem chuva
Fim de semana de sol. Sem nuvens						
7-mai	9:00	9,800		9,895		100% nublado.
	17:30	9,805	0,005	9,920	0,025	100% nublado. Chuva fina às 10:00
8-mai						
Dia 100% nublado e com chuva forte						
9-mai	9:15	9,810		9,960		Céu claro
	17:30	9,805	-0,005	9,935	-0,025	Céu claro
10-mai	9:15	9,805	0,000	9,935	0,000	Chuva fina
	16:00	9,800	-0,005	9,915	-0,020	Céu parcialmente nublado
11-mai	9:00	9,810	0,010	9,945	0,030	100% nublado com chuva da noite anterior
	18:00	9,815	0,005	10,060	0,115	100% nublado com chuva forte ao meio dia
14-mai	10:00	9,815	0,000	10,110	0,050	Muita chuva do dia anterior
	17:00	9,815	0,000	10,100	-0,010	Parcialmente nublado. Sem chuva
Semanas de muita chuva e temperaturas baixas						
29-mai	9:30	9,805		10,145		Céu Claro
	17:00	9,800	-0,005	10,130	-0,015	Céu Claro
30-mai	9:15	9,800	0,000	10,130	0,000	Céu Claro
	17:15	9,800	0,000	10,120	-0,010	Céu Claro
31-mai	10:00	9,805	0,005	10,140	0,020	Chuva fraca de manhã cedo
	17:00	9,800	-0,005	10,130	-0,010	Parcialmente nublado. Sem chuva

### 7.3.2 Distribuição de temperatura superficial por termografia

A distribuição de temperatura na superfície norte da amostra foi conferida utilizando um sistema de medição de termografia infravermelha (câmara termográfica). Esta técnica permite uma avaliação qualitativa da temperatura superficial através da captação de imagens, sem contato com a superfície, para localizar possíveis irregularidades como diferenças de temperatura entre a superfície da amostra e do fluxímetro ou discrepâncias entre os registros obtidos através de termopares e da termografia infravermelha.

O equipamento utilizado foi a câmera termográfica ThermaCam E25 da empresa Flir Systems com uma faixa de leitura de temperatura entre  $-20^{\circ}\text{C}$  e  $250^{\circ}\text{C}$  (RELIABILITYDIRECT, 2006).

As medições foram realizadas no período da manhã do dia 23 de outubro de 2006. A captação de imagens foi realizada considerando uma temperatura refletiva de  $35^{\circ}\text{C}$  e uma emissividade de radiação de onda longa de 0,95.

A Figura 7.3 apresenta as imagens registradas pela câmera termográfica em paralelo com as imagens visuais do conjunto de amostra e sensores colocados em campo, indicando a posição do termopar ( $T_p$ ) e o centro do transdutor de fluxo de calor ( $F_{lx}$ ).

Observa-se uma distribuição homogênea na região central da amostra, onde foram instalados os sensores de temperatura e fluxo de calor, com pouca diferença entre a temperatura superficial do fluxímetro e da amostra ( $\pm 0,7^{\circ}\text{C}$ ). Isto reflete uma baixa interferência do transdutor de fluxo de calor nas medições. As medições de temperatura superficial registradas pelo termopar no período em que foram captadas as imagens termográficas apresentam uma faixa de variação entre  $31,1^{\circ}\text{C}$  e  $32,7^{\circ}\text{C}$ . Isto é coerente com os valores registrados pela câmera termográfica para o mesmo período (12:00 às 12:20).

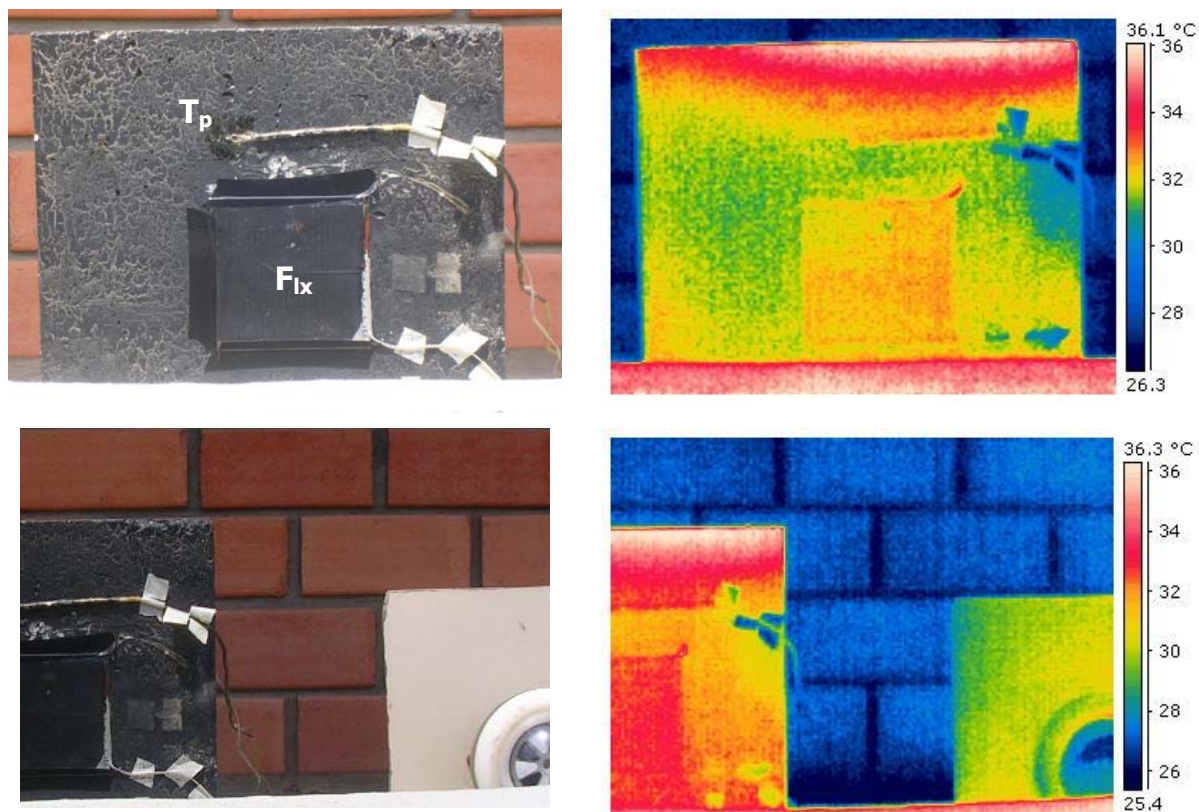


Figura 7.3 – Imagens visuais e termográficas registradas na amostra e sensores colocados em campo.



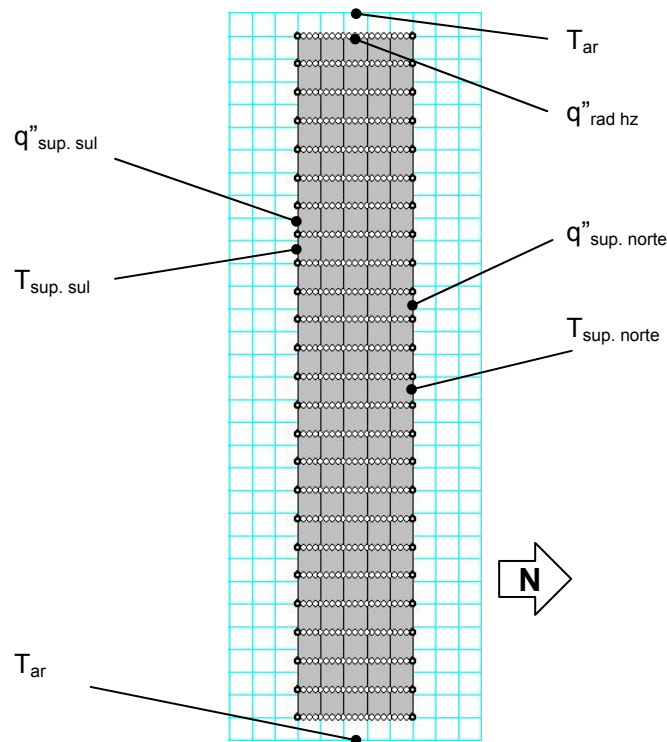
No entanto, a distribuição de temperaturas na superfície acusa um gradiente de temperatura na parte superior da amostra. Esta situação pode comprometer a condição de fluxo de calor unidirecional considerado como suposição no modelo de transferência de calor utilizado no programa  $kC_{\text{úmido}}$  (equação 4.15).

### 7.3.3 Simulação bidimensional no programa FEHT

Para conferir a condição de fluxo de calor unidirecional na amostra, foi utilizado o programa FEHT de análise de elementos finitos (INCROPERA e DEWITT, 2003) com o objetivo de realizar uma simulação bidimensional das condições internas na amostra, a partir das medições superficiais na amostra e das medições de temperatura do ar e radiação solar nela incidente. O programa FEHT utiliza o algoritmo de Crank-Nicolson para resolver a discretização de elementos finitos em 2D, com uma capacidade de até 1000 nós.

Para obter a distribuição interna de temperaturas e fluxo de calor, é necessário definir um valor para cada propriedade térmica do componente. Este procedimento não é um impedimento no caso de componentes com propriedades desconhecidas porque a análise de elementos finitos é utilizada de forma qualitativa para observar a condição unidirecional do fluxo de calor no local em que se encontram os sensores. Assim, é necessário apenas definir uma ordem de magnitude para cada propriedade térmica. Para as simulações realizadas, foi definida uma condutividade térmica de 1,0 W/m K, um calor específico de 1000 J/kg K e uma densidade aparente de 2000 kg/m<sup>3</sup>.

O modelo elaborado para representar a seção transversal da amostra de concreto foi discretizado em elementos de 2,5 mm de espessura por 12,5 mm de altura (Figura 7.4). As condições de contorno nas superfícies verticais com orientação norte-sul foram definidas a partir das medições de temperatura e densidade de fluxo de calor registradas em campo. Na superfície horizontal inferior, foi definida uma condição de contorno usando a temperatura do ar medida em campo e um coeficiente de convecção médio de 3,0 W/m<sup>2</sup> K. Na superfície horizontal superior, além das trocas convectivas, foi considerado o fluxo de calor causado pela radiação incidente no plano horizontal. Este último parâmetro foi calculado a partir da radiação solar medida no plano vertical e da relação calculada entre a radiação incidente nos planos horizontal e vertical ( $R_h / R_v = 1,09$ ) obtida do programa RADIASOL (LS, 2007) para o mês de junho na cidade de Florianópolis. A absorvidade considerada no plano horizontal superior é de 0,9.



**Figura 7.4 – Discretização e condições de contorno na seção transversal da amostra simulada.**

As simulações realizadas para os dias utilizados na estimativa de propriedades termofísicas mostram que a radiação solar incidente na superfície horizontal superior gera uma condição de fluxo de calor bidimensional na parte superior da amostra. A Figura 7.5 apresenta o gradiente de temperatura e linhas de fluxo de calor na seção transversal da amostra para os dias 28/06, 29/06, 14/07 e 15/07 às 12:30, em que a radiação solar é mais intensa. Observa-se que a distorção no fluxo de calor acontece nos primeiros 50 mm a partir da superfície horizontal superior, sem alterar a condição de fluxo de calor unidirecional no centro da amostra, onde são colocados os sensores de temperatura e fluxo de calor.

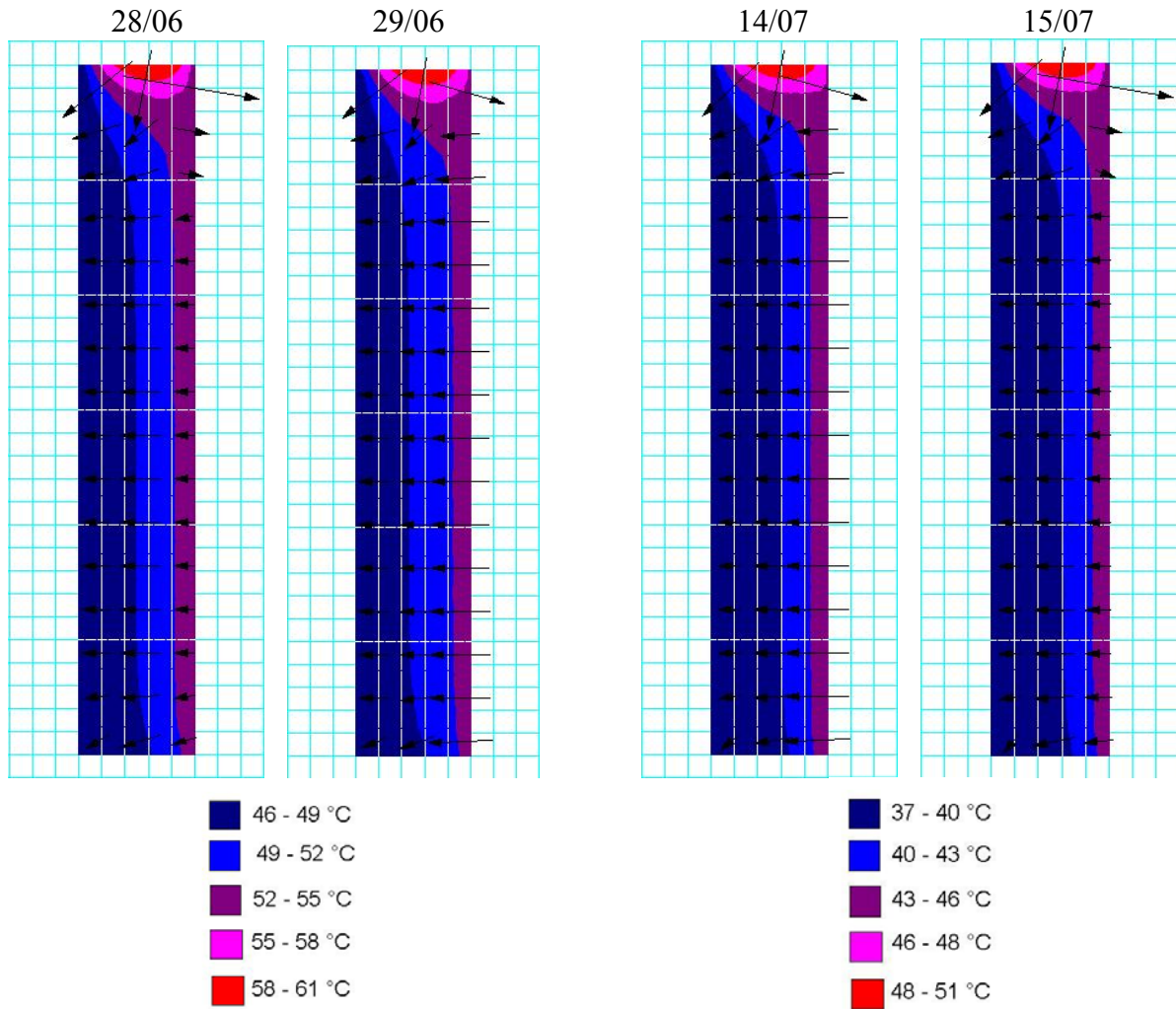


Figura 7.5 – Perfil de temperaturas e fluxo de calor na seção transversal da amostra.

### 7.4 Medições realizadas em campo

O acompanhamento das variações térmicas na amostra para a identificação de suas propriedades termofísicas foi realizado entre os dias 25 de junho e 17 de julho de 2007. Porém, nem todos os dias registrados neste período foram utilizados na estimativa de propriedades termofísicas. Mesmo sendo aplicada uma película impermeabilizante na amostra, foram evitados os dias sob condições de chuva. Assim, foi utilizado como critério de seleção os dias em que não houvesse ocorrência de chuva nas 24 horas anteriores ao início das medições.

### 7.4.1 Procedimento de medição

Para a leitura das medições dos sensores foi desenvolvido um programa em linguagem de Turbo Pascal, em parceria com o Laboratório de Meios Porosos e Propriedades Termofísicas (LMPT). O programa permite que os dados de temperatura superficial, fluxo de calor superficial e radiação solar sejam lidos a cada 15 segundos, ponderados em intervalos de 60 segundos e registrados em um microcomputador.

Neste ponto, a frequência de Nyquist é um fator importante a considerar para a amostragem de um sinal periódico no domínio do tempo. O processo de amostragem é um processo discreto, definido por uma função pulso com período  $P_a$ , em que a cada período é tomada uma amostra que corresponde à média das amplitudes na abertura (intervalos  $\Delta t$ , em que  $P_a = n \cdot \Delta t$ ). Um erro de soma importância no processamento de sinais decorre do fato que diferentes funções periódicas podem ser interpretadas pelo sistema de digitalização de maneira única (erro de identificação ou *aliasing error*, em inglês). Para resolver este problema, a frequência de amostragem  $f_a$  ( $f_a = 1/P_a$ ) deve ser fixada de tal modo que  $f_a \geq 2 \cdot f_N$ , onde  $f_N$  é a frequência de interesse mais alta contida no sinal, conhecida como frequência de Nyquist. Na área de vibrações e acústica, considera-se na prática  $f_a/f_N = A$ , estabelecendo  $A$  com valores de 4 a 10 (GERGES, 2002) para evitar erros de identificação (*aliasing*). De acordo com a pesquisa bibliográfica (WEBER ET AL, 2005; PFAFFEROTT ET AL, 2005; DEFER, 2002), o menor período (frequência mais alta) contido nos componentes espectrais do sinal natural é de 6 horas (46,3  $\mu\text{Hz}$ ) e, nas medições prévias (ver ANEXO A), o menor período encontrado foi de 1 hora (277,7  $\mu\text{Hz}$ ). Assim, o período de registro de 60 segundos (16666,7  $\mu\text{Hz}$ ), com intervalos de medição a cada 15 segundos, satisfaz a condição da frequência de Nyquist ( $f_a/f_N = 16666,7 / 277,7 = 60$ ).

Por outro lado, dentro dos componentes harmônicos que caracterizam o sinal natural, a menor frequência encontrada é de 11,6  $\mu\text{Hz}$  (24 h). Assim, a duração mínima de cada ensaio é de um dia, começando de preferência no horário da noite em virtude das condições de estabilidade térmica neste período.

### 7.4.2 Processamento de sinal

Dos ensaios de laboratório apresentados na seção 6.4, observou-se que as variações bruscas no fluxo de calor registrado geram problemas de convergência no algoritmo utilizado

para estimar as propriedades termofísicas no programa  $kC_{\text{úmido}}$ . Outras experiências também revelam a dificuldade para interpretar as variações de fluxo de calor quando não é considerada uma técnica de processamento de sinais (WEBER *et al.*, 2005; AKANDER, 2000). Assim, é considerada uma técnica para o tratamento do sinal térmico (temperatura e fluxo de calor superficial) registrado no tempo.

Nas medições apresentadas na bibliografia (ZALEWSKI *et al.*, 1997; WEBER *et al.*, 2005; PFAFFEROTT *et al.*, 2005; DEFER, 2002), observa-se que existe uma periodicidade nas variações de temperatura e fluxo de calor decorrentes das condições climáticas, tendo como período fundamental o ciclo diário. Isto permite classificar os fenômenos térmicos, para efeito de análise, em sinais com dados quase periódicos (GERGES, 2002). Como consequência, as medições podem ser descritas por uma soma de componentes harmônicos que são múltiplos da frequência fundamental. Assim, o sinal registrado no domínio do tempo pode ser representado por uma série discreta de frequências (componentes harmônicos).

Os dados obtidos a partir das medições podem ser descritos através da transformada de Fourier como um somatório de oscilações periódicas de diferentes frequências de acordo com as equações (7.1) e (7.2), em que  $\bar{T}$  e  $\bar{q}''$  são os valores médios para a temperatura e densidade de fluxo de calor,  $T_n$  e  $q''_n$  são as amplitudes de oscilação dos diferentes componentes harmônicos e  $\omega_n$  e  $\varphi_n$  representam a frequência angular e atraso para cada componente harmônico, respectivamente.

$$T(t) = \bar{T} + \sum_{n=1}^N T_n \cdot e^{i(\omega_n t + \varphi_n)} \quad (7.1)$$

$$q''(t) = \bar{q}'' + \sum_{n=1}^N q''_n \cdot e^{i(\omega_n t + \varphi_n)} \quad (7.2)$$

A técnica de processamento de sinal adotada para as medições em campo consiste em transformar os dados medidos no tempo através da Transformada Discreta de Fourier (DFT), para depois sintetizar o sinal nos principais componentes harmônicos, com o objetivo de eliminar o ruído no sinal e evitar divergências no programa  $kC_{\text{úmido}}$ .

Este procedimento é utilizado também por Lü *et al* (2006) para validar o modelo matemático proposto para representar a transferência de calor na envoltória. Porém, os autores selecionam aleatoriamente quatro períodos (30, 5, 2 e 1 dia) para descrever as variações de temperatura de ar externo medidas ao longo de um mês.

No caso do procedimento adotado para o trabalho de pesquisa, os componentes harmônicos são organizados por amplitude de oscilação em ordem decrescente, para reconstituir as condições de contorno a serem utilizadas como dados de entrada no algoritmo de estimativa. A técnica de processamento permite reduzir o ruído no sinal de entrada decorrente das variações bruscas no fluxo de calor causadas pelos efeitos de convecção na superfície. Este método é equivalente a utilizar procedimentos de alisamento de sinal e janelas espectrais como ferramentas de processamento e análise de sinais (GERGES, 2002), porém evita suas conseqüências na perda de informação ou prolongamento do ensaio.

### 7.4.3 Valores registrados no período de observação

Dentro do período de observação, foram selecionados dias com diferentes condições de céu. As medições em dias com céu claro apresentaram uma radiação solar que atingiu os  $700 \text{ W/m}^2$  no plano vertical, enquanto os dias completamente nublados mantiveram uma radiação difusa constante abaixo dos  $100 \text{ W/m}^2$  (Figura 7.6).

