

Estudo da fase de arrefecimento brusco numa têmpera em vácuo

Pedro dos Santos de Castro Freitas

Dissertação de Mestrado

Orientadores na FEUP: Prof. Paulo José da Silva Martins Coelho

Prof. José Duarte Ribeiro Marafona

Orientador na MetalSolvus: Eng. António Paulo Cerqueira Duarte

Orientador na Ramada Aços S.A.: Eng. Pedro Cunha Silva



Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica

Setembro de 2019

Resumo

Num tratamento térmico de têmpera, uma das fases mais importantes é o arrefecimento. Esta fase é a principal responsável pela dureza e resistência ao desgaste do material e como tal, será o objeto principal deste estudo.

A presente dissertação vem dar seguimento ao trabalho realizado por Dumitru Sobetchi em 2018, este servirá como ponto de partida para a elaboração de novos estudos que permitirão reavaliar os coeficientes de convecção então determinados e que serão úteis na posterior simulação do processo de arrefecimento brusco da têmpera.

Um dos aspetos que não foi considerado no trabalho anterior foi a resistência térmica de contacto entre o termopar e o fundo do furo onde estes se encontravam posicionados, e foi considerado que as temperaturas desses pontos da peça eram iguais às temperaturas dos respetivos termopares. Consequentemente, no presente trabalho foi realizado um estudo que permitiu avaliar a importância da consideração da resistência térmica de contacto e permitiu estimar a temperatura da peça, com uma incerteza de ± 9 °C, em função da temperatura experimental do termopar para os vários ensaios realizados e para as várias posições dos termopares. Estas correções foram mais significativas nos pontos situados nas faces laterais e na face superior, onde são medidas as temperaturas das faces.

Com a informação das temperaturas da peça, foi possível recalcular os coeficientes de convecção através da comparação dos resultados de várias iterações, provenientes do programa Abaqus, com a correção dos resultados experimentais obtidos no trabalho anterior. Os coeficientes de convecção escolhidos foram os que minimizaram o erro entre os resultados anteriormente mencionados.

Após a determinação dos coeficientes de convecção, estes foram utilizados para as simulações da fase de arrefecimento do tratamento térmico de têmpera. Estas simulações foram realizadas no programa Abaqus e posteriormente os seus resultados foram comparados com as curvas experimentais também estas corrigidas. Juntamente com as simulações foi realizado um estudo complementar com o objetivo de determinar a influência das trocas de calor radiativas entre as paredes do forno e a superfície do bloco, durante o processo de arrefecimento brusco, concluindo-se que é um parâmetro com um impacto pouco significativo.

Study of the sudden cooling phase in a vacuum heat treatment

Abstract

In a heat treatment, one of the most important phases is the cooling (quenching). This phase is main responsible for the hardness and wear resistance of the material and as such will be the main object of this study.

This dissertation follows the work done by Dumitru Sobetchi in 2018, which will serve as a starting point for the elaboration of new studies that will allow to reevaluate the convection coefficients then determined and that will be useful in the subsequent simulation of the quenching process.

One of the aspects that was not considered in the previous work was the thermal contact resistance between the thermocouple and the bottom of the hole where they were positioned, and it was considered that the temperatures of these points of the workpiece were equal to the temperatures of the respective thermocouples. Therefore, in the present work, a study was carried out which allowed to evaluate the importance of considering the thermal contact resistance and to estimate the temperature of the workpiece, with an uncertainty of ± 9 °C, as a function of the thermocouple experimental temperature for the various tests performed and for various thermocouple positions. These corrections were most significant at the points on the side and top faces, where the temperatures of the faces are measured.

With the information of the temperatures of the block, it was possible to recalculate the convection coefficients by comparing the results of several iterations, from Abaqus software, with the correction of the experimental results obtained in the previous work. The convection coefficients chosen were those that minimized the error among the previously mentioned results.

After determining the convection coefficients, they were used for the cooling phase simulations of the quench heat treatment. These simulations were performed using the Abaqus software and their results were compared with the corrected experimental curves. Along with the simulations, a complementary study was carried out to determine the influence of radiative heat exchanges between the furnace walls and the block surface during the sudden cooling process, concluding that it is a parameter with low impact.

Agradecimentos

Ao longo da realização da presente dissertação, foram várias as pessoas que me ajudaram e apoiaram, pelo que gostaria de lhes deixar um sincero agradecimento.

Em primeiro lugar, quero prestar a minha gratidão ao professor Paulo José da Silva Martins Coelho, por todas as críticas construtivas que forneceu, pelos conselhos que providenciou fossem estes relacionados com a vida académica ou com a vida profissional e, sobretudo, pelo apoio excecional que prestou no decorrer deste trabalho.

Gostaria de deixar um agradecimento ao professor José Duarte Ribeiro Marafona pela prontidão com que esclareceu todas as dúvidas que surgiram em relação ao programa Abaques e pela forma concisa com que transmitiu os seus conhecimentos

Quero agradecer ao Engenheiro António Paulo Cerqueira Duarte pelo acompanhamento e esclarecimento de dúvidas durante os ensaios práticos realizados e por todos os conhecimentos que me transmitiu, providenciando uma ajuda preciosa no desenvolvimento desta dissertação.

Gostaria de deixar um agradecimento ao Engenheiro Pedro Cunha Silva e a toda a equipa da empresa Ramada Aços, que foram para lá de impecáveis com a sua hospitalidade, simpatia e prestabilidade ao longo desta fase.

Gostaria de deixar um especial agradecimento à minha mãe Maria Helena e ao meu pai José Eduardo, por todo o esforço feito ao longo da minha vida que me permitiu chegar a este ponto, e pelo apoio incansável que sempre demonstraram.

Quero deixar um agradecimento à minha namorada Isabel Melo, pela paciência, carinho e apoio infundável que sempre demonstrou.

Por último, mas não menos importante quero agradecer a todos os meus amigos que sempre incentivaram, motivaram e proporcionaram agradáveis momentos de descontração quando necessário.

A todos vós um sincero muito obrigado.

Índice de Conteúdos

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	A EMPRESA RAMADA AÇOS SA	1
1.2	CARATERIZAÇÃO DO TRATAMENTO TÉRMICO DE TÊMPERA	2
1.3	PRINCIPAIS CARATERÍSTICAS DO FORNO UTILIZADO PARA OS TRATAMENTOS TÉRMICOS	3
1.4	PROPRIEDADES DO AÇO EM ESTUDO	8
1.5	ENQUADRAMENTO	12
1.6	OBJETIVOS	13
1.7	ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO	13
2	MODELO NUMÉRICO	15
2.1	DESCRIÇÃO DA PEÇA EM ESTUDO	15
2.2	SOLUÇÃO ANALÍTICA PARA A CONDUÇÃO TRANSIENTE	17
2.3	DETERMINAÇÃO DAS MALHAS A UTILIZAR	20
3	ANÁLISE AO DESEMPENHO DOS TERMOPARES	25
3.1	TERMOPARES UTILIZADOS	26
3.2	SIMULAÇÃO DO COMPORTAMENTO DO TERMOPAR	27
3.2.1	<i>Integração numérica das equações</i>	<i>38</i>
3.3	DETERMINAÇÃO DAS VARIÁVEIS UTILIZADAS	40
3.3.1	<i>Cálculo da massa da porção do termopar imerso do bloco</i>	<i>40</i>
3.4	INFLUÊNCIA DO COEFICIENTE DE CONVECÇÃO EM TORNO DO TERMOPAR	42
3.4.1	<i>Valores do coeficiente de convecção em torno do termopar utilizados</i>	<i>45</i>
3.5	CURVAS DE CORREÇÃO DOS TERMOPARES	46
3.5.1	<i>Curvas de correção para 700°C de temperatura máxima</i>	<i>47</i>
3.5.2	<i>Curvas de correção para 980°C de temperatura máxima</i>	<i>48</i>
3.5.3	<i>Análise ao erro na temperatura do furo</i>	<i>49</i>
4	DETERMINAÇÃO DOS COEFICIENTES DE CONVECÇÃO	51
4.1	COEFICIENTES DE CONVECÇÃO MÉDIOS NA PEÇA	52
4.2	COEFICIENTES DE CONVECÇÃO MÉDIOS NAS DIFERENTES FACES DA PEÇA	55
5	SIMULAÇÃO DO PROCESSO DE ARREFECIMENTO NA TÊMPERA	63
5.1	RESULTADOS OBTIDOS PARA A PRESSÃO DE ARREFECIMENTO DE 3 BAR	66
5.2	RESULTADOS OBTIDOS PARA A PRESSÃO DE ARREFECIMENTO DE 6 BAR	68
5.3	RESULTADOS OBTIDOS PARA A PRESSÃO DE ARREFECIMENTO DE 9 BAR	71
5.4	DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	74
6	CONCLUSÕES	77
6.1	PERSPETIVAS DE TRABALHOS FUTUROS	78
REFERÊNCIAS		79
ANEXO A	RESISTÊNCIA TÉRMICA DE CONTACTO	81
ANEXO B	ALGORITMO EES	87
ANEXO C	CURVAS DE TEMPERATURA VERSUS TEMPO PARA OS COEFICIENTES DE CONVECÇÃO LOCAIS E RESPECTIVOS ERROS	93

Nomenclatura

Símbolo	Descrição	Unidades
A_s	Área superficial	[m ²]
A_{sec}	Área de secção	[m ²]
Bi	Número de Biot	[-]
c_p	Calor específico a pressão constante	[J/(kg·K)]
E_r	Erro relativo	[%]
Fo	Número de Fourier	[-]
$f_{F,T}$	Fator de forma furo-termopar	[-]
h	Coeficiente de convecção	[W/(m ² ·K)]
h_{rad}	Coeficiente de radiação	[W/(m ² ·K)]
h_T	Coeficiente de convecção na secção exterior do termopar	[W/(m ² ·K)]
$\bar{h}$	Coeficiente de convecção médio	[W/(m ² ·K)]
k	Condutividade térmica	[W/(m·K)]
L_c	Comprimento característico	[m]
l	Comprimento do termopar exterior ao bloco	[m]
m	Massa	[kg]
Nu	Número de Nusselt	[-]
P	Perímetro	[m]
$\dot{Q}_{alh}$	Potência calorífica transferida pelo efeito de alheta	[W]
$\dot{Q}_{cond,a}$	Potência calorífica transferida por condução axial	[W]
$\dot{Q}_{cond,r}$	Potência calorífica transferida por condução radial	[W]
$\dot{Q}_{entra}$	Potência calorífica recebida	[W]
$\dot{Q}_g$	Potência calorífica gerada internamente	[W]
$\dot{Q}_{rad}$	Potência calorífica transferida por radiação	[W]
$\dot{Q}_{sai}$	Potência calorífica perdida	[W]
$R_{cond,a}$	Resistência de condução axial	[K/W]
$R_{cond,r}$	Resistência de condução radial	[K/W]
R_{rad}	Resistência espacial de radiação	[1/m ²]
r	Raio	[m]
T	Temperatura	[K]
T_o	Temperatura inicial	[K]
T_∞	Temperatura da envolvente	[K]

t	Instante de tempo	[s]
t_f	Instante final	[s]
t_o	Instante inicial	[s]
U_h	Incerteza no coeficiente de convecção	[W/(m ² ·K)]
U_T	Incerteza na temperatura	[K]
V	Volume	[m ³]

Letras Gregas

Símbolo	Descrição	Unidade
α	Difusividade térmica	[m ² /s]
α_e	Coeficiente de expansão térmica linear	[K ⁻¹]
ΔT	Diferença de temperatura	[K]
ε	Emissividade	[-]
θ	Temperatura adimensional	[-]
ρ	Massa volúmica	[kg/m ³]
σ	Constante de Stefan-Boltzmann	[W/(m ² K ⁴)]

Subscritos

Símbolo	Descrição
a	Azoto
B	Bloco
c	Contacto
F	Furo
i	Secção genérica do termopar
$inox$	Aço inoxidável/Bainha termopar
$isol$	Isolamento cerâmico do termopar
T	Termopar

Índice de Figuras

FIGURA 1.1 - EFEITOS DA QUANTIDADE DE ELEMENTOS DE LIGA PRESENTE NUMA PEÇA E DA SUA MASSA, NO AQUECIMENTO..	2
FIGURA 1.2 - INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA E DO TEMPO DE ESTÁGIO NO TAMANHO DE GRÃO (LINO, 2016).	3
FIGURA 1.3 - FORNO UTILIZADO NOS ENSAIOS DE TÊMPERA.	4
FIGURA 1.4 - VISTA COLETIVA DOS INJETORES, ATRAVÉS DOS QUAIS O AZOTO PRESSURIZADO É INSERIDO NO FORNO.	4
FIGURA 1.5 – VISTA INDIVIDUAL DE UM INJETOR.	5
FIGURA 1.6 - ESQUEMA DO FORNO, ILUSTRADO NA UNIDADE DE CONTROLO DO FORNO, ONDE SE APRESENTAM ESQUEMATIZADAS AS BOMBAS DE VÁCUO, ASSINALADAS COM UMA SETA.	6
FIGURA 1.7 - REPRESENTAÇÃO DAS RESISTÊNCIAS DE GRAFITE, ATRAVÉS DAS QUAIS O FORNO É AQUECIDO.....	6
FIGURA 1.8 – VENTILADOR DA PORTA DO FORNO (À ESQUERDA) E O RESPECTIVO MOTOR DE ACIONAMENTO (À DIREITA).	7
FIGURA 1.9 – TERMOPARES FIXOS DE REGULAÇÃO E DE SEGURANÇA.....	7
FIGURA 1.10 - VALORES DA CONDUTIVIDADE TÉRMICA A SEREM UTILIZADOS NA SIMULAÇÃO.	10
FIGURA 1.11 - VALORES DO CALOR ESPECÍFICO EM ARREFECIMENTOS E AQUECIMENTOS LENTOS.....	11
FIGURA 1.12 - VALORES DO CALOR ESPECÍFICO EM ARREFECIMENTOS BRUSCOS.....	11
FIGURA 1.13 - COMPORTAMENTO DA EMISSIVIDADE DO AÇO H11 EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA.	12
FIGURA 2.1 - POSIÇÕES DOS TERMOPARES NOS ENSAIOS REALIZADOS.	16
FIGURA 2.2 - DISTRIBUIÇÕES DE TEMPERATURA TRANSIENTE PARA DIFERENTES NÚMEROS DE BIOT, NUMA PAREDE ARREFECIDA SIMETRICAMENTE ATRAVÉS DE CONVECÇÃO (BERGMAN E INCROPERA, 2011).....	18
FIGURA 2.3 - EVOLUÇÃO DO NÚMERO DE BIOT EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA (SOBETCHI, 2018).	19
FIGURA 2.4 - PRODUTO DA INTERSECÇÃO DAS SOLUÇÕES UNIDIMENSIONAIS DE TRÊS PLACAS PLANAS, ORIGINANDO UM PARALELEPÍPEDO. (ADAPTADO DE ÇENGEL (2004).	20
FIGURA 2.5 - REPRESENTAÇÃO ESQUEMÁTICA DO BLOCO DE AÇO EM ESTUDO DOS PONTOS COM O MENOR E O MAIOR GRADIENTE TÉRMICO.	21
FIGURA 2.6 - REPRESENTAÇÃO DA MALHA A NO PROGRAMA ABAQUS.	24
FIGURA 2.7 – REPRESENTAÇÃO DA MALHA B NO PROGRAMA ABAQUS.....	24
FIGURA 3.1 - ERRO DO TERMOPAR DE ACORDO COM A SUA CLASSE.	27
FIGURA 3.2 - DISPOSIÇÃO DOS FIOS AUXILIARES E DO TERMOPAR DOS FUROS DO BLOCO.....	28
FIGURA 3.3 - MECANISMOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR ENTRE OS FUROS DO BLOCO E OS TERMOPARES.....	28
FIGURA 3.4 - NUMERAÇÃO DAS SECÇÕES CONSTITUINTES DO TERMOPAR, EXEMPLO DA DIVISÃO DO TERMOPAR EM 8 ELEMENTOS.	29
FIGURA 3.5 - NUMERAÇÃO DAS SECÇÕES CONSTITUINTES DO FURO.....	30
FIGURA 3.6 - REPRESENTAÇÃO DAS TROCAS DE ENERGIA PRESENTES NA SECÇÃO EXTERIOR DO TERMOPAR.	32
FIGURA 3.7 - REPRESENTAÇÃO DAS TROCAS DE ENERGIA PRESENTES NAS SECÇÕES INTERMÉDIAS DO TERMOPAR.	34
FIGURA 3.8 - REPRESENTAÇÃO DAS TROCAS DE ENERGIA PRESENTES NA SECÇÃO INTERIOR DO TERMOPAR.....	36
FIGURA 3.9 – COMPARAÇÃO DE RESULTADOS DE $(TF, N + 1 - TT, N)$ PARA VÁRIAS DIVISÕES DO TERMOPAR AO LONGO DO TEMPO DE ENSAIO.	38
FIGURA 3.10 - REPRESENTAÇÃO DE $(TF, N + 1 - TT, N)$ PARA DIFERENTES MALHAS E INCLUINDO A EXTRAPOLAÇÃO DE RICHARDSON EM FUNÇÃO DE 4, 8 E 16 SECÇÕES.....	40
FIGURA 3.11 - TERMOPAR DO TIPO N, UTILIZADO PARA AS MEDIÇÕES DE TEMPERATURA.	40
FIGURA 3.12 – ESQUEMA DA SECÇÃO EM CORTE DO FIO DO TERMOPAR UTILIZADO. DO EXTERIOR PARA O INTERIOR TÊM-SE A BAINHA DE AÇO INOXIDÁVEL, O ISOLAMENTO CERÂMICO E OS DOIS FIOS CONDUTORES.	41

FIGURA 3.13 - REPRESENTAÇÃO DA INCERTEZA NO VALOR DA LEITURA DO TERMOPAR EM FUNÇÃO DO TEMPO DE ENSAIO PARA VÁRIOS VALORES DE COEFICIENTE DE CONVECÇÃO EM TORNO DO MESMO.....	44
FIGURA 3.14 - EXEMPLO DE CURVA DE CORREÇÃO PARA A TEMPERATURA DO TERMOPAR, NESTE CASO PARA O ENSAIO DE 3 BAR DOS 700°C AOS 20°C PARA O CONJUNTO DE PONTOS NÚMERO 1, QUE REPRESENTAM TODOS OS FUROS LATERAIS A 20,2MM DE PROFUNDIDADE.	46
FIGURA 4.1 - EXEMPLO DA CURVA POLINOMIAL UTILIZADA PARA DETERMINAR O COEFICIENTE DE CONVECÇÃO MÉDIO. ESTA CURVA FOI UTILIZADA PARA A DETERMINAÇÃO DO COEFICIENTE DE CONVECÇÃO MÉDIO PARA 3 BAR.	53
FIGURA 4.2 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA DO COEFICIENTE DE CONVECÇÃO MÉDIO SIMULADA PARA A PRESSÃO DE ARREFECIMENTO DE 3 BAR.	54
FIGURA 4.3 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA DO COEFICIENTE DE CONVECÇÃO MÉDIO SIMULADA PARA A PRESSÃO DE ARREFECIMENTO DE 6 BAR.	55
FIGURA 4.4 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA DO COEFICIENTE DE CONVECÇÃO MÉDIO SIMULADA PARA A PRESSÃO DE ARREFECIMENTO DE 9 BAR.	55
FIGURA 4.5 – COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 3 BAR, PARA A FACE FRONTAL.....	58
FIGURA 4.6 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 3 BAR, PARA A FACE DIREITA.	58
FIGURA 4.7 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 3 BAR, PARA A FACE TRASEIRA.	59
FIGURA 4.8 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 3 BAR, PARA A FACE ESQUERDA.	59
FIGURA 4.9 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 3 BAR, PARA A FACE SUPERIOR.....	60
FIGURA 4.10 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 3 BAR, PARA O NÚCLEO DA PEÇA.	60
FIGURA 5.1 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA DE TÊMPERA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 3 BAR, PARA A FACE FRONTAL.	66
FIGURA 5.2 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA DE TÊMPERA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 3 BAR, PARA A FACE DIREITA.	66
FIGURA 5.3 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA DE TÊMPERA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 3 BAR, PARA A FACE TRASEIRA.....	67
FIGURA 5.4 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA DE TÊMPERA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 3 BAR, PARA A FACE ESQUERDA.	67
FIGURA 5.5 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA DE TÊMPERA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 3 BAR, PARA A FACE SUPERIOR.	68
FIGURA 5.6 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA DE TÊMPERA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 3 BAR, PARA O NÚCLEO DA PEÇA.	68
FIGURA 5.7 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA DE TÊMPERA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 6 BAR, PARA A FACE FRONTAL.	69
FIGURA 5.8 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA DE TÊMPERA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 6 BAR, PARA A FACE DIREITA.	69
FIGURA 5.9 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA DE TÊMPERA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 6 BAR, PARA A FACE TRASEIRA.....	70
FIGURA 5.10 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA DE TÊMPERA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 6 BAR, PARA A FACE ESQUERDA.	70
FIGURA 5.11 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA DE TÊMPERA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 6 BAR, PARA A FACE SUPERIOR.	71

FIGURA 5.12 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA DE TEMPERA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 6 BAR, PARA O NÚCLEO DA PEÇA.	71
FIGURA 5.13 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA DE TEMPERA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 9 BAR, PARA A FACE FRONTAL.	72
FIGURA 5.14 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA DE TEMPERA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 9 BAR, PARA A FACE TRASEIRA.	72
FIGURA 5.15 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA DE TEMPERA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 9 BAR, PARA A FACE ESQUERDA.	73
FIGURA 5.16 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA DE TEMPERA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 9 BAR, PARA A FACE SUPERIOR.	73
FIGURA 5.17 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA DE TEMPERA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 9 BAR, PARA O NÚCLEO DA PEÇA.	74
FIGURA A.1 - A) CONTACTO TÉRMICO IDEAL (PERFEITO). B) CONTACTO TÉRMICO REAL (IMPERFEITO), ÇENGEL (2004).	81
FIGURA A.2 - SITUAÇÃO APROXIMADA À SITUAÇÃO REAL DE CONTACTO ENTRE OS TERMOPARES E OS RESPECTIVOS FUROS DO BLOCO.	83
FIGURA A.3 - SITUAÇÃO IDEAL E SIMULADA DE CONTACTO ENTRE OS TERMOPARES E OS FUROS UTILIZADOS PARA AS MEDIÇÕES DE TEMPERATURA.	83
FIGURA A.4 - EFEITOS DA PRESSÃO DE CONTACTO, TEMPERATURA DE CONTACTO E RUGOSIDADE NA CONDUTÂNCIA TÉRMICA DE CONTACTO, ENTRE SUPERFÍCIES DE AÇO INOXIDÁVEL COM AR COMO FLUIDO INTERSTICIAL. (ADAPTADO DE ÖZİŞİK (2018)).....	84
FIGURA C.1 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 6 BAR, PARA A FACE FRONTAL.....	93
FIGURA C.2 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 6 BAR, PARA A FACE DIREITA.	94
FIGURA C.3 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 6 BAR, PARA A FACE TRASEIRA.	94
FIGURA C.4 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 6 BAR, PARA A FACE ESQUERDA.	95
FIGURA C.5 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 6 BAR, PARA A FACE SUPERIOR.....	95
FIGURA C.6 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 6 BAR, PARA O NÚCLEO DA PEÇA.	96
FIGURA C.7 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 9 BAR, PARA A FACE FRONTAL.....	96
FIGURA C.8 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 9 BAR, PARA A FACE TRASEIRA.	97
FIGURA C.9 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 9 BAR, PARA A FACE ESQUERDA.	97
FIGURA C.10 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 9 BAR, PARA A FACE SUPERIOR.....	97
FIGURA C.11 - COMPARAÇÃO DA CURVA EXPERIMENTAL CORRIGIDA COM A CURVA SIMULADA (ABAQUS) PARA O ENSAIO DE 9 BAR, PARA O NÚCLEO DA PEÇA.	98

Índice de Tabelas

TABELA 1.1 - ESPECIFICAÇÕES DO FORNO BS65T	5
TABELA 1.2 - COMPOSIÇÃO QUÍMICA PERCENTUAL DO AÇO VIDAR SUPERIOR, SEGUNDO O CATÁLOGO DO FABRICANTE UDDEHOLM	8
TABELA 1.3 - PROPRIEDADES DO AÇO H11 EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA PARA DIFERENTES FORNECEDORES (SOBETCHI, 2018)	9
TABELA 1.4 - POLINÓMIOS INTERPOLADORES DAS PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA, EXPRESSA EM °C (SOBETCHI, 2018)	10
TABELA 2.1 - DESIGNAÇÃO DOS TERMOPARES E DOS FUROS CONSOANTE A SUA POSIÇÃO GEOMÉTRICA	16
TABELA 2.2 - APRESENTAÇÃO DAS DIMENSÕES DOS FUROS ONDE SERÃO INSERIDOS OS TERMOPARES.....	17
TABELA 2.3 . CONDIÇÕES AMBIENTE PARA A DETERMINAÇÃO DAS MALHAS	21
TABELA 2.4 – PROPRIEDADES DO AÇO À TEMPERATURA AMBIENTE DE 20°C AO LONGO DO PROCESSO DE DETERMINAÇÃO DAS MALHAS	22
TABELA 2.5 - DADOS DE ENTRADA DAS SIMULAÇÕES EM ABAQUS	22
TABELA 2.6 - COMPARAÇÃO ENTRE AS DUAS MALHAS OBTIDAS	23
TABELA 3.1 - CONJUNTOS DE PONTOS ONDE FOI REALIZADA A CORREÇÃO DE TEMPERATURA, (VER FIGURA 2.1)	25
TABELA 3.2 - CARATERÍSTICAS DOS TERMOPARES TIPO N.	26
TABELA 3.3 - LIMITES DE ERRO DE UM TERMOPAR DO TIPO N EM FUNÇÃO DO SEU GRAU (THERMOCOUPLEINFO.COM, 2019)	27
TABELA 3.4 - NUMERAÇÃO DAS SECÇÕES CONSTITUINTES DO TERMOPAR	29
TABELA 3.5 - LEGENDA DA FIGURA 3.6, UMA BREVE DESCRIÇÃO DOS RESPECTIVOS ELEMENTOS E A INDICAÇÃO DE QUE EQUAÇÃO DEVE SER UTILIZADA PARA O CÁLCULO DA RESPECTIVA POTÊNCIA CALORÍFICA	33
TABELA 3.6 - LEGENDA DA FIGURA 3.7, UMA BREVE DESCRIÇÃO DOS RESPECTIVOS ELEMENTOS E A INDICAÇÃO DE QUE EQUAÇÃO DEVE SER UTILIZADA PARA O CÁLCULO DA RESPECTIVA POTÊNCIA CALORÍFICA	35
TABELA 3.7 - LEGENDA DA FIGURA 3.8, UMA BREVE DESCRIÇÃO DOS RESPECTIVOS ELEMENTOS E A INDICAÇÃO DE QUE EQUAÇÃO DEVE SER UTILIZADA PARA O CÁLCULO DA RESPECTIVA POTÊNCIA CALORÍFICA	36
TABELA 3.8 - PARÂMETROS DE INTEGRAÇÃO UTILIZADOS	38
TABELA 3.9 - VALORES DAS MASSAS VOLUMICAS DO AÇO INOXIDÁVEL E DO ÓXIDO DE MAGNÉSIO PARA A TEMPERATURA AMBIENTE	41
TABELA 3.10 - VOLUMES E MASSAS DA PORÇÃO IMERSA DOS TERMOPARES PARA A TEMPERATURA AMBIENTE.....	42
TABELA 3.11 - COEFICIENTES DE CONVECÇÃO MÉDIOS PARA CADA ENSAIO REALIZADO DE 700°C A 20°C (SOBETCHI 2018) 42	42
TABELA 3.12 - SIMULAÇÕES EFETUADAS NO PROGRAMA EES, COM O INTUITO DE ANALISAR O EFEITO DO COEFICIENTE DE CONVECÇÃO EM TORNO DO TERMOPAR	43
TABELA 3.13 – INCERTEZA NA TEMPERATURA DO TERMOPAR PARA DIFERENTES VALORES DO COEFICIENTE DE CONVECÇÃO EM TORNO DO TERMOPAR	44
TABELA 3.14 - ERROS MÁXIMOS EM TT, N INTRODUIDO POR UMA INCERTEZA NO $h_{termopar}$ DE $\pm 100 W/(m^2K)$ PARA A PRESSÃO DE 3 BAR	44
TABELA 3.15 - VALORES DO COEFICIENTE DE CONVECÇÃO MÉDIO EM TORNO DO TERMOPAR PARA CADA PRESSÃO DE ARREFECIMENTO	46
TABELA 4.1 - VALORES OBTIDOS DO COEFICIENTE DE CONVECÇÃO MÉDIO PARA OS ENSAIOS REALIZADOS	53
TABELA 4.2 - ERROS MÉDIOS OBTIDOS A PARTIR DAS EQUAÇÕES (4.1), (4.2) E (4.3), PARA AS PRESSÕES DE ARREFECIMENTO EM ESTUDO.....	54
TABELA 4.3 - VALORES OBTIDOS PARA OS COEFICIENTES DE CONVECÇÃO MÉDIOS DE CADA FACE PARA OS ENSAIOS REALIZADOS, PARA O ESTUDO ATUAL E PARA OS RESULTADOS OBTIDOS POR SOBETCHI (2018)	56