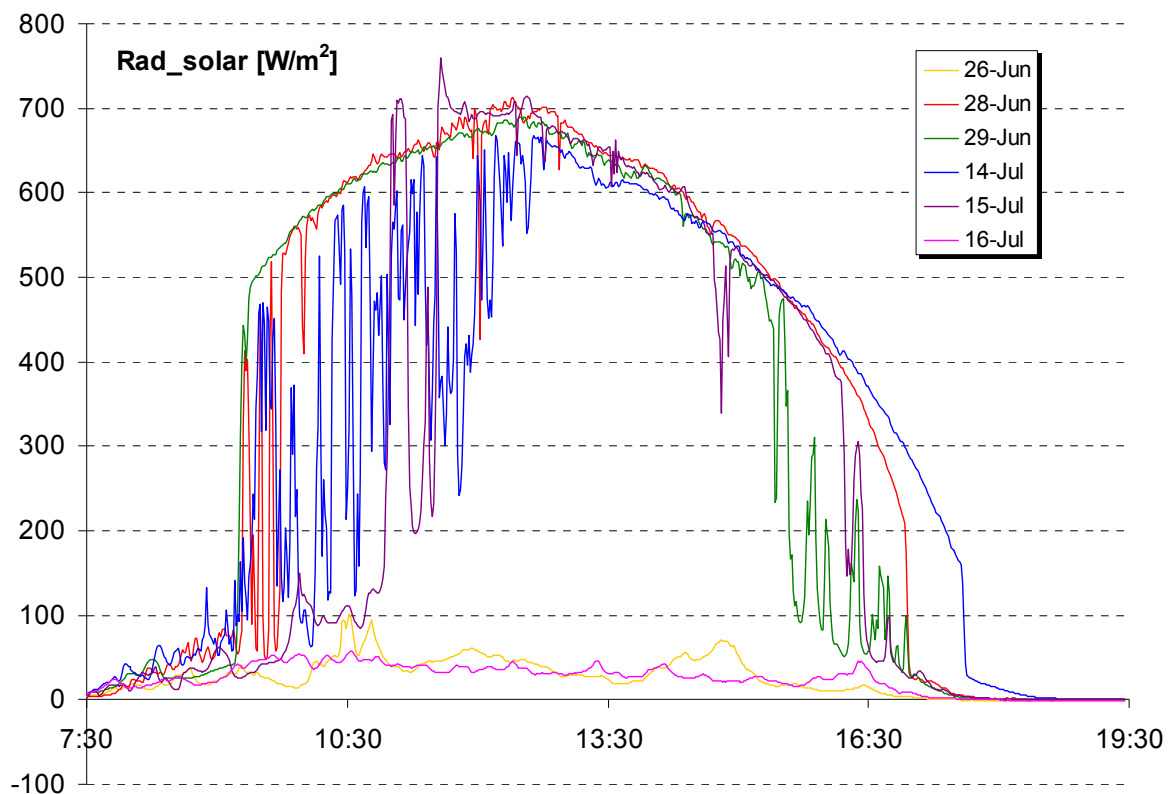


Figura 7.6 – Radiação solar incidente na superfície norte da amostra.

A partir da densidade de potência medida a cada minuto e considerando que a superfície da amostra tem  $0,09 \text{ m}^2$ , a Tabela 7.2 apresenta a energia total recebida para cada dia no período das 7:30 às 18:30.

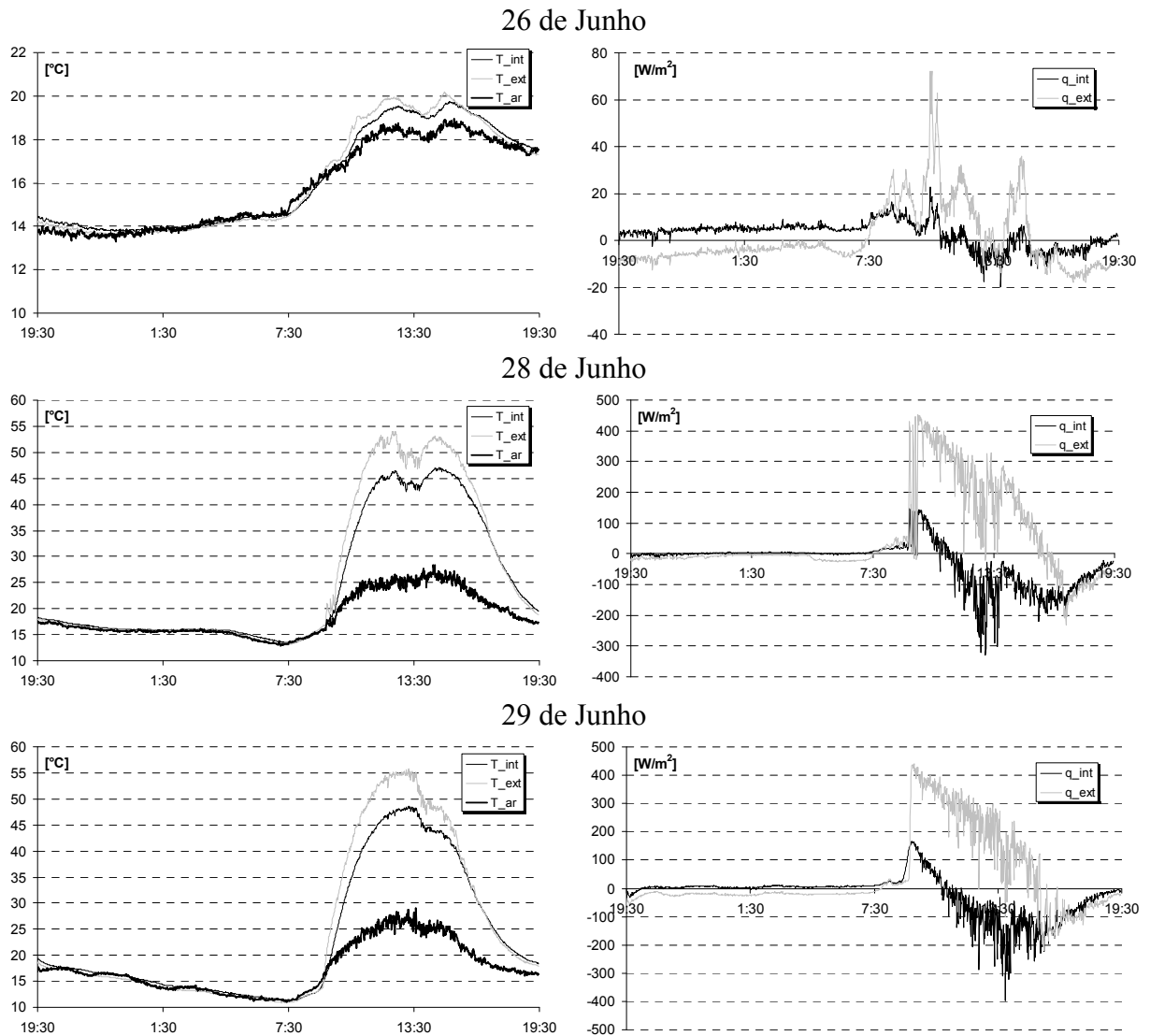
**Tabela 7.2 – Energia recebida por radiação solar para cada dia registrado.**

	<b>E</b> <b>[kJ]</b>
26/06	100,8
28/06	1399,6
29/06	1302,7
14/07	1259,9
15/07	1074,5
16/07	98,4

A Figura 7.7 e a Figura 7.8 apresentam as medições para os meses de junho e julho, respectivamente.  $T_{int}$  e  $T_{ext}$  representam as temperaturas nas superfícies interna e externa,  $T_{ar}$  representa a temperatura ambiente enquanto  $q_{int}$  e  $q_{ext}$ , as densidades de fluxo de calor em cada superfície. A superfície externa corresponde à superfície com orientação norte. Para a densidade de fluxo de calor nas duas superfícies, é definido como valor positivo o fluxo que entra na amostra. Os gráficos apresentam escalas diferentes no eixo Y para destacar as diferenças entre superfícies no caso das temperaturas e as oscilações rápidas no caso da densidade de fluxo de calor

Em todos os dias, observa-se que, durante o período da noite, a temperatura é a mesma em ambas as superfícies e a densidade de fluxo de calor é próxima de zero, confirmando-se uma situação de equilíbrio isotérmico por todos os sensores superficiais. Para os dias nublados (26 de junho e 16 de julho), a evolução das temperaturas superficiais acompanha as variações da temperatura ambiente. Nos outros dias, porém, com radiação direta incidente na superfície da amostra, as temperaturas superficiais se desacoplam da temperatura ambiente logo após o nascer do sol.

A densidade de fluxo de calor na superfície externa ( $q_{ext}$ ) apresenta um aumento brusco que segue a radiação solar direta incidente na superfície no começo do dia. Durante o resto do dia, o fluxo de calor na superfície externa continua entrando (valor positivo), porém com uma taxa decrescente. Isto é explicado pelo balanço energético nesta superfície em que, logo depois do nascer do sol, a temperatura fica acima da temperatura ambiente, produzindo um fluxo de calor que sai da amostra por trocas convectivas.



**Figura 7.7 – Temperaturas e densidade de fluxo de calor registrados para os dias de junho.**

A densidade de fluxo de calor na superfície interna ( $q_{int}$ ) apresenta um pico de calor entrado (valor positivo) no começo do dia, mas decai rapidamente para apresentar um valor negativo (fluxo de calor saindo), destacando a direção norte-sul do fluxo de calor imposto pela radiação solar. Esta informação é coerente com a diferença de temperatura entre as superfícies registrada no período próximo ao meio-dia.



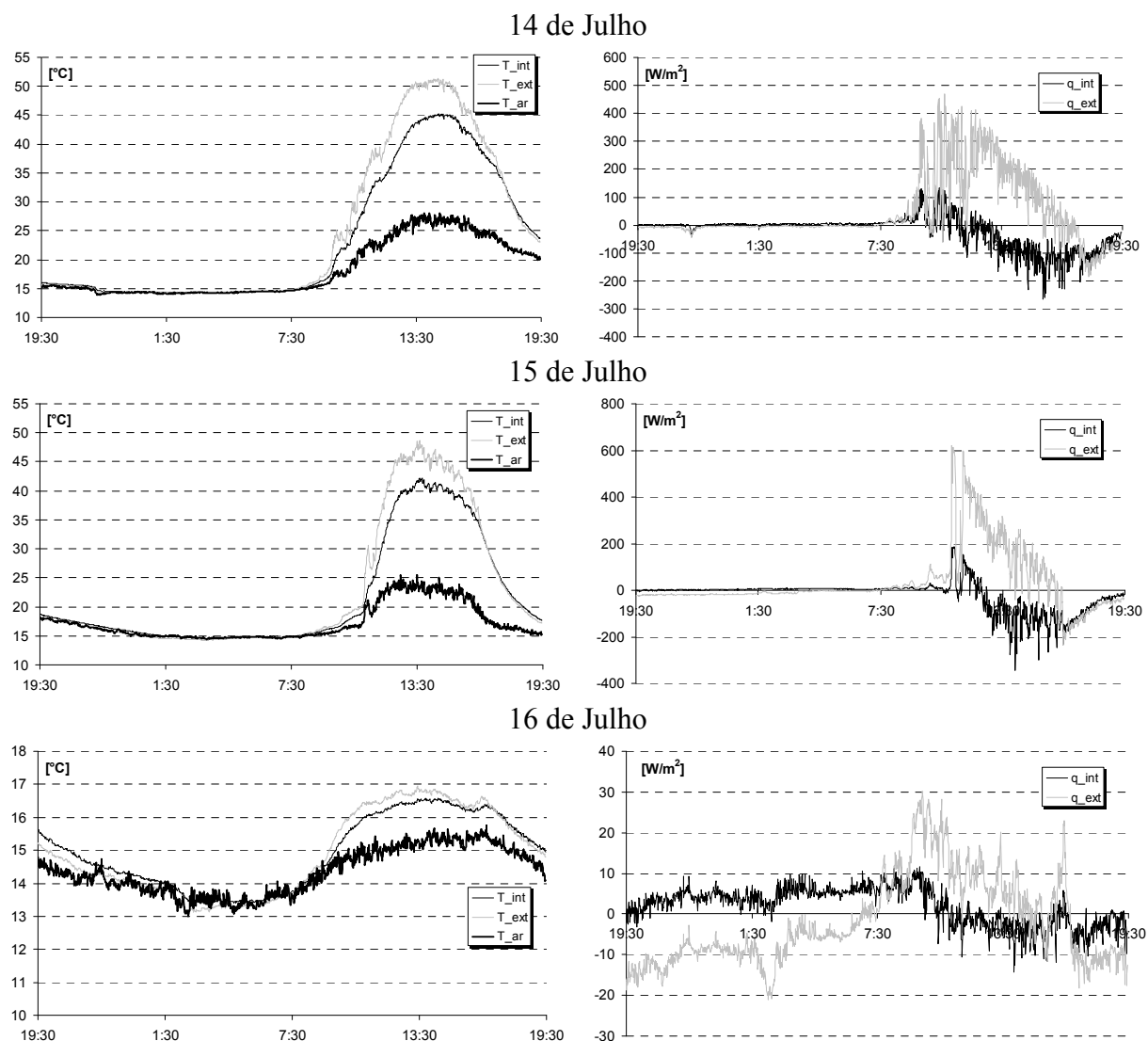


Figura 7.8 – Temperaturas e densidade de fluxo de calor registrados para os dias de julho.

A Figura 7.9 apresenta a correlação entre a radiação solar incidente no plano vertical e o fluxo de calor registrado na superfície externa para o dia 15 de julho, no horário entre as 8:00 horas e as 13:00 horas. Observa-se que, nas primeiras horas do dia, o calor que entra na amostra aumenta de acordo com o aumento da radiação solar. Nos horários próximos ao meio-dia, quando a radiação solar é maior, o fluxo de calor na superfície externa decai por causa da diferença de temperatura entre a superfície e o ambiente. O valor máximo observado no fluxo de calor entrando é de  $620,7 \text{ W/m}^2$ , que corresponde ao pulso de radiação constatado às 11:00 horas de  $686,1 \text{ W/m}^2$ . Realizando a divisão entre estes valores obtem-se uma relação de 90,5%. Isto representa uma alta absorvidade, o que era o pretendido ao aplicar a tinta preta na amostra e sensores.

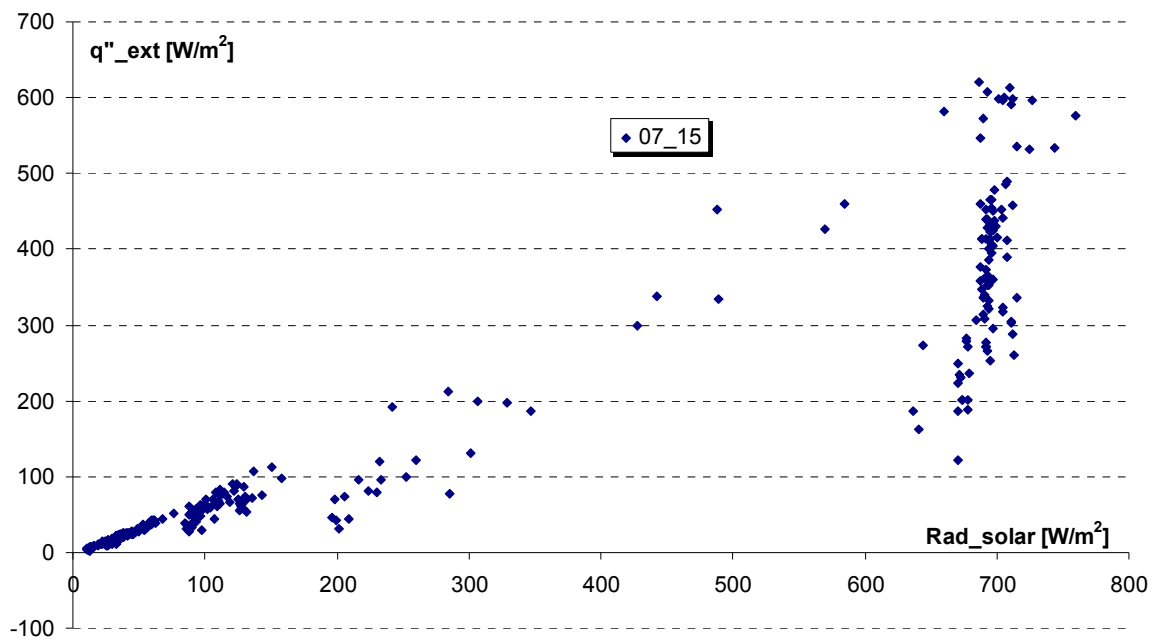


Figura 7.9 – Correlação entre a radiação solar incidente no plano vertical e o fluxo de calor na superfície externa.

#### 7.4.4 Principais componentes harmônicos

A partir do processamento dos dados registrados, a Tabela 7.3 e a Tabela 7.4 apresentam os principais componentes harmônicos para as temperaturas nas superfícies externa e interna, respectivamente. Já a Tabela 7.5 e a Tabela 7.6 apresentam os principais componentes harmônicos para as densidades de fluxo de calor nas superfícies externa e interna, respectivamente. Nas quatro tabelas os componentes harmônicos encontram-se ordenados por amplitude em forma decrescente. O símbolo  $\infty$  indica a amplitude para um período infinito de tempo, o que representa o valor médio da oscilação ( $T$  e  $q''$ ). Para todos os casos destaca-se a importância do ciclo diário (24 horas) como período fundamental e a composição dos outros componentes harmônicos como múltiplos desta frequência fundamental (12, 8, 6 e 4,8 horas). Porém, é importante mencionar que a classificação dos componentes harmônicos nas quatro tabelas nem sempre segue a mesma ordem em termos de período de oscilação. Assim, por exemplo, na temperatura superficial externa a oscilação com período de 8 horas ocupa a posição de ordem 3, 4 ou 5 dependendo do dia.

Tabela 7.3 – Principais componentes harmônicos para a temperatura superficial externa.

	26-Jun		28-Jun		29-Jun		14-Jul		15-Jul		16-Jul	
	A [°C]	P [h]	A [°C]	P [h]	A [°C]	P [h]	A [°C]	P [h]	A [°C]	P [h]	A [°C]	P [h]
0	16,1	∞	26,1	∞	24,4	∞	24,8	∞	22,5	∞	14,9	∞
1	3,2	24,0	17,5	24,0	17,5	24,0	16,8	24,0	12,9	24,0	1,7	24,0
2	0,9	12,0	9,7	12,0	10,6	12,0	8,3	12,0	7,7	12,0	0,5	12,0
3	0,4	6,0	2,3	8,0	4,3	8,0	1,8	8,0	4,1	8,0	0,1	6,0
4	0,3	8,0	2,1	4,8	1,4	4,8	0,6	6,0	1,2	6,0	0,1	4,8
5	0,2	3,4	1,9	6,0	1,3	6,0	0,4	2,0	1,0	4,0	0,1	8,0
6	0,2	3,0	1,4	4,0	1,0	4,0	0,4	4,0	0,9	3,4	0,1	3,0
7	0,1	2,0	0,7	3,4	0,6	2,7	0,4	1,6	0,7	4,8	0,1	3,4
8	0,1	4,0	0,4	2,0	0,5	2,4	0,3	1,8	0,5	3,0	0,1	4,0
9	0,1	2,2	0,3	2,2	0,4	3,0	0,3	2,7	0,2	2,0	0,0	2,2

Tabela 7.4 – Principais componentes harmônicos para a temperatura superficial interna.

	26-Jun		28-Jun		29-Jun		14-Jul		15-Jul		16-Jul	
	A [°C]	P [h]	A [°C]	P [h]	A [°C]	P [h]	A [°C]	P [h]	A [°C]	P [h]	A [°C]	P [h]
0	16,1	∞	24,6	∞	23,1	∞	23,3	∞	21,6	∞	14,9	∞
1	3,0	24,0	14,6	24,0	14,6	24,0	14,2	24,0	10,8	24,0	1,5	24,0
2	0,8	12,0	8,0	12,0	8,6	12,0	6,8	12,0	6,3	12,0	0,4	12,0
3	0,4	6,0	1,8	8,0	3,4	8,0	1,3	8,0	3,3	8,0	0,1	4,8
4	0,3	8,0	1,6	4,8	1,2	4,8	0,6	6,0	1,0	6,0	0,1	8,0
5	0,2	3,4	1,6	6,0	1,0	6,0	0,4	4,0	0,8	4,0	0,1	6,0
6	0,2	3,0	1,0	4,0	0,8	4,0	0,4	3,4	0,7	3,4	0,1	3,0
7	0,1	2,0	0,6	3,4	0,4	2,7	0,4	4,8	0,5	4,8	0,1	3,4
8	0,1	2,7	0,3	3,0	0,4	2,4	0,3	2,7	0,4	3,0	0,0	4,0
9	0,1	4,0	0,2	2,0	0,3	3,4	0,3	1,8	0,2	2,0	0,0	2,7

Tabela 7.5 – Principais componentes harmônicos para o fluxo de calor na superfície externa.

	26-Jun		28-Jun		29-Jun		14-Jul		15-Jul		16-Jul	
	A [W/m <sup>2</sup> ]	P [h]	A [W/m <sup>2</sup> ]	P [h]	A [W/m <sup>2</sup> ]	P [h]	A [W/m <sup>2</sup> ]	P [h]	A [W/m <sup>2</sup> ]	P [h]	A [W/m <sup>2</sup> ]	P [h]
0	12,8	24,0	122,2	24,0	124,4	24,0	106,8	24,0	99,3	24,0	12,7	24,0
1	8,2	12,0	107,6	12,0	107,9	12,0	88,5	12,0	91,7	12,0	4,6	12,0
2	3,5	6,0	46,3	∞	56,6	8,0	44,4	∞	66,4	8,0	2,9	6,0
3	3,2	3,4	42,6	4,8	38,4	∞	39,2	8,0	31,3	∞	2,5	3,0
4	3,1	4,8	40,0	8,0	30,9	4,8	15,0	4,8	28,7	3,4	2,0	2,2
5	3,1	2,0	30,3	4,0	29,9	4,0	14,3	1,5	27,8	6,0	1,9	∞
6	2,9	2,2	25,6	6,0	19,2	2,7	12,0	3,4	26,7	4,0	1,9	8,0
7	2,5	1,4	16,5	3,4	18,2	2,4	11,9	2,0	19,0	3,0	1,6	4,8
8	2,5	3,0	14,4	2,0	15,7	6,0	11,7	0,9	13,4	4,8	1,3	1,3
9	2,4	8,0	11,4	3,0	15,3	1,8	11,5	1,6	13,3	0,9	1,3	1,4

Tabela 7.6 – Principais componentes harmônicos para o fluxo de calor na superfície interna.

	26-Jun		28-Jun		29-Jun		14-Jul		15-Jul		16-Jul	
	A [W/m <sup>2</sup> ]	P [h]	A [W/m <sup>2</sup> ]	P [h]	A [W/m <sup>2</sup> ]	P [h]	A [W/m <sup>2</sup> ]	P [h]	A [W/m <sup>2</sup> ]	P [h]	A [W/m <sup>2</sup> ]	P [h]
0	5,3	24,0	61,8	24,0	62,9	24,0	52,4	24,0	51,7	24,0	5,0	24,0
1	3,2	12,0	47,0	12,0	56,4	12,0	41,6	12,0	43,2	12,0	2,1	12,0
2	2,7	∞	28,1	∞	31,9	8,0	22,5	∞	28,9	8,0	2,0	∞
3	1,4	6,0	23,2	4,8	23,4	∞	18,6	8,0	21,3	∞	1,0	6,0
4	1,2	8,0	18,2	8,0	12,9	6,0	6,8	4,8	12,5	4,0	0,7	3,0
5	1,0	3,4	17,3	4,0	11,8	4,8	6,3	0,9	12,4	3,4	0,7	8,0
6	1,0	4,8	16,5	6,0	10,7	4,0	5,6	1,0	11,0	6,0	0,6	2,2
7	0,9	2,2	10,4	3,4	9,1	2,7	5,2	1,5	8,9	3,0	0,6	4,0
8	0,9	3,0	7,2	2,0	8,3	3,0	5,2	3,4	8,2	4,8	0,5	3,4
9	0,9	2,0	6,0	2,2	7,9	1,8	5,2	0,8	6,4	0,9	0,5	1,8

A técnica de processamento de dados através da Transformada Discreta de Fourier permite decompor o sinal observado em 720 componentes harmônicos. No entanto, ao classificar os componentes por amplitude é possível observar a participação que cada um deles tem na composição do sinal original. A Figura 7.10 apresenta a importância relativa que cada componente harmônico (tanto de temperatura como de fluxo de calor) tem em função da amplitude máxima ( $A_{max}$ ). Observa-se que apenas os 100 primeiros componentes contribuem significativamente na composição do sinal original. Os demais podem ser considerados como ruído do sinal.

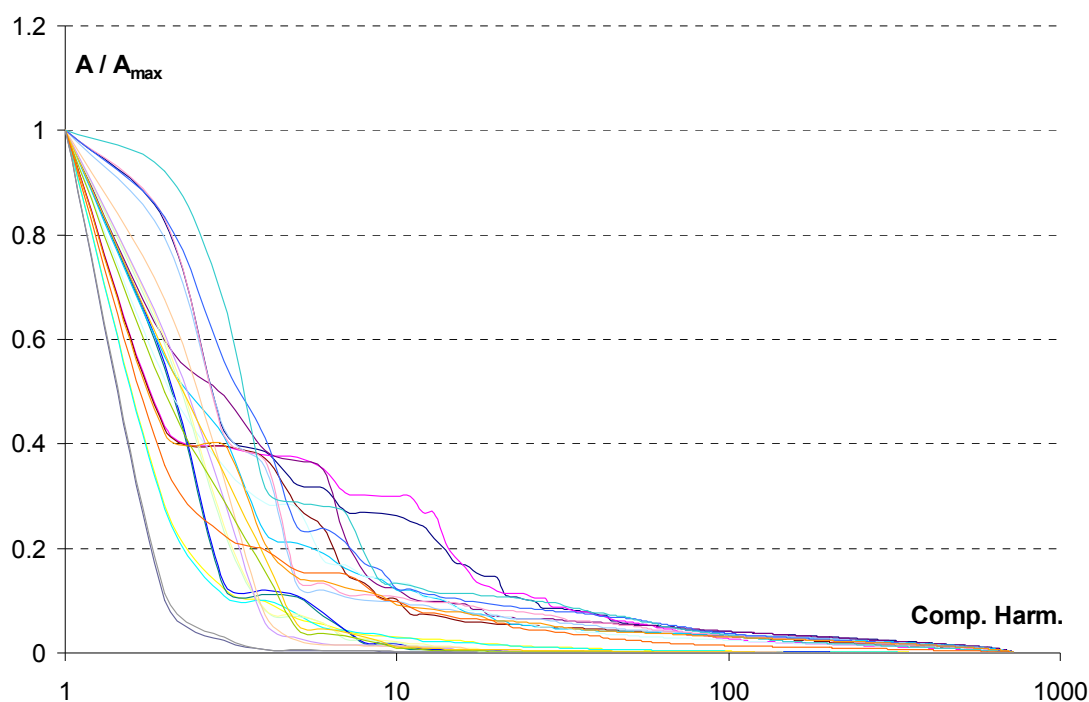


Figura 7.10 – Contribuição relativa dos diferentes componentes harmônicos.

Para ilustrar como exemplo, a Figura 7.11 apresenta a composição do sinal natural registrado no dia 15 de julho para os cinco e os vinte primeiros componentes harmônicos (curvas CH\_05 e CH\_20). Observa-se que, para as temperaturas superficiais, o somatório dos cinco primeiros componentes harmônicos representa bem o sinal original registrado, obtendo-se uma correlação de 99,3% para a superfície externa e de 99,5% para a superfície interna. Para a densidade de fluxo de calor, observa-se uma diferença importante tanto nos picos do dia como na condição estável à noite. Para o somatório dos cinco primeiros componentes harmônicos, a correlação é de 86,5% para a superfície externa e de 85,2% para a superfície interna. Porém, o aumento na quantidade de componentes harmônicos reconstitui um sinal com oscilações bruscas e ruído das trocas convectivas, o que pode trazer problemas de estabilidade computacional no algoritmo de estimativa das propriedades termofísicas.

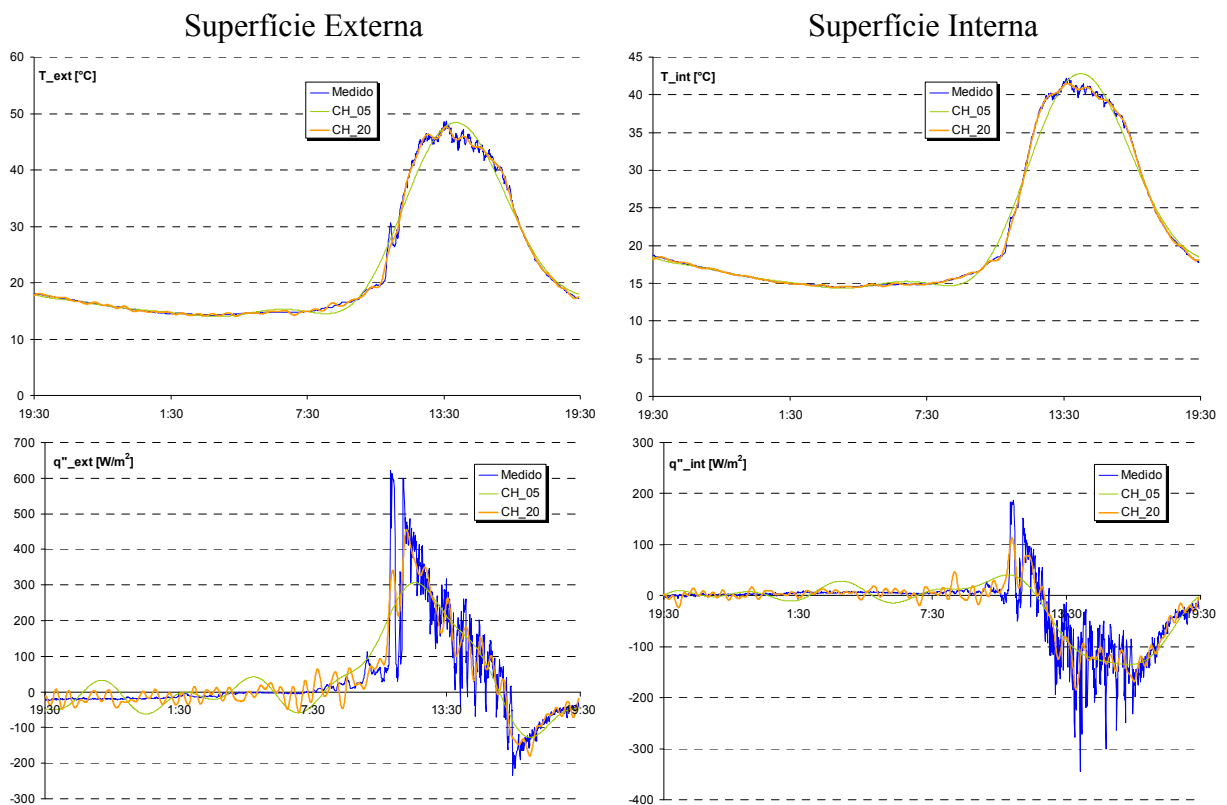


Figura 7.11 – Composição do sinal natural registrado no dia 15 de julho.

## 7.5 Estimativa de propriedades termofísicas

A Tabela 7.7 apresenta a faixa de variação e os intervalos de teste para a condutividade e a capacidade térmica volumétrica utilizados em todas as estimativas para os dias registrados. A discretização usada em todos os casos é de 50 elementos para a espessura da amostra (50 mm) e de 60 segundos para os intervalos de tempo.

**Tabela 7.7 – Região definida para a estimativa de propriedades termofísicas.**

	$\lambda_0$ [W/m K]	$\rho \cdot c_0$ [kJ/m <sup>3</sup> K]
Mínimo	0,50	500
Máximo	1,50	3500
Intervalo	0,02	50

De forma geral, pela análise dos resultados observou-se que as menores diferenças nas funções de mínimos quadrados eram obtidas a partir das condições de temperatura superficial imposta nas duas camadas extremas. Assim, as estimativas realizadas para todos os dias são decorrentes das condições de contorno da temperatura superficial imposta, e o cálculo de mínimos quadrados é realizado em função da comparação das densidades de fluxos de calor medidos e calculados em cada superfície.

### 7.5.1 Componentes harmônicos necessários

Uma análise prévia foi realizada para estudar as variações na estimativa de propriedades termofísicas em função da quantidade de componentes harmônicos utilizados para definir os dados de entrada no programa  $kC_{\text{úmido}}$ .

As estimativas foram realizadas para os dias 26 de junho, 29 de junho e 14 de julho, em virtude das características respectivas de céu nublado, céu claro e céu parcialmente nublado que cada dia apresentou. Como foi apresentado na Figura 7.10, os componentes harmônicos de ordem acima de 100 não apresentam uma contribuição importante na reconstituição do sinal original medido. Assim, as estimativas foram realizadas para o somatório de componentes harmônicos de ordem 1, 2, 3, 4, 5, 10, 25, 50, 75 e 100.

A Figura 7.12 apresenta a diferença de mínimos quadrados ( $\Delta$ ) obtida entre os valores calculados pelo programa  $kC_{\text{úmido}}$  para a densidade de fluxo de calor superficial e os valores decorrentes do processamento de sinal medido em campo.

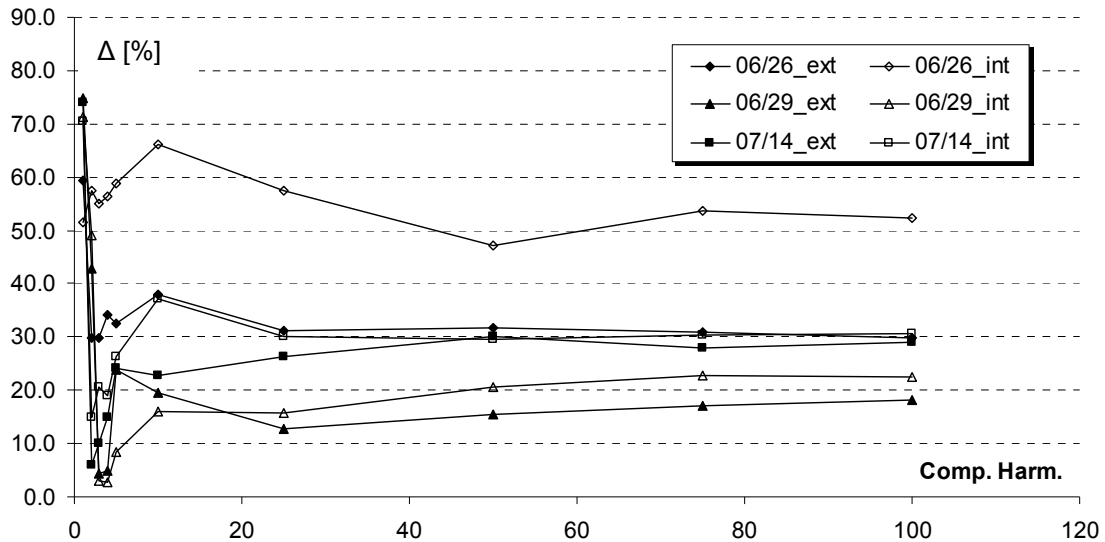


Figura 7.12 – Diferença de mínimos quadrados obtida para a composição do sinal original dos dias 26 de junho, 29 de junho e 14 de julho com até 100 componentes harmônicos.

Para todos os casos observa-se um pico mínimo de diferença nos cálculos realizados com componentes harmônicos de ordem 3. Isto se deve ao fato que, para o somatório de ordem 3, as quatro variáveis ( $T_{\text{int}}$ ,  $T_{\text{ext}}$ ,  $q''_{\text{int}}$  e  $q''_{\text{ext}}$ ) de cada dia são formadas pelos mesmos componentes harmônicos (Períodos  $\infty$ , 24 h, 12 h e 8h). Para os cálculos realizados com componentes de ordem maior ou menor, pode acontecer que as quatro variáveis não sejam descritas pelos mesmos componentes harmônicos integrados, o que induz a uma diferença maior entre as condições de contorno de entrada e os valores superficiais calculados pelo programa  $kC_{\text{úmido}}$ .

Para o somatório de componentes harmônicos acima da ordem 50, observa-se uma tendência para um valor fixo em todos os casos. Isto porque a inclusão das principais oscilações (Período de 24 horas e seus múltiplos) é garantida na ordem 50, e os componentes harmônicos que são adicionados possuem uma amplitude reduzida, não alterando significativamente o sinal original reconstituído.

Entretanto observa-se que, para o dia 29 de junho, a diferença calculada nas duas superfícies tende a um valor próximo de 20% a partir do componente harmônico de ordem 50 (06/29\_ext e 06/29\_int). Com relação ao dia 14 de julho, a diferença tende a um valor próximo de 30% a partir do componente harmônico de ordem 25 (07/14\_ext e 07/14\_int).

Para a estimativa do dia 26 de junho, observa-se uma discrepância entre a diferença obtida para cada superfície. Na superfície externa a diferença tende a um valor de 30% (06/26\_ext), enquanto na superfície interna tende a uma diferença de 50% (06/26\_int).

A Figura 7.13 apresenta a comparação para o dia 14 de julho do fluxo de calor obtido no processamento de sinal com 50 componentes (entrada) e do fluxo de calor calculado pelo programa  $kC_{\text{úmido}}$  a partir do algoritmo (saída). Observa-se que a diferença calculada em cada superfície (30%) se deve ao somatório de diferenças no ruído do sinal, e consegue representar bem a evolução do fluxo de calor na superfície.

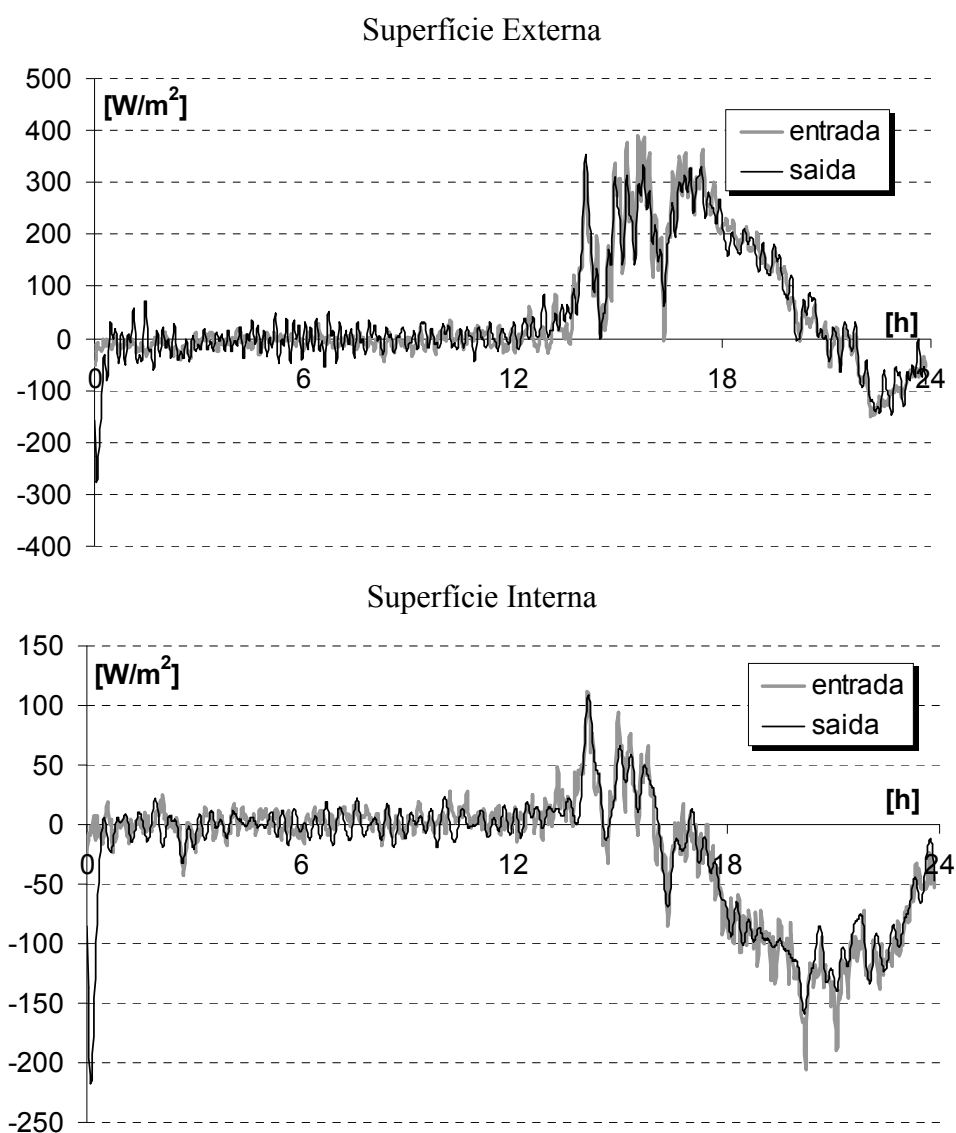


Figura 7.13 – Comparação entre a densidade de fluxo de calor calculado pelo programa  $kC$  (saída) e os valores obtidos no processamento com 50 componentes harmônicos para o dia 14 de julho.



Para a estimativa de propriedades termofísicas, o dia 26 de junho (com céu nublado) apresentou resultados na estimativa da capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c$ ) que ultrapassaram a faixa de valores definida ( $500 - 3500 \text{ kJ/m}^3 \text{ K}$ ), identificando para diferentes componentes harmônicos uma capacidade térmica volumétrica para a condição seca ( $\rho \cdot c_o$ ) em torno dos  $350 \text{ kJ/m}^3 \text{ K}$ . Assim, na análise dos componentes harmônicos necessários, são apresentados os valores obtidos na estimativa de propriedades termofísicas correspondente aos dias 29 de junho e 14 de julho para o somatório de componentes harmônicos de ordem 1, 2, 3, 4, 5, 10, 25, 50, 75 e 100.

A Figura 7.14 apresenta os valores obtidos no  $kC_{\text{úmido}}$  para a condutividade térmica seca e úmida ( $\lambda_o$  e  $\lambda_m$ ), e a Figura 7.15 apresenta os valores obtidos para a capacidade térmica volumétrica também em condição seca e úmida ( $\rho \cdot c_o$  e  $\rho \cdot c_m$ ). Observa-se em ambos os gráficos que, para um sinal de entrada com mais de 10 componentes harmônicos, as propriedades termofísicas estimadas alcançam um valor constante. Para o caso da condutividade térmica, observa-se uma diferença marcante entre a estimativa obtida na superfície interna ( $0,7 - 0,9 \text{ W/m K}$ ) e a estimativa obtida na superfície externa ( $1,2 - 1,5 \text{ W/m K}$ ). Os valores obtidos para a capacidade térmica volumétrica encontram-se entre  $1350$  e  $2000 \text{ kJ/m}^3 \text{ K}$ .

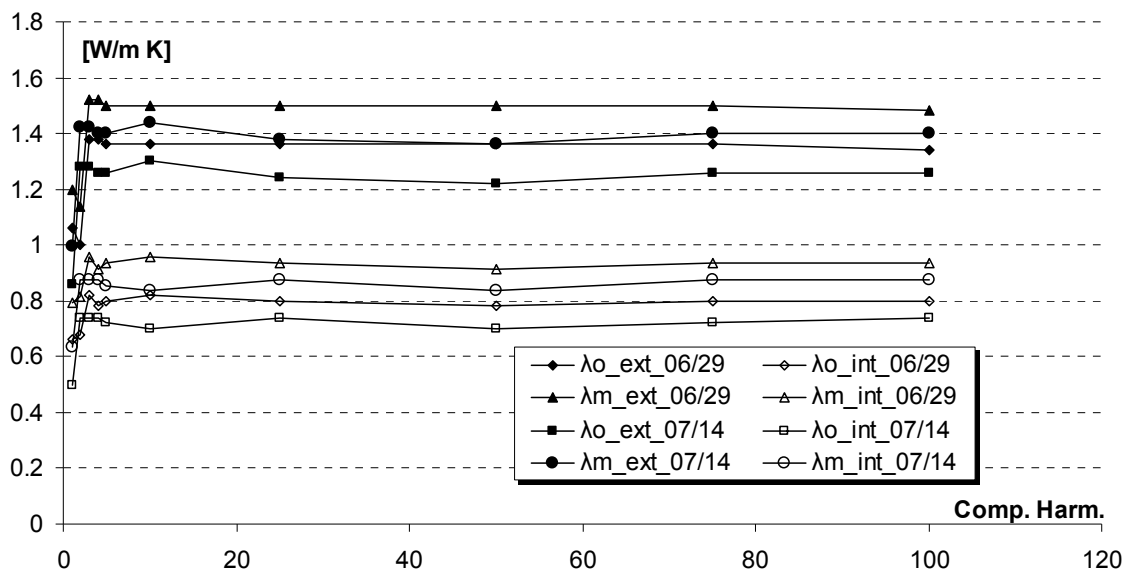


Figura 7.14 – Condutividade térmica obtida através do programa  $kC$  para a composição do sinal original dos dias 29 de junho e 14 de julho com até 100 componentes harmônicos.

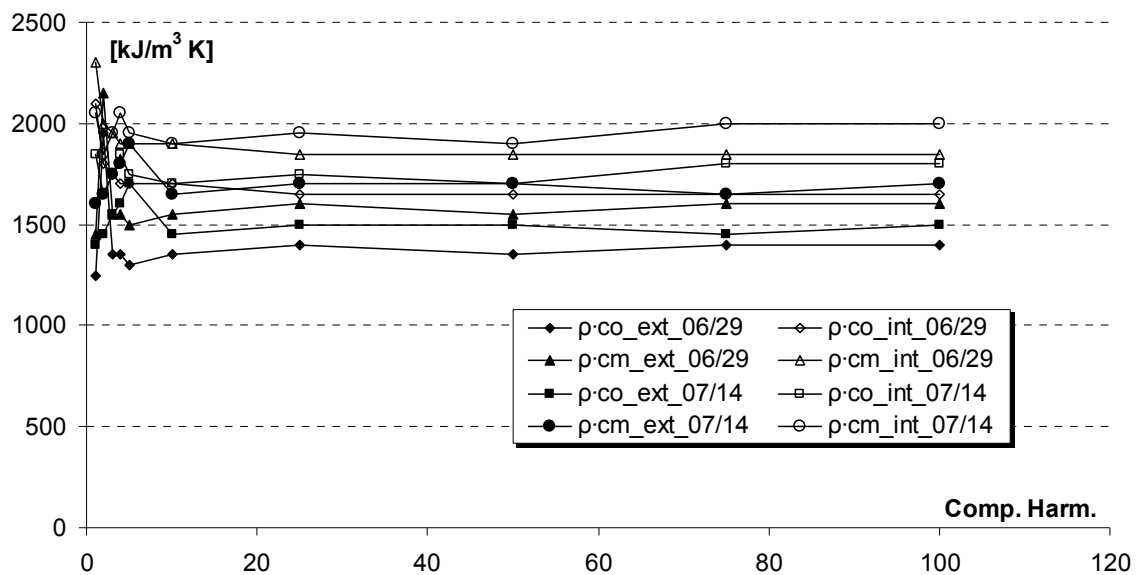


Figura 7.15 – Capacidade térmica volumétrica obtida através do programa kC para a composição do sinal original dos dias 29 de junho e 14 de julho com até 100 componentes harmônicos.