TABELA 4.4 - ERROS MÉDIOS OBTIDOS A PARTIR DAS EQUAÇÕES (4.1), (4.2) E (4.3), PARA AS PRESSÃO DE ARREFECIMENTO DE 3 BAR	57
TABELA 4.5 - VALORES DE COEFICIENTE DE CONVECÇÃO MÉDIO PARA CADA ENSAIO, CONSIDERANDO DIFERENTES COEFICIENTES EM DIFERENTES FACES DA PEÇA	61
TABELA 5.1 - DETALHES DAS SIMULAÇÕES EFETUADAS NESTE CAPÍTULO	63
TABELA 5.2 - TEMPOS DE ARREFECIMENTO EXPERIMENTAIS ATÉ À TEMPERATURA DE 400°C PARA AS TRÊS PRESSÕES DE ARREFECIMENTO ESTUDADAS.....	64
TABELA 5.3 - VALORES DO COEFICIENTE DE RADIAÇÃO DESCONTADOS A CADA ENSAIO	65
TABELA 5.4 – VALORES DOS COEFICIENTES DE CONVECÇÃO LOCAIS UTILIZADOS COMO PARÂMETROS DE ENTRADA NO PROGRAMA ABAQUS, PARA CADA ENSAIO SIMULADO	65
TABELA 5.5 - ERRO RELATIVO MÉDIO DADO PELA EQUAÇÃO (4.2) E ERRO ABSOLUTO MÉDIO DADO PELA EQUAÇÃO (4.3), PARA OS PONTOS ESTUDADOS, PARA AS PRESSÕES DE ARREFECIMENTO DE 3,6 E 9 BAR, CONSIDERANDO APENAS O COEFICIENTE DE CONVECÇÃO MÉDIO EM TORNO DO BLOCO, TABELA 4.5.....	74
TABELA 5.6 - ERRO RELATIVO MÉDIO DADO PELA EQUAÇÃO (4.2) E ERRO ABSOLUTO MÉDIO DADO PELA EQUAÇÃO (4.3), PARA OS PONTOS ESTUDADOS, PARA AS PRESSÕES DE ARREFECIMENTO DE 3,6 E 9 BAR, CONSIDERANDO APENAS O COEFICIENTE DE CONVECÇÃO LOCAL EM CADA FACE DO BLOCO, TABELA 4.3.....	75
TABELA 5.7 – ERRO RELATIVO MÉDIO DADO PELA EQUAÇÃO (4.2) E ERRO ABSOLUTO MÉDIO DADO PELA EQUAÇÃO (4.3), PARA OS PONTOS ESTUDADOS, PARA AS PRESSÕES DE ARREFECIMENTO DE 3,6 E 9 BAR, CONSIDERANDO CONVECÇÃO E RADIAÇÃO, TABELA 5.4.....	75
TABELA 5.8 – ERRO RELATIVO MÉDIO OBTIDO ENTRE A SIMULAÇÃO NUMÉRICA CONSIDERANDO APENAS CONVECÇÃO E CONVECÇÃO E RADIAÇÃO	76
 TABELA A.1 - VALORES TÍPICOS DA RESISTÊNCIA TÉRMICA DE CONTACTO E DA CONDUTÂNCIA TÉRMICA DE CONTACTO, SEGUNDO ÇENGEL (2004).....	82
TABELA A.2 - VALORES OBTIDOS PARA A CONDUTÂNCIA TÉRMICA DE CONTACTO RETIRADOS DA FIGURA A.4.....	84
TABELA A.3 - CONDUTÂNCIA TÉRMICA DE CONTACTO EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA DE CONTACTO, RUGOSIDADE DE CONTACTO, PRESSÃO DE CONTACTO E INTERFACE, EM VÁCUO (ÖZİŞİK, 2018).....	85
TABELA A.4 - CONDUTÂNCIA TÉRMICA DE CONTACTO CONSIDERADA EM FUNÇÃO DA PRESSÃO DE CONTACTO E DA TEMPERATURA DE CONTACTO, EM VÁCUO	85
TABELA C.1- ERROS MÉDIOS OBTIDOS A PARTIR DAS EQUAÇÕES (4.1), (4.2) E (4.3), PARA AS PRESSÃO DE ARREFECIMENTO DE 6 E 9 BAR	98

1 Introdução

A presente dissertação insere-se na etapa final do Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica, na especialização de Energia Térmica.

Será realizado inicialmente, um estudo relativo aos coeficientes de convecção, na fase de arrefecimento, de um bloco de aço, que será sujeito a um arrefecimento brusco semelhante ao usado no tratamento térmico de têmpera. Neste estudo será considerada a resistência de contacto entre a peça em estudo e o instrumento de medição de temperatura, o termopar, de modo a tentar reduzir os erros inerentes à determinação dos coeficientes de convecção obtidos em trabalhos anteriores mediante uma mais correta determinação das curvas temperatura versus tempo utilizadas nos cálculos. Posteriormente, simular-se-á a fase de arrefecimento do tratamento de têmpera e comparar-se-ão os valores obtidos com os resultados experimentais.

A realização deste trabalho foi possível devido a uma parceria entre a Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto e a empresa Ramada Aços, uma empresa portuguesa especializada em aços.

Todos os ensaios de arrefecimento foram realizados na sede da empresa, em Ovar, no departamento de tratamentos térmicos e com o equipamento adequado.

No presente capítulo será feita uma breve introdução à empresa e aos equipamentos utilizados, serão caracterizados o aço em estudo e o processo de têmpera, e este trabalho será enquadrado relativamente a estudos anteriores relacionados.

1.1 A empresa Ramada Aços SA

A Ramada Aços é uma empresa de origem portuguesa, fundada em Ovar no ano de 1935, especializada maioritariamente, no comércio, tratamento e soluções de aço. Atualmente sediada em Ovar, possui filiais no Porto, Braga, Águeda, Marinha Grande e Lisboa.

Inicialmente, a principal área de negócio era a fita de serra para madeira mais tarde, em 1950, começaram a prestar serviços de tratamentos térmicos, tendo em 1989 renovado a unidade de tratamentos térmicos e introduzido o tratamento por tecnologia de vácuo. A partir de 2010 houve um alargamento na gama de produtos com a comercialização de aços inoxidáveis e em 2012 iniciaram a comercialização de ligas não ferrosas.

Grande parte dos aços necessita de tratamentos térmicos antes da expedição e a empresa apresenta uma forte presença no mercado neste tipo de serviços. Fornecendo vários tipos de tratamentos térmicos como por exemplo a têmpera, nitruração, cementação e *shot-peening*, entre outros.

A Ramada Aços também disponibiliza a produção customizada de peças com maquinaria de alta precisão permitindo obter estruturas com vários graus de complexidade e de acordo com os requisitos do cliente.

1.2 Caracterização do tratamento térmico de têmpera

A têmpera é um tratamento térmico que consiste numa austenitização seguida de um arrefecimento com velocidade superior à velocidade crítica de têmpera que, por definição, é a menor velocidade de arrefecimento que permite obter uma estrutura 100% martensítica. A têmpera permite obter uma maior resistência ao desgaste, à fadiga e resistência à tração e compressão. Em contrapartida, diminui a tenacidade ao choque e a ductilidade.

A têmpera, à semelhança de todos os tratamentos térmicos, é constituída por três fases:

- **Aquecimento**, é necessário garantir um aquecimento uniforme ao longo de toda a peça com o intuito de reduzir as tensões internas, causadas pelos gradientes térmicos. O aquecimento é feito de acordo com a quantidade de elementos de liga nos aços e de acordo com a massa das peças, tal pode ser observado na Figura 1.1. Uma atenção adicional é necessária relativamente à oxidação superficial, que pode ocorrer na peça na fase do aquecimento, devido à atmosfera oxidante do forno, pode ocorrer a oxidação do ferro (Fe) ou do carbono (C). Se for o ferro a queimar, a peça fica com uma película de óxidos fácil de detetar e de remover, se por outro lado, for o carbono a queimar, o problema não consegue ser detetado, o aço fica descarbonizado e a sua dureza superficial fica comprometida e será inferior ao valor esperado. Uma solução possível para os problemas acima descritos é o controlo da atmosfera do forno.

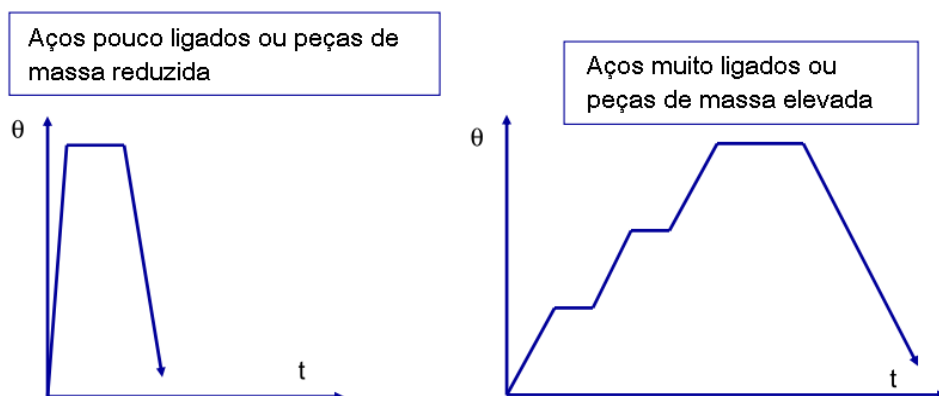


Figura 1.1 - Efeitos da quantidade de elementos de liga presente numa peça e da sua massa, no aquecimento.

- **Estágio**, nesta fase é necessário ter em conta a percentagem de carbono presente no aço, pois esta vai afetar a temperatura de estágio do aço a tratar. Relativamente ao tempo de estágio, este é função da dimensão da peça e da sua composição química. O tamanho de grão da austenite, $\overline{G}_a$, dita os resultados de uma têmpera, depende fundamentalmente da temperatura de estágio, mas também do tempo de estágio, como se pode observar na Figura 1.2, onde se mostra que para diferentes temperaturas de estágio quanto maior o tempo de estágio mais pequeno será o tamanho de grão o que irá conferir melhores propriedades mecânicas à peça tratada.

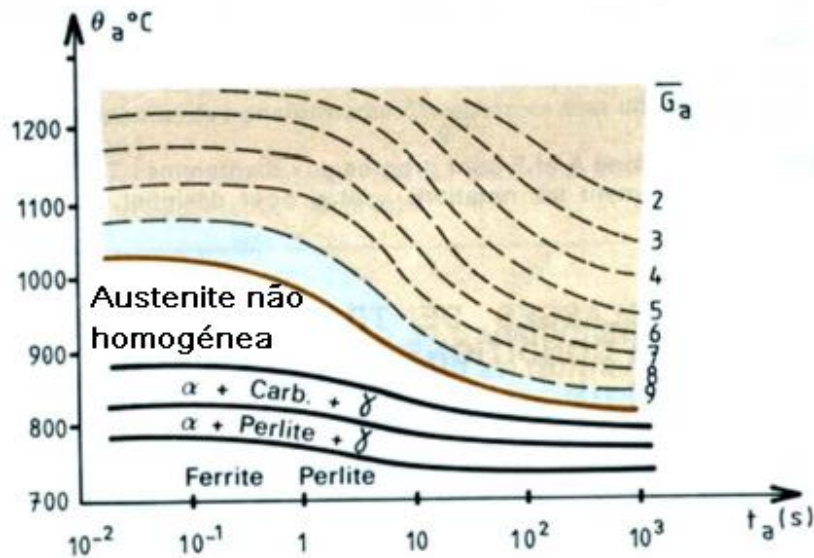


Figura 1.2 - Influência da temperatura e do tempo de estágio no tamanho de grão (Lino, 2016).

- **Arrefecimento**, na última fase da têmpera deve ser utilizada a velocidade de arrefecimento mais lenta possível, mas sempre superior à velocidade crítica de têmpera. A taxa de arrefecimento da peça depende das propriedades térmicas do aço, das suas dimensões e da sua forma, como também depende do meio de arrefecimento e da agitação do banho. O arrefecimento pode ser feito em ar ou outro meio gasoso, óleo, água e em banho de sais.

Tal como na fase de aquecimento, na qual pode ocorrer oxidação da superfície da peça, no arrefecimento também existe este problema, como tal, todos os arrefecimentos realizados na peça em estudo foram efetuados num forno em vácuo com circulação forçada de azoto, com o objetivo de minimizar o oxigénio presente dentro da atmosfera do forno.

1.3 Principais caraterísticas do forno utilizado para os tratamentos térmicos

Na Figura 1.3, mostra-se o forno utilizado nos tratamentos térmicos e uma das suas principais caraterísticas é o facto de permitir o controlo da atmosfera interna, através do uso de gases inertes, neste caso o azoto, que permite que não ocorra oxidação na superfície da peça. O fabricante do forno é a BMI Fours, sendo que o modelo é o BS65T, e as suas principais caraterísticas encontram-se na Tabela 1.1.

Este forno tem a possibilidade de provocar uma circulação forçada do gás de arrefecimento a diferentes pressões, consoante os requisitos. Assim, variando a pressão, é possível adequar a taxa de arrefecimento ao processo e às dimensões e propriedades da peça a ser arrefecida.



Figura 1.3 - Forno utilizado nos ensaios de têmpera.

O azoto pressurizado é inserido no interior do forno através de 96 injetores ilustrados na Figura 1.4, que existem oito filas de nove injetores na periferia e três filas de oito injetores na base do forno. Na Figura 1.5 é possível observar um injetor, cada um possui na sua base uma válvula que permite separar fisicamente as duas câmaras do forno, possibilitando a ligação das duas câmaras com a sua abertura.

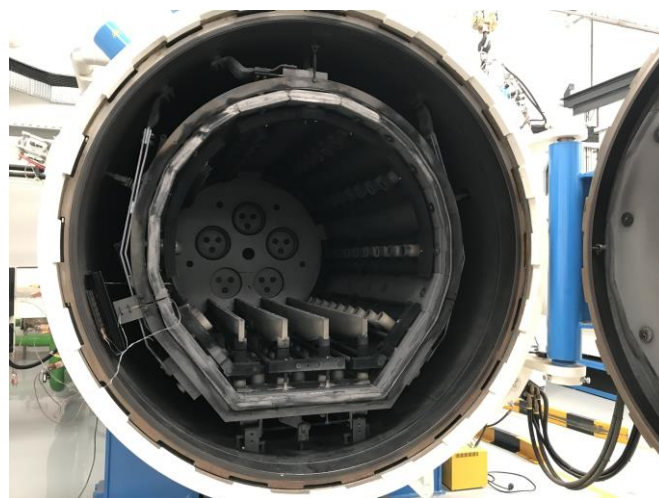


Figura 1.4 - Vista coletiva dos injetores, através dos quais o azoto pressurizado é inserido no forno.



Figura 1.5 – Vista individual de um injetor.

Na Tabela 1.1 estão apresentadas as principais características do forno utilizado nos ensaios.

Tabela 1.1 - Especificações do forno BS65T

Altura máxima do espaço interior útil [mm]	900
Largura máxima do espaço interior útil [mm]	900
Comprimento máxima do espaço interior útil [mm]	1800
Carga máxima admissível [kg]	3500
Temperatura máxima [°C]	1250
Potência de aquecimento [kW]	390
Capacidade de vácuo [mbar]	$10^{-3} - 10^{-6}$
Potência de arrefecimento [kW]	420
Pressão máxima de arrefecimento [bar]	13

Como é possível observar pela Figura 1.6, o forno é equipado com duas bombas de vácuo que trabalham em duas etapas distintas para garantir o vácuo dentro do forno. Na primeira etapa, apenas a maior bomba entra em funcionamento até se atingir cerca de 1 mbar de pressão absoluta, na segunda etapa, entra a segunda bomba que permitirá atingir o vácuo primário, cerca de 10^{-3} mbar, sendo a segunda etapa mais demorada que a primeira. No entanto para atingir valores próximos de vácuo secundário, 10^{-6} mbar, como indicado na Tabela 1.1, é necessário uma bomba difusora complementar que é acoplada ao forno e a sua utilização é mais adequada para o tratamento de ligas muito reativas como, por exemplo, o titânio, no entanto, nos ensaios realizados no âmbito deste trabalho apenas se pretende atingir vácuo primário.

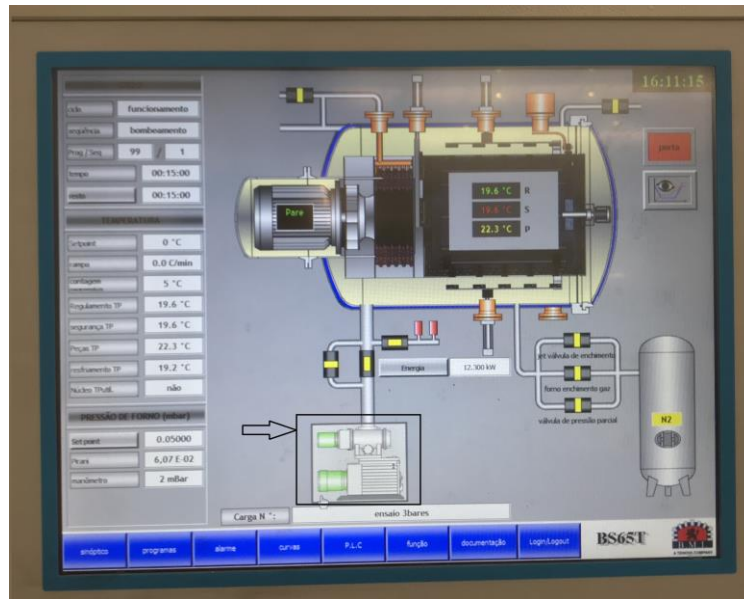


Figura 1.6 - Esquema do forno, ilustrado na unidade de controlo do forno, onde se apresentam esquematizadas as bombas de vácuo, assinaladas com uma seta.

O aquecimento é realizado através das resistências de grafite, ilustradas na Figura 1.7, existentes na periferia do forno e até aos 750 °C o azoto está presente, visto que assim o processo de transferência de calor é mais rápido, isto em relação ao aquecimento em vácuo, pois o calor é transferido para a peça por radiação e convecção. Convecção esta forçada promovida pelo ventilador existente na porta do forno, que está ilustrado na Figura 1.8, e permite uniformizar a distribuição de calor em toda a peça. Aproximadamente, a partir dos 900°C, começa a haver transformação de fase e começa a aparecer austenite na microestrutura do aço, a esta temperatura o forno já está em vácuo e, como tal, evita-se que haja reações químicas entre o azoto e as fases de transformação, sendo o restante aquecimento realizado em vácuo até aos 980°C.



Figura 1.7 - Representação das resistências de grafite, através das quais o forno é aquecido.

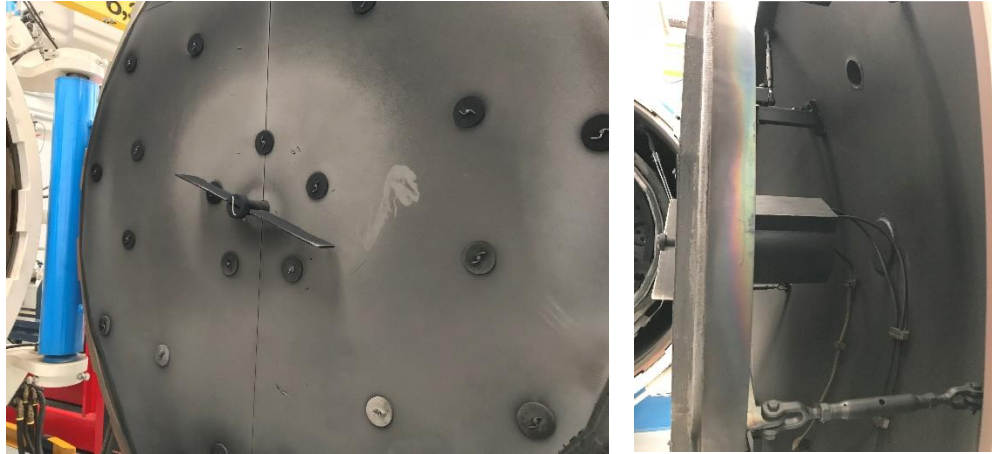


Figura 1.8 – Ventilador da porta do forno (à esquerda) e o respetivo motor de acionamento (à direita).

O azoto que é inserido no forno é previamente forçado, através de um ventilador na parte traseira do forno, a passar por um permutador de calor onde circula água da rede a aproximadamente 20°C. No pico do arrefecimento, isto é, quando a transferência de calor no permutador de calor é máxima, a água de arrefecimento, à saída do forno, chega a atingir 80°C.

Durante o processo de arrefecimento, o azoto no interior do forno é recirculado e apenas há adição de novo azoto, proveniente do tanque exterior, quando há uma queda da pressão de arrefecimento e é necessário retomar a pressão original.

O controlo da temperatura é feito através de termopares, este modelo de forno tem a capacidade máxima de 10 termopares do tipo N, para além de dois termopares permanentes, representados na Figura 1.9, que são utilizados para fins de regulação e segurança.

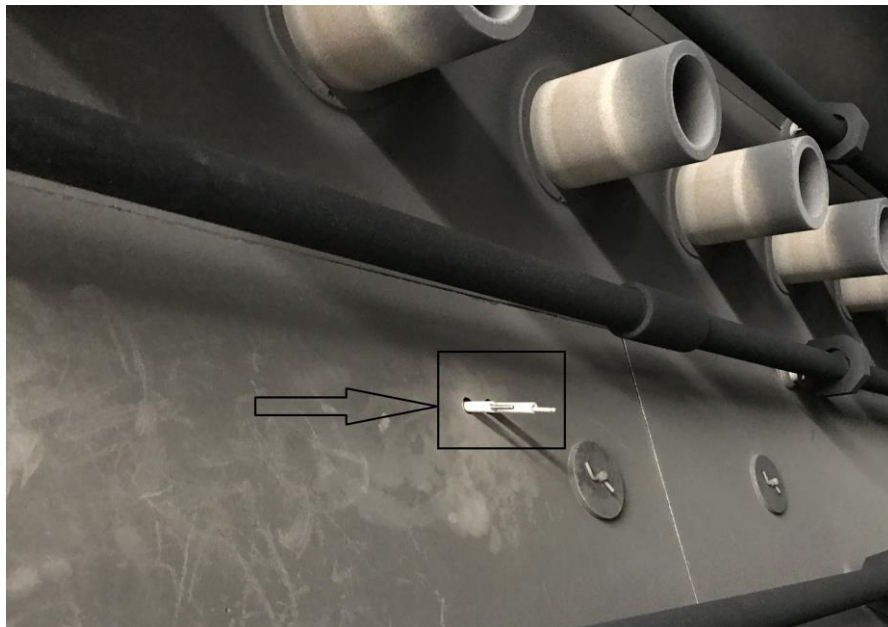


Figura 1.9 – Termopares fixos de regulação e de segurança.

1.4 Propriedades do aço em estudo

Todos os ensaios serão realizados com o mesmo aço, denominado de Vidar Superior e fornecido pela empresa Uddeholm, possuindo este a designação H11 Premium (AISI), ou X36 CrMoV5-1 segundo a norma europeia, e é classificado como sendo um aço ligado para ferramentas de trabalho a quente. Soares (2009) classifica o trabalho a quente como o regime de trabalho que sujeita uma ferramenta a uma temperatura permanente de pelo menos 200°C. Segundo a Uddeholm a temperatura de têmpera deverá ser entre os 980 e os 1000°C.

Este aço é adequado para aplicações em que a dureza elevada é um requisito fundamental, como por exemplo, forjamento, moldes para fundição injetada de alumínio, estanho, chumbo, ligas de zinco e magnésio assim como moldes para injeção de plástico (Ramada, 2019). As percentagens mássicas dos principais elementos químicos constituintes deste aço estão apresentadas na Tabela 1.2.

Tabela 1.2 - Composição química percentual do aço Vidar Superior, segundo o catálogo do fabricante Uddeholm

Elemento químico	C (Carbono)	Si (Silício)	Mn (Manganês)	Cr (Crómio)	Mo (Molibdénio)	V (Vanádio)
[%]	0,36	0,3	0,3	5	1,3	0,5

As principais características deste aço, de acordo com o fabricante, são:

- Resistência elevada ao choque térmico e à fadiga térmica
- Boa resistência mecânica a altas temperaturas
- Excelente dureza e ductilidade em todas as direções
- Excelentes propriedades de têmpera
- Boa estabilidade dimensional durante o processo de endurecimento

O nome “Superior” implica que através de técnicas especiais de processamento e processos de controlo fechados, este aço consegue atingir uma pureza muito elevada, juntamente com uma microestrutura muito fina, permitindo que este aço seja significativamente superior em termos de resistência ao impacto, relativamente a outro tipo de aço H11 do mesmo fabricante.

Esta característica é particularmente importante para ferramentas sujeitas a elevados esforços mecânicos e térmicos, e, como tal, aumenta significativamente o desempenho da ferramenta, visto que a dureza elevada limita a formação de fissuras através de fadiga térmica.

Relativamente às propriedades do aço e visto que estas apresentam ligeiras diferenças consoante o fornecedor, devido a variações de composição e incertezas de medição, Sobetchi (2018) propôs fazer um apanhado das propriedades do aço, em função da temperatura, de vários fornecedores, Tabela 1.3, e através de um polinómio interpolador para cada propriedade, apresentados na Tabela 1.4, é possível calcular o valor de cada propriedade no intervalo de 20°C até 700°C.

Tabela 1.3 - Propriedades do aço H11 em função da temperatura para diferentes fornecedores (Sobetchi, 2018)

T [°C]	Edelstahl	Gruppo Lucefin	Bohler-Uddeholm	Aubert & Duval	Htsteelmill	UDDEHOLM
Condutividade térmica – k [W/(m · K)]						
20		25		29	25	
100	28.4		32.1			
200	29.7		32.6			30
300	30.2		32.8			
400	30.1		32.6			30
500	30	28.5	32.1		28.5	
600	29.7	29.3	30.5		29.3	31
700	30		29.6			
Coefficiente de expansão térmica linear – α_e (x10⁻⁶)						
20-100	11.9	11.5	11.5		9.8	
20-200	12.4	12	12	11.9	12.5	11.6
20-300	12.8	12.2	12.2		13	
20-400	13.2	12.5	12.5	12.6	13.2	13.4
20-500	13.6	12.9	12.9		13.5	
20-600	14.2	13	13	13.4	13.7	13.2
20-700	14.4	13.2	13.2		13.8	
20-800	14.4			13.9	14	
Massa volúmica – ρ [kg/m³]						
20	7850	7800	7800	7800	7800	7800
100						
200						7750
300						
400						7700
500	7690	7640	7640		7640	
600	7650	7600	7600		7600	7600
Calor específico - c_p [J/(Kg · K)]						
20	460	460	460		460	
500		550	550		550	
600		590	590		590	

Tabela 1.4 - Polinómios interpoladores das propriedades termofísicas em função da temperatura, expressa em °C
(Sobetchi, 2018)

Propriedade	Polinómio interpolador, com T em °C
$k [W/m \cdot K]$	$k(T) = 6,9677 \times 10^{-8} \cdot T^3 - 9,7363 \times 10^{-5} \cdot T^2 + 3,8684 \times 10^{-2} \cdot T + 2,6575 \times 10^1$
$\alpha_e [K^{-1}]$	$\alpha_e(T) = 1,2750 \times 10^{-9} \cdot T^3 - 3,0818 \times 10^{-6} \cdot T^2 + 5,2954 \times 10^{-3} \cdot T + 1,1177 \times 10^{-1}$
$c_p [J/kg \cdot K]$	$c_p(T) = 0,2126 \cdot T + 453,98$
$\rho [kg/m^3]$	$\rho(T) = (-3,3809 \times 10^{-4} \cdot T + 7,8207) \times 10^3$
$\varepsilon [-]$	$\varepsilon(T) = 6 \times 10^{-5} \cdot T + 0,17$

É importante notar que, é necessário saber as propriedades até à temperatura de austenitização, 980°C, para conseguir simular, mais precisamente, o arrefecimento.

Para tal, as propriedades necessárias conhecer são a condutividade térmica, o calor específico e a emissividade, como tal foi consultado o trabalho de Franssen e Vila Real (2015). Estes autores sugerem que, para um aço ao carbono, a condutividade térmica tem tendência a manter-se constante após atingir a temperatura de mudança de fase. Logo, foram utilizadas as propriedades da Tabela 1.4 até à temperatura de austenitização, cerca de 900°C e a partir desse ponto, a condutividade térmica mantém-se, como ilustrado na Figura 1.10.

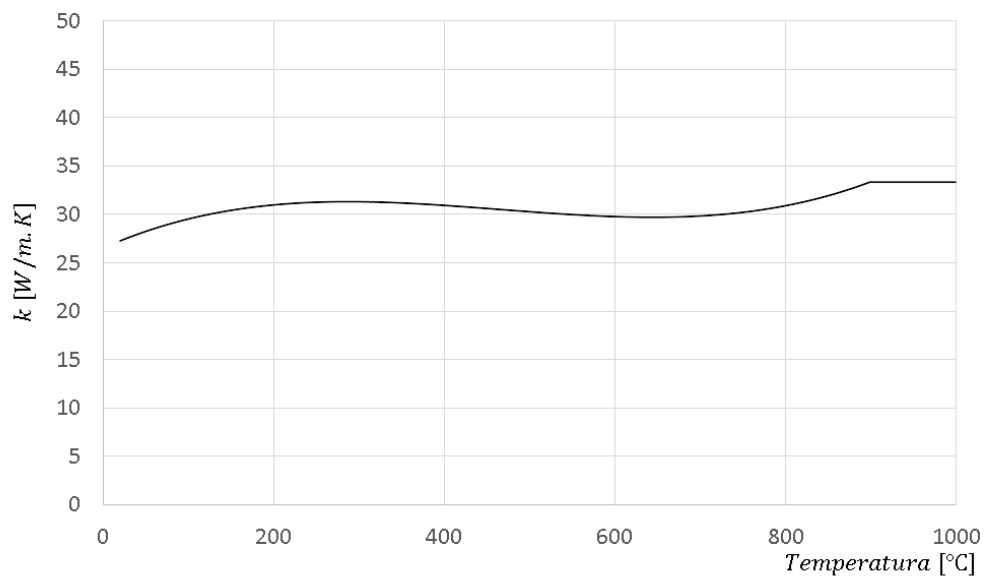


Figura 1.10 - Valores da condutividade térmica a serem utilizados na simulação.

Relativamente ao calor específico, este tem um comportamento particular na região da mudança de fase, pois aumenta rapidamente até à temperatura de mudança de fase e após a temperatura de mudança de fase volta a diminuir. Este comportamento pode ser observado quando há aquecimentos ou arrefecimentos lentos e está ilustrado na Figura 1.11.

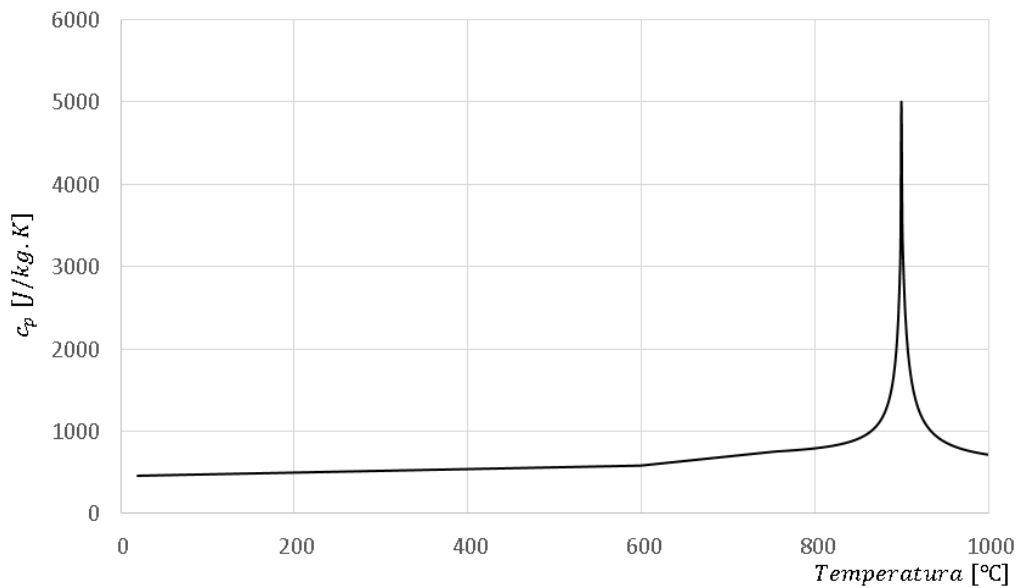


Figura 1.11 - Valores do calor específico em arrefecimentos e aquecimentos lentos.

Contudo, visto que o arrefecimento abordado neste trabalho é considerado brusco o comportamento do calor específico vai ser diferente, pois ao temperar uma peça pretende-se que ela mantenha a fase gama, a austenite, até cerca dos 400 $^{\circ}\text{C}$, obtendo-se assim propriedades diferentes. Perante estas condições o comportamento do calor específico em função da temperatura pode ser ilustrado através da Figura 1.12, sendo que serão estes os valores de calor específico utilizados na simulação do arrefecimento da têmpera, no capítulo 5.

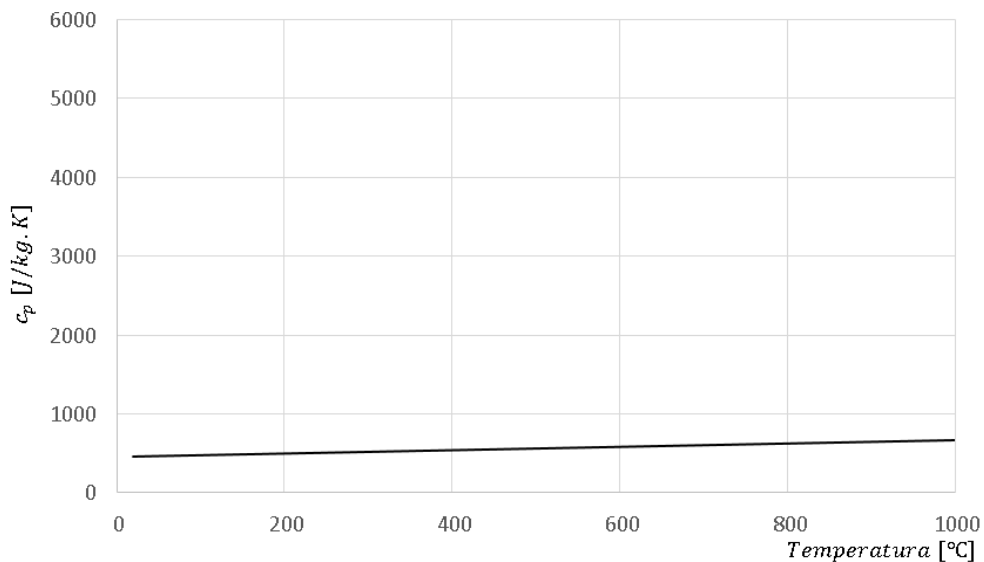


Figura 1.12 - Valores do calor específico em arrefecimentos bruscos.

A emissividade é uma propriedade importante no estudo das curvas de correção dos termopares, no capítulo 3, e na simulação da fase de arrefecimento da têmpera, no capítulo 5. Não sendo possível encontrar valores de emissividade a altas temperaturas para o aço H11, optou-se por escolher a emissividade do aço H13, que é muito similar em propriedades e composição ao aço H11. Para tal, consultou-se Maia (2013), e obteve-se a variação da emissividade em função da temperatura, representada na Figura 1.13.

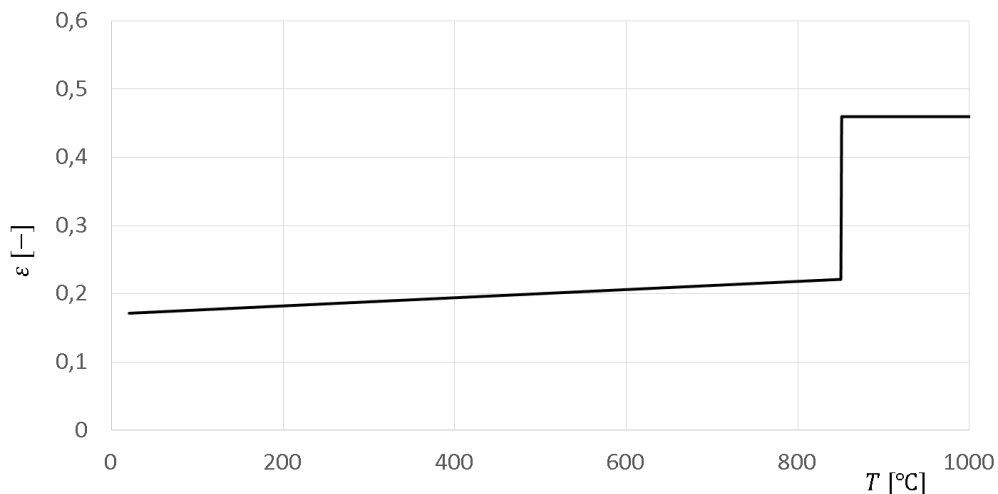


Figura 1.13 - Comportamento da emissividade do aço H11 em função da temperatura.

1.5 Enquadramento

A atual dissertação encontra-se no seguimento de trabalhos realizados anteriormente por alunos da Faculdade de Engenharia de Universidade do Porto no âmbito da Unidade Curricular Dissertação da opção de Energia Térmica do Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica, sendo que a consulta de alguns destes documentos será frequente numa fase inicial de pesquisa bibliográfica e enquadramento do estudo.

Em 2011, com o trabalho de Miguel Oliveira (Oliveira, 2011) que incidiu no estudo da fase de aquecimento em tratamentos térmicos, surgiu uma parceria da Faculdade de Engenharia com a empresa Ramada Aços SA, e desde então, esta parceria tem-se conservado e surgem novos desafios que não só dão seguimento a trabalhos anteriores, mas também visam explorar particularidades dos tratamentos térmicos de aços e aprofundar a sua compreensão.

Destes trabalhos, o que será objeto de maior atenção será o trabalho anterior realizado por Dumitru Sobetchi em 2018, denominado “Estudo de coeficientes de convecção na fase de arrefecimento numa têmpera em vácuo” (Sobetchi, 2018) e será a principal referência para o desenvolvimento do estudo atual. Também foi consultado com mais detalhe um trabalho anterior Maia (2013), que se foca no estudo da fase de aquecimento em tratamentos térmicos de peças de aço de grandes dimensões, e que permitiu obter algumas propriedades termofísicas fundamentais para a realização do estudo atual. Estes foram apenas alguns dos trabalhos consultados, no entanto todos eles foram tidos em conta como ponto de partida e referência para ajudarem a enquadrar, compreender e aprofundar esta temática.

No trabalho de Sobetchi (2018) teve início o estudo da fase de arrefecimento do tratamento de têmpera com a determinação dos coeficientes de convecção, através da comparação das curvas de arrefecimento em diferentes locais de uma peça, curvas de temperatura versus tempo, experimentais, obtidas utilizando termopares para o efeito, com as curvas homólogas da peça obtidas por simulação no programa Abaqus. Foi usada uma temperatura máxima de 700 °C pois até essa temperatura as propriedades do aço são razoavelmente conhecidas. Este trabalho tinha, pois, como objetivo a determinação dos coeficientes de convecção para num trabalho posterior se poder simular com base neles a fase de arrefecimento da têmpera. O presente trabalho pretende, pois, dar continuidade ao trabalho de Sobetchi.

1.6 Objetivos

O tema desta dissertação centra-se principalmente na simulação numérica da fase de arrefecimento brusco de um bloco de aço numa têmpera em vácuo. Este bloco é constituído pelo aço H11 e é dotado de uma forma cúbica com 410 mm de aresta. A simulação focar-se-á no arrefecimento para diferentes pressões do azoto, gás este utilizado na fase de arrefecimento, nomeadamente às seguintes três pressões relativas 3, 6 e 9 bar.

Para o efeito, será necessário reavaliar e, caso seja necessário, i.e., fazer a respetiva correção dos valores dos coeficientes de convecção, locais e globais, obtidos no trabalho anterior realizado por Sobetchi (2018). Estes coeficientes de convecção serão posteriormente utilizados na simulação da fase de arrefecimento do tratamento térmico de têmpera.

A necessidade da referida reavaliação prende-se com o facto de se suspeitar que, em virtude da existência de uma resistência de contacto entre o bloco de aço e o termopar e o facto deste último funcionar em parte como uma alheta, a temperatura medida num dado ponto da peça ser diferente da temperatura correspondente do bloco. Esta diferença, que não foi tida em conta no trabalho anterior, poderá conduzir a diferentes coeficientes de convecção pelo que um dos objetivos será estimar o erro inerente à leitura do termopar em virtude dos referidos efeitos e recalculer novos coeficientes de convecção.

Os ensaios experimentais de têmpera terão início aproximadamente a uma temperatura de 980°C, o que implica que haverá mudança de fase da microestrutura do aço e consequentemente poderá haver variação das propriedades termofísicas do mesmo.

Posteriormente, as curvas de temperatura versus tempo em diferentes pontos do bloco nos ensaios de têmpera obtidos através da simulação computacional serão comparados com os resultados experimentais homólogos realizados nas instalações da empresa.

1.7 Estrutura da dissertação

A presente dissertação encontra-se estruturada em seis capítulos e três anexos.

No capítulo 2 será feita uma apresentação da peça utilizada nos ensaios e aos respetivos pontos onde serão realizadas as medições de temperatura. De seguida, dar-se-á início ao estudo analítico relativo à transferência de calor em corpos tridimensionais que será usado como padrão no estudo subsequente das malhas que serão utilizadas no programa Abaqus como base para as simulações que virão a ser necessárias em capítulos seguintes.

No capítulo 3, serão apresentados e caracterizados os termopares utilizados nos ensaios experimentais. Seguidamente, será realizado um estudo no programa EES (*Engineering Equation Solver*), que visa simular o comportamento do termopar ao longo dos ensaios experimentais com o objetivo de se obter as curvas de correção dos mesmos, permitindo estimar a temperatura da peça em função da temperatura lida pelo termopar. No decorrer deste capítulo será também realizado um estudo complementar com o intuito de compreender a importância e o impacto do coeficiente de convecção em torno da secção do termopar exterior ao furo.

No capítulo 4, apresenta-se o estudo efetuado que permitiu recalculer os coeficientes de convecção médios e locais, a partir das curvas de temperatura corrigida obtidas no capítulo 3. Concluindo este capítulo com uma comparação entre os resultados para os coeficientes de convecção agora obtidos e os resultados experimentais homólogos obtidos num trabalho anterior.

No capítulo 5, apresenta-se a metodologia para a realização das simulações da fase de arrefecimento da têmpera, e executam-se as simulações com os coeficiente de convecção determinados no capítulo 4. É realizado um estudo que visa compreender o impacto da radiação nestes mesmos ensaios. Finalizando com a comparação da simulação numérica com os resultados experimentais obtidos nas instalações da empresa.

Finalmente, no capítulo 6, serão apresentadas as principais conclusões derivadas da realização do trabalho assim como as sugestões de trabalhos futuros.

2 Modelo numérico

Neste capítulo será feita uma apresentação à peça em estudo, serão igualmente apresentados e caracterizados os pontos geométricos de interesse assim como algumas dimensões importantes de serem conhecidas.

Será também apresentado o modelo físico por detrás dos fenómenos de transferência de calor na fase de arrefecimento brusco de uma têmpera em vácuo e, com base nestes conhecimentos, criada uma ferramenta que permite a resolução analítica deste tipo de problemas, permitindo determinar o comportamento térmico ao longo do tempo para qualquer ponto da peça em estudo.

Finalmente, recorrer-se-á ao programa de simulação numérica, Abaqus, para, através da comparação das soluções analíticas, usadas como valores de referência, com as soluções numéricas, criar uma malha que cumpra determinados requisitos e que servirá como base para as simulações que virão a ser necessárias em capítulos seguintes.

2.1 Descrição da peça em estudo

De seguida serão apresentadas as características da peça em estudo, como as dimensões, a localização dos furos para a colocação dos termopares, e a nomenclatura adotada para identificar as faces e para os termopares.

A peça utilizada para os ensaios de têmpera é a mesma utilizada nos ensaios realizados por Sobetchi (2018), e como tal, os furos e as dimensões são idênticos, e decidiu-se manter a mesma nomenclatura das faces para facilitar a consulta dos dois documentos em simultâneo, caso tal fosse necessário. Assim, na Figura 2.1 e na Tabela 2.1 encontram-se as posições em que os termopares foram colocados e algumas dimensões importantes do bloco, assim como as suas designações. Estes seis pontos, serão o objeto de estudo nos próximos capítulos.

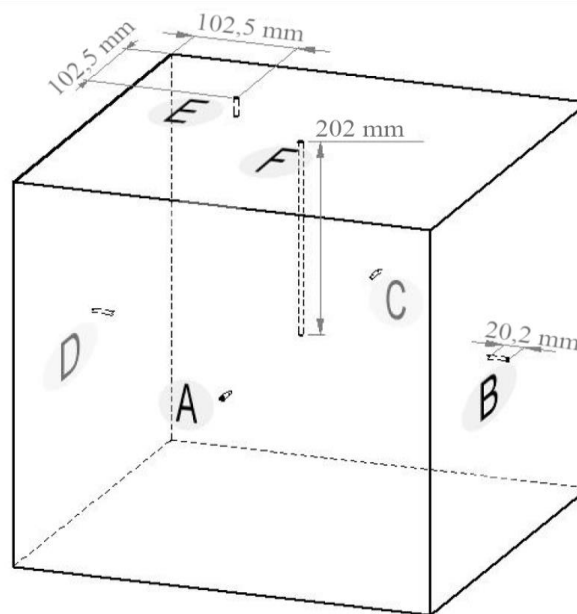


Figura 2.1 - Posições dos termopares nos ensaios realizados.

Tabela 2.1 - Designação dos termopares e dos furos consoante a sua posição geométrica

Nomenclatura do termopar/Furo	Posição geométrica
A	Frontal*
B	Direita
C	Traseira
D	Esquerda
E	Superior
F	Núcleo

*Face paralela à porta e a mais próxima desta

Todos os furos, exceto o furo na posição E, se encontram no centro geométrico das respetivas faces. Na Tabela 2.2 encontram-se detalhadas as dimensões individuais de cada furo que serão utilizadas no capítulo 3 para a obtenção das curvas de correção dos termopares. Por questões operacionais a face da base não foi instrumentada.

Tabela 2.2 - Apresentação das dimensões dos furos onde serão inseridos os termopares

Furo	Diâmetro [mm]	Profundidade [mm]
A	3,8	20,2
B	3,8	20,2
C	3,8	20,2
D	3,8	20,2
E	3,8	20,2
F	4,5	202

2.2 Solução analítica para a condução transiente

Nesta secção, apenas serão apresentados os conceitos mais importantes do estudo analítico da condução transiente realizado por Sobetchi (2018), visto que a peça utilizada é a mesma, assim como o forno para a realização dos ensaios, sendo que a versão completa deste estudo pode ser consultada na íntegra no documento acima referido.

Os ensaios experimentais realizados no decorrer deste estudo consistiam em aquecer progressivamente o bloco através de resistência de grafite até que a temperatura do bloco fosse uniforme e igual a aproximadamente 980°C. Após a temperatura estar distribuída uniformemente pelo bloco, era circulado azoto pressurizado através do forno. Deste modo, o arrefecimento brusco do bloco é feito por convecção entre o fluido e o bloco, no entanto, dentro do bloco há condução de calor do interior deste para as faces expostas diretamente à convecção. A este fenómeno dá-se o nome de condução transiente a que é inerente uma variação de temperatura ao longo do tempo.

Para a caracterização da condução transiente existe um número adimensional denominado por número de Biot Bi , que relaciona precisamente a convecção em torno do bloco e a condução no seu interior, comparando a resistência de condução no interior do sólido e a resistência de convecção na sua superfície.

$$Bi = \frac{hL_c}{k} \quad (2.1)$$

Em que h é o coeficiente global de transferência de calor, L_c é o comprimento característico e k é a condutividade térmica do material do bloco, neste caso do aço H11. Sendo que L_c pode ser definido como o quociente entre o volume do corpo, V e a sua área superficial em contacto com o fluido, A_s .

$$L_c = \frac{V}{A_s} \quad (2.2)$$

Para o estudo deste tipo de problemas existem dois métodos de resolução, cuja utilização depende do número de Biot. Tipicamente, um número de Biot elevado representa uma elevada resistência à condução de calor no interior do mesmo, provocando gradientes de temperatura significativos no seu interior, por outro lado, um número de Biot reduzido representa uma resistência à condução de calor reduzido no interior do sólido, não havendo grandes gradientes de temperatura no interior do mesmo, como pode ser observado na Figura 2.2.

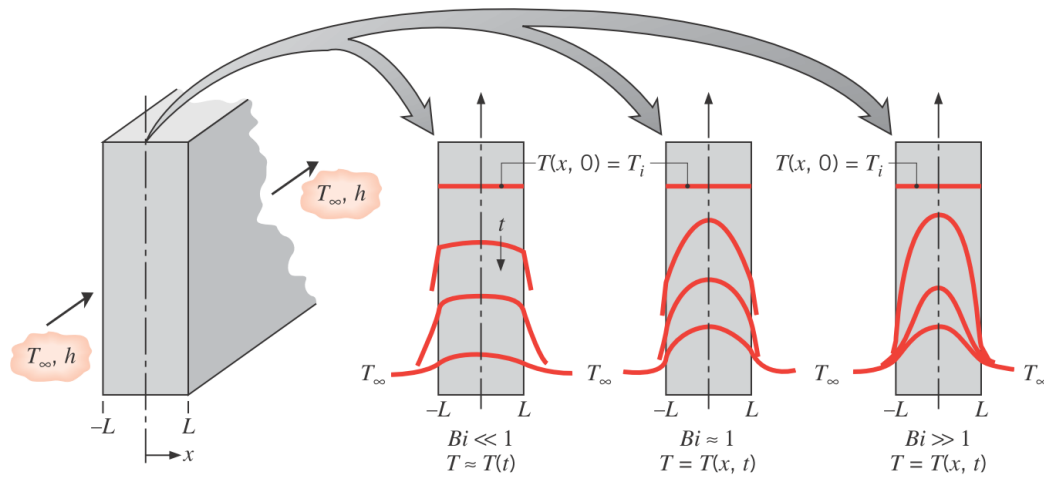


Figura 2.2 - Distribuições de temperatura transiente para diferentes números de Biot, numa parede arrefecida simetricamente através de convecção (Bergman e Incropera, 2011).

Os critérios para a resolução de um problema de condução transiente são os apresentados de seguida:

- $Bi < 0,1$, a variação espacial de temperatura no interior do sólido é muito reduzida ao ponto de ser adequado considerá-la uniforme, perante este caso usa-se o método do sistema global;
- $Bi \geq 0,1$, perante esta situação a variação espacial dentro do sólido não pode ser desprezada e a sua resolução passa por recorrer a um método analítico baseado em séries infinitas.

Para o presente caso, o número de Biot mantém-se sempre maior do que 0,1, tal como indica o resultado apresentado na Figura 2.3 resultante de um estudo elaborado por Sobetchi (2018) entre a temperatura ambiente e 700 °C, o mesmo é verdade para temperaturas dos 700°C até aos 980°C, logo adotou-se o modelo transiente multidimensional de séries infinitas para a resolução do problema. Importa referir que a evolução do número de Biot representada na Figura 2.3 é para um coeficiente de convecção constante de 450 W/(m².K), portanto apenas a condutividade térmica varia com a temperatura.

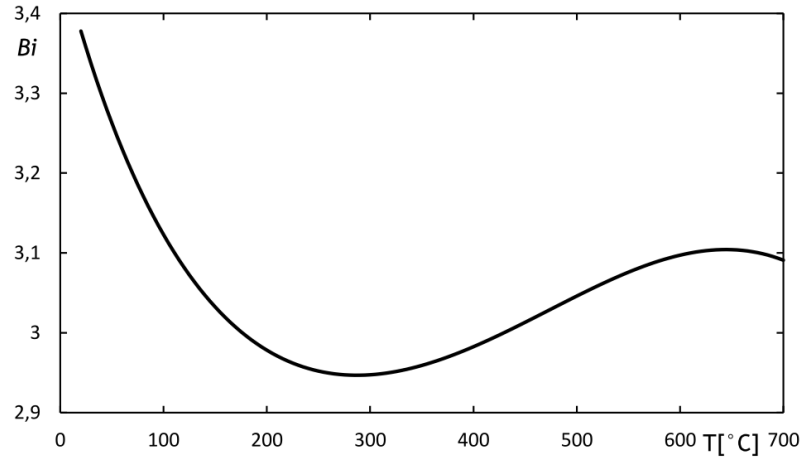


Figura 2.3 - Evolução do número de Biot em função da temperatura (Sobetchi, 2018).

A solução para este tipo de problema passa por analisar a solução unidimensional de condução de calor, sem geração interna de calor de uma placa plana

Consultando Bergman e Incropera (2011) foi obtida a expressão (2.3) que fornece a distribuição da temperatura adimensional para uma placa infinita de espessura $2L$.

$$\theta = \sum_{n=1}^{\infty} A_n e^{-\lambda_n^2 Fo} \cos(\lambda_n X) \quad (2.3)$$

Sendo A_n um coeficiente que é dado pela expressão (2.4).

Fo é o número de Fourier que pode ser calculado através da expressão (2.5) e representa o calor conduzido através de um corpo relativamente ao calor armazenado, assim, quanto maior o número de Fourier mais rápida é a propagação de calor dentro de um corpo.

E com λ_n sendo os valores discretos e raízes positivas da equação $\lambda_n \tan \lambda_n = Bi$ (Bergman e Incropera, 2011).

Finalmente a partir da temperatura adimensional θ , equação (2.6) pode ser calculada a temperatura num determinado ponto e para um dado instante T .

$$A_n = \frac{4 \sin \lambda_n}{2\lambda_n + \sin(2\lambda_n)} \quad (2.4)$$

$$Fo = \frac{\alpha t}{L^2} \quad (2.5)$$

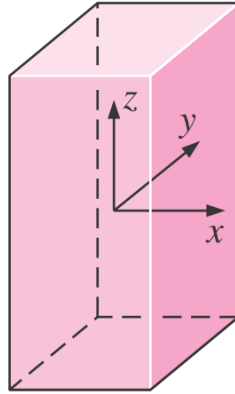
Onde α é a difusividade térmica.

$$\theta = \frac{T - T_{\infty}}{T_i - T_{\infty}} \quad (2.6)$$

Onde T_{∞} é a temperatura da envolvente e T_i   a temperatura inicial.