## 7.5.2 Resultado para os diferentes dias

Em função dos resultados observados para os diferentes componentes harmônicos que compõem os sinais naturais de temperatura e densidade de fluxo de calor superficial, foi realizada a estimativa de propriedades termofísicas para cada um dos dias registrados utilizando o somatório dos componentes harmônicos de ordem 3 e 50 para mostrar os casos que poderiam apresentar as maiores diferenças.

Os valores obtidos através do programa  $kC_{\text{úmido}}$  são apresentados da Figura 7.16 à Figura 7.19. A Figura 7.16 apresenta os resultados para a condutividade térmica em condição seca, a Figura 7.17 para a condutividade térmica com saturação de 27,0%, a Figura 7.18 para a capacidade térmica volumétrica em condição seca, e a Figura 7.19 para a capacidade térmica volumétrica para a condição úmida. Em cada gráfico também foram incluídos os limites máximo e mínimo de acordo com a incerteza obtida em laboratório.

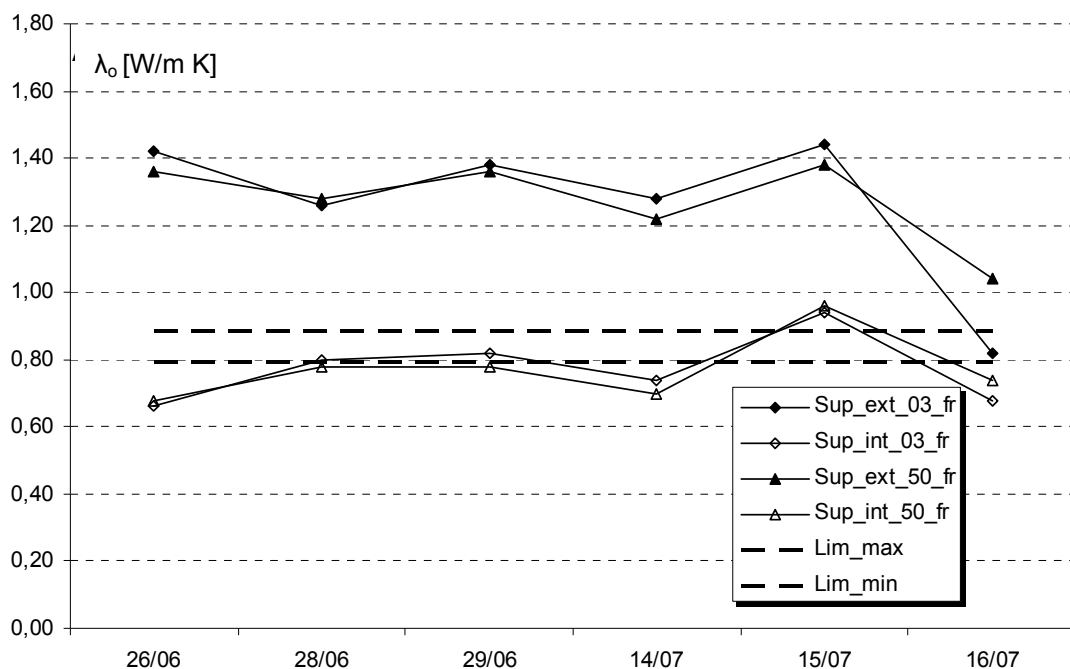


Figura 7.16 – Valores obtidos na estimativa da condutividade térmica em condição seca.

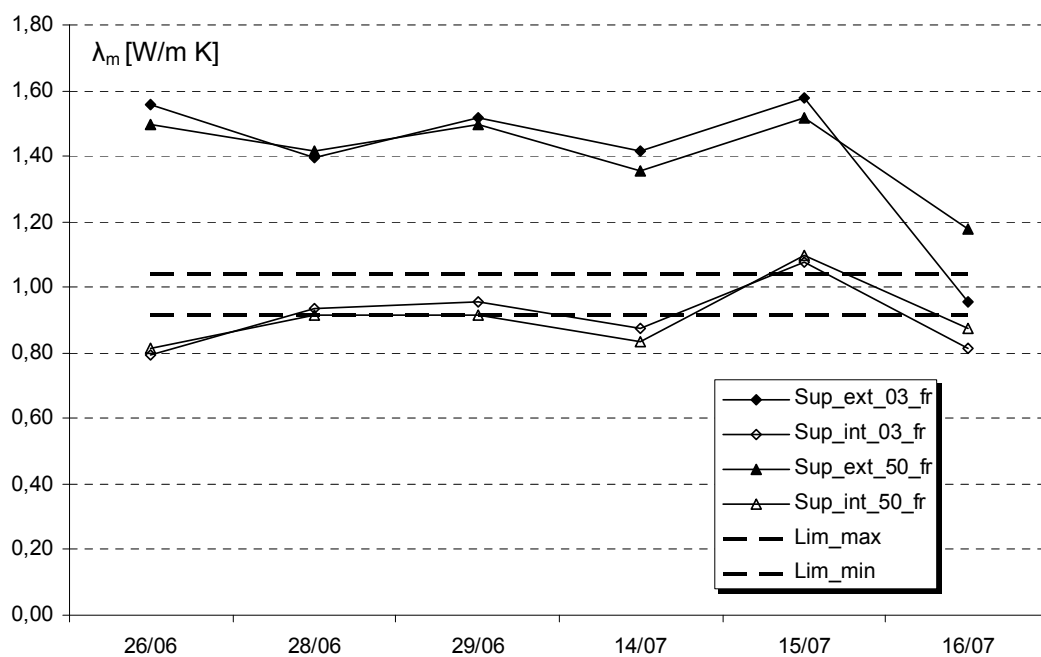


Figura 7.17 – Valores obtidos na estimativa da condutividade térmica em condição úmida.

Tanto para a condutividade térmica como para a capacidade térmica volumétrica, observa-se que a diferença relativa com a faixa definida nos ensaios de laboratório é a mesma nas condições seca e úmida. Isto ocorre porque a relação entre as condições seca e úmida foi definida a partir dos ensaios de laboratório (item 6.3.4).

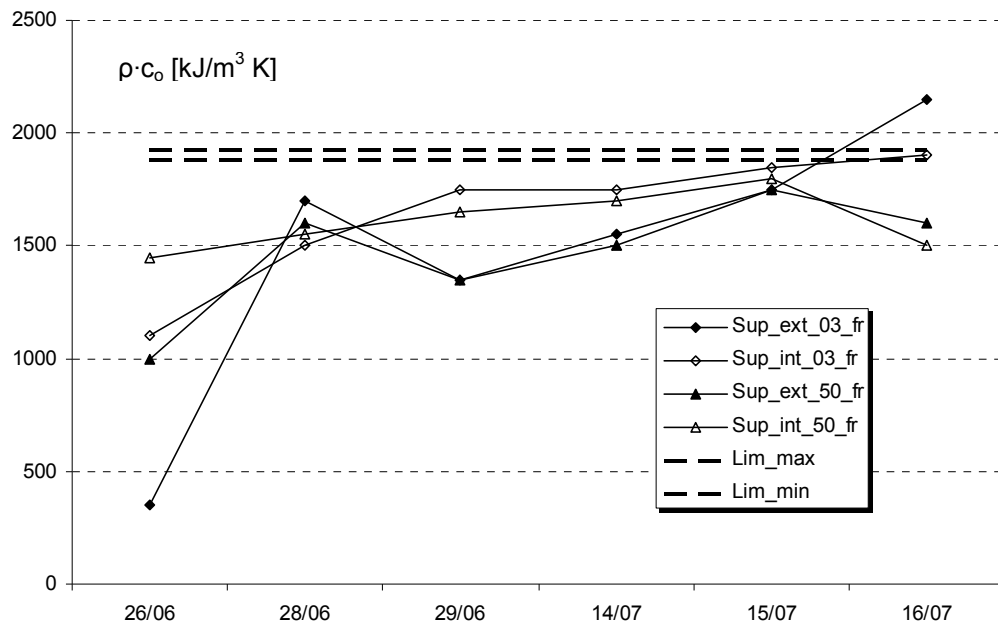


Figura 7.18 – Valores obtidos na estimativa da capacidade térmica volumétrica em condição seca.

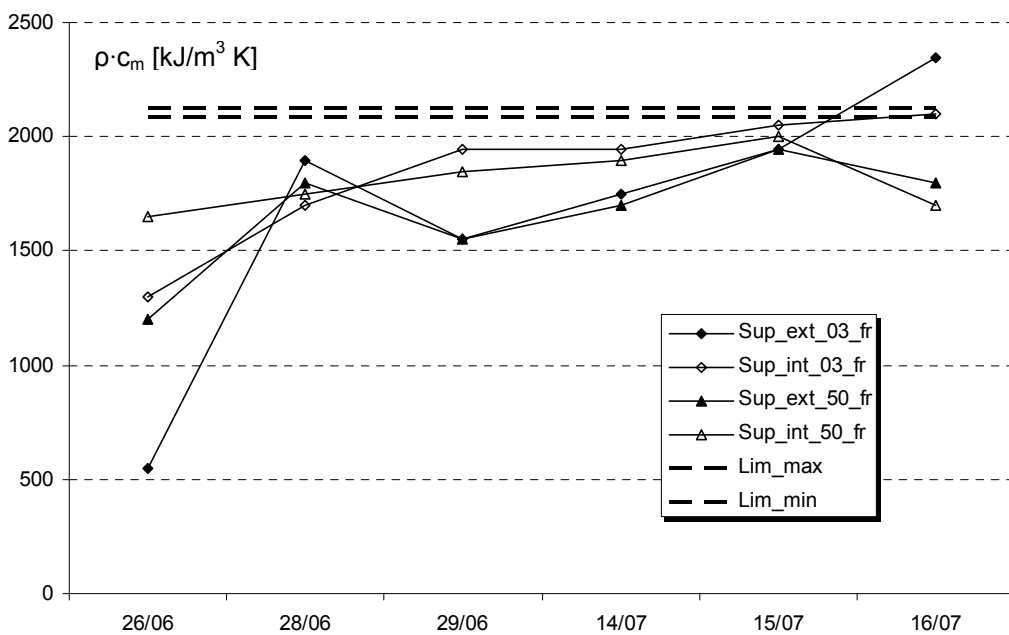


Figura 7.19 – Valores obtidos na estimativa da capacidade térmica volumétrica em condição úmida.

Para a condutividade térmica, observa-se que a estimativa realizada a partir da minimização de mínimos quadrados na superfície interna apresenta resultados próximos ao valor identificado em laboratório para os dias com menores oscilações de radiação solar (dias 28 e 29 de junho). Para os dias nublados (26 de junho e 16 de julho), a estimativa na superfície interna apresentou uma diferença média de 0,15 W/m K com o valor identificado em laboratório. No entanto, a estimativa obtida a partir das comparações na superfície externa

apresentou diferenças importantes quanto à maioria dos dias registrados ( $\approx 0,50$  W/m K). Este imprevisto constatado na estimativa da condutividade térmica na superfície externa é uma situação pontual que pode ser explicada por alguma condição envolvendo o transdutor de fluxo de calor nesta superfície (variação da constante de calibração, problemas de contato com a superfície ou problemas na leitura do sistema de aquisição).

Para a capacidade térmica volumétrica, os dias de céu nublado (26 de junho e 16 de julho) são os casos que apresentam maior dispersão nos valores obtidos para as duas superfícies e componentes harmônicos. Os valores obtidos apresentam uma diferença média de 20% se comparados ao valor definido pelos ensaios de laboratório. Esta diferença percentual é análoga à obtida na comparação com o programa UMIDUS (Item 5.2.4) e nos ensaios periódicos realizados com o método fluximétrico (Item 6.4.1).

## ***7.6 Conclusões do capítulo***

Da revisão bibliográfica sobre ensaios não-destrutivos para estimar as propriedades termofísicas de componentes construtivos não foram encontrados trabalhos anteriores que incluíssem os fenômenos de transferência de umidade integrados aos modelos de transferência de calor. Assim, este trabalho pretende ser uma contribuição para o aperfeiçoamento dessas técnicas, ao incluir as condições higrotérmicas nas camadas superficiais do componente para identificar propriedades que o caracterizem de forma global.

Quanto aos resultados obtidos no processamento de sinal térmico, foi observado que a contribuição para a reconstituição do sinal original é significativa para o somatório dos 100 primeiros componentes harmônicos. No entanto, para as estimativas de propriedades termofísicas é possível utilizar apenas os três primeiros componentes harmônicos desde que, na composição das condições térmicas de contorno (temperaturas e fluxos de calor superficiais), estejam presentes os componentes harmônicos com igual período de oscilação. Geralmente, para um sinal natural, estes períodos são de 24, 12 e 8 horas.

Dos resultados obtidos na estimativa de propriedades termofísicas, foi observado que a estimativa mais precisa (6,7%) ocorreu quanto à condutividade térmica, sendo que para a capacidade térmica volumétrica a diferença é de 20,0%, como foi verificado também nos testes com o programa UMIDUS (capítulo 5) e nos testes em laboratório (capítulo 6). As estimativas com melhor precisão foram obtidas nos dias com maior radiação incidente na

superfície norte (28 e 29 de junho). Isto destaca a importância da radiação solar como fonte de calor nos ensaios em campo.

## 8 CONCLUSÕES GERAIS

A motivação para realizar este trabalho surgiu da necessidade de desenvolver um método capaz de obter simultaneamente a condutividade térmica ( $\lambda$ ) e a capacidade térmica volumétrica ( $\rho \cdot c$ ), a partir de um ensaio não-destrutivo que utilize as informações contidas nas oscilações climáticas, que seja de fácil implementação e necessite apenas um equipamento simplificado.

Estimar estas propriedades termofísicas em campo permite caracterizar componentes construtivos em situações mais próximas à realidade da edificação, isto é, considerando seu desempenho sob condições climáticas específicas, as variações na qualidade dos materiais construtivos, as diferentes técnicas de construção local e o desgaste dos materiais.

Para realizar a estimativa destas propriedades termofísicas, é necessário considerar um pulso de calor como estímulo. A partir da resposta do componente é possível determinar suas propriedades termofísicas. Inicialmente, o componente pode ser considerado como um meio poroso insaturado homogêneo e isotrópico. No entanto, se o pulso de calor for mantido por um tempo prolongado, o componente começará a apresentar uma distribuição não-homogênea no conteúdo de umidade, o que deve ser considerado na identificação de parâmetros térmicos que representem o componente de forma global.

Para contornar esta dificuldade, diferentes trabalhos de pesquisa, que poderiam ser aplicados em campo, apresentam métodos para estimar simultaneamente a condutividade térmica e a capacidade térmica volumétrica usando um pulso de calor breve ou de amplitude moderada para evitar distorções no conteúdo de umidade nas camadas superficiais. Porém, estes métodos encontram-se limitados ao estudo de componentes nas primeiras camadas de superfície (10 – 15 mm) ou precisam de uma bancada experimental maior, o que dificulta a sua aplicação em um ensaio não-destrutivo em campo.

Das experiências anteriores desenvolvidas para estimar diferentes parâmetros térmicos que caracterizem os componentes construtivos através de ensaios não-destrutivos em campo, destaca-se a norma internacional ISO 9869 (1994) para identificar a resistência térmica de componentes construtivos aplicada em diferentes trabalhos de pesquisa. A partir da resistência térmica observada em campo, é possível calcular a condutividade térmica do componente.

Assim, o procedimento entende a envoltória da edificação como um elemento de isolamento térmico, focando a atenção da estimativa na condutividade térmica exclusivamente.

O método desenvolvido neste trabalho de pesquisa considera um modelo de transferência de calor e massa (umidade) integrados, para ser implementado no algoritmo de estimativa de propriedades termofísicas ( $\lambda$  e  $\rho \cdot c$ , simultaneamente). O método segue o modelo fenomenológico apresentado por Philip e De Vries (1957). Neste modelo, a equação diferencial para o balanço de energia considera a condutividade térmica e a capacidade térmica volumétrica como funções do conteúdo de umidade. No balanço de massa, o fluxo de umidade é modelado de forma simplificada, a partir dos coeficientes de transporte de massa que podem ser identificados experimentalmente.

Em uma primeira etapa foi desenvolvido um algoritmo para simular o comportamento higroscópico de um componente de argamassa em uma situação simplificada de regime transiente. Para os fenômenos de transferência de umidade, foi definida como condição de contorno uma situação impermeável em ambas as superfícies. Estas simulações permitem observar a distribuição interna de temperatura, fluxo de calor, conteúdo de umidade e fluxo de massa no componente, entre esses dois estados.

Uma dificuldade na utilização do modelo de Philip e De Vries (1957) é a falta de dados sobre as propriedades higroscópicas para diferentes materiais construtivos. Assim, a situação de regime transiente foi simulada para duas características do componente construtivo. Na primeira configuração, consideram-se as propriedades termofísicas, a variação de  $\lambda$  e  $\rho \cdot c$  em função do conteúdo de umidade ( $\lambda_m$  e  $\rho \cdot c_m$ ), os coeficientes de transporte de massa e a isoterma de adsorção identificadas por Perrin (1985) para um componente de argamassa. A segunda configuração mantém as propriedades higroscópicas do material de argamassa, porém, altera as propriedades termofísicas secas ( $\lambda_o$  e  $\rho \cdot c_o$ ) da matriz sólida.

Dos resultados obtidos na simulação dos dois casos, verifica-se na distribuição do conteúdo de umidade que um pulso de calor de  $350 \text{ W/m}^2$  mantido por mais de uma hora começa a alterar o conteúdo de umidade nas camadas superficiais. As propriedades termofísicas nestas camadas acompanham as variações do conteúdo de umidade. Esta é uma situação de estímulo térmico que pode ser encontrada facilmente em situações que dependem das condições climáticas. Conseqüentemente, é importante considerar os fenômenos de transferência de umidade integrados à transferência de calor para identificar parâmetros térmicos que representem o componente de forma global, a partir de medições superficiais.



Outra consideração importante, observada tanto no caso simulado com as propriedades de argamassa como para o caso com as propriedades termofísicas da matriz sólida alteradas, é a importância do calor por vaporização (calor latente) no fluxo de calor calculado nas superfícies. Na composição do fluxo de calor nas superfícies, observa-se que a maior parte dos  $350 \text{ W/m}^2$  é transferida por condução; entretanto, uma parcela de calor latente (1 – 2%) também participa das trocas térmicas. Na prática, os sensores de fluxo de calor colocados nas superfícies não conseguem diferenciar o calor que chega por condução ou por vaporização (latente), o que gera diferenças no cálculo da condutividade térmica.

Desta forma, o programa  $kC_{\text{úmido}}$  para estimativa de propriedades termofísicas baseado no modelo de Philip e De Vries (1957) considera como método para definir as propriedades termofísicas do componente o valor médio de cada um deles ( $\lambda_m$  e  $\rho \cdot c_m$ ), entre todos os elementos infinitesimais, para todos os intervalos de tempo da simulação. Isto garante que as propriedades termofísicas identificadas pelo programa  $kC_{\text{úmido}}$  correspondem às propriedades na condição inicial de equilíbrio térmico e distribuição homogênea do conteúdo de umidade, para a situação de superfície impermeável definida como condição de contorno. Ainda, a integração dos fenômenos de transferência de umidade no programa  $kC_{\text{úmido}}$  permite estimar as propriedades termofísicas em condições secas e úmidas. Isto contribui para a comparação de um mesmo componente submetido a diferentes variações de umidade (por conteúdo de umidade inicial, por orientação geográfica ou por absorvidade superficial de radiação) através das propriedades em condição seca como parâmetro comum.

O programa  $kC_{\text{úmido}}$  foi aplicado de forma experimental em laboratório e em campo, utilizando uma amostra de concreto. Nos ensaios de laboratório realizados para definir as propriedades termofísicas, observou-se que a variação da condutividade térmica em função do conteúdo de umidade não acompanha a curva de variação identificada na argamassa estudada por Perrin (1985). Assim, no programa  $kC_{\text{úmido}}$  foi adotado um comportamento linear para a condutividade térmica em função do conteúdo de umidade, a partir dos valores obtidos no ensaio fluximétrico para a condição seca e com saturação de 42,7%. A reta confeccionada com base nos valores obtidos em laboratório apresenta uma boa correlação (99,93%) com a expressão proposta por Mendes (1997) para uma saturação menor a 50,0%.

De forma geral, nos resultados obtidos da aplicação do programa  $kC_{\text{úmido}}$  em ensaios periódicos com condições controladas de laboratório e submetidos a variações climáticas em campo, observa-se que a estimativa da condutividade térmica fornece valores mais precisos,

enquanto a estimativa da capacidade térmica volumétrica apresenta uma diferença de 20%, se comparado ao valor identificado pelo ensaio de placa quente protegida.

Deste modo, o programa  $kC_{\text{úmido}}$  mostrou-se uma ferramenta válida para a estimativa de propriedades termofísicas e as informações contidas no sinal natural permitiram identificar as propriedades termofísicas de um componente de concreto em dias de céu claro. No entanto, os resultados obtidos mostram que esta ferramenta não deve ser entendida como um método de precisão que substitua os ensaios de laboratório, conhecidos e validados, e sim, como um complemento aos procedimentos de estimativa de propriedades termofísicas.

Para trabalhos futuros, são feitas as seguintes sugestões:

- melhorar a técnica de otimização a utilizar no programa  $kC_{\text{úmido}}$  para reduzir os tempos de processamento e atingir uma precisão maior nas propriedades termofísicas identificadas;
- criar uma base de dados com as propriedades higroscópicas de diferentes materiais porosos usados na construção civil, visando a ampliar a aplicação do programa  $kC_{\text{úmido}}$  para outros materiais;
- estudar a condição de contorno permeável nas superfícies, integrando as trocas de umidade por convecção;
- realizar aplicações do ensaio não-destrutivo em componentes construtivos homogêneos de edificações existentes. Para a determinação do conteúdo de umidade em campo pode ser utilizado algum dos procedimentos não-destrutivos apresentados por Said (2004);
- expandir o modelo de transferência de calor e umidade através de um algoritmo de simulação bidimensional no programa  $kC_{\text{úmido}}$ , com o objetivo de estudar componentes multicamadas e de geometria complexa;
- integrar rotinas para estudar os fenômenos de convecção e radiação em câmaras de ar internas, como é o caso de tijolos com furos, amplamente utilizados na construção civil.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT. **NBR 15220-2**: Desempenho Térmico de Edificações - Parte 2: Métodos de cálculo da transmitância térmica, da capacidade térmica, do atraso térmico e do fator de calor solar de elementos e componentes de edificações. Janeiro, 2005.

ABNT. **NBR 15220-3**: Desempenho Térmico de Edificações - Parte 3: Zoneamento Bioclimático Brasileiro e Diretrizes Construtivas para Habitações Unifamiliares de Interesse Social. Janeiro, 2005.

ABNT. **NBR 15220-4**: Desempenho Térmico de Edificações - Parte 4: Medição da resistência térmica e da condutividade térmica pelo princípio da placa quente protegida. Janeiro, 2005.

ABNT. **NBR 15220-5**: Desempenho Térmico de Edificações - Parte 5: Medição da resistência térmica e da condutividade térmica pelo método fluximétrico. Janeiro, 2005.

AHMAD, A; BONTEMPS, A; SALEE, H; QUENARD, D. **Experimental investigation and computer simulation of thermal behaviour of wallboards containing a phase change material. Energy and Buildings** 38. 2006. 357 – 366 pp.

AKANDER, J. **The ORC method – Effective modeling of thermal performance of multiplayer building components**. Tese de doutorado. Sweden, Department of Building Sciences, Kungl Tekniska Högskolan. 2000. 178 p.

ASHRAE – American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers. **Handbook - Fundamentals**. Atlanta: ASHRAE, 1993.

BECK, J; PETRIE, T; COURVILLE, G. **Using Parameter Estimation to Analyze Building Envelope Thermal Performance**. Special Report 91-3, In-Situ Heat Flux Measurements in Buildings: Applications and Interpretations of Results, S.N. Flanders, ed. Hanover, NH: U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory. 1991. pp. 161-191.

BEN - Balanço Energético Nacional. Ministério de Minas e Energia (MME), Brasília, 2005. Disponível em [www.mme.gov.br](http://www.mme.gov.br)

BENDAT, J. S., PIERSOL, A. G. **Measurement and analysis of random data**. John Wiley and Sons. Nova Iorque. 1968. 390 p.

BORGES, V.L; LIMA E SILVA, S; GUIMARÃES, G. **A dynamic thermal identification method: Part I – Non conductor solid materials**. Inverse Problems, Design and Optimization Symposium. Rio de Janeiro. 2004. 8p.

CARPENTIER, O; DEFER, D; ANTCZAK, E; CHAUCHOIS, A; DUTHOIT, B. **In situ thermal properties characterization using frequential methods. Energy and Buildings**. Artigo aceito para publicação. 2007. 9 p.

CARSLAW, H. S; JAEGER, J. C. **Conduction of heat in solids**. 2.ed. Oxford: At the Clarendon. 1959. 510p.

CHENG, V; NG, E; GIVONI, B. **Effect of envelope color and thermal mass on indoor temperatures in hot humid climate.** *Solar Energy* 78, Issue 4. 2005. 528-534 pp.

CONDON, P; CARROL, R. **Measurement and analysis of in-situ dynamic thermal performance of building envelopes using heat flow meters arrays.** Lawrence Berkeley Laboratory. 1979.

CONDON, P; CARROL, R; SONDEREGGER, R. **A new measurement strategy for in-situ testing of wall thermal performance.** Lawrence Berkeley Laboratory, LBL 8822. 1979.

COOLEY, J; TUKEY, J. **An algorithm for the machine calculation of complex Fourier series.** *Math. Comput.* 19. 1965. 297–301.

CRAWLEY, D; HAND, J; KUMMERT, M; GRIFFITH, B. **Contrasting the capabilities of building energy performance simulation programs.** *Building and Environment* 43 (4). 2008. 661 – 673 pp.

DAVIES, M. G. **Solutions to Fourier's equation and unsteady heat flow through structures.** *Building and Environment* 30. 1995. 13 p.

DEFER, D; SHEN, J; LASSUE, S; DUTHOIT, B. **Non-destructive testing of a building wall by studying natural thermal signs.** *Energy and Buildings* 34. 2002. 7 p.

DE VRIES, D. A. **Simultaneous transfer of heat and moisture in porous media.** *Transactions of the American Geophysical Union* 39. 1958. 909 – 916 pp.

DE VRIES, D. A. **The theory of heat and moisture transfer revisited.** *Int. J. Heat Mass Transfer* 30. 1987. 1343 – 1350 pp.

DIMOUDI, A; LYKOUKIS, S; ANDROUTSOPOULOS, A. **Thermal performance of an innovative roof component.** *Renewable Energy*, 31. 2006. 2257 – 2271 pp.

DOS SANTOS, W. **Effect of moisture and porosity on the thermal properties of a conventional refractory concrete.** *Journal of the European Ceramic Society* 23(5). 2003. 745-755.

FERNANDES, C. P. **Estudo dos processos de condensação e evaporação na condição de equilíbrio higrotérmico em meios porosos consolidados.** In: III Encontro Nacional de Ciências Térmicas, Itapema. 1990. p. 619-623.

FERNANDES, C; PHILIPI, P.C; PEDRINI, A. **A influência do conteúdo de umidade sobre a condutividade térmica aparente de materiais porosos consolidados. Análise experimental para uma argamassa de cal e cimento.** In: ENCAC Encontro Nacional de Conforto Térmico no Ambiente Construído. Gramado. 1990. 79-82 pp.

GELLER, H. **O uso eficiente da eletricidade: uma estratégia de desenvolvimento para o Brasil.** INEE. Rio de Janeiro. 1994. 226 p.

GERGES, S. **Apostila sobre processamento e análise de sinais.** Laboratório de Ruído Industrial, UFSC. 2002. 118 p.

GOULART, S; LAMBERTS, R; FIRMINO, S. **Dados climáticos de 14 cidades brasileiras:** para projeto e avaliação de sistemas de ar condicionado . São Paulo, SP: RPA. 1998. 207 p.

GUIMARÃES, G. **Estimação de parâmetros no domínio da frequência para a determinação simultânea da condutividade e difusividade térmica.** 1993. 123 f. Tese de doutorado. UFSC. Florianópolis, 1993.

GUIMARAES, G; PHILIPPI, P C. **Métodos Transientes Para A Medição Propriedades Termofísicas de Materiais.** In: ENCAC Encontro nacional de Conforto no Ambiente Construído. Florianópolis. 1993. p 111-114.

GUSTAFSSON, S. **Transient plane source techniques for thermal conductivity and thermal diffusivity measurements of solids materials.** *Rev. Sci. Instrum.* 62 (3), 1990. p. 797 – 805.

GÜTHS, S. **Anémomètre à effet Peltier et fluxmètre thermique: conception et réalisation, application à l'étude de la convection naturelle.** 1994. 154 f. Tese de Doutorado. Université d'Artois, 1994.

GÜTHS, S; PHILIPPI, P.C; NICOLAU, V.P; LAMBERTS, R. **Um método transiente de medição de propriedades térmicas de materiais de construção.** In: ENCAC Encontro Nacional de Conforto Térmico no Ambiente Construído. Gramado. 1990. 83 – 86 pp.

GÜTHS, S; NICOLAU, V. P. **Instrumentação em ciências térmicas.** Florianópolis, LMPT / UFSC. 1998. 37 p.

HAMEURY, S; LÜNDSTROM, T. **Contribution of indoor exposed massive wood to a good indoor climate:** in situ measurement campaign. *Energy and Buildings*, 36. 2004. 281 – 292 pp.

HAND, J; CRAWLEY, D; DONN, M; LAWRIE, L. **Improving the data available to simulation programs.** In: Ninth International IBPSA Conference. Montréal. 2005. 8 pp.

HAGENTOFT, C. **Introduction to Building Physics.** Studentlitteratur. Lund, Suécia. 2001. 422 p.

HARALAMBOPOULOS, D; PAPARSENOS, G. **Assessing the thermal insulation of old buildings** – the need for in-situ spot measurements of thermal resistance and planar infrared thermography. *Energy Convers. Mgmt.* 1998. 15 p.

HUNN, B. **Fundamentals of building energy dynamics.** Cambridge, The MIT Press. 538 p. 1996.

HYDRONORTH. Produtos – Divisão de impermeabilizantes. Cambé, Paraná. Disponível em: [http://www.hydrnorth.com.br/produtos3.asp?id\\_produto=92](http://www.hydrnorth.com.br/produtos3.asp?id_produto=92) Acesso em Junio de 2005.

INCROPERA, F; DEWITT, D. **Transferência de Calor e Massa.** Quinta edição. LTC – Livros Técnicos e Científicos Editora S.A. Rio de Janeiro. 2003. 698 p.

ISO 9869. **Thermal insulation** -- Building elements -- In-situ measurement of thermal resistance and thermal transmittance. 1994. 24 p.

JIMENEZ, M. J; HERAS, M. R. **Application of multi-output ARX models for estimation of the U and g values of buildings components in outdoor testing.** *Solar Energy*. 2005. 302 – 310 pp.

JÓHANNESON, G. **Active heat capacity:** models and parameters for the thermal performance of buildings. Lund: Division of Building Technology. 1981. 165 p.

KASTEN, F; CZEPLAK, G. **Solar and Terrestrial Radiation Dependent on the Amount and Type of Cloud.** *Solar Energy* 24. 1980. 177-189 pp.

KOSNY, J; CHILDS, P; KOSSECKA, E; DESJALAIS, A. **Dynamic Hot Box Test for lightweight concrete wall made with EPS beads concrete forms.** Oak Ridge National Laboratory, 2001.

Disponível em : <http://www.ornl.gov/sci/roofs+walls>. Acesso em 07 de Maio de 2004.

KRATZENBERG, M; COLLE, S; PERREIRA, E; NETO, S; BEYER, H; LUNA DE ABREU, S. **Rastreabilidade de radiômetros para medição da energia solar no Brasil.** In: III Congresso Brasileiro de Metrologia. Recife. 2003. 8 p.

KRÜGER, E ; LAMBERTS, R. **Comparação da radiação solar medida com valores estimados a partir de dados de nebulosidade.** In : ENCAC Encontro nacional de Conforto no Ambiente Construído. Fortaleza. 1999. p. 7.

KUMARAN, K; LACKEY, J; NORMANDIN, N; VAN REENEN, D; TARIKU, F. **Summary Report from Task 3 of MEWS Project at the Institute for Research in Construction – Hygrothermal Properties of Several Building Materials.** Institute for Research in Construction. Canada. 2002. 73 p.

KUMMERT, M. **Contribution to the application of modern control techniques to solar buildings. Simulation-based approach and experimental validation.** 2001. 275 f. Tese de doutorado. Fondation Universitaire Luxembourgeoise, 2001.

LAVIGNE, P. **Architecture climatique: une contribution au développement durable.** Tome 1: Bases Physiques. Aix-en-Provence, Édisud. 1994. 190 p.

LS – Laboratório de energia Solar. Software RADIASOL. UFRGS. Disponível em: <http://www.solar.ufrgs.br>. Acesso em Julho de 2007.

LST – Laboratório de Sistemas Térmicos. Software UMIDUS. PUC – PR. Disponível em: <http://www2.pucpr.br/educacao/lst/umidus.html>. Acesso em Maio de 2007.

LÜ, X; LU, T; VILJANEN, M. **A new analytical method to simulate heat transfer process in buildings.** *Applied Thermal Engineering* 26. 2006. p. 1901 – 1909.

MAXWELL. Produtos. Cachoerinha, Rio Grande do Sul. Disponível em: <http://www.maxwellscientific.com.br> Acesso em Junho de 2005.

MENDES, N. **Modelos para previsão da transferência de calor e umidade em elementos porosos de edificações.** 1997. 207 f. Tese de doutorado. UFSC. Florianópolis, 1997.

MENDES, N. ; RIDLEY, I. ; LAMBERTS, R. **Moisture Content, Heat flow and paint finish in Brick and mortar walls in the Brazilian Climate.** In: ENTAC Encontro Nacional de Conforto Térmico no Ambiente Construído. Fortaleza, 1999.

MENDES, N; RIDLEY, I; LAMBERTS, R; PHILIPPI, P. C; BUDAG, K. **Umidus: A PC program for the prediction of heat and moisture transfer in porous building elements.** Building Energy Simulation, Berkeley - USA, v. 20, n. 4.1999. p. 2-8

MENDES, N; WINKELMANN, F.C; LAMBERTS, R; PHILIPPI, P.C. **Moisture effects on conduction loads.** *Energy and Buildings* 35. 2003. 631 – 644 pp.

MOYA, R. E. **Análise experimental em regime periódico da transferência de calor e umidade ao redor de cabos elétricos enterrados em solos úmidos.** 1996. 156 f. Tese de doutorado UFSC. Florianópolis, 1996.

NICOLAJSSEN, A. **Thermal transmittance of a cellulose loose-fill insulation material.** *Building and Environment*, 40. 2005. 907 – 914 pp.

ORDENES, M; LAMBERTS, R; GUTHS, S. **Estimation of thermal properties using natural signal analysis in time and frequency domains.** *Journal of Building Physics.* Artigo submetido para avaliação. 2008. 8 p.

OSANYINTOLA, O. F; C. J. SIMONSON. **Moisture buffering capacity of hygroscopic building materials: Experimental facilities and energy impact.** *Energy and Buildings* 38 (10). 2006. 1270-1282 pp.

PERRIN, B. **Étude des transferts couplés de chaleur et de masse dans des matériaux poreux consolidés non saturés utilisés en génie civil.** 1985. 267 f. Tese de doutorado. Université Paul Sabatier. Toulouse, 1985.

PFAFFEROTT, J; HERKEL, S; WAPLER, J. **Thermal building behaviour in summer: long-term data evaluation using simplified models.** *Energy and Buildings* 37. 2005. 9 p.

PHILIP, J. R; DE VRIES, D. A. **Moisture movement in porous material under temperature gradients.** Transactions of the American Geophysical Union, 38. 1957. p. 222 – 232.

RELIABILITYDIRECT. Data Sheet for ThermaCam E25. Disponível em: [www.reliabilitydirect.com](http://www.reliabilitydirect.com). Acesso em Julho de 2006.

SAID, M. N. **Research Report 190** – Moisture measurement guide for building envelope applications. Institute for Research in Construction. Canada. 2004. 35 p.

SANTAMOURIS, M; ASIMAKOPOLOUS, D. **Passive cooling of buildings.** London, James & James. 1996. 472 p.

SATO, N. **Análise da porosidade e de propriedades de transporte de massa em concretos.** Departamento de Engenharia de Construção Civil – PCC. Universidade de São Paulo. Boletim Técnico, BT/PCC/216. 1998. 20 p.

SINPHA. Sistema de Informações de Posses de Eletrodomésticos e Hábitos de Consumo. PROCEL / ELETROBRÁS. Núcleo de Estatística Computacional, PUC/Rio. Rio de Janeiro, CD-ROM. 1999.

STOPP, H; STRANGFELD, P; MENDES, N. **Energy Saving and the Hygrothermal Performance of Envelope Parts of Buildings** (KEYNOTE PAPER). InENCAC Encontro Nacional de Conforto Térmico no Ambiente Construído. Curitiba. 43-71 pp. 2003.

SULEIMAN, B. M. **Moisture effect on thermal conductivity of some major elements of a typical Libyan house envelope.** *Journal of Physics D: Applied Physics* 39(3). 2006. 547-551 pp.

TAKAHASHI, I; IKENO, Y; KUMASAKA, T; HIGANO, M. **Development of a thermophysical handy tester for non-destructive evaluation of engineering materials.** *International Journal of Thermophysics* 25. 2004. 14 p.

TAYLOR, P; LUTHER, M. **Evaluating rammed earth walls: a case study.** *Solar Energy* 76. 2004. 6p.

WEBER, T; JÓHANNESSON, G; KOSCHENZ, M; LEHMANN, B; BAUMGARTNER, T. **Validation of a FEM-program (frequency-domain) and a simplified RC-model (time-domain) for thermally activated building component systems (TABS) using measurement data.** *Energy and Buildings* 37. 2005. 18 p.

WILSON, A. **Thermal Mass and R-value: Making Sense of a Confusing Issue.** *Environmental Building News*. 1998. 5 p.

XU,X;VAN DESSEL, S. **Evaluation of a prototype active building envelope window-system.** *Energy and Buildings* 40. 2008. 168 – 174 pp.

ZALEWSKI, L; CHANTANT, M; LASSUE, S; DUTHOIT, B. **Experimental thermal study of a solar wall of composite type.** *Energy and Buildings*, 25. 1997. 7 – 18 pp.



## ANEXO A

### ESTIMATION OF THERMAL PROPERTIES USING NATURAL SIGNAL ANALYSIS IN TIME AND FREQUENCY DOMAINS

M. Ordenes<sup>1\*</sup>, R. Lamberts<sup>1</sup>, S. Güths<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Energy Efficiency in Buildings Laboratory, Civil Engineering Department

<sup>2</sup>Porous Media and Thermophysics Laboratory, Mechanical Engineering Department

Federal University of Santa Catarina, PO Box 476, Postal Code 88040-900,

Florianópolis, SC, Brazil.

**ABSTRACT:** This paper presents a method to estimate the thermal conductivity and heat capacity of a homogeneous element using a non-destructive test considering natural oscillations. Surface temperature and heat flow are measured in a concrete sample (with known thermal properties) and data is treated with a signal processing technique. Estimation is carried out in the frequency and time domains. Measurement was performed on three days under different sky conditions within a period of one week, showing the importance of solar radiation as a heat source. Results in the time domain gave acceptable estimates of both thermal properties and in the frequency domain results overestimate thermal conductivity.

**Keywords:** Thermal properties, field test, frequency and time domain estimates.

## 1 INTRODUCTION

Built environments are separated from external climatic conditions by a building envelope which includes external walls, roof, floor, windows and doors. The building thermal envelope works as a filter or barrier where the heat transfer occurs. These physical mechanisms define the building thermal performance and its consequences in terms of thermal comfort and energy use.

In Brazil, energy use in buildings was responsible for 44.2% of the national electrical energy consumption in 2005. This total was distributed between residential buildings (21.9%), office and commercial buildings (13.9%) and government buildings (8.4%). During the 1990s, energy consumption showed an annual increase of 6.5% in this sector. In 2001, during the energy crisis, the Brazilian government launched an educational campaign and attained a 20% reduction in energy consumption. However, today a return to the earlier rate of increase can be observed [1].

The distribution of the most common materials used in wall construction for different energy use levels has been compiled by SINPHA [2]. In general, 92.2% of the residential projects were constructed with block systems (clay and concrete) and only 4.9% with timber frame systems. This reveals an important difference in relation to other countries with more experience in the thermal behavior of the building envelope, where extreme winter conditions make lightweight components a more suitable technology. Wilson [3] explains the controversy between American salesmen on the thermal labeling of construction materials,

---

\* Corresponding author. Tel.: +55-48-3331 5185; fax: +55-48-3331 9939; e-mail addresses: martin@labeee.ufsc.br (Ordenes), lamberts@ecv.ufsc.br (Lamberts), saulo@lmpt.ufsc.br (Güths)

arguing that not only the R-value should be considered but also thermal mass. Under transient conditions, thermal conductivity ( $\lambda$ ) and heat capacity ( $\rho \cdot c$ ) need to be considered.

Laboratory tests have been an important contribution to determine thermal properties of different materials and analyze thermal behavior of envelope components. However, the use of sample materials and controlled conditions to estimate these properties, can lead to unrepresentative information in studies dealing with real buildings due to material deterioration, local construction practices, quality variability in construction processes and local environmental conditions.

The ISO 9869 Standard [4], introduces an in-situ measurement procedure for surface heat flow and temperature in order to estimate the thermal resistance of envelope components. Nevertheless, there is no standard method to estimate both thermal properties ( $\lambda$  and  $\rho \cdot c$ ) in-situ and this study aims to contribute to improving these techniques. Thus, the major motivation of this study is to develop a non-destructive method to estimate the thermal properties of constructive components in-situ. The main purpose of this research is to investigate the relevance of data on heat transfer through a homogeneous component exposed to climatic variations (natural signal) in relation to estimating the thermal conductivity ( $\lambda$ ) and heat capacity ( $\rho \cdot c$ ), in the time and frequency domains.

Although the sample used in this study is a homogeneous material, most of the constructive components are heterogeneous. The decision to use a homogeneous sample is to simplify the initial tests for the mathematical models. However, these algorithms can be used with multi-layer components to include heterogeneous components in an equivalent model.

## 2 SOLUTIONS FOR HEAT CONDUCTION EQUATION

When we study heat transfer processes in buildings over a period of time, it is naturally assumed that some parameters, like climatic factors, are time dependent and will vary during a certain period of observation. Since these parameters are not stable over time, the heat transfer processes will not be either. Thus, this study lies within a transient context.

Heat conduction is related to thermal energy (heat) transfer through a solid material due to a gradient of temperature difference. The study considers a simplified conduction model, i.e., a one-dimensional heat flow through a finite layer with permanent properties ( $\lambda$  and  $\rho \cdot c$ ) and no internal heat generation. From the energy balance, it is possible to describe the heat conduction in a building component (Equation 1) as a differential equation depending on time ( $t$ ) and space ( $x$ ) coordinates.

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho \cdot c} \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (1)$$

### 2.1 Time Domain

A numerical solution for the conduction equation, known as the Finite Difference Method, is based on a discretization of the building component. This alternative assumes a linear distribution of temperature between the nodes which form the component. The solution is focused on the implicit method, where the unknown temperature for a future time ( $T_i^1$ ) is determined implicitly by the temperatures at adjacent nodes at the same time and the known temperature at node  $i$  from a previous time (Figure 1).

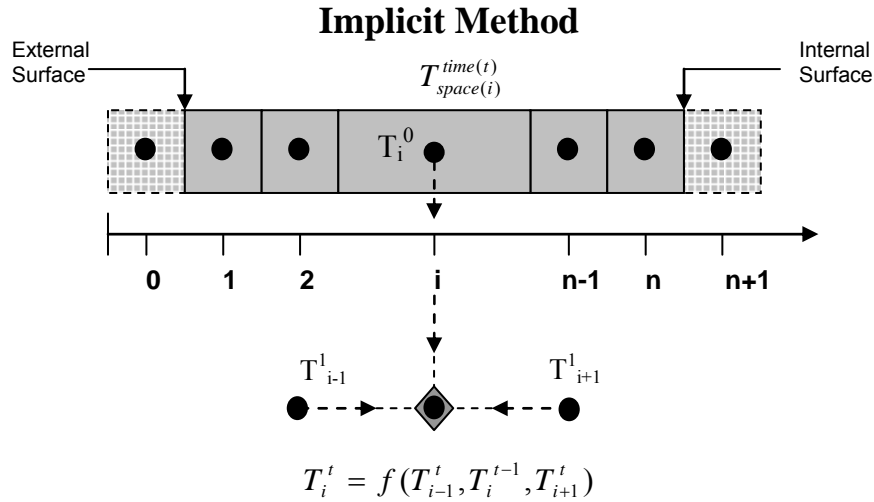


Figure 1. Discretization for implicit method used in finite difference solution.