Na análise de um caso tridimensional, a solução correspondente   obtida pelo produto das soluções unidimensionais descritas pela expressão (2.3). Deste modo, a interseção das três

placas planas infinitas origina um sólido paralelep dico ilustrado na Figura 2.4, sendo esta a base para a solução da análise da condução transiente multidimensional, e possibilitando a determinação da temperatura em qualquer ponto e em qualquer instante, que com todas as arestas de comprimentos iguais, origina o bloco cúbico em estudo.



$$\theta(x; y; z; t) = \theta_{parede}(x; t)\theta_{parede}(y; t)\theta_{parede}(z; t)$$

Figura 2.4 - Produto da interseção das soluções unidimensionais de três placas planas, originando um paralelep dico. (Adaptado de  engel (2004)).

Maia (2013), constatou que o uso de 25 raízes já providencia um bom resultado que possa ser usado como referência, no entanto utilizaram-se 50 termos da série (raízes), apenas perceptível nos instantes iniciais da análise, de modo a obter o melhor resultado para ser usado como referência em todos os instantes ensaiados acima dos 10 segundos.

Todas as equações e conceitos anteriormente apresentados foram introduzidos numa folha de Excel, que no fundo providencia a solução analítica, que facilitou o tratamento dos dados e permitiu então obter a distribuição de temperatura temporal e espacialmente numa peça cúbica em função do coeficiente de convecção em torno da mesma, da condutividade térmica, calor específico e massa volúmica do material constituinte da peça, da temperatura inicial do arrefecimento e das dimensões da peça, conforme se irá ver na próxima secção.

2.3 Determinação das malhas a utilizar

A simulação do modelo no programa Abaqus implica a construção geométrica do sólido e todos os dados inerentes à simulação térmica. Visto que o sólido em questão é um cubo, na construção da sua malha usar-se-ão elementos hexaédricos com o código DCC3D8, que tem em conta problemas de transferência de calor com convecção.

Inicialmente o objetivo era determinar uma malha na qual se obtivesse um erro relativo E_r , equação (2.7), próximo ou inferior a 1% nos pontos com o maior e o menor gradiente térmico, o v rtice e o núcleo, respetivamente, ilustrado na Figura 2.5. Partindo deste princípio, todos os restantes pontos possuiriam um comportamento térmico compreendido entre estes dois, assim como o erro.

$$E_r[\%] = \frac{|T_{analítica} - T_{abaqus}|}{T_{analítica}} \times 100 \quad (2.7)$$

Onde $T_{analítica}$ é a temperatura da solução analítica e T_{abaqus} é a temperatura da simulação numérica.

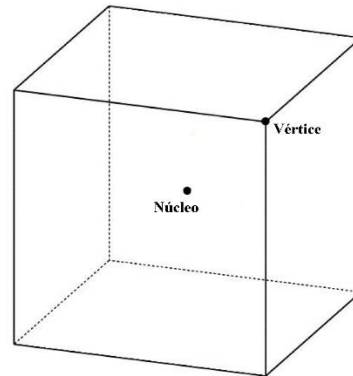


Figura 2.5 - Representação esquemática do bloco de aço em estudo dos pontos com o menor e o maior gradiente térmico.

O principal objetivo desta secção é a determinação de duas malhas, uma delas para ser utilizada nos capítulos 3 e 4, para estudar o comportamento dos termopares e a determinação dos coeficientes de convecção respetivamente, que daqui em diante será denominada de malha A e a outra para ser utilizada no capítulo 5, para estudar a fase de arrefecimento numa têmpera em vácuo, denominada de malha B.

A malha A tem como principais requisitos um erro relativo baixo em todos os pontos a serem analisados, nomeadamente os quatro pontos laterais A, B, C e D, o ponto E da face superior e o ponto F do núcleo, assim como um tempo de simulação baixo, visto que vão ser executadas várias simulações com esta malha. O objetivo é que este erro seja aproximadamente 1% ou menor nos pontos referidos anteriormente e que o tempo de simulação ronde os 10 minutos. Para esta malha não foi analisado o erro no vértice, visto que não é um ponto onde se pretende saber a distribuição de temperatura ao longo do tempo e os requisitos não conseguiam ser cumpridos simultaneamente, como será mencionado adiante.

A malha B não contém as restrições da malha A a nível de tempo de simulação, logo poderá ser uma malha com bastantes mais elementos e com um tempo de simulação mais elevado. Ao ter mais elementos o erro relativo será inferior, para o mesmo ponto, ao da malha A.

Posto as condições impostas previamente procedeu-se para o processo de determinação das malhas que será explicado de seguida.

A primeira malha a ser determinada foi a malha A, visto que esta seria a base para a construção da malha B, sendo esta constituída por mais elementos e mais refinamento nos pontos pretendidos.

Este processo envolveu duas ferramentas de cálculo distintas, o ficheiro de Excel criado na secção 2.2 e o programa Abaqus. Inicialmente começou-se por introduzir os dados necessários no ficheiro de Excel, que podem ser consultados na Tabela 2.3 e na Tabela 2.4 e foi calculada a distribuição de temperatura ao longo do tempo para os seis pontos em estudo.

Tabela 2.3 . Condições ambiente para a determinação das malhas

T_i [°C]	980
T_{∞} [°C]	20
h [W/(m ² °C)]	500

Tabela 2.4 – Propriedades do aço à temperatura ambiente de 20°C ao longo do processo de determinação das malhas

k [W/(mK)]	27,31
c_p [J/(kgK)]	458
ρ [kg/m ³]	7810
L_c [m]	0,205
L [m]	0,410

O passo seguinte envolveu a mesma simulação mas no Abaqus em que as propriedades do material e as condições fronteira foram exatamente as mesmas, no entanto foi necessário definir alguns parâmetros iniciais, apresentados na Tabela 2.5, que são válidos para as simulações quer com a malha A que com a malha B.

Tabela 2.5 - Dados de entrada das simulações em Abaqus

Período total da simulação [s]	10000	
Máximo número de incrementos [-]	5000	
Incrementos temporais [s]	Inicial	5e-6
	Mínimo	5e-6
	Máximo	10
Máxima variação de temperatura permitida por incremento no tempo [°C]	5	

Resumidamente, comparou-se a resolução de um problema com as mesmas características, realizado por método analítico e por método numérico. Logicamente que, sendo as condições iguais para a resolução dos dois métodos, a única variável que se podia alterar era a composição da malha do Abaqus. Alteração esta que foi efetuada introduzindo mais elementos e refinando a malha nos pontos pretendidos. Este processo foi iterativo, visto que se testou uma malha inicial arbitrária, até que ao fim de algumas iterações se obteve uma malha que cumpria os principais requisitos pretendidos.

Ao longo do processo de determinação das malhas observou-se que para o ponto situado no núcleo, a variação do erro era desprezável se, neste ponto, a malha fosse mais ou menos refinada, visto que o arrefecimento do núcleo é mais lento comparativamente com o dos outros pontos em análise. Dada esta informação optou-se por não refinar excessivamente o centro geométrico da peça, e usar esses elementos adicionais para analisar os restantes pontos, que possuem um comportamento mais brusco no arrefecimento, e assim reduzir o erro nestes últimos ao mesmo tempo que não se prejudicava os tempos de simulação.

Na Tabela 2.6, encontra-se a comparação das malhas obtidas com alguma informação relativamente ao número de elementos, tempo de simulação e os erros máximos para os pontos em estudo.

Tabela 2.6 - Comparação entre as duas malhas obtidas

	Malha A	Malha B
Número de elementos [—]	13750	69696
Tempo de simulação médio [min]	10	55
Erro máximo no vértice [%]	-	1,18
Erro máximo no núcleo (F) [%]	0,91	0,4
Erro máximo no furo E [%]	0,85	0,46
Erro máximo nos furos laterais (A,B,C,D) [%]	0,9	0,57

Relativamente à malha A, não foi possível criar uma malha com o erro no vértice próximo de 1%, sem comprometer consideravelmente o tempo de simulação, posto isto, foi escolhida uma malha que apresentasse um erro próximo ou inferior a 1% em todos os outros pontos em estudo e que conseguisse satisfazer a condição do tempo de simulação. A representação esquemática da malha A pode ser consultada na Figura 2.6.

Relativamente à malha B, o erro máximo no vértice obtido não foi inferior a 1 %, embora tenha ficado perto desse valor, i.e. 1,18.%. A representação esquemática da malha B pode ser consultada na Figura 2.7.

Foram testadas algumas alternativas para a diminuição deste erro e com um incremento de 25000 elementos o erro baixou para 1,17%, contudo o tempo de simulação aumentou cerca de 25 minutos, como tal considerou-se que não era justificável aumentar significativamente o tempo de simulação para se obter uma redução marginal no erro.

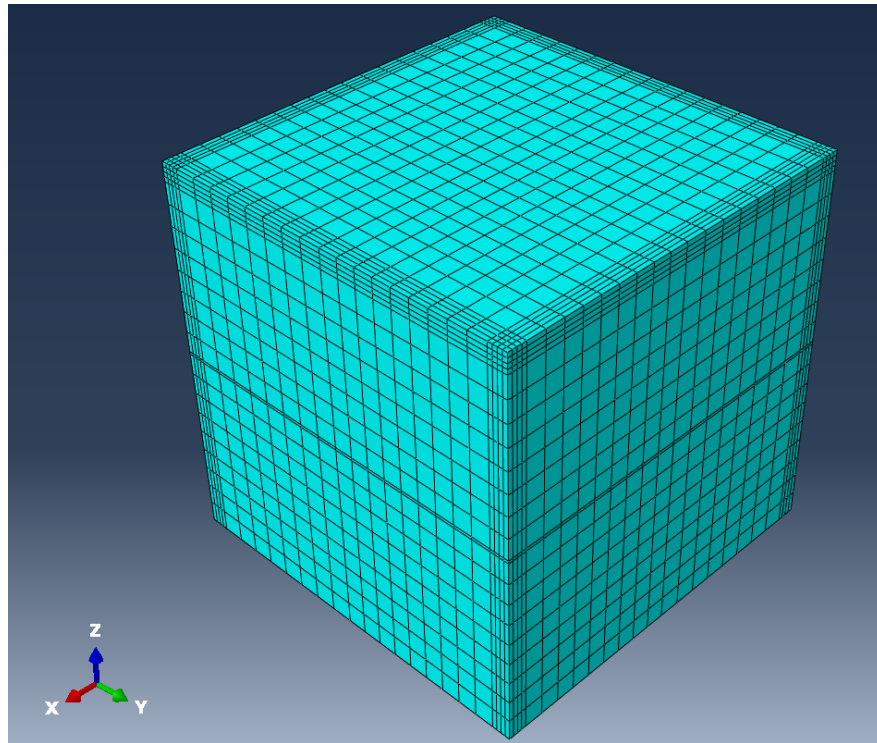


Figura 2.6 - Representação da malha A no programa Abaqus.

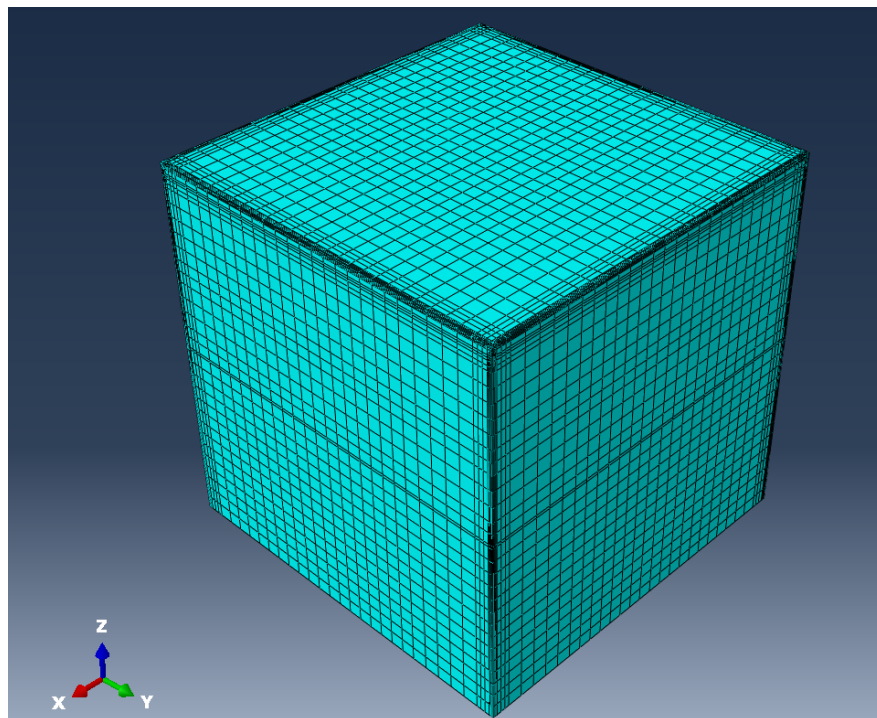


Figura 2.7 – Representação da malha B no programa Abaqus.

3 Análise ao desempenho dos termopares

Neste capítulo, ir-se-ão obter equações que permitirão relacionar a temperatura indicada pelo termopar com a temperatura no ponto da peça que se pretende conhecer, isto porque a resistência de contacto peça-termopar e o efeito de alheta a que o termopar é sujeito vão originar um desvio entre as duas temperaturas referidas. Inicialmente serão apresentados os termopares utilizados para as medições de temperatura nos ensaios realizados assim como algumas características dos mesmos.

Seguidamente será apresentado o processo de simulação do comportamento do termopar que foi realizado através do programa EES (*Engineering Equation Solver*), recorrendo ao programa Microsoft Excel para tratamento dos dados, começando com a apresentação das equações de balanço e as diferentes variáveis envolvidas, passando por uma análise da resistência térmica de contacto entre a peça e os termopares e concluindo com o tratamento e correção dos dados obtidos.

Posteriormente será realizado um estudo relativo à importância do efeito do coeficiente de convecção em torno da secção do termopar que não está inserido no furo.

Finalmente será apresentado o processo para a obtenção das curvas de correção de temperatura para cada termopar e para cada ensaio sendo complementado posteriormente com a apresentação das equações de correção.

Um dos principais objetivos deste capítulo é, pois, encontrar as relações entre as temperaturas experimentais provenientes dos termopares, em todos os furos, e as temperaturas reais da peça nos respetivos locais. Na prática será obtida uma relação para cada um dos três conjuntos de pontos de medição que podem ser consultados na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 - Conjuntos de pontos onde foi realizada a correção de temperatura, (ver Figura 2.1)

Conjunto	Elementos constituintes
1	Furos laterais (A, B, C e D)
2	Furo superior (E)
3	Furo do núcleo (F)

Esta correção individual para os referidos conjuntos de pontos deve-se ao facto de os furos possuírem posicionamentos geométricos distintos. Por exemplo o furo E encontra-se à mesma profundidade que os furos A, B, C e D, no entanto, estes encontram-se no centro geométrico das faces laterais enquanto o furo E se encontra desfasado. O furo F encontra-se no centro geométrico da face superior, mas tem uma profundidade mais elevada, como tal, estes três

conjuntos de pontos representam arrefecimentos diferentes, consequentemente tiveram de ser estudados separadamente.

Esta correção é fundamental, pois permite obter estimativas mais realistas dos coeficientes de convecção, médios e locais, obtidos por Sobetchi (2018). No referido trabalho os coeficientes de convecção foram calculados a partir dos valores de temperatura lidos pelo termopar, tentando ajustar as curvas de temperatura versus tempo experimentais e numéricas. No presente estudo os coeficientes de convecção serão calculados ajustando as curvas da temperatura da peça, temperatura esta que resultará da aplicação da correção da temperatura do termopar, às curvas homólogas obtidas numericamente conseguindo-se assim coeficientes de convecção mais realistas comparativamente à situação retratada no trabalho anterior.

Tal como referido no capítulo 2, todas as simulações deste capítulo foram realizadas com a malha A, apresentada anteriormente na Tabela 2.6.

3.1 Termopares utilizados

Como já foi referido, os termopares utilizados para as medições de temperatura são do tipo N, estes são constituídos por Nicrosil e Nisil. Nicrosil é uma liga de níquel que também contém cromo e silício e é utilizada como o fio positivo neste tipo de termopares. Nisil é uma liga de níquel e silício que é utilizada como o fio condutor negativo (Kanthal.com, 2019)

Um dos principais problemas de alguns tipos de termopar, por exemplo, tipo K, é que se tornam imprecisos com a utilização, têm uma longevidade curta e em muitas aplicações o seu desempenho é afetado pela contaminação ambiente. Para ultrapassar alguns destes problemas, o termopar pode ser protegido por uma bainha, no entanto isto introduz um acréscimo da constante de tempo significativo, o que diminui o tempo de resposta.

Os termopares do tipo N, embora também estejam dentro de uma bainha, foram desenvolvidos especificamente com o intuito de possuírem uma melhor longevidade e estabilidade que os termopares de tipo K. Como tal, possuem características termoelétricas semelhantes aos anteriores, mas a longevidade e a estabilidade, são pelo menos três vezes superiores (Morris e Langari, 2016).

Na Tabela 3.2, estão apresentadas algumas características dos termopares do tipo N.

Tabela 3.2 - Características dos termopares tipo N.

Gama de temperaturas de operação	Períodos curtos	Contínuo
	-270°C - 1300°C	0°C a 1100 °C
Materiais (constituição)	Nicrosil (84,1%Ni, 14,4%Cr, 1,4% Si, 0,1% Mg) e Nisil (95,6%Ni, 4,4%Si)	

Os termopares utilizados têm a junta quente eletricamente isolada da bainha metálica, tal facto foi inferido através de um teste à continuidade elétrica, num termopar funcional, usando um multímetro para o efeito.

Qualquer medição efetuada pelo termopar está sujeita a um erro de calibração. Não sendo possível obter a ficha técnica dos termopares utilizados para se saber o valor deste erro indicado pelo fabricante, procurou-se informação noutros fabricantes.

A informação relativa aos limites do erro de calibração disponível para os termopares do tipo N depende da classe dos fios condutores que constituem o termopar. Estes limites podem ser da classe “Padrão” quando a qualidade dos fios condutores é a normal e podem ser da classe “Especial” se os fios condutores possuírem uma pureza e qualidade superior aos termopares padrão. Logicamente, os termopares especiais são mais precisos, mas também mais dispendiosos. Na Tabela 3.3 são apresentados os limites de erro para um termopar do tipo N.

Tabela 3.3 - Limites de erro de um termopar do tipo N em função do seu grau (Thermocoupleinfo.com, 2019)

Tipo do condutor do termopar	Limites de erro de calibração	
	Normal/padrão	Especial
Tipo N	$\pm 2,20^{\circ}\text{C}$ ou $\pm 0,75\%^*$	$\pm 1,10^{\circ}\text{C}$ ou $\pm 0,4\%^*$

* o maior dos dois

A gama de temperaturas dos ensaios realizados no âmbito deste trabalho começa nos 20°C e vai até aos 980°C , como tal, foi elaborado um gráfico, representado na Figura 3.1, que apresenta o erro absoluto de calibração, em graus Celsius (ou Kelvin), que está presente no uso do termopar em função da classe dos fios condutores. Nos ensaios realizados nas instalações da empresa, foram utilizados termopares de classe “Padrão”.

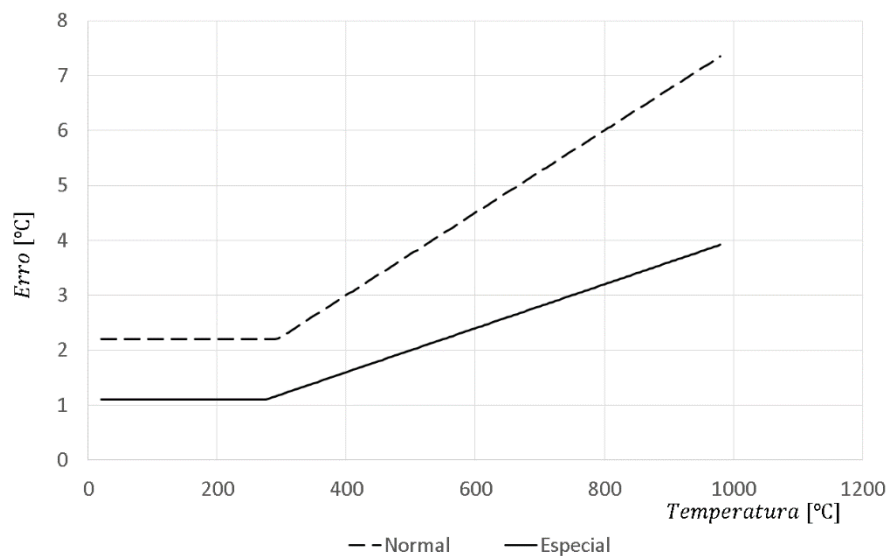


Figura 3.1 - Erro do termopar de acordo com a sua classe.

3.2 Simulação do comportamento do termopar

De seguida são introduzidas e descritas as equações de balanço de energia utilizadas juntamente com as variáveis envolvidas.

Antes de serem determinadas as equações de balanço   necessário determinar quais os mecanismos de transferência de calor entre o furo e o termopar. Intuitivamente, visto o furo ser um espaço confinado de pequenas dimensões é de esperar que não houvesse convecção no seu interior, tal foi confirmado com um breve estudo realizado   parte. Sabendo que, quando não há movimento suficiente do fluido para haver convecção, está sempre presente a componente de condução, através desse mesmo fluido

Para ajudar à confirmação da conclusão anterior, pode ser observado na Figura 3.2, onde se mostra a disposição dos fios auxiliares de fixação e do termopar nos furos do bloco, que a fixação dos termopares era auxiliada por uns fios adicionais, cujo propósito era evitar que o termopar se deslocasse no decorrer do ensaio e que estes acabavam, também, por obstruir a entrada de gás no furo do bloco.

Os mecanismos de transferência de calor determinados para esta configuração furo-termopar são a condução e a radiação, como pode ser observado pela Figura 3.3.

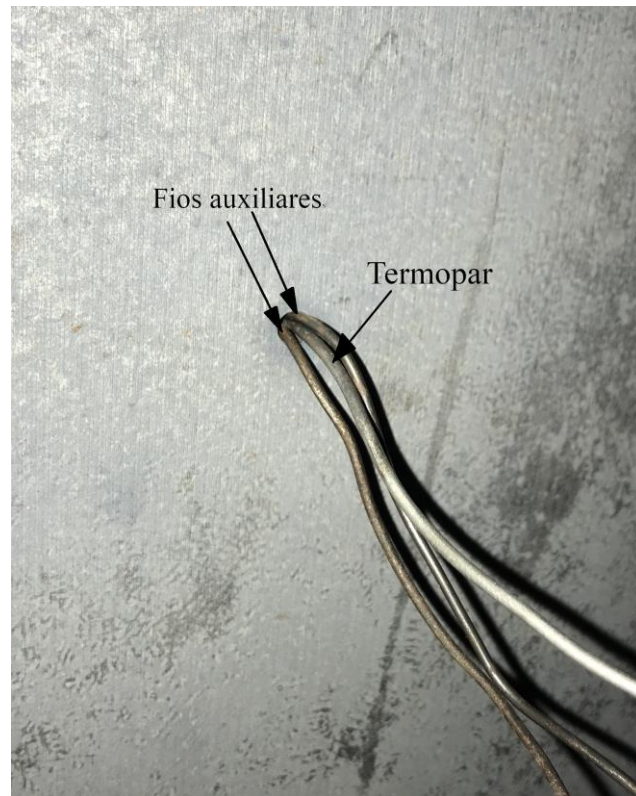


Figura 3.2 - Disposição dos fios auxiliares e do termopar dos furos do bloco.



Figura 3.3 - Mecanismos de transferência de calor entre os furos do bloco e os termopares.

Numa primeira abordagem analisou-se o termopar como se todo o seu comprimento imerso fosse equivalente a um elemento, sistema global, que recebia calor do furo e conduzia esse

mesmo calor para o exterior. No entanto, após alguns testes verificou-se que essa não seria a abordagem mais correta e decidiu-se dividir a secção imersa do termopar em mais secções.

Ao efetuar esta divisão haverá três balanços energéticos diferentes, nomeadamente da secção mais interior do termopar em contacto com o fundo do furo, das secções intermédias do termopar e da secção mais próxima do exterior do termopar. Visto que o tamanho dos elementos do termopar que constituem as secções é muito reduzido, considerou-se que a temperatura de cada elemento era uniforme em cada instante, isto é, todos os pontos do mesmo elemento se encontram à mesma temperatura variando esta no tempo.

A numeração das secções começa na secção exterior e acaba na secção interior, sendo N o número de secções existentes no termopar, conforme descrito na Tabela 3.4 e ilustrado pela Figura 3.4. Durante o arrefecimento, a secção mais quente será a que está situada mais distante da entrada do furo, secção N , deste modo a condução no interior do termopar será da secção N para a secção 1.

Tabela 3.4 - Numeração das secções constituintes do termopar

Balanço	Descrição	Numeração
1	Secção exterior	1
2	Secções intermédias	2 até $N-1$
3	Secção interior	N



Figura 3.4 - Numeração das secções constituintes do termopar, exemplo da divisão do termopar em 8 elementos.

A superfície interior do furo também foi dividida em secções, neste caso visto que o termopar é dividido em N secções o furo é dividido em $N+1$ secções.

A secção $N+1$ do furo corresponde a uma coroa circular que é gerada através da subtração da área de secção do termopar à área de secção do furo, tal é ilustrado na Figura 3.5.

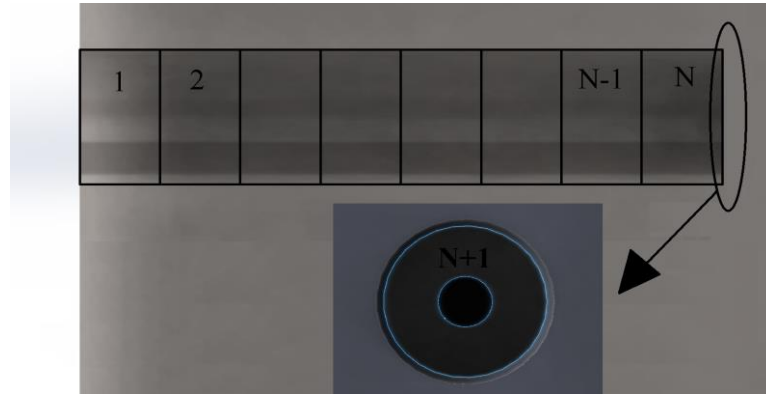


Figura 3.5 - Numeração das seções constituintes do furo.

Antes de serem apresentados os balanços energéticos serão apresentadas algumas considerações relativamente à determinação dos mesmos.

- Uma determinada seção i do termopar apenas recebe calor por condução radial, através do gás de arrefecimento, a partir da seção do furo com a mesma numeração i ;
- Na seção 1, a radiação emitida para o exterior foi considerando que o ar exterior se encontrava sempre   temperatura ambiente, 20 C, durante o arrefecimento;
- Uma determinada seção i do termopar apenas recebe calor por radiação das seções do furo com a mesma numeração e das seções adjacentes, isto é, a seção i do termopar recebe radiação das seções $i-1$, i , $i+1$ do furo.

Um balanço de potências caloríficas genérico pode ser realizado pela expressão (3.1).

$$\dot{Q}_{entra} - \dot{Q}_{sai} + \dot{Q}_g = m \cdot c_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.1)$$

Onde:

$\dot{Q}_{entra}$ representa a potência calorífica que entra num determinado elemento

$\dot{Q}_{sai}$ é a potência calorífica que sai do elemento

$\dot{Q}_g$ é a potência calorífica gerada no interior do elemento

m é a massa do elemento

c_p é o calor específico do elemento

$\frac{\partial T}{\partial t}$ é a variação de temperatura ∂T , do elemento para um determinado intervalo de tempo ∂t

Para o presente caso não existe nenhuma situação em que haja geração interna de calor e então, a equação (3.1) pode ser escrita como

$$\dot{Q}_{entra} - \dot{Q}_{sai} = m \cdot c_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.2)$$

Esta será a equação base para os três balanços a realizar.

De seguida serão apresentadas as equações fundamentais que serão utilizadas em todos os elementos, equações de condução e de radiação. Existem duas equações adicionais que apenas são utilizadas na ponta exterior e na ponta interior do termopar imerso, onde se considera o efeito de alheta e o efeito da resistência de contacto, respetivamente. Estas serão apresentadas apenas na análise individual aos balanços energéticos nas respetivas secções.

A condução da calor radial $Q_{cond,r}$, da superfície do furo para a secção correspondente do termopar pode ser escrita genericamente através da equação (3.3).

$$Q_{cond,r} = \frac{\Delta T}{R_{cond,r}} = \frac{T_{F,i} - T_{T,i}}{\frac{\ln(r_F/r_T)}{2\pi k_a L}} \quad (3.3)$$

Onde:

$R_{cond,r}$,   a resistência de condução radial

$T_{F,i}$,   a temperatura de uma determinada secção do furo

$T_{T,i}$,   a temperatura de uma determinada secção do termopar

r_F ,   o raio do furo

r_T , é o raio do termopar

k_a ,   a condutividade térmica do fluido de arrefecimento, o azoto

L , é o comprimento da sec  o do termopar ou do furo, visto que são iguais

Relativamente à condução de calor axial $\dot{Q}_{cond,a}$, entre elementos do termopar, esta pode ser calculada a partir da expressão (3.4).

$$\dot{Q}_{cond,a} = \frac{\Delta T}{R_{cond,a}} = \frac{T_{T,i} - T_{T,i-1}}{\frac{L}{k_T \cdot A_{sec,T}}} \quad (3.4)$$

Onde:

$R_{cond,a}$,   a resistência de condução axial

$T_{T,i}$,   a temperatura do elemento do termopar com a maior temperatura

$T_{T,i-1}$,   a temperatura do elemento do termopar com a menor temperatura

k_T , é a condutividade térmica do elemento que cede o calor

$A_{sec,T}$, é a área da sec  o do termopar

A potência calorífica transferida através do mecanismo de radiação $\dot{Q}_{rad}$, pode ser expresso de acordo com a equação (3.5).

$$\dot{Q}_{rad} = \sigma \cdot \frac{T_F^4 - T_T^4}{R_{rad}} \quad (3.5)$$

Onde:

σ , é a constante de Stefan-Boltzmann ($5,67 \times 10^{-8} \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-4}$)

R_{rad} , representa a resistência espacial de radiação e pode ser calculada através da expressão (3.6).

$$R_{rad} = \frac{1 - \varepsilon_F}{A_{s,F} \cdot \varepsilon_F} + \frac{1}{A_{s,F} \cdot f_{F,T}} + \frac{1 - \varepsilon_T}{A_{s,T} \cdot \varepsilon_T} \quad (3.6)$$

Onde:

ε_F e ε_T , são as emissividades do furo e do termopar, respetivamente

$A_{s,F}$ e $A_{s,T}$, são as áreas superficiais da secção do furo e do termopar em análise, respetivamente

$f_{F,T}$, é o fator de forma da superfície da secção do furo para a superfície da secção do termopar

Balanco 1 – Secção exterior

Na Figura 3.6 estão representados as trocas de calor, da letra “a” à letra “f”, presentes na secção exterior (secção 1) do termopar e a legenda dos respetivos elementos está presente na Tabela 3.5.

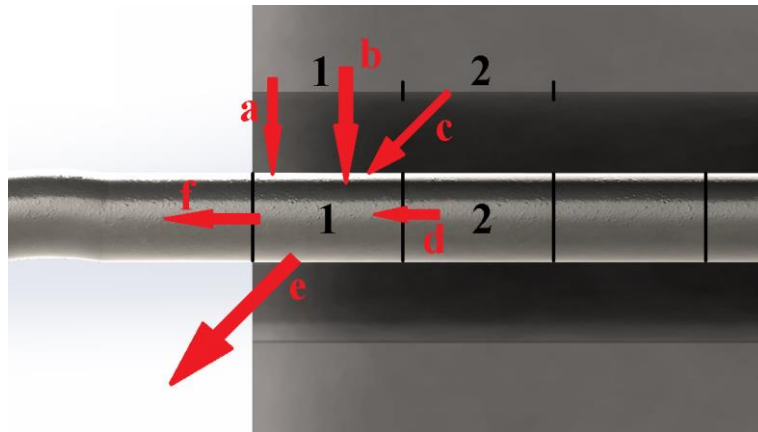


Figura 3.6 - Representação das trocas de energia presentes na secção exterior do termopar.

Tabela 3.5 - Legenda da Figura 3.6, uma breve descrição dos respetivos elementos e a indicação de que equação deve ser utilizada para o cálculo da respetiva potência calorífica

Denominação	Mecanismo de transferência de calor	Descrição	Equação a utilizar
a ($\dot{Q}_a$)	Condução (radial)	Condução radial através do fluido de arrefecimento	(3.3)
b ($\dot{Q}_b$)	Radiação	Radiação proveniente da sec��o do furo homóloga � secção do termopar	(3.5)
c ($\dot{Q}_c$)	Radiação	Radiação proveniente da sec��o do furo adjacente � secção homóloga do termopar	(3.5)
d ($\dot{Q}_d$)	Condução (axial)	Condução axial proveniente da sec��o adjacente do termopar a temperatura superior	(3.4)
e ($\dot{Q}_e$)	Radiação	Radiação para o exterior do furo, interior do forno, que se encontra a temperatura ambiente	(3.5)
f ($\dot{Q}_f$)	Condução (axial)	Condução axial provocada pelo efeito de alheta presente no termopar	(3.9)

Para a presente situação tem-se:

$$\dot{Q}_{entra} = \dot{Q}_a + \dot{Q}_b + \dot{Q}_c + \dot{Q}_d \quad (3.7)$$

$$\dot{Q}_{sai} = \dot{Q}_e + \dot{Q}_f \quad (3.8)$$

Nesta secção, para  l m das equações fundamentais há também um efeito de alheta provocado pela convecção presente na secção do termopar exterior ao furo, que será estudada de seguida. Foi considerado que o topo da alheta estava isolado e, para este caso, a potência calorífica   determinada pela expressão (3.9).

$$\dot{Q}_f = \dot{Q}_{alh} = M_{alh} \cdot \tanh(m_{alh} \cdot L_{T,ext}) \quad (3.9)$$

Onde:

$L_{T,ext}$, é o comprimento da sec  o do termopar exterior ao furo, este comprimento foi medido e corresponde a cerca de 1,5 metros;

M_{alh} , é determinado pela equação (3.10);

m_{alh} , é determinado pela equação (3.11).

$$M_{alh} = \sqrt{h_T P_T k_T A_{sec,T}} \cdot (T_{T,1} - T_{\infty}) \quad (3.10)$$

Onde:

h_T , representa o coeficiente de convecção na secção do termopar exterior ao furo;

P_T , é o perímetro do termopar;

T_{∞} , é a temperatura do fluido de arrefecimento, aproximadamente 20°C.

$$m_{alh} = \sqrt{\frac{h_T P_T}{k_T A_{sec,T}}} \quad (3.11)$$

Balanço 2 – secções intermédias

Na Figura 3.7 estão representados as trocas de calor, da letra “g” à letra “m”, presentes nas secções intermédias (secção 2 até N-1) do termopar e a legenda dos respectivos elementos está presente na Tabela 3.6.

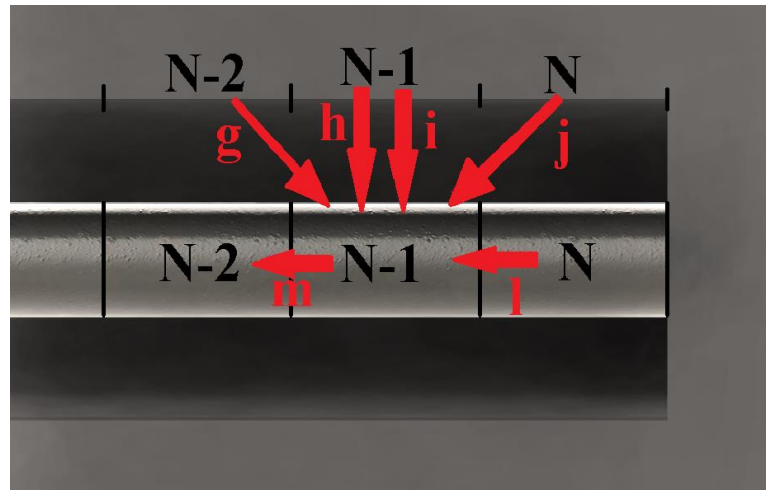


Figura 3.7 - Representação das trocas de energia presentes nas secções intermédias do termopar.

Tabela 3.6 - Legenda da Figura 3.7, uma breve descrição dos respetivos elementos e a indicação de que equação deve ser utilizada para o cálculo da respetiva potência calorífica

Denominação	Mecanismo de transferência de calor	Descrição	Equação a utilizar
$g (\dot{Q}_g)$	Radiação	Radiação proveniente da sec��o do furo adjacente � secção homóloga do termopar	(3.5)
$h (\dot{Q}_h)$	Radiação	Radiação proveniente da sec��o do furo homóloga � secção do termopar	(3.5)
$i (\dot{Q}_i)$	Condução (radial)	Condução radial através do fluido de arrefecimento	(3.3)
$j (\dot{Q}_j)$	Radiação	Radiação proveniente da sec��o do furo adjacente � secção homóloga do termopar	(3.5)
$l (\dot{Q}_l)$	Condução (axial)	Condução axial proveniente da sec��o adjacente do termopar a temperatura superior	(3.4)
$m (\dot{Q}_m)$	Condução (axial)	Condução axial proveniente da sec��o em análise para a secção adjacente do termopar a temperatura inferior	(3.4)

Nesta situação tem-se:

$$\dot{Q}_{entra} = \dot{Q}_g + \dot{Q}_h + \dot{Q}_i + \dot{Q}_j + \dot{Q}_l \quad (3.12)$$

$$\dot{Q}_{sai} = \dot{Q}_m \quad (3.13)$$

Balanço 3 – secção interior

Na Figura 3.8 estão representados as trocas de calor, da letra “n”   letra “s”, presentes na secção interior (secção *N*) do termopar e a legenda dos respetivos elementos está presente na Tabela 3.7.

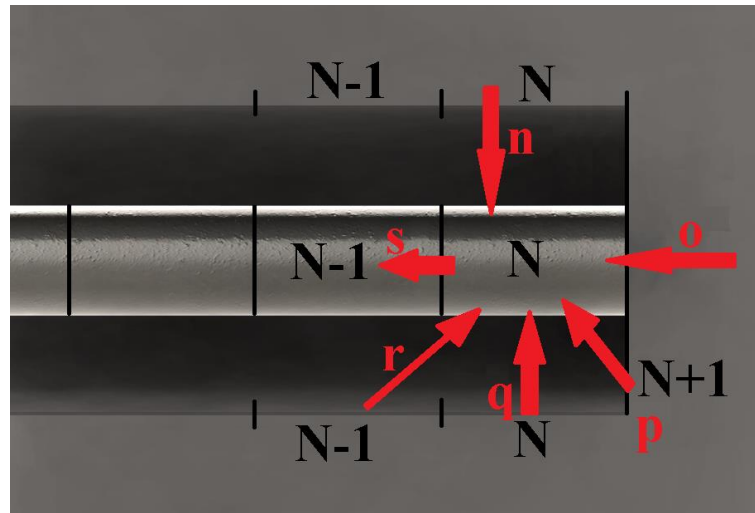


Figura 3.8 - Representação das trocas de energia presentes na secção interior do termopar.

Tabela 3.7 - Legenda da Figura 3.8, uma breve descrição dos respetivos elementos e a indicação de que equação deve ser utilizada para o cálculo da respetiva potência calorífica

Denominação	Mecanismo de transferência de calor	Descrição	Equação a utilizar
$n (\dot{Q}_n)$	Condução (radial)	Condução radial através do fluido de arrefecimento	(3.3)
$o (\dot{Q}_o)$	Condução (axial)	Condução axial proveniente do contacto entre termopar e furo	(3.16)
$p (\dot{Q}_p)$	Radiação	Radiação proveniente da secção do furo adjacente à secção homóloga do termopar (secção coroa circular)	(3.5)
$q (\dot{Q}_q)$	Radiação	Radiação proveniente da secção do furo homóloga à secção do termopar	(3.5)
$r (\dot{Q}_r)$	Radiação	Radiação proveniente da secção do furo adjacente à secção homóloga do termopar	(3.5)
$s (\dot{Q}_s)$	Condução (axial)	Condução axial proveniente da secção em análise para a secção adjacente do termopar a temperatura inferior	(3.4)

Para o balanço atual tem-se:

$$\dot{Q}_{entra} = \dot{Q}_n + \dot{Q}_o + \dot{Q}_p + \dot{Q}_q + \dot{Q}_r \quad (3.14)$$

$$\dot{Q}_{sai} = \dot{Q}_s \quad (3.15)$$

Nesta sec   , para além das potências caloríficas habituais há também um efeito da resistência de contacto provocado pelo contacto entre o furo e o termopar. O efeito da resistência de contacto foi estudado em mais detalhe no Anexo A. A potência calorífica transferida por um contacto real $\dot{Q}_c$, é afetada de uma resistência de contacto, e pode ser calculada através da expressão (3.16).

$$\dot{Q}_o = \dot{Q}_c = \frac{\Delta T}{R_c} = \frac{T_{F,N+1} - T_{T,N}}{\frac{1}{h_c A_{sec,T}}} \quad (3.16)$$

Onde:

R_c , é a resistência térmica de contacto;

$T_{F,N+1}$, é a temperatura da sec    $N+1$ do furo;

$T_{T,N}$, representa a temperatura da sec    N do termopar;

h_c , é a condutância térmica de contacto, que foi calculada no Anexo A, e a sua expressão de cálculo, em função da temperatura, é apresentada na equação (3.17).

$$h_c = 4,5045T_c - 1143 \quad (3.17)$$

Onde:

T_c , representa a temperatura na interface de contacto em graus Kelvin, $T_c = \frac{T_{F,N+1} + T_{T,N}}{2}$.

A resolução do sistema de equações diferenciais, com origem na equação (3.2), em cada elemento i , passa por realizar numericamente N integrais, equação (3.18), através de uma função própria do EES que permite posteriormente calcular a temperatura de cada elemento do termopar em cada instante de tempo, para o intervalo de tempo $t_f - t_o$.

$$T_i = \int_{t_o}^{t_f} \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right)_i \partial t + T_o \text{ com } i = 1:N \quad (3.18)$$

Onde:

T_i ,   a temperatura de uma determinada sec    i do termopar;

t_f , representa o limite superior do tempo de simulação, neste caso 10000s;

t_o , representa o limite inferior do tempo de simulação, neste caso 0 segundos;

T_o ,   a temperatura inicial da simulação, pode ser 700 C ou 980 C, conforme o ensaio.

As caraterísticas do processo de integração utilizadas no EES foram iguais para todos os balanços analisados e podem ser consultadas na Tabela 3.8. O passo no tempo foi deixado em modo automático e o programa EES escolhia o passo no tempo que melhor se adequava a cada intervalo de tempo. O algoritmo desenvolvido neste programa pode ser consultado no Anexo B.

Tabela 3.8 - Parâmetros de integração utilizados

Tempo de simulação [s]	10000
Número mínimo de passos [–]	10000
Número máximo de passos [–]	20000
Reduzir passo se o erro relativo ultrapassar	1×10^{-3}
Aumentar passo se o erro relativo ultrapassar	5×10^{-4}

3.2.1 Integração numérica das equações

Como referido anteriormente, a simulação no programa EES, foi realizada dividindo a secção do termopar imerso na peça em várias secções/elementos. Optou-se por fazer essa divisão em quatro, oito e dezasseis partes. Numa fase inicial também se comparou o resultado de dividir o termopar imerso em catorze partes com a resultante da divisão em dezasseis partes, constatou-se que a diferença de valores já era muito pequena, tendo-se optado assim por usar para o resto das simulações, como malha mais refinada, a de 16 secções.

Na Figura 3.9 podem ser consultados os resultados da diferença de temperatura entre a secção $N+1$ do furo e a secção N do termopar, ao longo do tempo, para malhas grosseiras de 4 e 6 secções, para uma malha intermédia de 8 secções, assim como para malhas mais finas de 14 e 16 secções, para um arrefecimento a uma pressão de 3 bar para um ponto de uma das faces laterais. Para os restantes pontos e para as restantes pressões de arrefecimento, o comportamento das curvas será semelhante, como tal, não foram aqui representados, visto que neste caso apenas se pretende mostrar o comportamento das curvas em função do número de secções em que é dividido o termopar e não os valores atingidos. Na Figura 3.9, o eixo das ordenadas representa a diferença de temperaturas entre as secções do furo e do termopar em contacto.

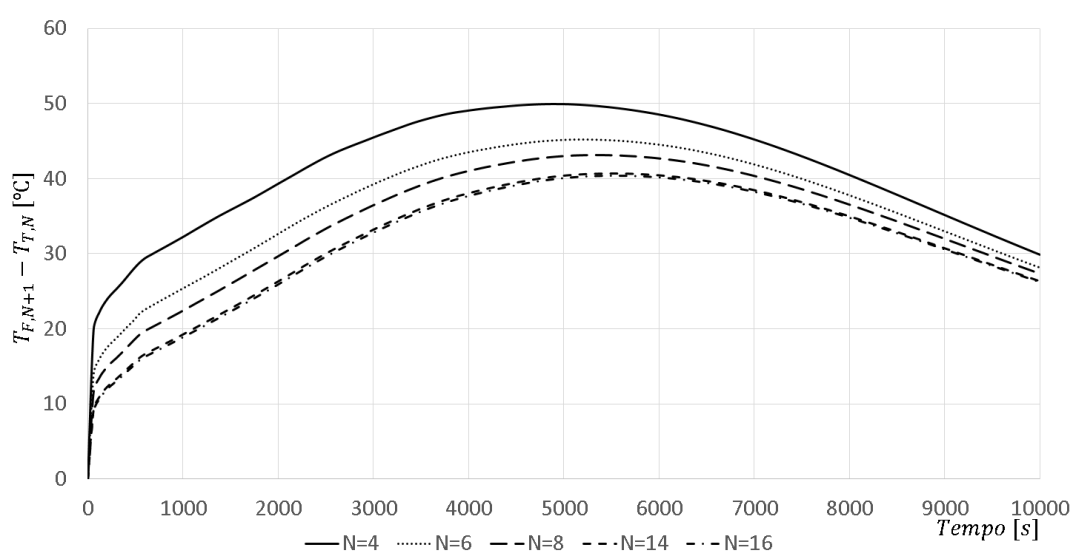


Figura 3.9 – Comparação de resultados de $(T_{F,N+1} - T_{T,N})$ para várias divisões do termopar ao longo do tempo de ensaio.

Como se pode concluir pela Figura 3.9, quanto maior o número de secções usadas, melhor seria a aproximação   solução exata, no entanto, este é um processo moroso e determinou-se que, a diferença de resultados entre a malha de 14 e a malha de 16 é inferior a 0,1%, e o tempo de simulação, ronda os 4000 segundos, como tal, dezasseis secções era um número adequado, e não houve necessidade de criar mais secções.

No entanto, com o intuito de melhorar os resultados já obtidos, optou-se por utilizar a extrapolação de Richardson. Este método dita que quando há soluções para várias malhas,   possível obter uma aproximação mais precisa da solução exata do que a solução providenciada pela malha mais fina.

As equações discretizadas apenas representam uma aproximação de uma equação diferencial, sendo a solução exata designada por Φ . Como tal, Ferziger e Peric (2018) propõem que a solução das equações discretizadas de uma malha com um espaçamento h , ϕ_h , difere da solução exata da equação diferencial através do erro de discretização ϵ_h^d , isto é:

$$\Phi = \phi_h + \epsilon_h^d \quad (3.19)$$

Com Φ sendo, neste caso, a temperatura do termopar na secção N .

Sendo que o erro de discretização, numa malha com um espaçamento h pode ser aproximado por:

$$\epsilon_h^d \approx \frac{\phi_h - \phi_{2h}}{2^p - 1} \quad (3.20)$$

Em que o expoente p pode ser calculado através da equação (3.21):

$$p = \frac{\log_{10} \left(\frac{\phi_{2h} - \phi_{4h}}{\phi_h - \phi_{2h}} \right)}{\log_{10} 2} \quad (3.21)$$

Sendo que ϕ_h é a solução da malha mais refinada, dezasseis secções, ϕ_{2h} é a solução da malha intermédia, oito secções, e ϕ_{4h} é a solução da malha mais grosseira, quatro secções. É importante ter em consideração que as malhas têm de estar relacionadas por um fator de multiplicidade igual, para este método poder ser aplicado, neste caso o número de secções seguinte é igual ao número de secções anterior multiplicado por 2.

Para a presente aplicação, ϕ_h , ϕ_{2h} e ϕ_{4h} representam a temperatura lida pelo termopar para $N=16$, $N=8$ e $N=4$, respetivamente.

Este método é aplicado para cada instante de tempo de simulação, como tal, obt m-se uma correção da temperatura da malha mais refinada para cada instante de simulação. Na Figura 3.10 pode ser consultada a temperatura do termopar após a aplicação da extrapolação de Richardson assim como as temperaturas obtidas através de 4, 8 e 16 secções.

A temperatura obtida pela extrapolação de Richardson será considerada como sendo a temperatura do termopar real.

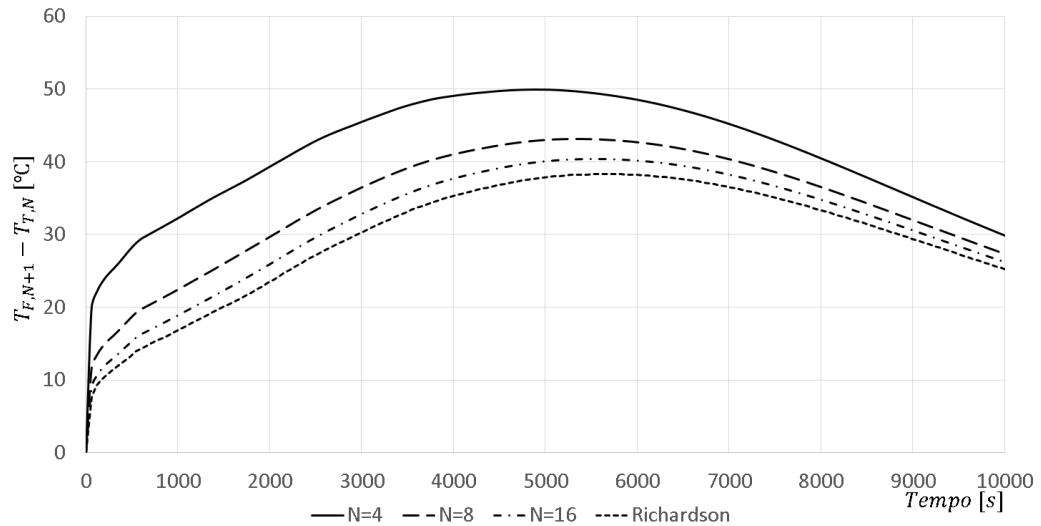


Figura 3.10 - Representação de $(T_{F,N+1} - T_{T,N})$ para diferentes malhas e incluindo a extrapolação de Richardson em função de 4, 8 e 16 secções.

3.3 Determinação das variáveis utilizadas

3.3.1 Cálculo da massa da porção do termopar imerso do bloco

Para realizar as medições de temperatura na peça, foi utilizado um termopar do tipo N, ilustrado na Figura 3.11, cuja secção em corte pode ser vista de forma esquemática na Figura 3.12, sendo constituído por uma bainha de aço inoxidável, um isolamento cerâmico de óxido de magnésio (MgO) e os dois fios condutores no seu interior.

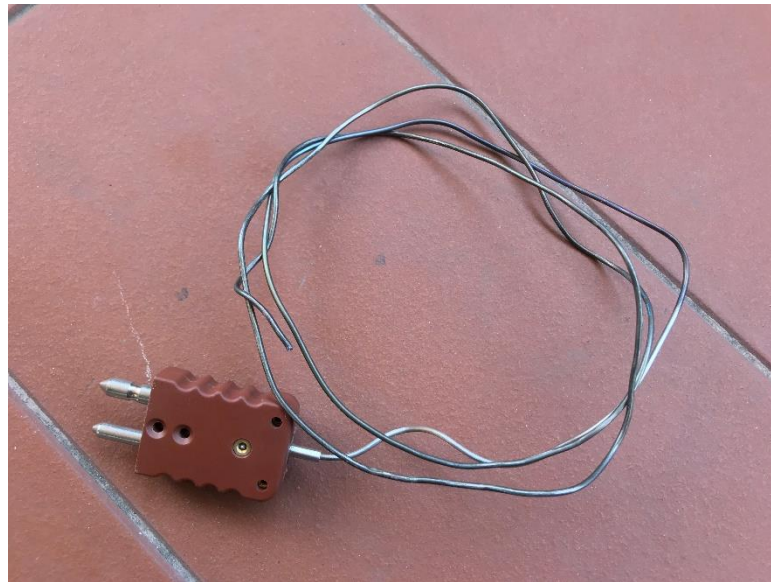


Figura 3.11 - Termopar do tipo N, utilizado para as medições de temperatura.

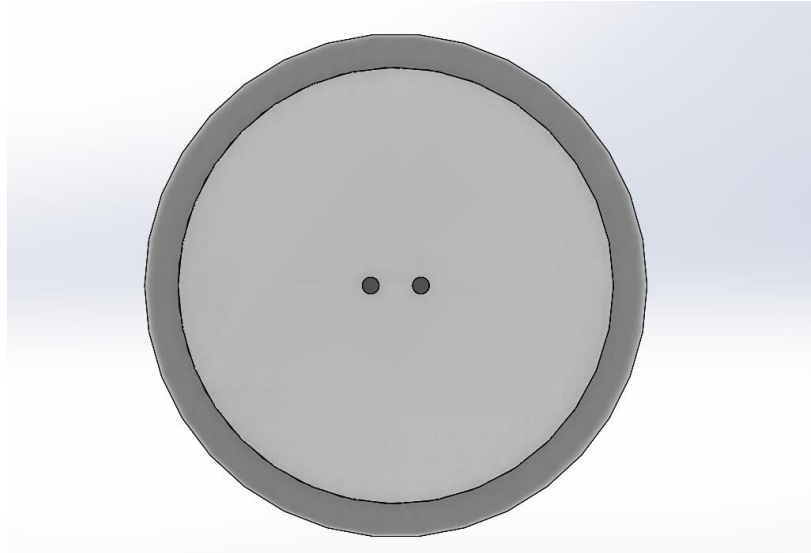


Figura 3.12 – Esquema da secção em corte do fio do termopar utilizado. Do exterior para o interior têm-se a bainha de aço inoxidável, o isolamento cerâmico e os dois fios condutores.

Para o cálculo da massa do termopar m_T , imersa no bloco, será admitido que a dimensão dos fios condutores e por consequência, a sua massa, será desprezável face à massa da bainha em aço inoxidável e ao isolamento cerâmico e como tal, a equação (3.22) permite calcular a massa da porção do termopar inserido na peça.

$$m_T = m_{bainha} + m_{isol} = \rho_{inox} \cdot V_{inox} + \rho_{isol} \cdot V_{isol} \quad (3.22)$$

Sendo ρ_{inox} e V_{inox} a massa volúmica e o volume, respetivamente, da bainha e ρ_{isol} e V_{isol} a massa volúmica e o volume do isolamento cerâmico, respetivamente.