From the energy balance analysis, the relation at node  $i$  would be:

$$\lambda \cdot \frac{T_{i-1}^1 - T_i^1}{\Delta x} - \lambda \cdot \frac{T_i^1 - T_{i+1}^1}{\Delta x} = \rho \cdot c \cdot \Delta x \cdot \frac{T_i^1 - T_i^0}{\Delta t} \quad (2)$$

⏟
⏟
⏟  
 Input energy      Output energy      Stored energy

The known parameters ( $\Delta t$ ,  $\Delta x$ ,  $\lambda$  and  $\rho \cdot c$ ) can be grouped, for every node  $i$ , as:

$$a_i \cdot T_i^1 = b_{i+1} \cdot T_{i+1}^1 + c_{i-1} \cdot T_{i-1}^1 + d_i^0 \quad (3)$$

Integrating all nodes in a matrix, the system formed by equations (3) can be solved with a Tri-Diagonal Matrix Algorithm (TDMA) based on a substitution of the form [5]:

$$T_i = P_i \cdot T_{i+1} + Q_i \quad (4)$$

Using equation (4) it is possible to determine coefficients  $P_i$  and  $Q_i$  as:

$$P_i = \frac{b_i}{a_i - c_i \cdot P_{i-1}} \quad (5)$$

$$Q_i = \frac{d_i + c_i \cdot Q_{i-1}}{a_i - c_i \cdot P_{i-1}} \quad (6)$$

These equations allow the calculation of coefficients  $P_i$  and  $Q_i$  for all nodes from the boundary conditions at one surface, having initially determined coefficients  $P_0$  and  $Q_0$ . Once the coefficients  $P$  and  $Q$  are found for all nodes, temperatures can be calculated from the boundary conditions at the opposite surface, having initially found the temperature  $T_{n+1}$ . Thus, for the TDMA method, it is necessary to know the thermal boundary conditions (temperature and heat flux) at both surfaces and the temperature distribution for the initial time, e.g.,  $\forall T_i^0$   $i \in [0, n+1]$ .

Using surface temperature and heat flow measurements as boundary conditions for input into the TDMA, the thermal properties of a homogeneous component can be estimated. To

perform the calculations, the kC program was developed in partnership with the Laboratory of Porous Media and Thermo-physical Properties.

The user must specify a range of variation for both thermal properties ( $\lambda_{\max}$ ,  $\lambda_{\min}$ ,  $\rho \cdot c_{\max}$ , and  $\rho \cdot c_{\min}$ ), subdivided by a discrete step ( $\lambda_{\text{step}}$ ,  $\rho \cdot c_{\text{step}}$ ). The program uses one boundary condition from each surface (say,  $T_{\text{es}}$  and  $q_{\text{is}}$ ) to calculate the other two boundary conditions ( $q_{\text{es}}$  and  $T_{\text{is}}$ ) for all combinations of  $\lambda$  and  $\rho \cdot c$ . Thermal properties will be established as the pair of  $\lambda$  and  $\rho \cdot c$  which shows the minimum error compared to measured data.

## 2.2 Frequency Domain

The solution for the heat conduction equation in the frequency domain assumes a periodic behavior for the input signal. Natural signals can be characterized by their main harmonic components with periods of 24, 12, 8 and 6 hours ([6], [7] and [8]). Thus, it is necessary to consider a prior treatment for the surface data registered in the time domain using the Discrete Fourier Transform (DFT) method.

For a finite homogeneous layer the solution established by Carslaw and Jaeger [9], defines a heat transfer matrix (Equation 7) to associate surface variations in temperature and heat flow in the frequency domain. Terms  $\theta$  and  $\phi$  represent the temperature and heat flux oscillations for one frequency.

$$\begin{bmatrix} \theta_{IS} \\ \phi_{IS} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & -B \\ -C & D \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \theta_{ES} \\ \phi_{ES} \end{bmatrix} \quad (7)$$

Where A, B, C and D are complex numbers:

$$A = D = \cosh(k \cdot e \cdot (1+i)) \quad B = \frac{\sinh(k \cdot e \cdot (1+i))}{\lambda \cdot k \cdot (1+i)} \quad C = \lambda \cdot k \cdot (1+i) \cdot \sinh(k \cdot e \cdot (1+i)) \quad (8)$$

$$k = \sqrt{\frac{\omega}{2 \cdot \alpha}} \quad \omega = 2 \cdot \pi \cdot f \quad (9)$$

This matrix configuration is appropriate to treat conduction heat problems as an input output signal system (Figure 2).

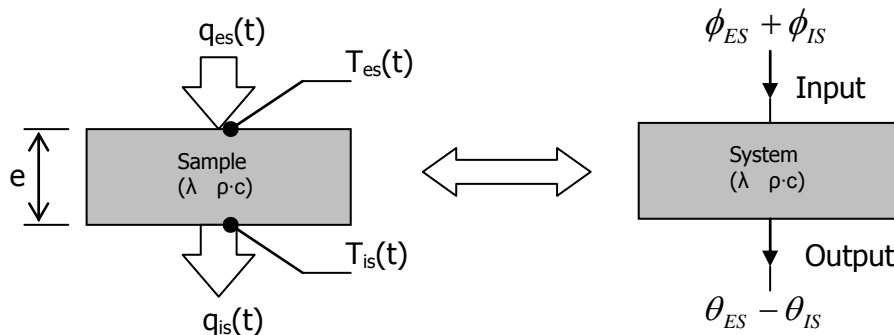


Figure 2. Equivalent thermal model used in frequency domain.

In order to estimate both thermal properties simultaneously, the concept of thermal impedance in frequency domain  $Z(\omega)$  is used by Borges et al [10]. The input signal

(denominator) corresponds to the sum of the two surface heat fluxes. The output signal (numerator) corresponds to the difference between the two surface temperatures.

$$Z(\omega) = \frac{\Delta\theta}{\Sigma\phi} = \frac{\theta_{ES} - \theta_{IS}}{\phi_{ES} + \phi_{IS}} = \frac{A-1}{C} = \frac{\cosh(k \cdot e \cdot (1+i)) - 1}{\lambda \cdot k \cdot (1+i) \cdot \sinh(k \cdot e \cdot (1+i))} \quad (10)$$

Since the impedance is a complex number, thermal properties are estimated with two functions: modulus  $|Z_t(\omega)|$  and argument  $\Psi_{zt}(\omega)$ .

$$|Z_t(\omega)| = \frac{\sqrt{2}}{2 \cdot \lambda \cdot k} \cdot \frac{\sqrt{(\cosh(k \cdot e) \cdot \cos(k \cdot e) - 1)^2 + \sinh(k \cdot e)^2 \cdot \sin(k \cdot e)^2}}{\sqrt{\sinh(k \cdot e)^2 \cdot \cos(k \cdot e)^2 + \cosh(k \cdot e)^2 \cdot \sin(k \cdot e)^2}} \quad (11)$$

$$\Psi_{zt}(\omega) = \arctan\left(\frac{\sin(k \cdot e) - \sinh(k \cdot e)}{\sin(k \cdot e) + \sinh(k \cdot e)}\right) \quad (12)$$

An important property of the impedance function is that the argument depends only on thermal diffusivity ( $\alpha$ ). Thus, the estimate of thermal diffusivity is obtained by minimization of the minimum square difference between the theoretical impedance argument ( $\Psi_{zt}$ ) and experimental impedance argument ( $\Psi_{ze}$ ). Using the modulus function of the impedance it is then possible to obtain the thermal conductivity ( $\lambda$ ) by minimization of the minimum square difference between the theoretical impedance modulus ( $|Z_t|$ ) and experimental impedance modulus ( $|Z_e|$ ).

To estimate thermal properties in the frequency domain, the Solver tool of Microsoft Excel<sup>®</sup> is used to minimize the square difference between theoretical impedance and experimental impedance. The Solver tool can solve optimization problems with 200 decision variables, 100 explicit restrictions and 400 simple restrictions (as maximum and minimum limits for decision variables). For non-linear problems, the Solver tool uses a calculation algorithm known as the Generalized Reduced Gradient Method.

### 3 FIELD EXPERIMENT

#### 3.1 Sample, Sensors and Measurements

Figure 3 represents the measurement kit used in the field tests. In order to reduce the uncertainty due to the temperature gradient within the data acquisition system, a reference junction was used. Thus, the reference temperature is measured at one point of the data acquisition system and the surface temperatures are obtained from the temperature difference with the reference junction.

The sensor devices set for in-situ measurements consists of 3 Type K thermocouples and 2 tangential gradient heat flow transducers (surface area of 10 x 10 cm, sensitivity of 20  $\mu\text{V}/(\text{W}/\text{m}^2)$  and thickness of 300  $\mu\text{m}$ ). Also, global solar radiation in the vertical plane was measured by a pyranometer (D3B model from Maxwell, sensitivity of 2  $\text{mV}/\text{W m}^2$ ). Even though solar radiation is not a variable considered in the mathematical model, it can be useful as a complementary parameter to verify consistency between surface thermal measurements and climatic conditions. All signals were monitored by a HP 3852A data acquisition system (DAS) and recorded on a Pentium PC.

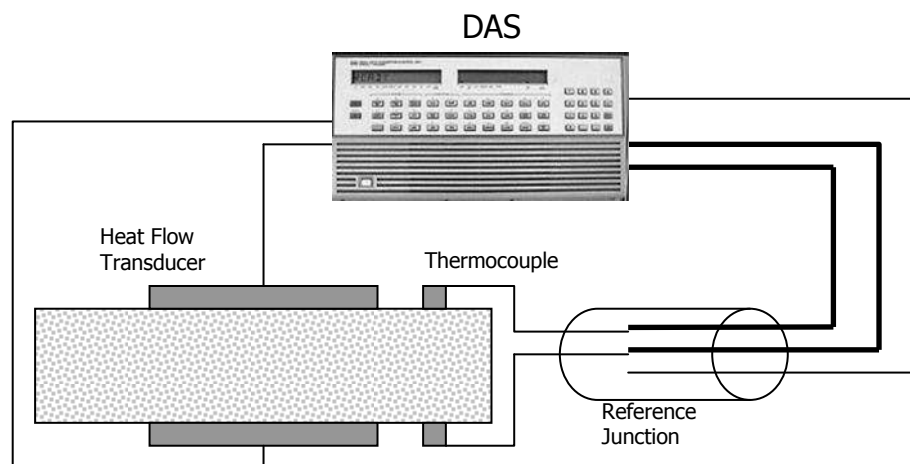


Figure 3. Scheme of measurement kit for field experiments.

For the field experiment a concrete sample of 300x300x50 mm was used. The thermal properties for this sample were measured in laboratory tests. The thermal conductivity ( $\lambda$ ) was measured as 0.94 W/m K using steady state thermal conditions in a guarded hot plate apparatus [11] and the specific heat ( $c$ ) for this concrete was measured as 985 J/kg K using a transient thermal experiment (in the same apparatus) with a semi-infinite conduction model adapted from the methodology given in [12]. The uncertainty of these parameters, with a 95% confidence limit, is in the order of 0.3% for the thermal conductivity and 8.6% for the specific heat. As the weight of the sample is 9.90 kg, its mass density ( $\rho$ ) is 2200 kg/m<sup>3</sup>. Therefore, the heat capacity ( $\rho \cdot c$ ) for the chosen sample is 2170 kJ/m<sup>3</sup> K.

To avoid the influence of humidity variations on the material, a clear acrylic resin was applied as a waterproof film of high resistance. The sample was also painted black in order to increase the influence of solar radiation. The sample was located in a place protected from rain and since the experiment was performed in the southern hemisphere, the sample was north oriented in order to enhance solar heat gains.

The experimental kit was placed over a shading device facing north on the Mechanical Engineering Building (Figure 4). Measurements were recorded during the third week of June 2005 (beginning of winter in Florianópolis). Surface thermal data was measured every 15 seconds and each test had a total duration of 24 hours. Some of the procedures applied in the field experiment were taken from the guidelines presented by Straube et al [13]. Other recommendations for design field experiments can be found in [13]. The variation in surface measurement was analyzed for three days under different sky conditions during the same week. Recording of data started in the morning due to previously stable conditions.

### 3.2 Data Processing

A lot of care must be taken to guarantee the one-dimensional heat flow condition through the concrete sample. The Finite Difference program FEHT [14] was used to create a virtual 2D model for the section of the concrete sample and to simulate internal thermal conditions due to measured boundary conditions. The model represents the central section of the sample with a discretization of 10 mm thick and 50 mm high, which leads to a system with 42 nodes. The solution method used is the Crank-Nicolson method.



Figure 4. Experimental kit for field measurement.

Boundary conditions on both vertical surfaces are the temperatures and heat flow registered by the sensors in the field experiment. Since there is no sensor located in the horizontal surfaces, boundary conditions are estimated as follows. For the lower horizontal surface, boundary condition is set as a convective phenomenon using the air temperature registered and a convective transfer coefficient of  $3.0 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ . For the upper horizontal surface it was considered the convective heat transfer (as for the lower horizontal surface) and the solar radiation incident in this plane. Global horizontal radiation is estimated from the data registered with the pyranometer (in a vertical plane) and with data base measurements [15]. Thus, the heat gain due to solar radiation is calculated considering a surface absorptivity of 0.9.

In order to obtain the two-dimensional temperature and heat flow distribution, it is necessary to establish a value for each thermal property of the model. This procedure does not interfere with the fact that thermal properties are initially unknown because finite element analysis is intended as a qualitative analysis only to observe the one-dimensional heat flow (mainly where the heat flux sensors are located). Thus, only one order of magnitude is needed for each thermal property.

Previous research involving in-situ measurements reveals the problems in interpreting heat flow meter outcomes and it is recommended to include a signal processing technique in order to obtain reliable results [6] and [13]. If we consider that the thermal data obtained from measurements is periodic, it can be represented by a sum of harmonic components. Thus, the boundary temperature and heat flux taken from measurements was fitted with periodic functions by using the Discrete Fourier Transform method (Equations 13 and 14).

$$T(t) = \bar{\theta} + \sum_{j=1}^n \theta_j \quad (13)$$

$$q(t) = \bar{\phi} + \sum_{j=1}^n \phi_j \quad (14)$$

A similar procedure was used previously to validate a mathematical model for heat transfer in a building envelope [16]. However, harmonic components are selected randomly in order to describe the monthly variations in air temperature. For the measurements done in the concrete sample, the harmonic components were classified by modulus in decreasing order and the first twenty components were selected. This procedure is intended to reduce signal noise and avoid divergence in the estimation algorithms.

## 4 RESULTS

The three measurement days were classified according to cloudiness as: overcast day (06/15), low cloudiness day (06/21) and variable cloudiness day (06/22). Figure 5 shows the Vertical Global radiation (VGRad) for these days.

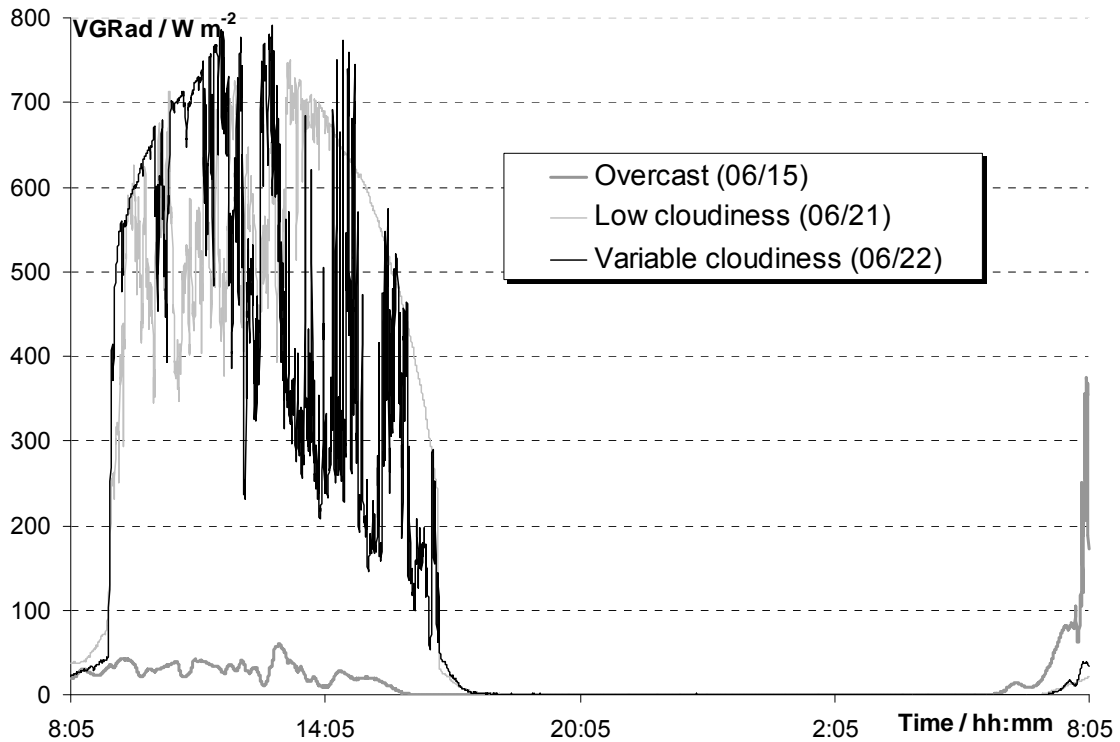


Figure 5. Global solar radiation incident in the external vertical surface of the concrete sample.

### 4.1 Data Processing

Figure 6 shows the cross section model for the concrete sample simulated from measured boundary conditions. Results from the FEHT program show that for the three days, during the whole measurement period, the heat flow remained one-dimensional in the center of the sample (where the sensors are located). The only bi-dimensional heat flow condition was observed for the low cloudiness day in the north oriented upper corner due to incident solar radiation.

Figure 7 shows external and internal surface temperatures ( $T_{es}$  and  $T_{is}$ ) for the three days of measurement (Measured) and the approximate periodic function obtained from the twenty main harmonic components (Treated). The frequency bandwidth for the twenty main harmonic components is between  $11.6 \mu\text{Hz}$  (24 hours) and  $300 \mu\text{Hz}$  (1 hour). For all cases it was observed that the most important oscillation in terms of defining the surface temperature behavior is day/night cycle ( $f=11.6 \mu\text{Hz}$ ), this being in agreement with natural signals described in the literature ([6], [7] and [8]). The periodic function represents satisfactorily measured temperatures, maximum differences observed being  $3.7$  and  $1.5$  °C at the end of the overcast day. This is because the measurement process began and ended after sunrise and the Discrete Fourier Transform needs more harmonic components to fit this sudden increase in temperature. The other two days of measurement began and ended earlier to avoid this situation.



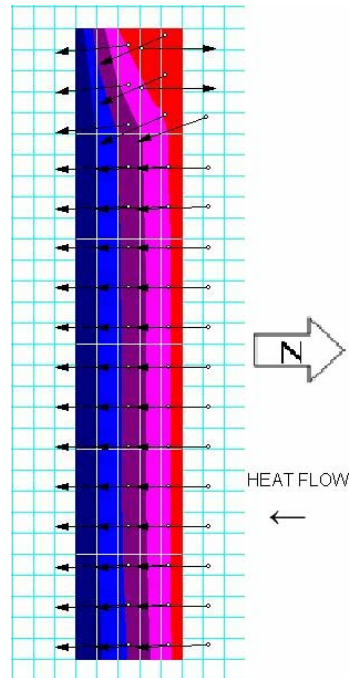


Figure 6. Internal thermal conditions in sample model for the low cloudiness day.

Figure 8 shows external and internal surface heat flow ( $q_{es}$  and  $q_{is}$ ) for the three days of measurement (Measured) and the approximate periodic function obtained from the twenty main harmonic components (Treated). Again, it was observed that the most important harmonic is the day/night cycle. Measurements recorded every 15 seconds are very unstable during daytime partly due to cloudiness variations, but mainly because of air movements at the sample surface. However, mathematical models to estimate thermal properties are focused on conduction heat transfer through a building component. Thus, convection effects are not included in estimative algorithms because they are considered as a surface phenomenon.

Periodic functions show a behavior in agreement with measured heat flow. An external surface responds instantaneously to variations in solar radiation for partially cloudy days. For an internal surface there is a delay in its thermal response due to the thermal properties of the sample. During the night, heat flow is close to zero because there is a stable thermal condition with surface temperatures being very close or equal on the two sides.

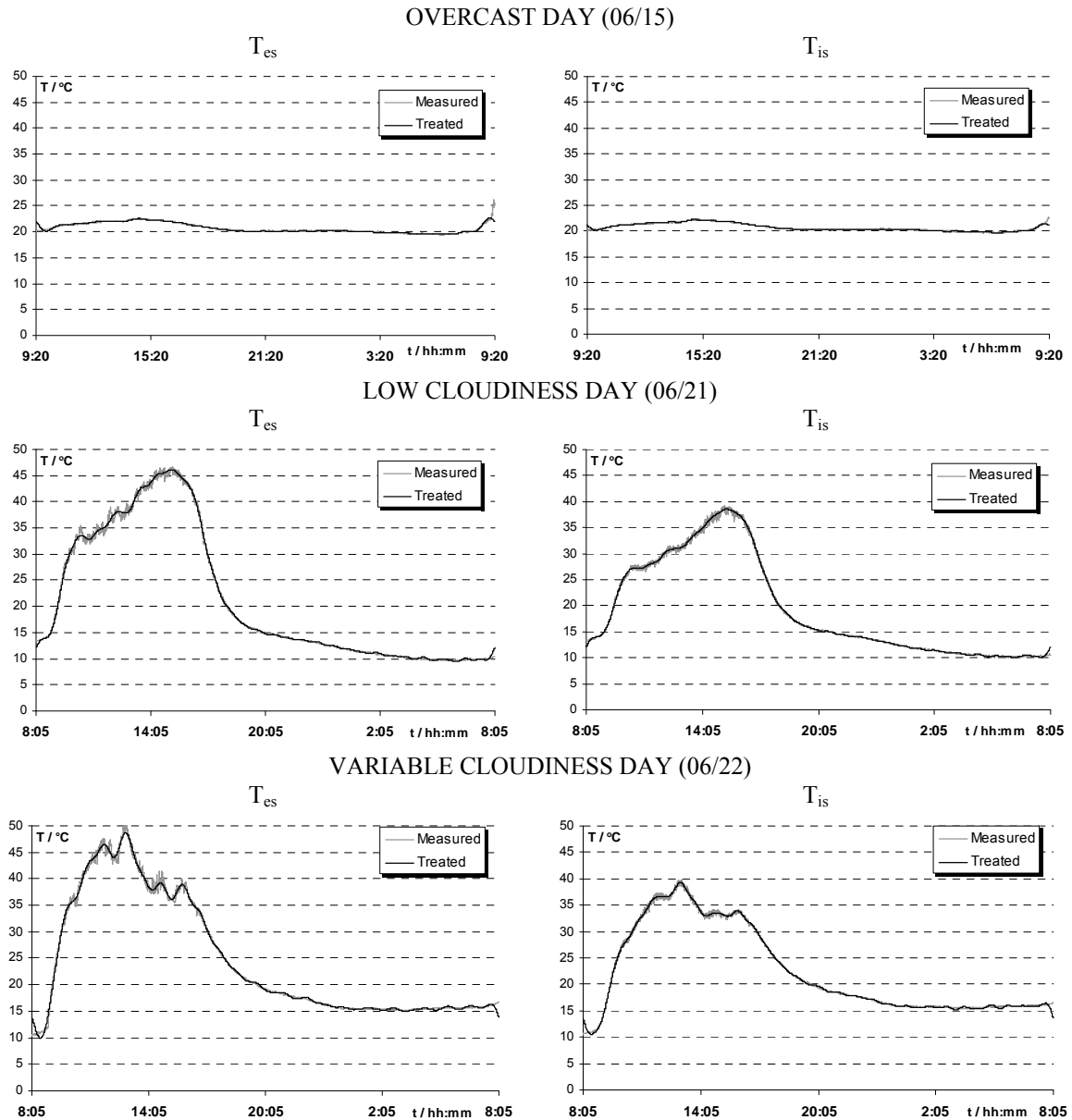


Figure 7. Measured surface temperatures and periodic function.