Na Tabela 3.9 estão apresentados os valores das massas volúmicas dos materiais que constituem o termopar à temperatura ambiente, visto que as suas dimensões também foram obtidas à temperatura ambiente, 20°C.

Tabela 3.9 - Valores das massas volúmicas do aço inoxidável e do óxido de magnésio para a temperatura ambiente

$\rho_{inox} [kg/m^3]$	7740
$\rho_{isol} [kg/m^3]$	3580

$$V_{inox} = \pi \cdot l \cdot (r_{inox}^2 - r_{isol}^2) \quad (3.23)$$

$$V_{isol} = \pi \cdot l \cdot r_{isol}^2 \quad (3.24)$$

Com l sendo o comprimento imerso do termopar, r_{inox} o raio exterior da bainha e r_{isol} o raio do isolamento cerâmico.

Visto que no bloco de aço em estudo, a profundidade dos diversos furos não é idêntica, então V_{inox} e V_{isol} variam de acordo com a profundidade dos furos. Na Tabela 3.10 podem ser consultados os valores da massa imersa dos termopares e os volumes da bainha e do isolamento, de acordo com a profundidade e a localização dos furos para a temperatura ambiente.

Tabela 3.10 - Volumes e massas da porção imersa dos termopares para a temperatura ambiente

Profundidade furo[mm]	V_{inox} [cm ³]	V_{isol} [cm ³]	Massa imersa [g]	Localização
20,2	0,008884	0,02681	0,1648	Faces laterais e face superior (A,B,C,D e E)
202	0,08884	0,2681	1,648	Núcleo (F)

3.4 Influência do coeficiente de convecção em torno do termopar

Os coeficientes de convecção em torno do bloco para as pressões de 3, 6 e 9 bar foram determinados no trabalho anterior por Sobetchi (2018), através da procura do ajuste das curvas temperatura versus tempo do termopar (experimentais) e da peça (Abaqus), e podem ser consultados na Tabela 3.11, estes valores serão utilizados como valores de partida no estudo atual visto que se trata da mesma peça e os ensaios foram realizados no mesmo forno.

Tabela 3.11 - Coeficientes de convecção médios para cada ensaio realizado de 700°C a 20°C (Sobetchi 2018)

Ensaio	$\bar{h}$ [W/(m ² K)]
3 bar	107
6 bar	156
9 bar	275

Como se referiu anteriormente, a bainha do termopar é constituída, em parte, por aço inoxidável, que é considerado um material condutor, e visto que o comprimento deste no exterior ao furo ainda é considerável, cerca de 1,5 metros, estará sujeito a um efeito de alheta que ajudará a conduzir o calor para fora do furo, como tal, neste capítulo será analisada a influência desse efeito de alheta na temperatura lida pelo termopar.

Numa fase inicial, foi determinada qual a influência do coeficiente de convecção em torno da parte do termopar exterior ao cubo, na temperatura do termopar.

Para tal, foram utilizadas as equações (3.25) e (3.26) que de uma forma muito aproximada permitem estimar a sensibilidade da temperatura do termopar ao coeficiente de convecção, equação (3.25) e a incerteza na temperatura do termopar, $U_{T,N}$, em virtude de uma incerteza no coeficiente de convecção, equação (3.26). Um cálculo rigoroso obrigaria a calcular diferentes valores da derivada $\frac{\partial T}{\partial h}$ mas o volume de cálculos e o tempo envolvidos impossibilitou este refinamento.

$$\frac{\partial T_{T,N}}{\partial h_T} = \frac{T_{h2} - T_{h1}}{h_2 - h_1} \quad (3.25)$$

Em que T_{h1} e T_{h2} são as temperaturas indicadas pelo termopar, $T_{T,N}$ quando sujeito a diferentes coeficiente de convecção h_1 e h_2 , respetivamente.

$$U_{T,T,N} = \frac{\partial T_{T,N}}{\partial h_T} \times U_h \quad (3.26)$$

Com U_h sendo a incerteza no coeficiente de convecção.

De seguida foram arbitrados valores para o coeficiente de convecção em torno do termopar e utilizados esses valores para a simulação no programa EES, que podem ser consultados na Tabela 3.12. Nenhum outro parâmetro foi alterado durante as simulações, apenas $h_{termopar}$.

Tabela 3.12 - Simulações efetuadas no programa EES, com o intuito de analisar o efeito do coeficiente de convecção em torno do termopar

Simulação	h_T [W/(m�K)]
1	300
2	200
3	150
4	125
5	100
6	75

Após simulação os dados foram inseridos numa folha de Excel e agrupados de acordo com o apresentado na Tabela 3.13 e foram calculadas as grandezas dadas pelas equações (3.25) e (3.26), lembrando que $\frac{\partial T_{T,N}}{\partial h_T}$ e $U_{T,T,N}$ foram calculados para cada instante de tempo da simulação, como se pode verificar na Figura 3.13. Na Tabela 3.13, estão representadas as estimativas dos valores das incertezas máximas obtidas para as três análises efetuadas sendo que a incerteza no coeficiente de convecção considerada foi $100 \frac{W}{m^2K}$ ($U_h = 100 \text{ W}/m^2K$).

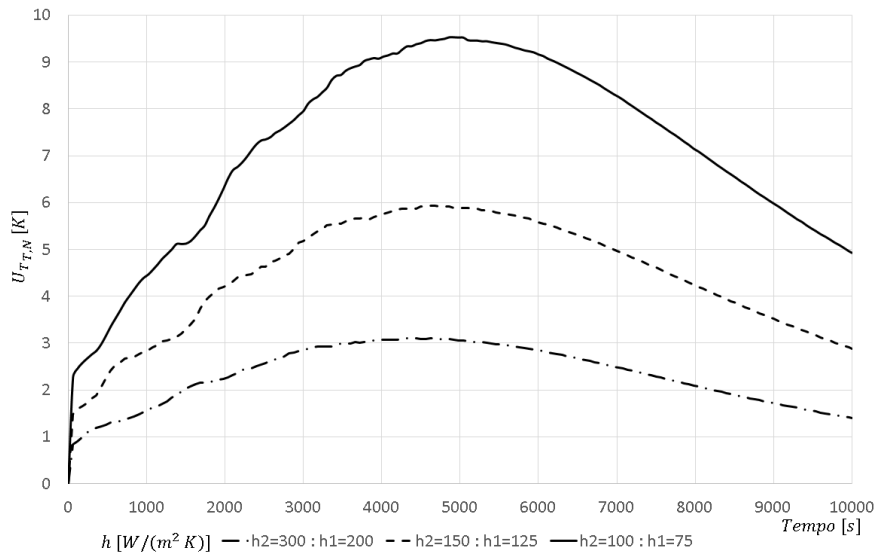


Figura 3.13 - Representação da incerteza no valor da leitura do termopar em função do tempo de ensaio para vários valores de coeficiente de convecção em torno do mesmo.

Tabela 3.13 – Incerteza na temperatura do termopar para diferentes valores do coeficiente de convecção em torno do termopar

h_2 [W/(m ² K)]	h_1 [W/(m ² K)]	$U_{T_{T,N}máx}$ [K]
300	200	3,0
150	125	5,9
100	75	9,5

De acordo com os resultados presentes na Figura 3.13 e na Tabela 3.13, conclui-se que quanto maior for o coeficiente de convecção em torno do termopar menor é o efeito da incerteza deste na medição da temperatura do termopar. Isto é, o efeito da incerteza no coeficiente de convecção é maior para coeficientes de convecção baixos, ou seja, para pressões de arrefecimento baixas, logo realizou-se a análise para a pressão de 3 bar, sabendo que a incerteza para as pressões de arrefecimento mais elevadas seria inferior e os erros obtidos estão presentes na Tabela 3.14.

Tabela 3.14 - Erros máximos em $T_{T,N}$ introduzido por uma incerteza no $h_{termopar}$ de ± 100 W/(m²K) para a pressão de 3 bar

Pressão [bar]	h_T [W/(m ² K)]	$\left \frac{\partial T_{T,N}}{\partial h_T} \right \left[\frac{K^2 m^2}{W} \right]$	Erro relativo máximo na temperatura[%]	Erro absoluto máximo em $T_{T,N}$ [K]
3	150	0,059	1,1	5,9

A expressão $\left| \frac{\partial T_{T,N}}{\partial h_T} = \frac{T_{h2}-T_{h1}}{h_2-h_1} \right|$ indica, por exemplo, que uma variação do coeficiente de convecção em torno do termopar de 100 [W/(m K)] resulta numa variação máxima de temperatura de 5,9 C, na leitura do termopar. Pode-se, pois, concluir que a incerteza no valor do coeficiente de convecção em torno do termopar não terá, em pr nc pio, um peso significativo na análise que se vai efetuar.

3.4.1 Valores do coeficiente de convecção em torno do termopar utilizados

Há várias correlações que permitem determinar o coeficiente de convecção em torno de uma superfície cilíndrica, no entanto   necessário saber a velocidade do escoamento em torno da mesma. Contudo, essas correlações são para condições ideais de escoamento, em que todo o escoamento é perpendicular   superfície e a velocidade deste é igualmente distribuída ao longo da superfície, o que não se aplica no presente caso, visto que a bainha do termopar   deformada plasticamente com inúmeras curvas em diferentes direções desde o local onde o termopar se encontra inserido até à ficha de ligação do termopar e não se mant m sempre perpendicular ao escoamento, dadas as diferentes direções de onde o escoamento é proveniente. Dados estes fatores e a conclusão obtida na secção anterior, estabeleceu-se que o coeficiente de convecção em torno da sec  o do termopar exterior ao furo h_T , corresponderia a aproximadamente 150% do coeficiente de convecção em torno do bloco h_B , isto é

$$h_T \approx 1,5 h_B \quad (3.27)$$

Dada a equação (3.27), na Tabela 3.15 podem ser consultados os valores do coeficiente de convecção médio em torno do termopar para cada pressão de arrefecimento.

O coeficiente de convecção em torno do termopar vai ser sempre superior ao coeficiente de convecção em torno do bloco, visto que para uma peça pequena, como o termopar, o comprimento caraterístico é muito inferior ao do bloco, como se pode observar pela expressão (3.28).

Como se viu anteriormente os valores selecionados para este coeficiente de convecção não são críticos dada a baixa sensibilidade da temperatura do termopar a esta variável,

$$\frac{\partial T_{T,N}}{\partial h_T} = 0,05 \left[\frac{K^2 m^2}{W} \right].$$

$$Nu = \frac{h L_c}{k} \therefore h = \frac{Nu \cdot k}{L_c} \quad (3.28)$$

Onde:

Nu , representa do número adimensional de Nusselt

Tabela 3.15 - Valores do coeficiente de convecção médio em torno do termopar para cada pressão de arrefecimento

Pressão de arrefecimento [bar]	$\bar{h}$ [W/(m ² K)]	h_T [W/(m ² K)]
3	107	150
6	156	248
9	275	413

3.5 Curvas de correção dos termopares

Nesta secção será explicado o método para a obtenção das curvas de correção à temperatura indicada pelos termopares e serão apresentadas as curvas de correção para cada termopar para cada um dos ensaios realizados.

O processo para a obtenção das curvas de correção envolveu as seguintes etapas:

- Simulação do arrefecimento no programa Abaqus, tendo em conta a variação das propriedades com a temperatura e obtendo as temperaturas nos nós que se pretendia, $T_{F,i}$;
- Simulação no programa EES, com as temperaturas dos nós obtidos na primeira etapa (programa Abaqus), $T_{F,i}$, como dado de entrada e a temperatura do termopar, na secção mais interior, $T_{T,N}$, em cada instante como dado de saída;
- Elaboração de um gráfico, em que no eixo das ordenadas se introduziu as temperaturas, do fundo do furo, $T_{F,N+1}$ obtidas na primeira etapa (programa Abaqus) e no eixo das abcissas se introduziu as temperaturas, da secção mais interior do termopar, $T_{T,N}$, obtidas na segunda etapa, como exemplo deste gráfico pode ser consultada a Figura 3.14.
- Ajuste de uma linha de tendência, ao gráfico anterior, cuja equação representa a curva de correção do termopar.

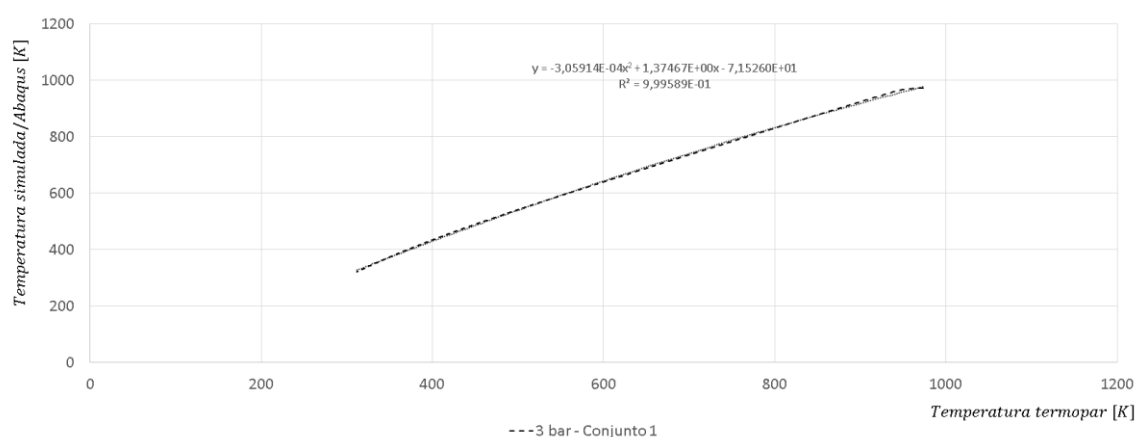


Figura 3.14 - Exemplo de curva de correção para a temperatura do termopar, neste caso para o ensaio de 3 bar dos 700°C aos 20°C para o conjunto de pontos número 1, que representam todos os furos laterais a 20,2mm de profundidade.

De seguida, serão apresentadas as curvas de correção para os termopares dos três conjuntos de pontos, referidos na Tabela 3.1, para os ensaios dos 700 C aos 20 C e dos 980 C aos 20 C para as pressões de arrefecimento de 3, 6 e 9 bar.

Todas as curvas de correção são apresentadas para valores de temperaturas em graus Kelvin e T_F representa a temperatura do termopar corrigida para a temperatura do furo ou a temperatura do furo na secção $N+1$, $T_{T,N}$ representa a temperatura do termopar na secção N .

Finalmente será realizado um estudo com o intuito de avaliar o erro espectável máximo inerente à temperatura do furo.

3.5.1 Curvas de correção para 700 C de temperatura máxima

Nesta secção serão apresentadas as equações de correção da temperatura dada pelo termopar para a temperatura máxima de 700 C, para as pressões de 3, 6 e 9 bar, para os conjuntos de pontos em estudo, referidos anteriormente na Tabela 3.1.

Ensaio 3 bar

Conjunto 1:

$$T_F = -3,05914 \times 10^{-4} \times T_{T,N}^2 + 1,37467 \times T_{T,N} - 71,5260 \quad (3.29)$$

Conjunto 2:

$$T_F = -3,22540 \times 10^{-4} \times T_{T,N}^2 + 1,39453 \times T_{T,N} - 76,9764 \quad (3.30)$$

Conjunto 3:

$$T_F = 1,00146 \times T_{T,N} - 8,26149 \times 10^{-1} \quad (3.31)$$

Ensaio 6 bar

Conjunto 1:

$$T_F = -4,22375 \times 10^{-4} \times T_{T,N}^2 + 1,52014 \times T_{T,N} - 109,146 \quad (3.32)$$

Conjunto 2:

$$T_F = -4,37059 \times 10^{-4} \times T_{T,N}^2 + 1,53795 \times T_{T,N} - 113,793 \quad (3.33)$$

Conjunto 3:

$$T_F = 1,00176 \times T_{T,N} - 9,78005 \times 10^{-1} \quad (3.34)$$

Ensaio 9 bar

Conjunto 1:

$$T_F = -5,33153 \times 10^{-4} \times T_{T,N}^2 + 1,65485 \times T_{T,N} - 141,976 \quad (3.35)$$

Conjunto 2:

$$T_F = -5,45740 \times 10^{-4} \times T_{T,N}^2 + 1,67127 \times T_{T,N} - 146,147 \quad (3.36)$$

Conjunto 3:

$$T_F = 1,00205 \times T_{T,N} - 1,12986 \quad (3.37)$$

3.5.2 Curvas de correção para 980  C de temperatura máxima

Nesta secção serão apresentadas as equações de correção para a temperatura máxima de 980 C, para as pressões de 3, 6 e 9 bar, para os conjuntos de pontos em estudo, referidos anteriormente na Tabela 3.1.

Ensaio 3 bar

Conjunto 1:

$$T_F = -1,08418 \times 10^{-4} \times T_{T,N}^2 + 1,13997 \times T_{T,N} - 7,5304 \quad (3.38)$$

Conjunto 2:

$$T_F = -1,08406 \times 10^{-4} \times T_{T,N}^2 + 1,13995 \times T_{T,N} - 7,5230 \quad (3.39)$$

Conjunto 3:

$$T_F = 1,00270 \times T_{T,N} - 1,42380 \quad (3.40)$$

Ensaio 6 bar

Conjunto 1:

$$T_F = -1,88180 \times 10^{-4} \times T_{T,N}^2 + 1,26548 \times T_{T,N} - 47,5436 \quad (3.41)$$

Conjunto 2:

$$T_F = -1,99106 \times 10^{-4} \times T_{T,N}^2 + 1,28243 \times T_{T,N} - 52,8833 \quad (3.42)$$

Conjunto 3:

$$T_F = 1,00303 \times T_{T,N} - 1,40304 \quad (3.43)$$

Ensaio 9 bar

Conjunto 1:

$$T_F = -2,60803 \times 10^{-4} \times T_{T,N}^2 + 1,37576 \times T_{T,N} - 79,5393 \quad (3.44)$$

Conjunto 2:

$$T_F = -2,73505 \times 10^{-4} \times T_{T,N}^2 + 1,39616 \times T_{T,N} - 85,2754 \quad (3.45)$$

Conjunto 3:

$$T_F = 1,00336 \times T_{T,N} - 1,38229 \quad (3.46)$$

Como se pode observar pelas equações apresentadas, para o conjunto 3 (núcleo), independentemente da temperatura inicial de arrefecimento ou da pressão de arrefecimento do ensaio, a correção é muito inferior às dos conjuntos 1 e 2 (das faces laterais e superior), de facto, após esta observação, concluiu-se que o erro relativo máximo entre a temperatura corrigida e a temperatura simulada para o conjunto 3 é aproximadamente 0,3%, enquanto o erro absoluto máximo corresponde a 5 C. Contudo, optou-se por adotar a correção e aplicá-la no cáculo dos coeficientes de convecção no capítulo 4.

A não consideração da resistência de contacto entre o termopar e a peça cuja temperatura se pretende medir, bem como do efeito de alheta a que o termopar está sujeito durante o arrefecimento, introduz um erro sistemático que pode atingir os 35  C.

3.5.3 Análise ao erro na temperatura do furo

A incerteza máxima espectável na temperatura do furo, U_{T_F} , pode ser calculada a partir da expressão de propagação do erro, equação (3.47)

$$U_{T_F} = \left(\frac{\partial T_F}{\partial T_{T,N}} \right)_{máx} \cdot U_{T_{T,N}} \quad (3.47)$$

Onde $\left(\frac{\partial T_F}{\partial T_{T,N}} \right)_{máx}$ representa o valor máximo da derivada da temperatura do furo em relação à temperatura do termopar, equação (3.36). Esta derivada   máxima para o ensaio de 9 bar, para a face superior e para o ensaio a começar a 700 C. Escolheu-se a derivada máxima de modo a que se pudesse obter o erro máximo espectável para U_{T_F} . Calculou-se a derivada ao longo das temperaturas de ensaio e o valor máximo obtido foi:

$$\left(\frac{\partial T_F}{\partial T_{T,N}} \right)_{máx} = 1,2 \quad (3.48)$$

Relativamente à incerteza total na temperatura do termopar $U_{T_{T,N}}$, esta pode ser calculada através da equação (3.49), que representa a soma dos erros inerentes à sua leitura.

$$U_{T_{T,N}} = \sqrt{E_{conv,abs}^2 + E_{cal}^2 + E_{num}^2} \quad (3.49)$$

Sendo que $E_{conv,abs}$ representa o erro absoluto máximo em $T_{T,N}$ (Tabela 3.14) em virtude da incerteza no coeficiente de convecção em torno do termopar, $E_{conv,abs} = 5,9 C$, E_{cal} representa o erro de calibração para a temperatura média dos ensaios, aproximadamente 500 C, obtida através da consulta da Tabela 3.3, $E_{cal} = 3,7 C$ e E_{num} representa o erro máximo espectável inerente ao método numérico de cálculo de T_t , dado pela diferença absoluta máxima entre a temperatura do termopar obtida pelo método das 16 secções e a extrapolação de Richardson, ao longo do tempo de simulação, multiplicada por um fator para converter esta incerteza, suposta ser para um intervalo de confiança a 99%, para um intervalo de confiança a 95%.

Assim, tem-se que

$$E_{num} = 2,6 C \quad (3.50)$$

Com

$$U_{T_{T,N}} = \sqrt{5,9^2 + 3,7^2 + 2,6^2} = 7,4 C$$

Obtendo-se então para a incerteza máxima da temperatura do furo o valor de,

$$U_{T_F} = \pm 9,1^{\circ}\text{C} \quad (3.51)$$

4 Determinação dos coeficientes de convecção

Visto que os coeficientes de convecção apresentados por Sobetchi (2018) foram calculados diretamente a partir das temperaturas dos termopares, e que no capítulo anterior se procedeu à determinação da correção das temperaturas dos termopares para se obter os valores correspondentes de temperaturas da peça, neste capítulo ir-se-á recalculá-los os valores dos coeficientes de convecção anteriormente determinados com base agora em temperaturas mais próximas da realidade.

A partir das curvas de correção de temperatura obtidas no capítulo 3, é possível estimar as temperaturas da peça, como tal, estas últimas curvas de temperatura serão utilizadas para o cálculo dos coeficientes de convecção ao invés de admitir que as curvas de temperaturas lidas pelo termopar são iguais às temperaturas da peça como foi assumido no trabalho de Sobetchi (2018).

Como tal, neste capítulo serão recalculados os coeficientes de convecção médios e locais, i.e., em cada face da peça, através de métodos que os permitam estimar de uma forma aproximada e com o menor erro possível como se explica seguidamente.

Os coeficientes de convecção foram obtidos a partir de um processo iterativo que consistia em executar uma simulação no programa Abaqus para determinados coeficientes de convecção arbitrados, os resultados assim obtidos eram comparados com as respetivas curvas de arrefecimento experimentais corrigidas e para cada instante temporal, de 10 em 10 segundos, era calculado um erro através da equação (4.1).

$$Erro[K] = \frac{(T_{peça} - T_{abaqus})^2}{T_{peça}} \quad (4.1)$$

Todos os erros eram somados e divididos pelo número de instantes temporais, de modo a obter um erro médio. Este processo era efetuado para todos os pontos onde estavam colocados termopares, e no fim calculava-se a média global dos erros obtidos no conjunto de todos os pontos que foram realizadas medições de temperatura. O objetivo era minimizar este erro global, e quando tal fosse atingido, estariam encontrados os coeficientes de convecção.

Como auxiliar ao processo iterativo foram ainda utilizados os erros médios apresentados nas equações (4.2), erro relativo E_r , e (4.3), erro absoluto E_{abs} , com o objetivo de melhor analisar o comportamento do erro e de conseguir ajustar mais eficientemente os valores do coeficiente de convecção.

$$E_r[\%] = \frac{|T_{peça} - T_{abaqus}|}{T_{peça}} \times 100 \quad (4.2)$$

$$E_{abs} [K] = |T_{peça} - T_{abacus}| \quad (4.3)$$

As curvas de temperatura-tempo obtidas através da simulação foram comparadas com as curvas experimentais, obtidas nos ensaios realizados por Sobetchi (2018) após aplicada a correção para a temperatura da peça, e em que a temperatura no início do processo de arrefecimento era de 700°C.

Importa referir que a gama de temperaturas analisada começa nos 700°C e vai até os 400°C, aproximadamente. Isto porque não havia necessidades de analisar o arrefecimento até temperaturas inferiores visto que as propriedades do material ficam definidas até esta temperatura e não se alteram para temperaturas inferiores, outro aspeto importante é o tempo de simulação que aumentava significativamente se o arrefecimento fosse simulado até a temperatura ambiente. Estes ensaios realizados apenas até 700 °C eram importantes pois na referida gama de temperaturas não há mudanças de fase na estrutura do aço e como tal há uma maior confiança nas propriedades do material utilizadas, eliminando-se assim um fator gerador de incerteza.

4.1 Coeficientes de convecção médios na peça

Para o cálculo do coeficiente de convecção médio ou o coeficiente de convecção médio global, visto que todas as faces se admitiram, nesta fase, estar expostas ao mesmo coeficiente de convecção, apenas foi utilizada a curva de arrefecimento do núcleo da peça. Após a respetiva correção da curva experimental para se obter a temperatura da peça, esta curva foi sucessivamente comparada com as várias curvas de arrefecimento do núcleo obtidas a partir do programa Abaqus e no fim foi adotado o valor do coeficiente de convecção médio que correspondia ao menor erro entre as duas curvas. Este processo foi realizado para as pressões relativas do azoto, gás usado no arrefecimento, de 3, 6 e 9 bar.

O valor do coeficiente de convecção médio foi determinado através da determinação do mínimo da curva polinomial de ajuste aos erros globais médios, equação (4.1), como se pode observar pelo exemplo apresentado na Figura 4.1 para o caso do arrefecimento a 3 bar.

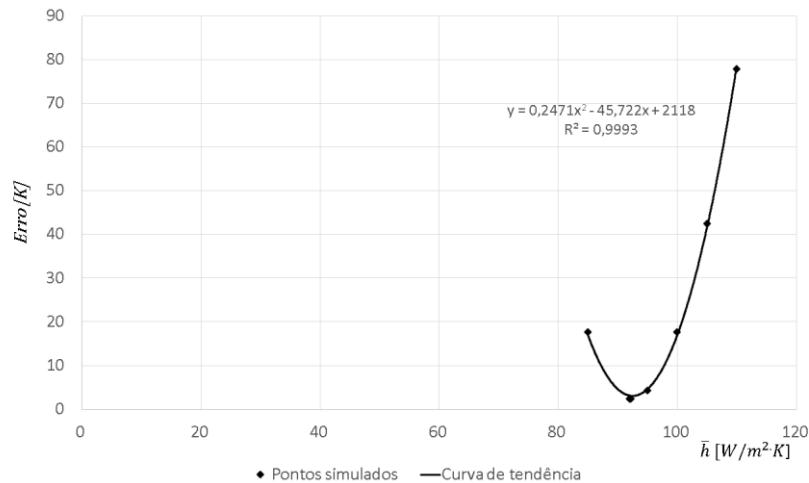


Figura 4.1 - Exemplo da curva polinomial utilizada para determinar o coeficiente de convecção médio. Esta curva foi utilizada para a determinação do coeficiente de convecção médio para 3 bar.

Na Tabela 4.1 encontram-se os valores dos coeficientes de convecção médios globais obtidos para os ensaios de 3, 6 e 9 bar, assim como os mesmos resultados obtidos por Sobetchi (2018).

Tabela 4.1 - Valores obtidos do coeficiente de convecção médio para os ensaios realizados

Pressão [bar]	$\bar{h}_B$ [W/(m²K)]	$\bar{h}_B$ [W/(m²K)] (Sobetchi, 2018)
3	93	107
6	143	156
9	235	275

De seguida, foi estimada a incerteza no coeficiente de convecção médio em torno do bloco apenas inerente   resolução do processo de análise. Sendo estimada utilizando a metade do maior intervalo entre coeficientes de convecção testados em torno do valor de $\bar{h}_B$ determinado. As incertezas determinadas foram pois ± 5 , ± 5 e ± 14 [W/(m²K)], para 3, 6 e 9 bar, respetivamente.

Na Tabela 4.2 estão apresentados os erros médios dados pelas equações (4.1), (4.2) e (4.3), para cada pressão de arrefecimento.

Tabela 4.2 - Erros médios obtidos a partir das equações (4.1), (4.2) e (4.3), para as pressões de arrefecimento em estudo

Pressão [bar]	Equação 4.1 [K]	Equação 4.2 [%]	Equação 4.3 [K]
3	2,4	0,45	3,9
6	14	1,1	8,8
9	6,2	0,73	6,0

As curvas de arrefecimento obtidas pelo programa Abaqus, inerentes aos coeficientes de convecção médios apresentados na Tabela 4.1 estão apresentadas da Figura 4.2 à Figura 4.4 juntamente com as curvas de arrefecimento experimentais corrigidas para as pressões de 3, 6 e 9 bar, respetivamente.

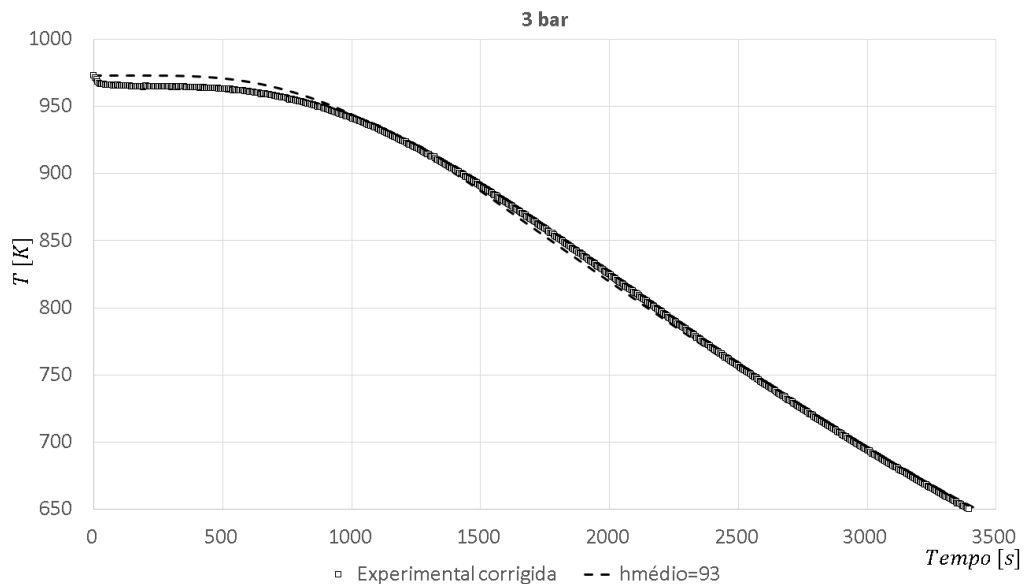


Figura 4.2 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva do coeficiente de convecção médio simulada para a pressão de arrefecimento de 3 bar.

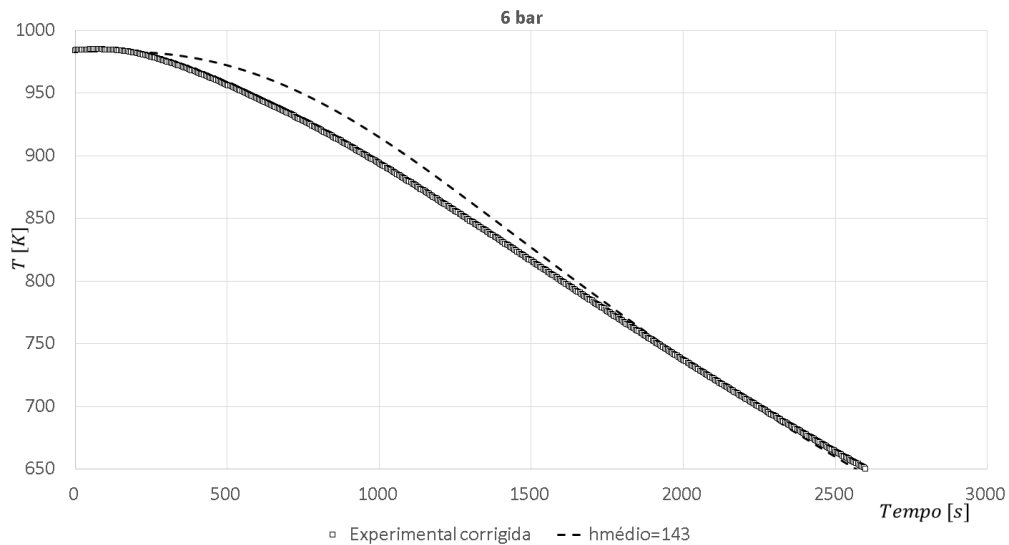


Figura 4.3 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva do coeficiente de convecção médio simulada para a pressão de arrefecimento de 6 bar.

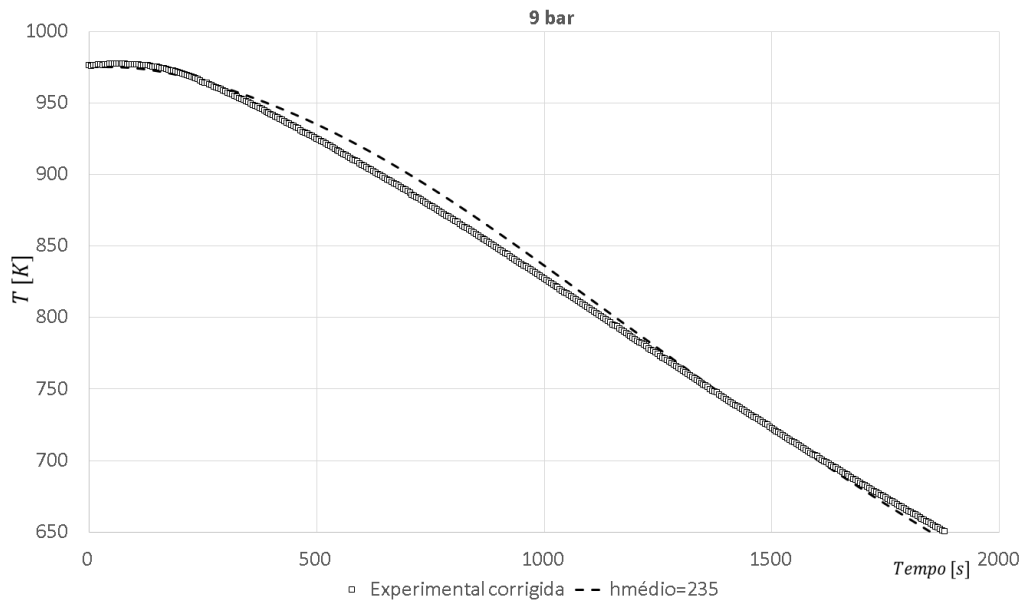


Figura 4.4 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva do coeficiente de convecção médio simulada para a pressão de arrefecimento de 9 bar.

4.2 Coeficientes de convecção médios nas diferentes faces da peça

Os coeficientes de convecção médios em cada face, também denominados de coeficientes de convecção locais, foram determinados utilizando todas as curvas experimentais de arrefecimento disponíveis, sendo elas as das quatro faces laterais, a da face superior e a do núcleo, como se pôde observar na Figura 2.1.

Ao contrário da secção 4.1, neste caso foi necessário encontrar os coeficientes de convecção em conjunto, querendo isto dizer que a alteração de apenas um coeficiente na simulação vai afetar o arrefecimento em todas as outras faces, e então não seria adequado utilizar o método da secção anterior. Apesar de não haver curva de arrefecimento da face inferior da peça, i.e., a face da base, para comparar com as curvas simuladas em Abaqus, o coeficiente de convecção

desta face foi contabilizado já que afeta o arrefecimento de todas as outras faces, afetando de forma mais significativa as faces adjacentes à base do que a face oposta a esta, i.e., a face superior.

Como tal, o método adotado nesta secção passou pela atribuição de valores iniciais de coeficientes de convecção a cada face, comparação entre as curvas experimentais corrigidas e as curvas numéricas homólogas, e o cálculo do respetivo erro global, média global dos erros obtidos como referido no início deste capítulo, que não era mais do que uma média aritmética dos erros médios em cada face. O objetivo era encontrar um conjunto de coeficientes de convecção nas diversas faces que minimizassem o erro global.

Inicialmente, tentou-se atribuir os vários valores de coeficientes de convecção, mantendo-se sempre a média deles igual ao valor médio obtido na secção 4.1, no entanto, a partir de um certo número de simulações, começou a ser aparente que, desta forma, não era possível baixar mais o erro, e então, optou-se por abandonar a restrição do valor médio e percorrer valores na sua vizinhança, sendo que deste modo, foi possível diminuir o erro e então encontrar os coeficientes de convecção mais adequados.

Na Tabela 4.3 estão apresentados os valores obtidos para os coeficientes de convecção médios de cada face para as várias pressões de arrefecimento obtidos por Sobetchi (2018) e para o estudo atual.

Tabela 4.3 - Valores obtidos para os coeficientes de convecção médios de cada face para os ensaios realizados, para o estudo atual e para os resultados obtidos por Sobetchi (2018)

	Coeficiente de convecção [W/(m�K)]		
	3 bar	6 bar	9 bar
Face	Atual/(Sobetchi, 2018)	Atual/(Sobetchi, 2018)	Atual/(Sobetchi, 2018)
Frontal	75/95	97/140	192/220
Direita	93/120	132/210	170/235
Traseira	54/70	72/120	173/250
Esquerda	95/125	157/210	168/235
Superior	90/120	90/140	201/350
Inferior	120/114	209/116	270/360

As incertezas nos coeficientes de convecção locais inerentes ao processo de cálculo foram estimadas de forma semelhante   utilizada para os coeficientes de convecção médios, na secção 4.1, e estão divididas por faces. Isto é, para os ensaios realizados a 3, 6 e 9 bar, a incerteza nos coeficientes de convecção nas faces laterais e na face superior   igual a ± 10 [W/(m K)] enquanto que essa mesma incerteza tem o valor de ± 30 [W/(m K)] para o caso da face inferior.

Já relativamente ao erro aleatório no coeficiente de convecção, inerente ao processo de arrefecimento, embora não tenha sido calculado dado s  haver um ensaio para cada pressão, pode-se se dizer que num segundo ensaio a 6 bar realizado por Sobetchi (2018) foram

registadas variações máximas de $70 \text{ [W/(m}^2\text{.K)]}$ nos coeficientes de convecção em algumas faces enquanto noutras os valores eram praticamente idênticos. O facto do bloco não ser colocado exatamente no mesmo local do forno pode ser a causa destas variações, uma vez que altera a posição do bloco face aos injetores de gás que estão nas paredes.

Na Tabela 4.4 estão apresentados os erros médios dados pelas equações (4.1), (4.2) e (4.3), para a pressão de arrefecimento de 3 bar. No Anexo C, podem ser consultados os erros médios para as pressões de 6 e 9 bar.

Tabela 4.4 - Erros médios obtidos a partir das equações (4.1), (4.2) e (4.3), para as pressão de arrefecimento de 3 bar

Pressão [bar]	Posição	Equação 4.1 [K]	Equação 4.2 [%]	Equação 4.3 [K]
3	Frontal	23	1,7	11
	Direita	22	1,7	11
	Traseira	19	1,5	10
	Esquerda	5,0	0,57	4,4
	Superior	0,71	0,34	1,9
	Núcleo	26	1,7	11

Após a análise dos resultados obtidos presentes na Tabela 4.4, pode-se concluir que grande parte dos resultados se encontra dentro ou muito próximo do intervalo esperado para a incerteza na temperatura do furo calculada no capítulo 3, $U_{T_F} = \pm 9,1^\circ\text{C}$.

De seguida, da Figura 4.5 à Figura 4.10 estão representadas as curvas temperatura versus tempo que comparam o comportamento da curva simulada com a curva experimental corrigida para a pressão de arrefecimento de 3 bar. As mesmas curvas para as restantes pressões podem ser encontradas no Anexo C.

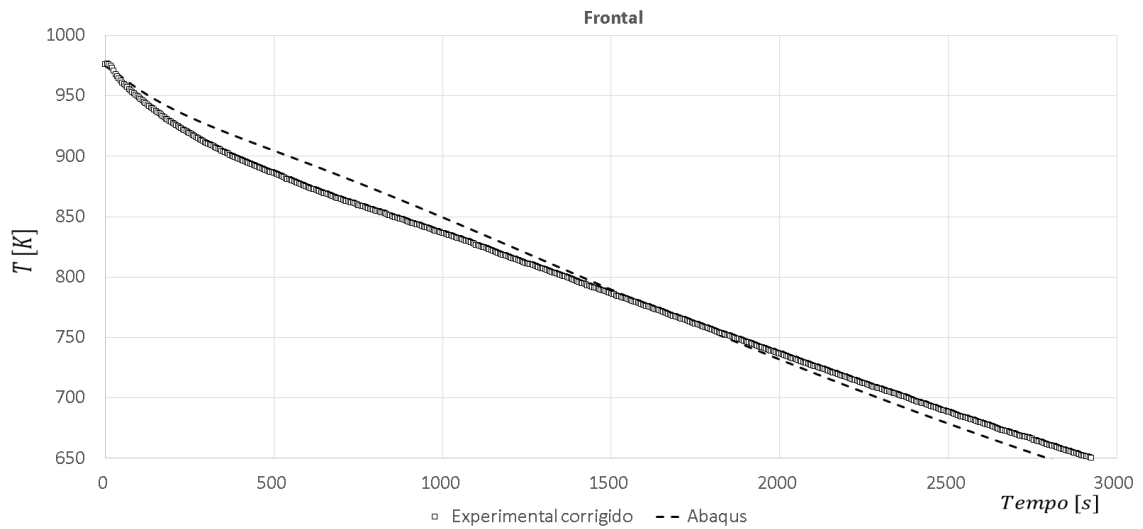


Figura 4.5 – Compar   o da curva experimental corrigida com a curva simulada (Abaqus) para o ensaio de 3 bar, para a face frontal.

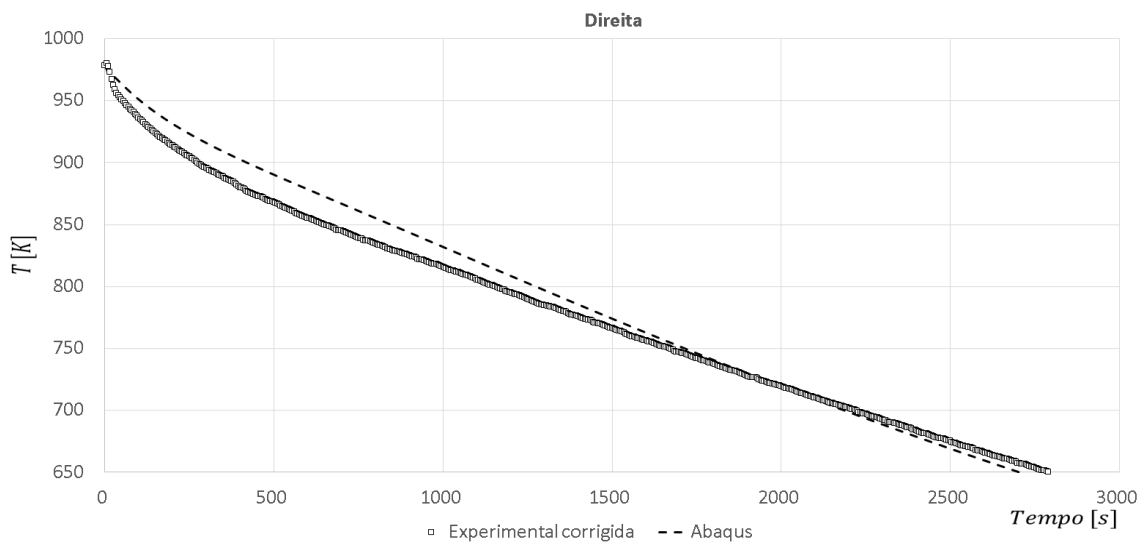


Figura 4.6 - Compar   o da curva experimental corrigida com a curva simulada (Abaqus) para o ensaio de 3 bar, para a face direita.

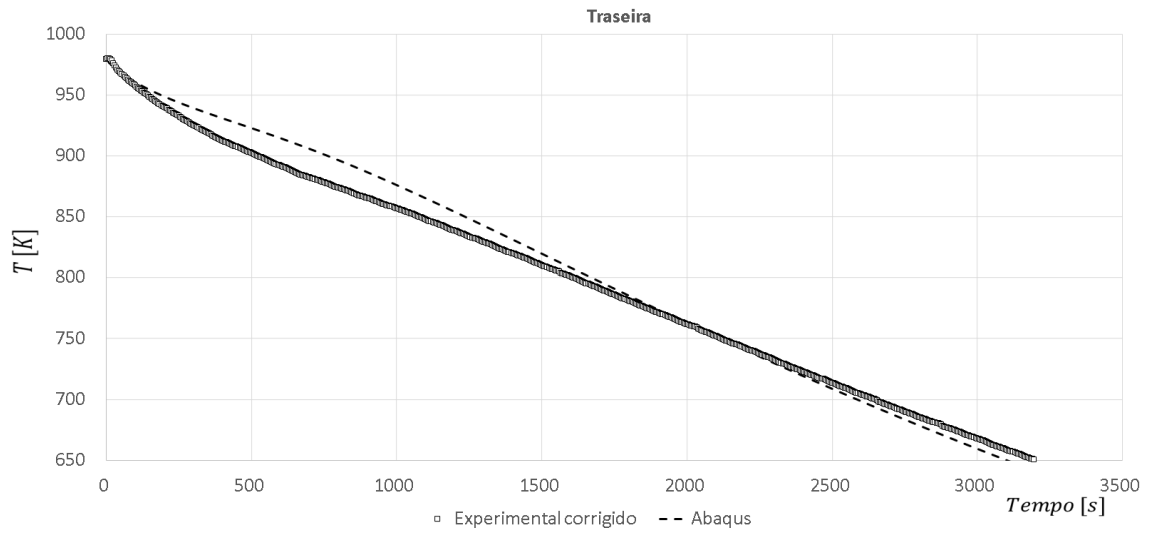


Figura 4.7 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva simulada (Abaqus) para o ensaio de 3 bar, para a face traseira.

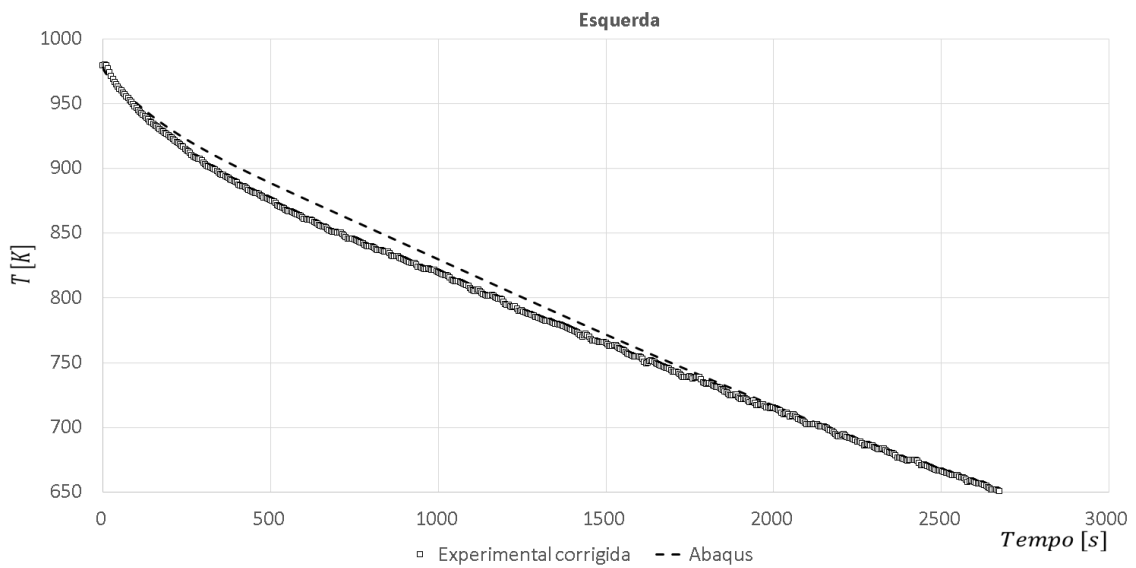


Figura 4.8 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva simulada (Abaqus) para o ensaio de 3 bar, para a face esquerda.

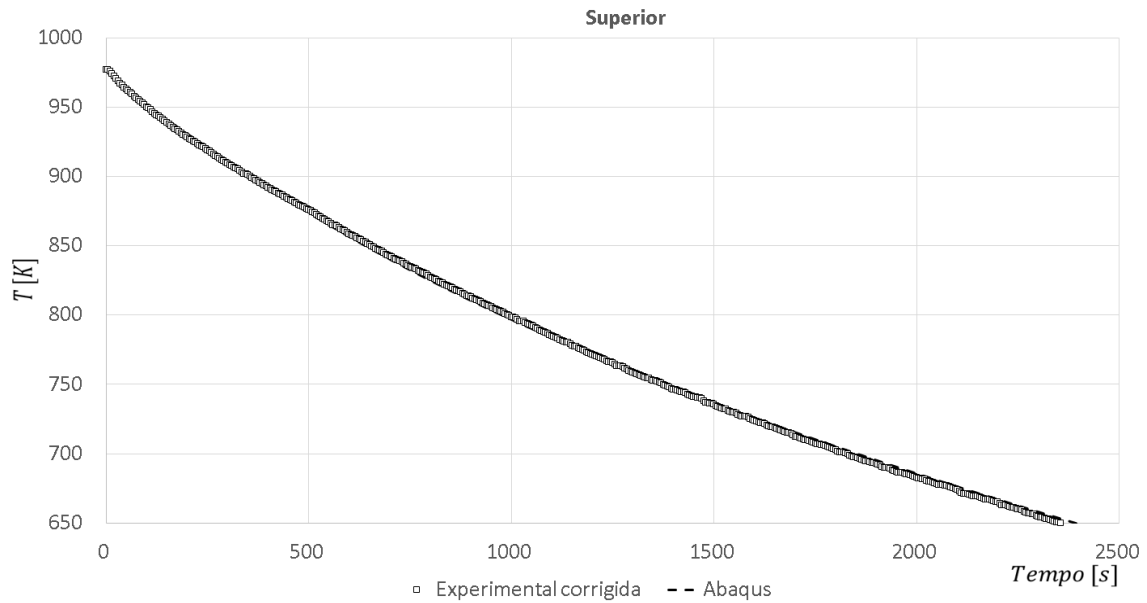


Figura 4.9 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva simulada (Abaqus) para o ensaio de 3 bar, para a face superior.

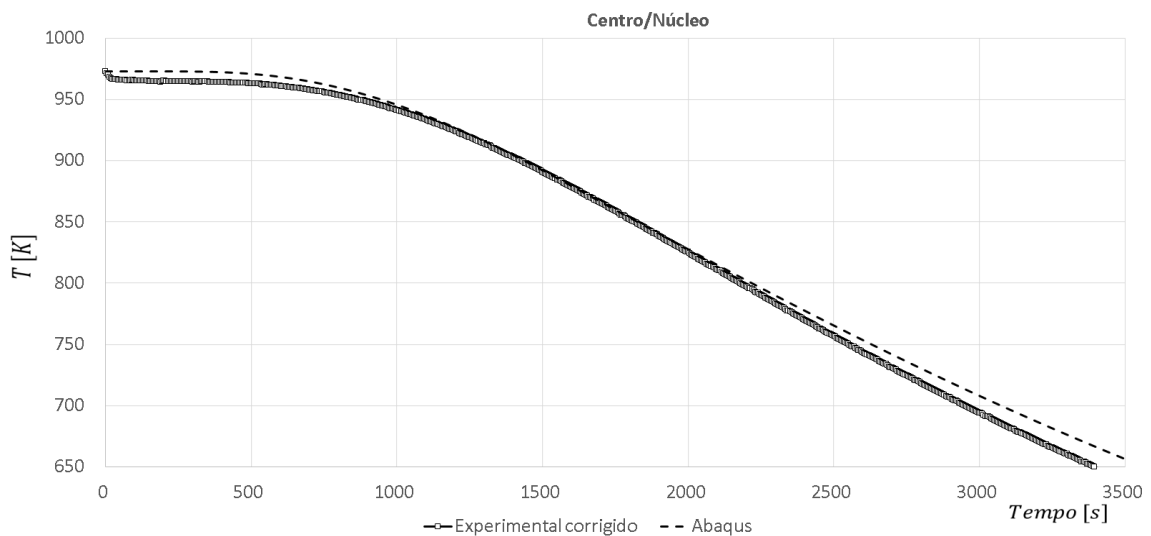


Figura 4.10 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva simulada (Abaqus) para o ensaio de 3 bar, para o núcleo da peça.

Da análise às figuras anteriores ressalta que, para a solução escolhida, a proximidade entre as curvas experimental e numérica é bastante aceitável.

Como foi referido anteriormente, a média dos valores dos coeficientes de convecção do conjunto dos valores nas diversas faces não foi possível de manter igual ao valor calculado na secção 4.1, como tal na Tabela 4.5 estão apresentados os coeficientes de convecção médios obtidos com base na média aritmética dos resultados da presente secção patentes na Tabela 4.3.

Tabela 4.5 - Valores de coeficiente de convecção médio para cada ensaio, considerando diferentes coeficientes em diferentes faces da peça

Pressão [bar]	$\bar{h}_B$ [W/(m²K)]
3	89
6	126
9	196

5 Simulação do processo de arrefecimento na têmpera

Neste capítulo foram realizadas as simulações da fase de arrefecimento do tratamento térmico de têmpera no programa Abaqus com os coeficientes de convecção médios globais e médios por face (locais) obtidos no capítulo 4 bem como uma simulação onde se contabilizou o efeito da radiação. Foram realizadas um total de nove simulações, três simulações por cada pressão de gás utilizada, conforme se apresenta na Tabela 5.1.

Como referido no capítulo 2, as simulações deste capítulo foram realizadas apenas com a malha B, Figura 2.7.

Tabela 5.1 - Detalhes das simulações efetuadas neste capítulo

Simulação	Pressão de arrefecimento [bar]	Coeficientes de convecção utilizados/Modelo
1	3	Valor médio - Tabela 4.1
2	3	Valores locais - Tabela 4.3
3	3	Valores locais Convecção + Radiação
4	6	Valor médio - Tabela 4.1
5	6	Valores locais - Tabela 4.3
6	6	Valores locais Convecção + Radiação
7	9	Valor médio - Tabela 4.1
8	9	Valores locais - Tabela 4.3
9	9	Valores locais Convecção + Radiação

A fase de arrefecimento do processo de têmpera foi analisada entre a temperatura inicial de aproximadamente 980°C e aproximadamente 400°C, embora os ensaios experimentais apresentem um patamar de estágio a aproximadamente 400°C antes do arrefecimento até à temperatura ambiente o processo de arrefecimento relevante ocorre no referido intervalo de temperatura.

Será de esperar que o ensaio com a pressão de arrefecimento de 9 bar atinga os 400°C mais rapidamente do que o ensaio com a pressão de arrefecimento de 3 bar, devido aos coeficientes de convecção já determinados. Então, foi elaborada a Tabela 5.2 que permite consultar os

tempos de arrefecimento experimentais, até à temperatura de 400°C, para as várias pressões de arrefecimento estudadas.