## 4.2 Thermal Properties Estimation

In the frequency domain, the overcast day gives no reliable results. For this day, Fourier Transform of the thermal signal leads to a low intensity spectrum and the optimization algorithm has divergence problems. Figure 9 shows the measured and calculated impedance argument ( $\psi_{Z_m}$ ,  $\psi_{Z_c}$ ) and modulus ( $|Z_m|$ ,  $|Z_c|$ ) for the main frequencies of the other two days. For the measured impedance (argument and modulus), the highest values are in the 11.6  $\mu\text{Hz}$  frequency, emphasizing the importance of the day/night cycle. Calculated impedance follows the same behavior. The mean square difference is 0.44  $\text{rad}^2$  for the argument and  $4 \cdot 10^{-4}$   $(\text{W}/\text{m}^2 \text{K})^2$  for the modulus.

Thus, in the frequency domain, thermal properties for the chosen concrete sample can be estimated as shown in Table 1, including the percentage error compared to known values ( $\lambda=0.94$   $\text{W}/\text{m K}$  and  $\rho \cdot c=2170$   $\text{kJ}/\text{m}^3 \text{K}$ ).

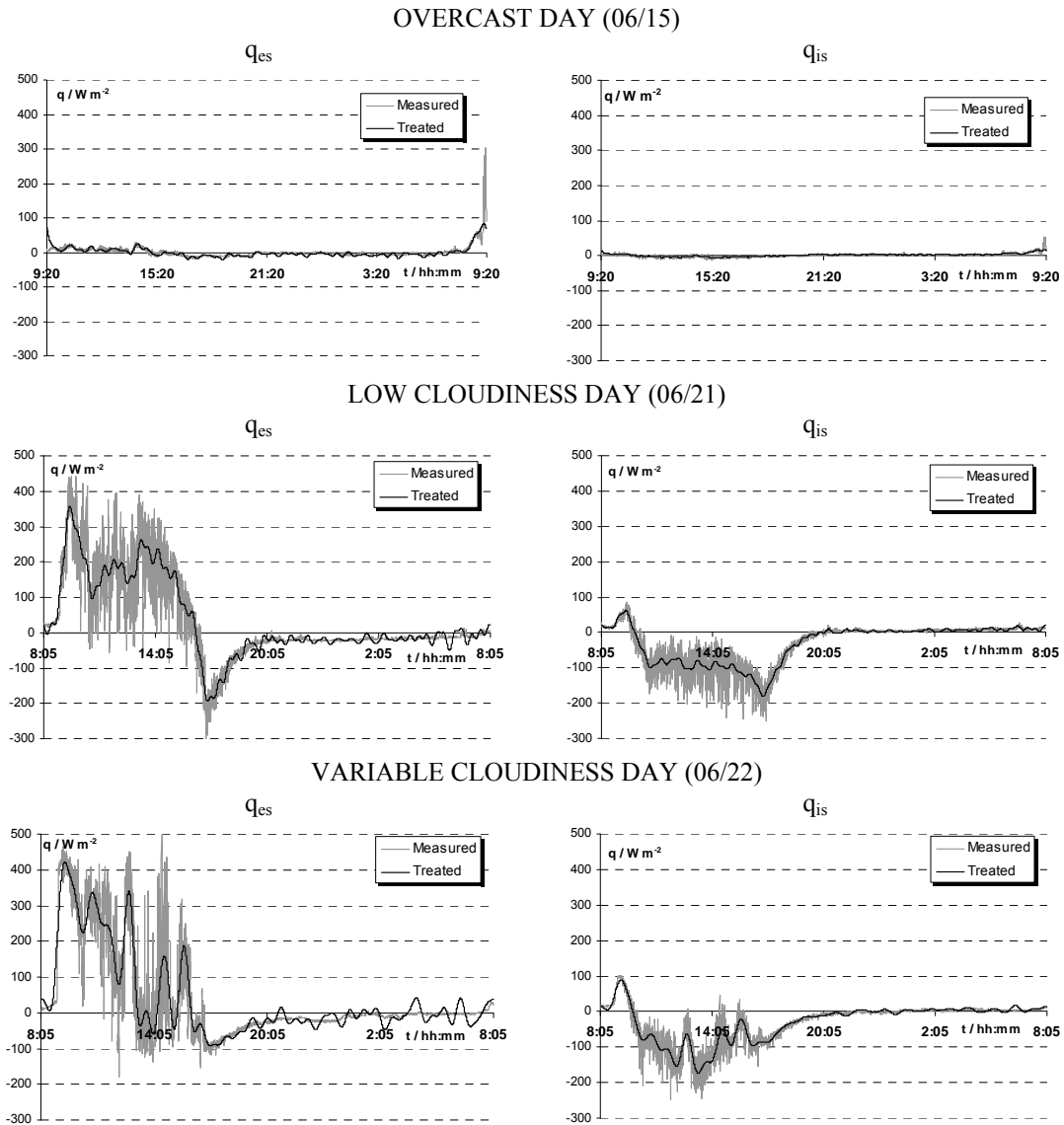


Figure 8. Measured surface heat flow and periodic function.

On the other hand, in the time domain, analytical tests showed that better results can be achieved with the kC program using the surface temperatures as the input boundary conditions ( $T_{es}$  and  $T_{is}$ ), in order to calculate surface heat flow oscillations ( $q_{es}$  and  $q_{is}$ ). The variation ranges defined for thermal properties are summarized in Table 2. The thermal properties are established as the pair of  $\lambda$  and  $\rho \cdot c$  which shows the minimum error compared to the measured data.

Table 1. Results from thermal estimate in frequency domain.

	$\alpha$ $m^2 s^{-1}$	$\lambda$ $W (m K)^{-1}$	$\lambda_{error}$ %	$\rho \cdot c$ $kJ (m^3 K)^{-1}$	$\rho \cdot c_{error}$ %
Low cloudiness	$5.17 \cdot 10^{-7}$	1.17	24.5	2265	4.4
Variable cloudiness	$5.45 \cdot 10^{-7}$	1.14	21.8	2100	3.2

Table 2. Range of variation and discrete steps for thermal estimate in time domain.

	Minimum	Step	Maximum
$\lambda / \text{W (m K)}^{-1}$	0.5	0.01	2.5
$\rho \cdot c / \text{kJ (m}^3 \text{ K)}^{-1}$	1500	10	3000

In the TDMA algorithm, data from all three measurement days can be used without observing divergence problems. Table 3 shows the estimative results for these days. The mean heat flow difference (Mean\_Δq in  $\text{W/m}^2$ ) is calculated dividing the total square difference by the number of time steps ( $n=289$ ). The percentage heat flow difference (Mean\_Δq in %) is calculated comparing the mean heat flow difference (Mean\_Δq in  $\text{W/m}^2$ ) with the measured surface heat flow values. It can be seen that the cases with the lowest values for the difference between calculated and measured heat flow also show the best thermal property estimates. Thus, the mean value for thermal conductivity is  $0.90 \text{ W/m K}$  and for heat capacity is  $2200 \text{ kJ/m}^3 \text{ K}$ .

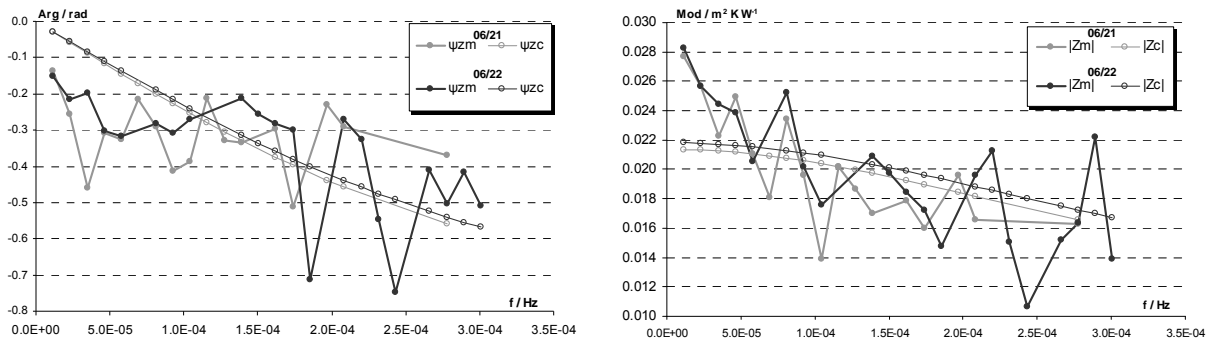


Figure 9. Impedance modulus and argument from experiments and simulated homogeneous component.

However, thermal conductivity is temperature dependent and standard laboratory tests designed to estimate thermal conductivity consider a mean temperature of  $24.0 \text{ }^\circ\text{C}$  under steady state conditions. The mean temperature of the concrete sample is  $20.3 \text{ }^\circ\text{C}$  for the low cloudiness day and  $23.4 \text{ }^\circ\text{C}$  for the variable cloudiness day. Temperatures for these days are  $21.1 \text{ }^\circ\text{C}$  and  $18.9 \text{ }^\circ\text{C}$ , respectively. This situation can lead to small differences between estimated and known thermal conductivity. The estimate for the heat capacity is satisfactory using both methods, and the error is less than 5% (except for the overcast day where error is more than 30%).

Table 3. Results from thermal estimate in time domain.

	$\lambda$	$\lambda_{\text{error}}$	$\rho \cdot c$	$\rho \cdot c_{\text{error}}$	Mean_Δq	Mean_Δq
	$\text{W (m K)}^{-1}$	%	$\text{kJ (m}^3 \text{ K)}^{-1}$	%	$\text{W m}^{-2}$	%
Overcast	1.16	23.4	1500	30.88	21.15	20.8
Low cloudiness	0.91	3.2	2180	0.46	53.29	9.7
Variable cloudiness	0.89	5.3	2220	2.30	73.70	14.4

## 5 CONCLUSIONS

Both solutions for the heat conduction equation (TDMA in the time domain and Impedance in the frequency domain), can be used to establish a relation between thermal

oscillations at each surface in order to estimate thermal properties ( $\lambda$  and  $\rho \cdot c$ ) from a discrete input/output system. These mathematical models can be applied in-situ using natural surface signals to provide a non-destructive testing device which is easy to implement and requires only simple equipment.

The signal processing technique used to reduce the heat convection influence (noise signal) in the heat flow measurement is important to avoid divergence problems and to reduce computational and time resources in the estimation algorithms. The main harmonic components observed during the measurement period are consistent with the literature references. The main frequencies that model natural thermal signals are 11.6  $\mu\text{Hz}$  (24 h), 23.1  $\mu\text{Hz}$  (12 h) and 46.3  $\mu\text{Hz}$  (6 h). The importance of the day/night cycle is clearly visible in every test.

Measurement results showed that the overcast day could not give enough information (frequency domain) or gave a large error (time domain) in the estimation of the thermal properties. This upholds the idea that an important heat source (in this case, solar radiation) is necessary. For the rest of the days, results in the time domain give good estimates of both thermal properties and in the frequency domain results seem to overestimate thermal conductivity.

At first glance, the scattered values of the measured impedance in the frequency domain seem to give discrepancies in relation to the calculated impedance. For this reason, it is necessary to study what has been measured and how this data can be handled to give more precise results (maybe a combination of time and frequency domain algorithms or a wider and continuous period of measurement). Still, preliminary results obtained in this study are strongly encouraging with regard to improving this technique.

## 6 ACKNOWLEDGEMENT

The authors would like to thank the Brazilian research agency CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior) for financial support of this study.

## 7 REFERENCES

- [1] BEN - Balanço Energético Nacional (Brazilian Energy Balance). Ministry of Mines and Energy (MME), Brasília, 2005. Available at [www.mme.gov.br](http://www.mme.gov.br)
- [2] SINPHA - Sistema de Informações de Posses de Eletrodomésticos e Hábitos de Consumo. PROCEL / ELETROBRÁS. Núcleo de Estatística Computacional, PUC/Rio. Rio de Janeiro, 1999. CD-ROM.
- [3] Wilson, A. Thermal Mass and R-value: Making Sense of a Confusing Issue. Environmental Building News, 1998. 5 p.
- [4] ISO 9869. Thermal insulation -- Building elements -- In-situ measurement of thermal resistance and thermal transmittance (1994). 24 p.
- [5] Güths, S. Anémomètre à effet Peltier et fluxmètre thermique: conception et réalisation, application à l'étude de la convection naturelle. PhD Thesis. Université d'Artois, 1994. (In french)
- [6] Weber, T., Jóhannesson, G., Koschenz, M., Lehmann, B. and Baumgartner, T. Validation of a FEM-program (frequency-domain) and a simplified RC-model (time-

- domain) for thermally activated building component systems (TABS) using measurement data. *Energy and Buildings* 37 (2005). pp 707-724.
- [7] Pfafferott, J. Herkel, S. and Wapler, J. Thermal building behaviour in summer: long-term data evaluation using simplified models. *Energy and Buildings* 37 (2005). pp 844-852.
- [8] Defer, D., Shen, J., Lassue, S. and Duthoit, B. Non-destructive testing of a building wall by studying natural thermal signs. *Energy and Buildings* 34, (2002). pp 63-69.
- [9] Carslaw, H. S., Jaeger, J. C. *Conduction of heat in solids*. 2.ed. Oxford: At the Clarendon, 1959. pp 109-112.
- [10] Borges, V., Lima, S., Guimarães, G. A dynamic thermal identification method: Part I – Non conductor solid materials. *Inverse Problems, Design and Optimization Symposium*. Rio de Janeiro, Brazil, 2004. 8 p.
- [11] ABNT NBR 15220-5. *Desempenho Térmico de Edificações - Parte 5: Medição da resistência térmica e da condutividade térmica pelo método fluximétrico*. Brazilian Association of Technical Standards, 2005. (In portuguese).
- [12] ABNT NBR 15220-4. *Desempenho Térmico de Edificações - Parte 4: Medição da resistência térmica e da condutividade térmica pelo princípio da placa quente protegida*. Brazilian Association of Technical Standards, 2005. (In portuguese).
- [13] Straube, J., Onysko, D. and Schumacher, C. (2002). Methodology and design of field experiments for monitoring the hygrothermal performance of wood frame enclosures. *Journal of Thermal Envelope and Building Science*, Volume 26, pp. 123-151.
- [14] Incropera, F., Dewitt, D. *Transferência de Calor e Massa*. Quinta edição. LTC – Livros Técnicos e Científicos Editora S.A. Rio de Janeiro, 2003. 698 p. (In portuguese).
- [15] Laboratório de Energia Solar/UFRGS. *Radiasol program – version 1.1*. Porto Alegre, 2002. Available at [www.solar.ufrgs.br](http://www.solar.ufrgs.br)
- [16] LÜ, X., LU, T., VILJANEN, M. A new analytical method to simulate heat transfer process in buildings. *Applied Thermal Engineering* 26, 2006. 1901 – 1909.

**Nomenclature**

$c$  = specific heat [J/kg K]

$e$  = sample thickness [m]

$f$  = frequency [Hz]

$q$  = heat flux density [ $\text{W}/\text{m}^2$ ]

$T$  = temperature [ $^{\circ}\text{C}$ ]

$t$  = time [s]

$x$  = space coordinate [m]

$Z$  = thermal impedance [ $\text{m}^2 \text{K}/\text{W}$ ]

## Greek symbols

$\alpha$  = thermal diffusivity [ $\text{m}^2/\text{s}$ ]

$\theta$  = Fourier transform of temperature [ $^{\circ}\text{C}$ ]

$\lambda$  = thermal conductivity [ $\text{W}/\text{m K}$ ]

$\rho$  = mass density [ $\text{kg}/\text{m}^3$ ]

$\varnothing$  = Fourier transform of heat flux density [ $\text{W}/\text{m}^2$ ]

## Subscripts

es = external surface

is = internal surface

## ANEXO B

### CALIBRAÇÃO DE SENSORES UTILIZADOS PARA ENSAIOS EM LABORATÓRIO

#### Calibração de termopares tipo T

A calibração dos sensores de temperatura foi feita no Laboratório de Meios Porosos e Propriedades Termofísicas (LMPT) através de um banho termostático e usando um termômetro de referência com uma incerteza de 0,1 °C. A sensibilidade observada foi de 0,0239 °C/ $\mu$ V (Figura B.1). Este valor apresenta uma diferença de 3,2% em relação ao valor apresentado por Güths e Nicolau (1998) para temperaturas próximas do ambiente. Os autores indicam que o limite de erro padrão para este tipo de termopar é de  $\pm 0,75\%$ .

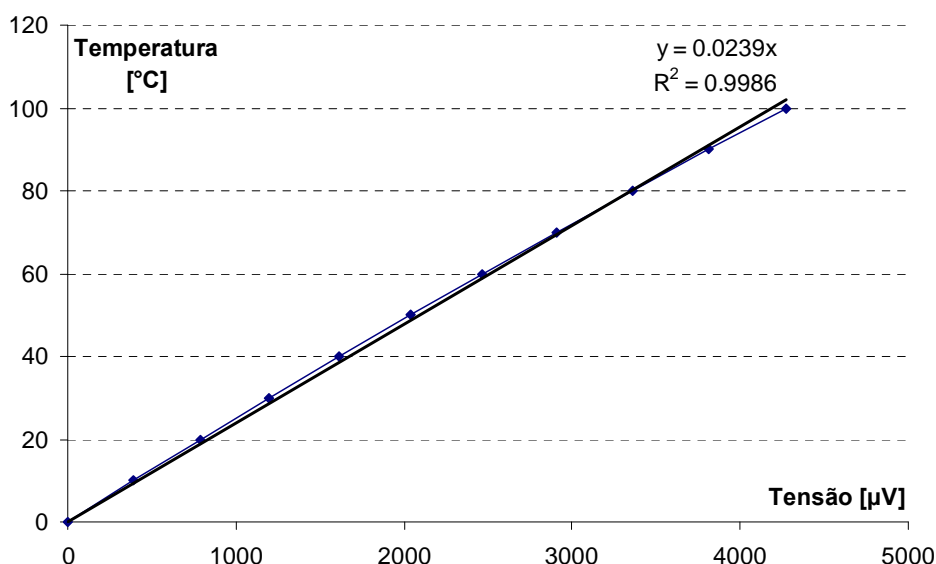


Figura B.1 – Reta de calibração para os termopares tipo T (cobre/constantan).

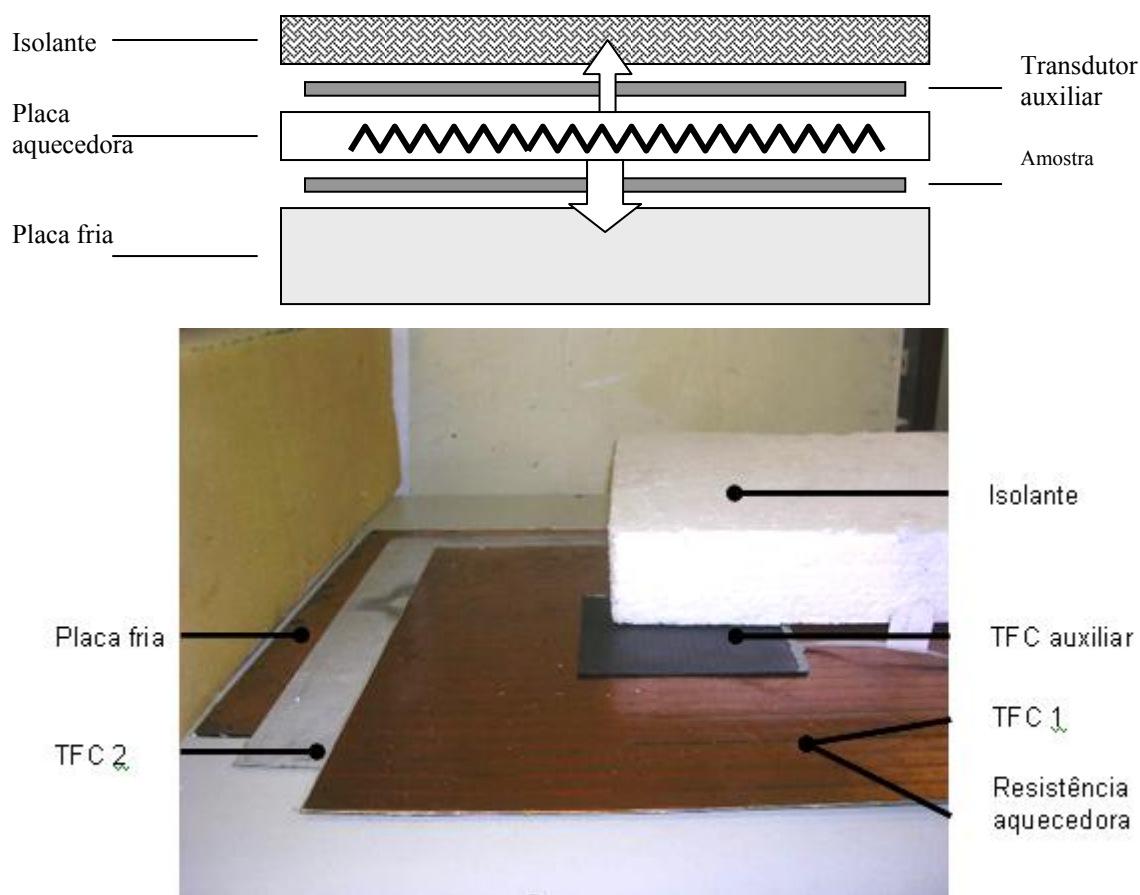
#### Calibração de transdutores de fluxo de calor

Para a calibração dos transdutores de fluxo de calor, foi utilizado um dispositivo de método fluximétrico (Figura B.2). Esta configuração consiste em uma combinação de duas placas planas e paralelas entre as quais se coloca o objeto de estudo (neste caso, o transdutor a calibrar). Uma placa, chamada placa aquecedora, possui uma resistência elétrica que serve como geradora de fluxo de calor. A outra placa, conhecida como placa fria, consiste em um material metálico acoplado a uma serpentina em que circula água quente ou fria para manter uma temperatura definida. A principal característica do método fluximétrico é produzir um



fluxo de calor conhecido que atravesse a área central da amostra de forma unidirecional e perpendicular a ela.

No contato entre o transdutor e as placas quente e fria é aplicado um gel (com pH neutro) para reduzir os espaços vazios entre as superfícies em contato e facilitar a passagem de fluxo de calor na direção do transdutor principal.



**Figura B.2 – Configuração e montagem utilizada na calibração dos transdutores de fluxo de calor.**

A calibração dos transdutores de fluxo de calor será feita através do procedimento com transdutor auxiliar, em que as fugas de calor através do isolante são medidas por um transdutor previamente calibrado (auxiliar) e subtraídas do valor dissipado pela resistência aquecedora, permitindo assim a calibração do outro transdutor (Figura B.2). Para a calibração do transdutor, é necessário que o regime permanente seja alcançado pelo sistema (GÜTHS e NICOLAU, 1998 e MOYA, 1996). Assim, conhecendo-se a potência gerada pela resistência elétrica, a tensão medida nos dois fluxímetros e a constante do transdutor auxiliar, a constante de calibração do fluxímetro a utilizar é obtida a partir do balanço energético (equação b.1). A densidade de fluxo de calor no TFC auxiliar ( $CTFC\_aux \cdot VTFC\_aux$ ) tem sinal negativo por questão de convenção no sentido do fluxo de calor.

$$q'' = C_{TFC} \cdot V_{TFC} - C_{TFC\_aux} \cdot V_{TFC\_aux} \quad (b.1)$$

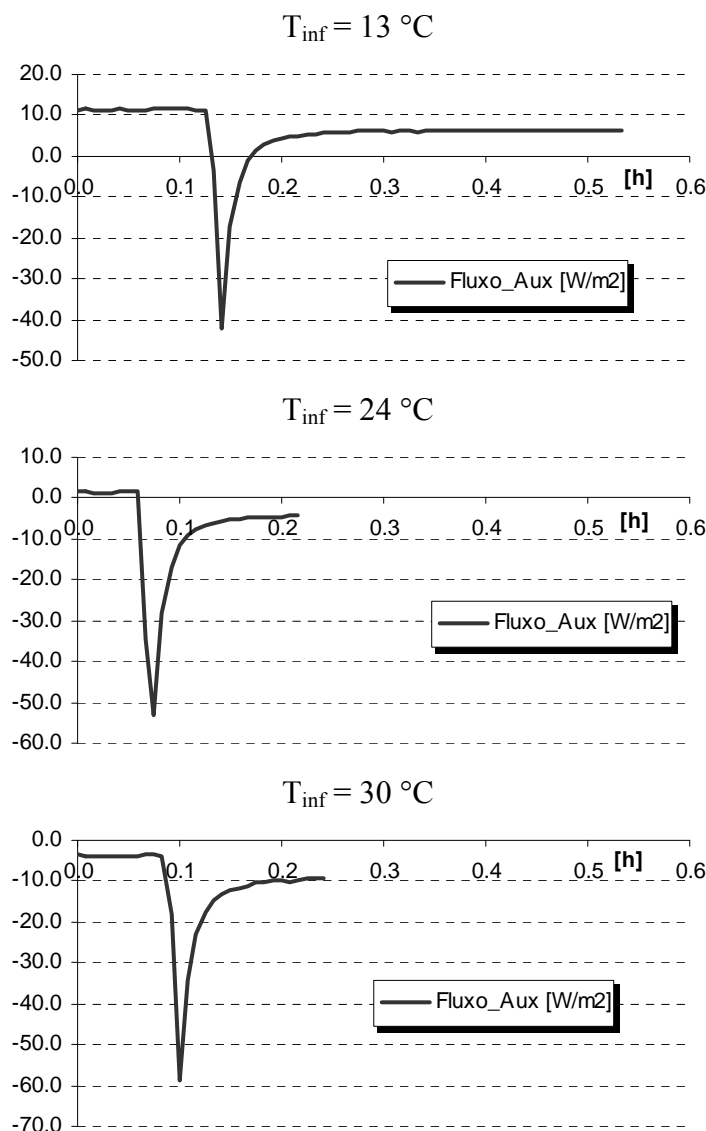
Uma vez que a densidade de calor conhecida ( $q''$ ) é dissipada em regime permanente através dos TFC, os transdutores produzem um sinal de resposta ( $V_{TFC}$ ) em mV proporcional ao fluxo de calor que está sendo transmitido. Assim, a partir da equação b.2, é possível determinar as constantes ( $C_{TFC}$ ) para os demais transdutores.

$$C_{TFC} = \frac{q'' + C_{TFC\_aux} \cdot V_{TFC\_aux}}{V_{TFC}} \quad (b.2)$$

Para verificar a incerteza existente nos valores finais das constantes, o ensaio foi repetido para 3 temperaturas na placa fria (13, 24 e 30 °C) e 4 potências para o fluxo de calor (440, 220, 110 e 55 W/m<sup>2</sup>). Para cada TFC foi encontrado um valor médio e desvio padrão para sua constante de calibração ( $C_{TFC}$ ). Através da análise estatística, considerando uma distribuição t-student, é possível determinar a incerteza nos valores obtidos.

A Figura B.3 apresenta as medições de densidade de fluxo de calor observadas no transdutor auxiliar para as 3 temperaturas na placa fria ( $T_{inf}$ ) e uma densidade de fluxo de calor de 440 W/m<sup>2</sup>. Considerando que a temperatura ambiente ( $T_{amb}$ ) do laboratório é de 24 °C, é interessante observar a importância da temperatura na placa fria no desempenho do ensaio.

Para a temperatura mais baixa (13 °C) o transdutor auxiliar registra um fluxo de calor entrando no sistema (valor positivo), causado pela diferença de temperatura com o ambiente (24 °C). O pulso de calor gerado pela resistência aquecedora é percebido pelo transdutor auxiliar registrando um sinal negativo. Entretanto, se mantido o pulso de calor no estado de equilíbrio térmico final, o transdutor auxiliar continua registrando um fluxo de calor entrante (porém menor se comparado com a condição inicial, devido à ação da resistência aquecedora). Este fenômeno acontece em decorrência da diferença de temperatura entre a placa fria e a temperatura ambiente ( $T_{inf} < T_{amb}$ ).



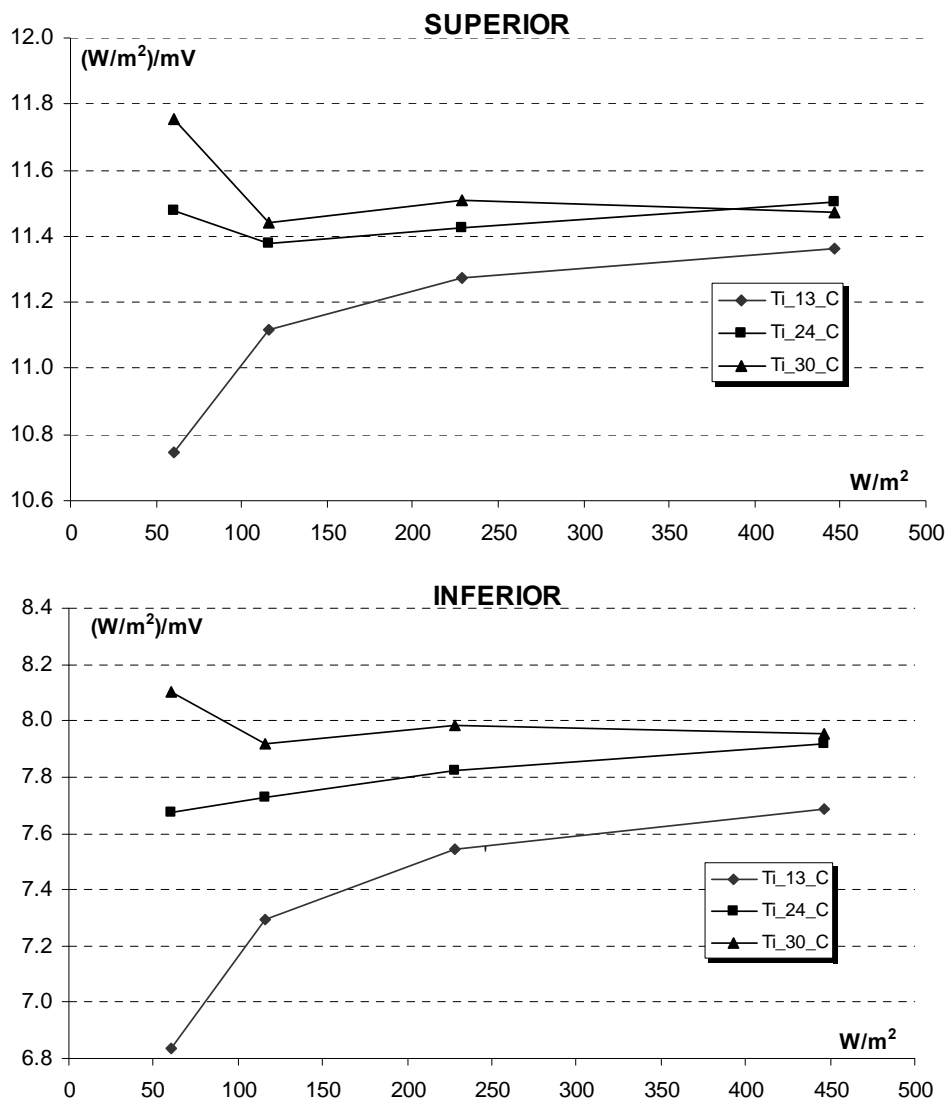
**Figura B.3 – Densidade de fluxo de calor observada no transdutor auxiliar para os ensaios com densidade de potência aplicada de  $440\text{ W/m}^2$ .**

No caso em que a temperatura da placa fria é igual à temperatura ambiente, observa-se um comportamento adiabático nas condições iniciais do ensaio e uma perda de calor ( $-4,7\text{ W/m}^2$ ), no equilíbrio térmico final. Para a situação em que a temperatura da placa fria ( $30\text{ }^{\circ}C$ ) é superior à temperatura ambiente, o transdutor auxiliar registra uma perda de calor na superfície superior ainda maior ( $9,9\text{ W/m}^2$ ).

Para as outras densidades de fluxo de calor ( $220, 110$  e  $55\text{ W/m}^2$ ), a influência do calor gerado é menor e a perda de calor registrada no transdutor auxiliar após a geração de calor na resistência aquecedora é mais próxima ao valor medido antes de acionar a geração de calor.

A Figura B.4 apresenta os valores obtidos para as constantes de calibração nos dois TFC. Observa-se que, para valores altos de calor gerado na resistência elétrica, existe uma

tendência de convergência nos valores das constantes. Para valores baixos de geração de calor ( $\approx 55 \text{ W/m}^2$ ), o valor da constante de calibração apresenta diferenças importantes com o resto dos ensaios, dificultando a determinação deste parâmetro.



**Figura B.4 – Valores obtidos para as constantes de fluxo de calor nos transdutores superior e inferior.**

Considerando então os ensaios com as gerações de calor de 440, 220 e 110  $\text{W/m}^2$ , o valor médio para a constante de calibração do TFC superior é de 11,39  $(\text{W/m}^2)/\text{mV}$  com um desvio padrão de 0,13  $(\text{W/m}^2)/\text{mV}$ . Para o TFC inferior, o valor médio da constante de calibração é de 7,76  $(\text{W/m}^2)/\text{mV}$  com um desvio padrão de 0,23  $(\text{W/m}^2)/\text{mV}$ . Aplicando o fator de Student (para 95% da confiança), que corresponde a 2,306, tem-se uma incerteza de 2,6% e 6,8% no valor das constantes calculadas para o TFC superior e inferior, respectivamente.

## ANEXO C

### CALIBRAÇÃO DE SENSORES UTILIZADOS PARA ENSAIOS EM CAMPO

#### Calibração de termopares tipo K

A calibração dos sensores de temperatura foi feita no Laboratório de Meios Porosos e Propriedades Termofísicas (LMPT), através de um banho termostático e usando um termômetro parametrizado com uma incerteza de 0,1 °C. A Figura C.1 apresenta a curva de calibração para os termopares escolhidos. Observa-se uma correlação satisfatória ( $R^2 \approx 1$ ). A constante de calibração utilizada nos termopares tipo K é 0,0245 [°C/ $\mu$ V]. Este valor apresenta boa correlação com a bibliografia utilizada (GÜTHS e NICOLAU, 1998).

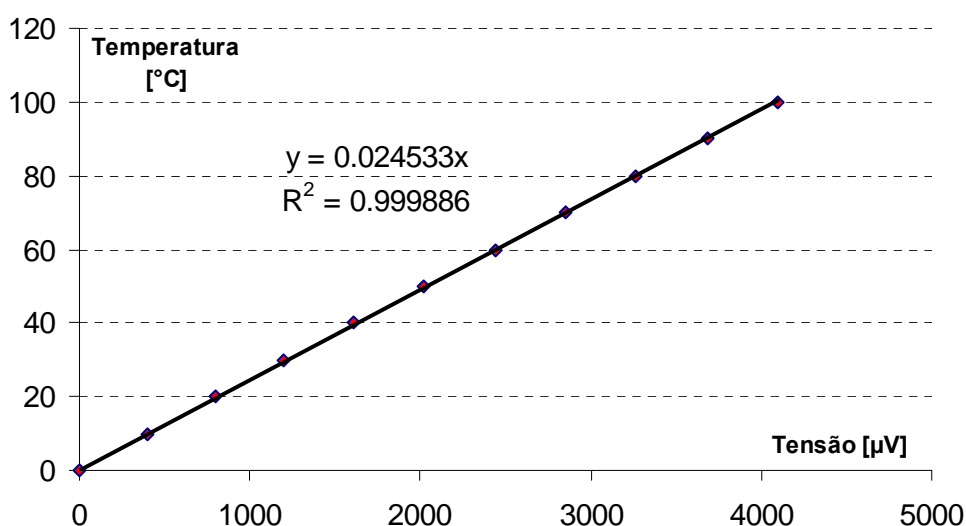
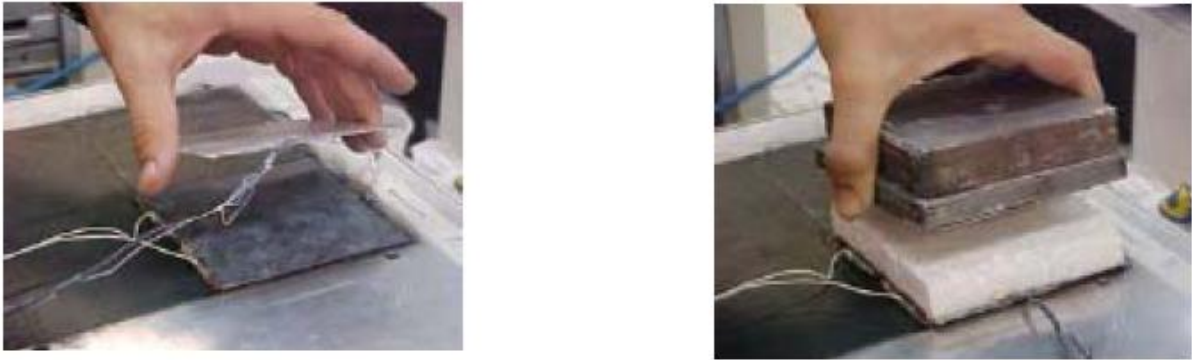


Figura C.1 – Retas de calibração para os termopares tipo K (Cromel/Alumel).

#### Calibração de transdutores de fluxo de calor

Para a calibração dos transdutores de fluxo de calor (TFC) foi adotado o mesmo procedimento de transdutor auxiliar apresentado no item 6.3.1. No contato entre os transdutores e as placas quente e fria, também foi aplicado um gel (com pH neutro) para reduzir a resistência térmica de contato e facilitar a passagem de fluxo de calor na direção do transdutor principal. Considerando o tamanho dos TFC e a duração do ensaio, foi utilizada uma placa de metal a temperatura ambiente como elemento de placa fria para dissipar o calor.

Antes do início da calibração, os dois fluxímetros a serem utilizados nos ensaios em campo tinham sido calibrados e suas constantes de calibração eram conhecidas. Assim, foi adotado um procedimento iterativo em que cada fluxímetro participou como sensor auxiliar e sensor a calibrar a fim de recalcular e verificar as constantes anteriores. A Figura C.2 apresenta a seqüência de montagem na calibração dos sensores de fluxo de calor.



**Figura C.2 – Seqüência de montagem na calibração de fluxímetros.**

Para cada iteração foram realizados 16 ensaios distribuídos em quatro repetições para quatro níveis diferentes de fluxo de calor. As potências adotadas para cada série de repetição foram 5, 10, 15 e 20 W. Considerando que a superfície da placa aquecedora e dos fluxímetros é de  $0,01 \text{ m}^2$ , a densidade de potência ideal ( $P$ ) em cada série de repetição seria 500, 1000, 1500 e  $2000 \text{ W/m}^2$ .

A Tabela C.1 apresenta os valores das constantes de calibração obtidas para as quatro séries (de acordo com as diferentes potências aplicadas) na última iteração. Foram encontrados valores médios de  $0,293 \text{ W/mV}$  para a Constante 1 e de  $0,594 \text{ W/mV}$  para a Constante 2. O desvio padrão associado a cada constante é de  $0,00364 \text{ W/mV}$  e de  $0,00896 \text{ W/mV}$ , respectivamente. Através da análise estatística de Student (com 95% de confiança), a incerteza associada é de 2,65% para a Constante 1 e de 3,21% para a Constante 2.

Tabela C.1 – Constantes de calibração para os fluxímetros nas quatro séries de ensaios.

Potência [W]	q <sub>1</sub> [W]	Fuga [%]	Cte <sub>1</sub> [W/mV]	q <sub>2</sub> [W]	Fuga [%]	Cte <sub>2</sub> [W/mV]
5,0	4,9	2,1	0,293	4,8	3,7	0,587
5,0	4,9	1,2	0,283	4,8	4,6	0,595
5,0	4,9	2,0	0,291	4,8	3,2	0,577
5,0	4,9	2,8	0,295	4,8	4,8	0,621
10,0	9,8	2,0	0,289	9,6	4,1	0,590
10,0	9,8	2,3	0,292	9,6	4,2	0,588
10,0	9,7	2,8	0,294	9,6	3,8	0,586
10,0	9,7	2,6	0,292	9,6	4,5	0,596
15,0	14,7	2,3	0,293	14,4	4,3	0,597
15,0	14,6	2,7	0,296	14,4	4,0	0,592
15,0	14,5	3,3	0,299	14,4	4,1	0,596
15,0	14,7	2,3	0,292	14,4	4,4	0,599
20,0	19,5	2,7	0,295	19,2	4,2	0,594
20,0	19,3	3,5	0,298	19,3	3,9	0,590
20,0	19,5	2,3	0,292	19,2	4,2	0,595
20,0	19,5	2,5	0,294	19,2	4,2	0,595
Máximo		3,5	0,299		4,8	0,621
Mínimo		1,2	0,283		3,2	0,577
<b>Média</b>		<b>2,5</b>	<b>0,293</b>		<b>4,1</b>	<b>0,594</b>

### Calibração do piranômetro D3B

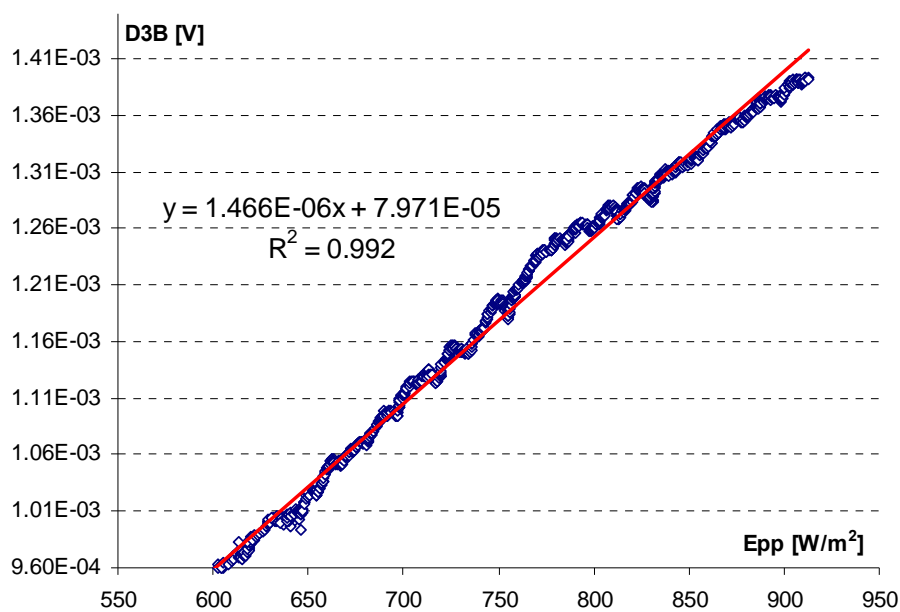
Para o piranômetro, foi utilizada uma calibração comparativa com o piranômetro Eppley PSP (previamente calibrado), a partir de medições de radiação solar global horizontal (KRATZENBERG *et al.*, 2003). A Figura C.3 apresenta o piranômetro D3B a utilizar nas medições e o piranômetro Epp de referência utilizado para a calibração.



Figura C.3 – Piranômetro Epp utilizado para calibrar o piranômetro D3B.

A Figura C.4 apresenta a reta de calibração para o piranômetro escolhido. Observa-se uma correlação satisfatória ( $R^2 \approx 1$ ) entre o piranômetro de referência (Epp) e o piranômetro a

utilizar em campo (D3B). Assim, a constante de calibração adotada é  $0,682 \text{ [(W/m}^2\text{)/}\mu\text{V}]$ , com uma diferença média associada de 7,2% se comparada com a medição de referência.



**Figura C.4 – Retra de calibração para o piranômetro D3B.**