Tabela 5.2 - Tempos de arrefecimento experimentais até à temperatura de 400°C para as três pressões de arrefecimento estudadas

Ensaio [bar]	Tempo de arrefecimento aproximado até aos 400°C [s]
3	4500
6	3500
9	2150

Relativamente à importância da radiação no processo de arrefecimento, Sobetchi (2018) apresentou um breve estudo sobre o efeito da radiação no arrefecimento da peça, no qual realizou duas simulações, uma apenas com trocas de calor por convecção e outra com convecção e radiação, em que a peça trocava calor por radiação com as paredes do forno. Concluiu que os resultados diferiam em média 0,22%, validando assim, a premissa que o mecanismo de transferência de calor predominante é a convecção. No entanto, estes ensaios foram realizados com a temperatura máxima inicial de 700°C, enquanto que num processo de têmpera real é realizada à temperatura máxima inicial de aproximadamente 980°C. E, como tal, visto que a potência transferida por radiação é proporcional à temperatura à quarta potência, decidiu-se realizar na presente análise um terceiro estudo que incluísse a influência da radiação a essas temperaturas.

Visto que os coeficientes de convecção obtidos no capítulo 4 são equivalentes, na prática, a um coeficiente global de transferência de calor, isto é, como foram determinados a partir de dados experimentais em que a convecção e a radiação estavam presentes, foi necessário retirar a componente de radiação desses coeficientes globais, fazendo com que nestes apenas fosse contabilizado a convecção, já que as trocas de calor por radiação serão agora contabilizadas pelo próprio programa Abaqus.

Esta componente da radiação, equivalente a um coeficiente de radiação h_{rad} , que virá a ser retirada aos coeficientes já calculados, é determinada a partir da expressão (5.1).

$$h_{rad} = \varepsilon\sigma(T_1^2 + T_2^2)(T_1 + T_2) \quad (5.1)$$

Sendo que T_1 representa a temperatura superficial do corpo que emite a radiação, o bloco e T_2 representa a temperatura do corpo que recebe a radiação, as paredes do forno.

Para ter em conta os efeitos da radiação consideraram-se os coeficientes de transferência de calor locais, isto é, foi aos coeficientes de transferência de calor locais que foi descontado o coeficiente de radiação, visto que estes foram determinados considerando o maior número de curvas experimentais. Considerou-se, pois, que a utilização dos coeficientes de convecção locais é a abordagem mais correta sendo por isso mais próxima da realidade.

Neste caso, o coeficiente de radiação foi calculado para a face com menor coeficiente de convecção, sendo assim calculado o pior caso, esta face é a face traseira e foi escolhido o

ponto superficial da face traseira correspondente ao centro geométrico da face, ou seja, no mesmo eixo onde se encontra o furo para a colocação do termopar. Para cada ensaio foi calculado o coeficiente de radiação médio para o período de arrefecimento respetivo, período esse que pode ser consultado na Tabela 5.2.

Tabela 5.3 - Valores do coeficiente de radiação descontados a cada ensaio

Ensaio [bar]	h_{rad} descontado [W/(m ² K)]
3	9
6	10
9	8

A cada coeficiente global de transferência de calor local, Tabela 4.3, foi descontado o valor do coeficiente de radiação apresentado na Tabela 5.3, e os coeficientes de convecção, já descontados da componente de radiação, que foram introduzidos no Abaqus encontram-se na Tabela 5.4.

Tabela 5.4 – Valores dos coeficientes de convecção locais utilizados como parâmetros de entrada no programa Abaqus, para cada ensaio simulado

	Coeficiente de convecção [W/(m ² K)]		
	3 bar	6 bar	9 bar
Frontal	66	87	184
Direita	84	122	162
Traseira	45	62	165
Esquerda	86	147	160
Superior	81	80	193
Inferior	111	199	262

De seguida foi introduzida na simulação efetuada no Abaqus a radiação proveniente da superfície do bloco, para toda a envolvente. A temperatura da envolvente, neste caso as paredes do forno, em função do tempo é uma informação fornecida pelos ensaios experimentais, através dos termopares de controlo situados na parede do forno.

Após a realização das nove simulações apresentadas, adotou-se, como abordagem mais realista, o método de simulação em que são contempladas a convecção e a radiação, visto que este apresenta o modelo mais realista. Os resultados das simulações referidas, nomeadamente as simulações 3, 6 e 9, da Tabela 5.1, serão apresentados na secção seguinte.

5.1 Resultados obtidos para a pressão de arrefecimento de 3 bar

De seguida, estão apresentados da Figura 5.1   Figura 5.6 os gráficos correspondentes   comparação das curvas de temperatura-tempo entre a simulação numérica (Abaqus) e os ensaios experimentais corrigidos, para a pressão de arrefecimento de 3 bar.

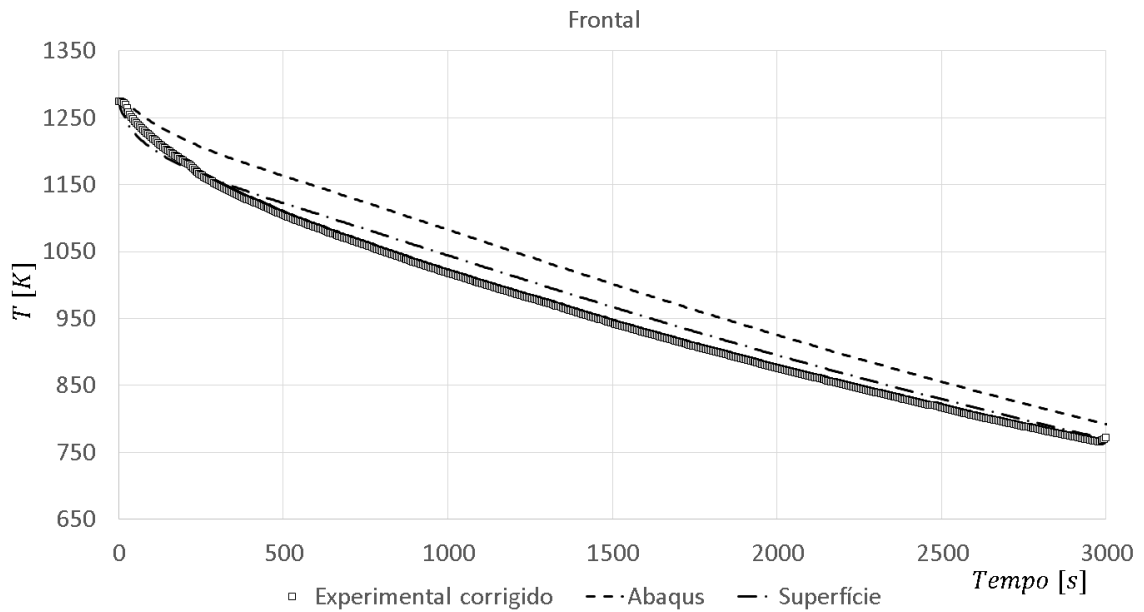


Figura 5.1 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva de têmpera simulada (Abaqus) para o ensaio de 3 bar, para a face frontal.

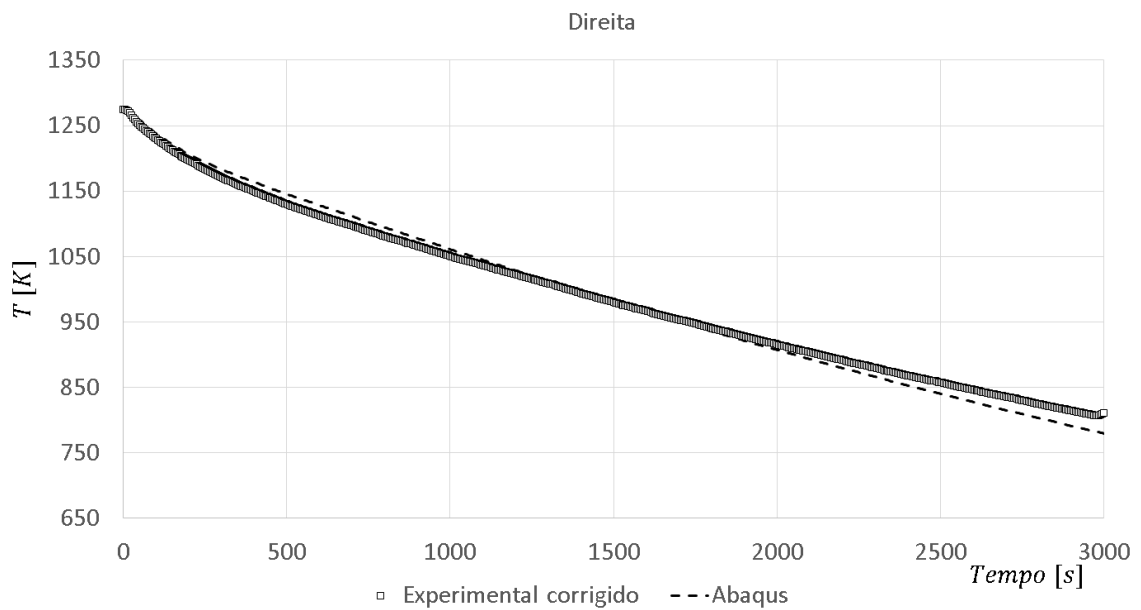


Figura 5.2 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva de têmpera simulada (Abaqus) para o ensaio de 3 bar, para a face direita.

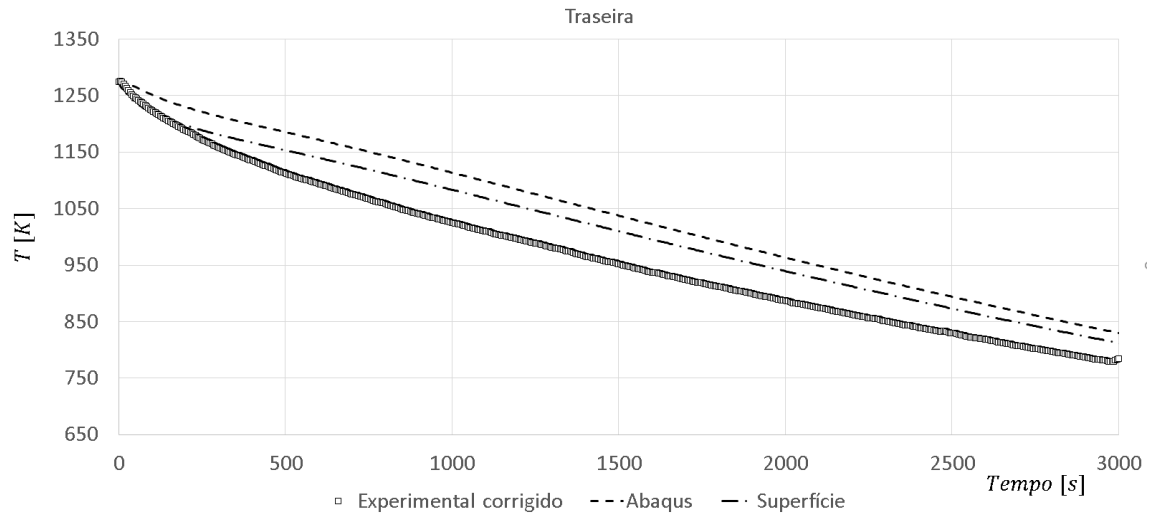


Figura 5.3 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva de temperatura simulada (Abaqus) para o ensaio de 3 bar, para a face traseira.

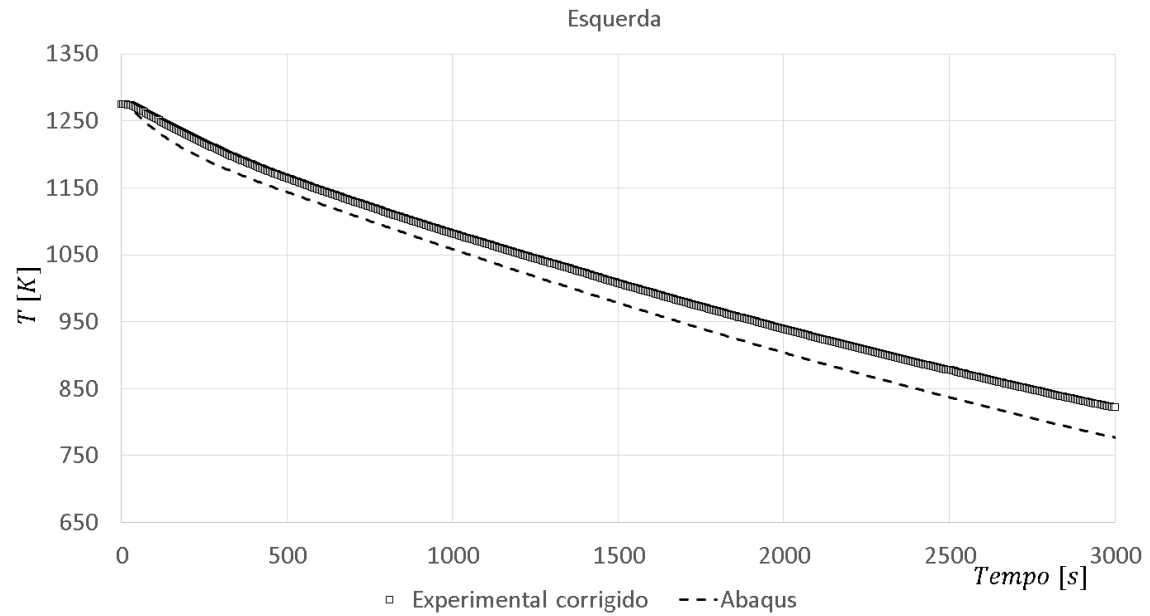


Figura 5.4 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva de temperatura simulada (Abaqus) para o ensaio de 3 bar, para a face esquerda.

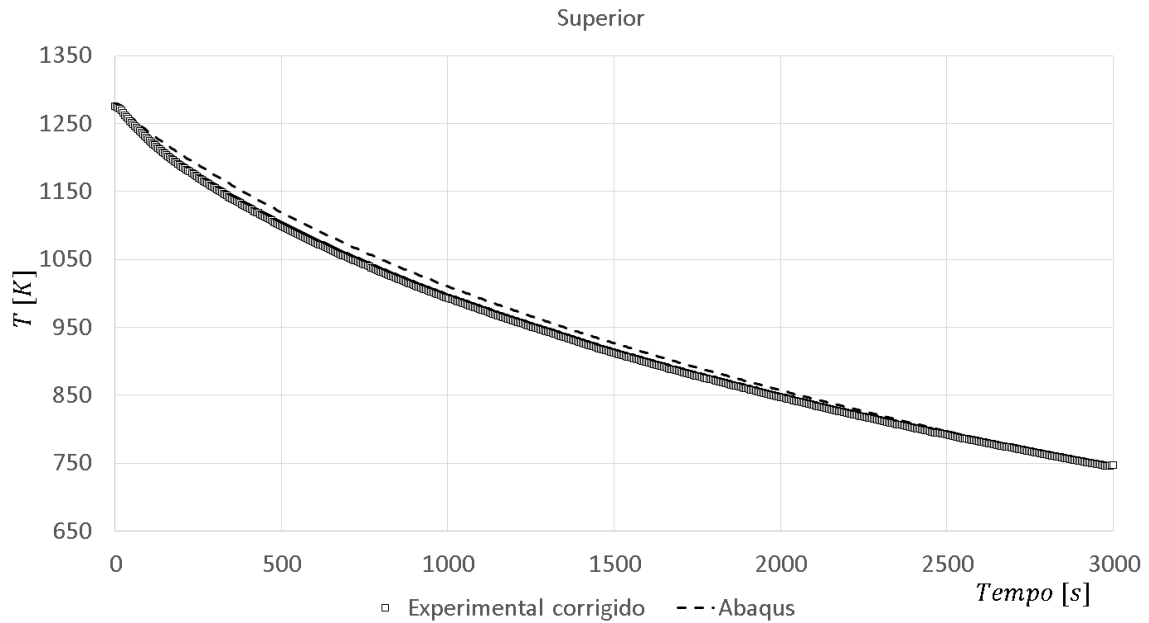


Figura 5.5 - Compar  o da curva experimental corrigida com a curva de têmpera simulada (Abaqus) para o ensaio de 3 bar, para a face superior.

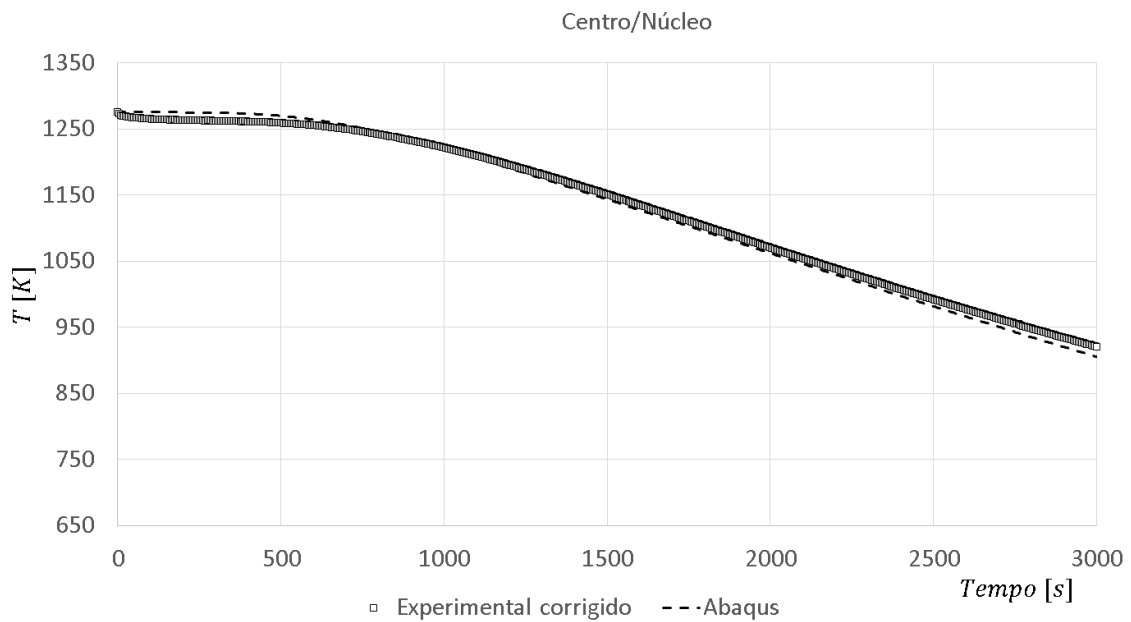


Figura 5.6 - Compar  o da curva experimental corrigida com a curva de têmpera simulada (Abaqus) para o ensaio de 3 bar, para o núcleo da peça.

5.2 Resultados obtidos para a pressão de arrefecimento de 6 bar

De seguida, estão apresentados da Figura 5.7   Figura 5.12 os gráficos correspondentes   comparação das curvas de temperatura-tempo entre a simulação numérica (Abaqus) e os ensaios experimentais corrigidos, para a pressão de arrefecimento de 6 bar.

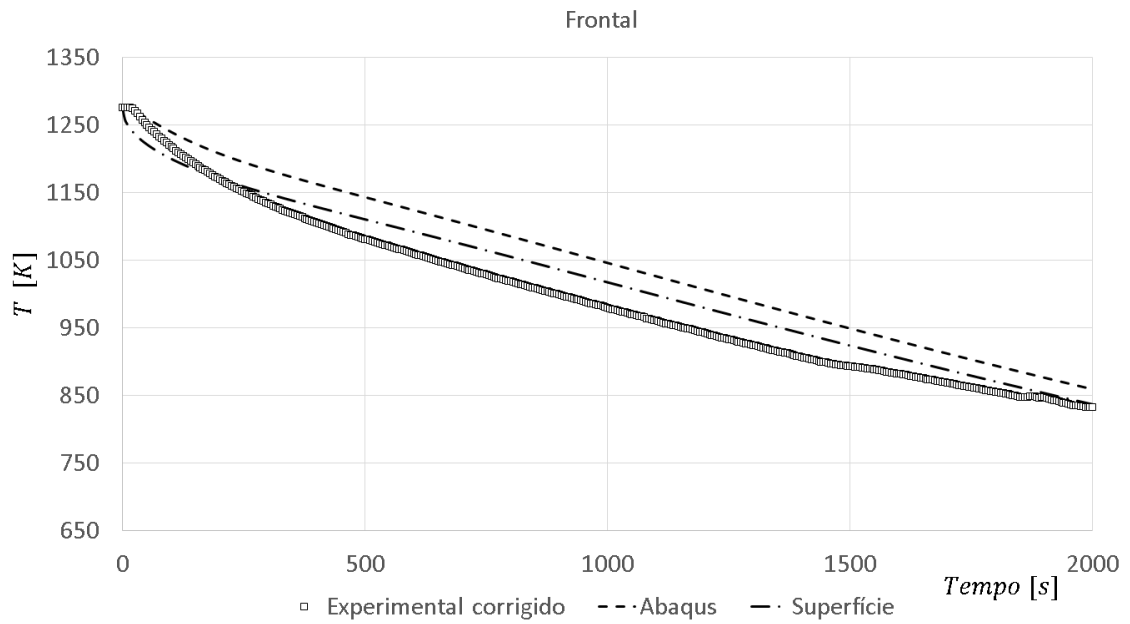


Figura 5.7 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva de temperatura simulada (Abaqus) para o ensaio de 6 bar, para a face frontal.

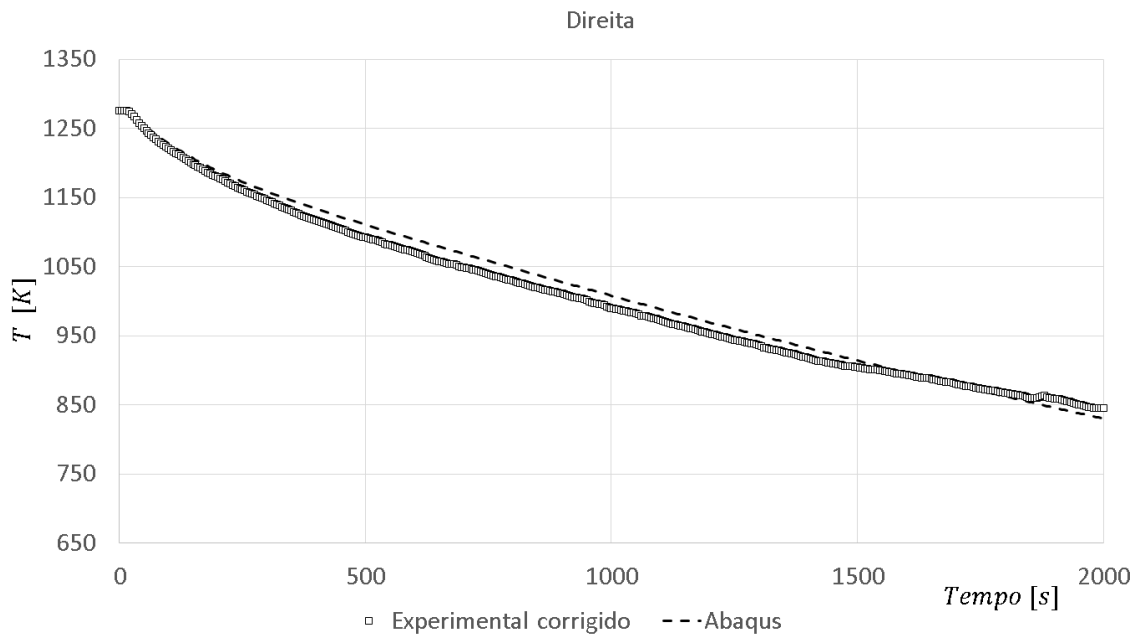


Figura 5.8 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva de temperatura simulada (Abaqus) para o ensaio de 6 bar, para a face direita.

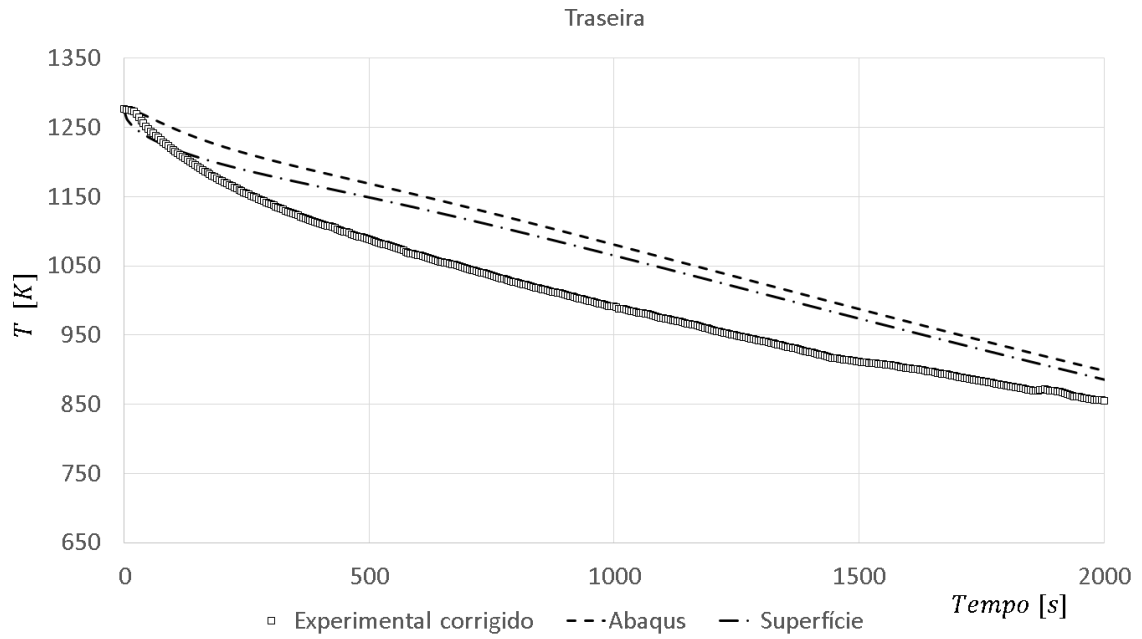


Figura 5.9 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva de têmpera simulada (Abaqus) para o ensaio de 6 bar, para a face traseira.

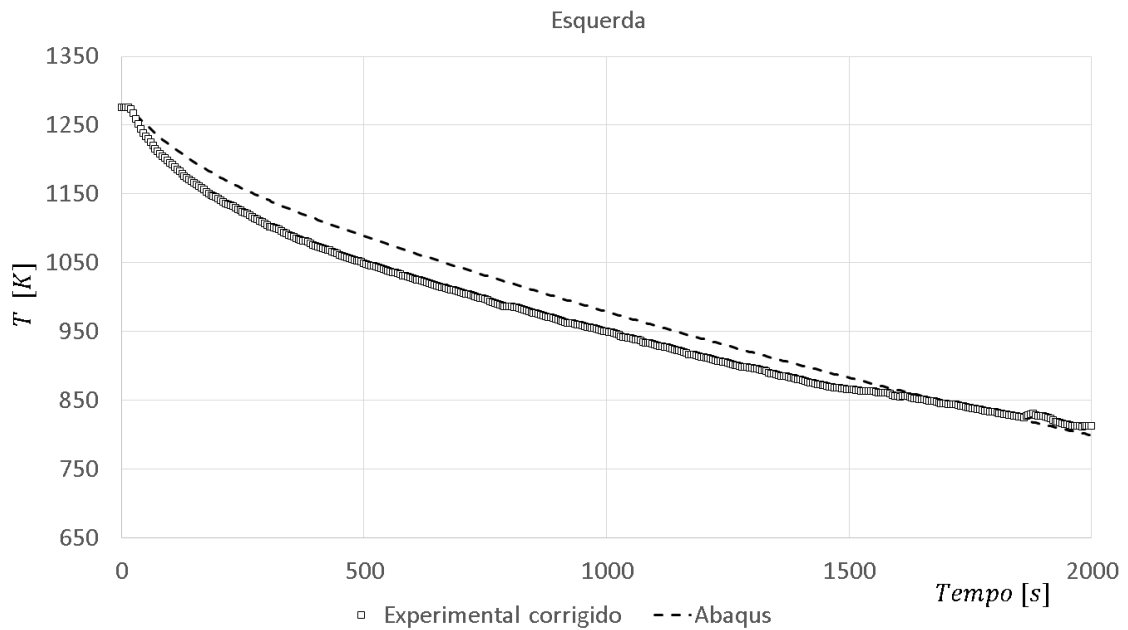


Figura 5.10 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva de têmpera simulada (Abaqus) para o ensaio de 6 bar, para a face esquerda.

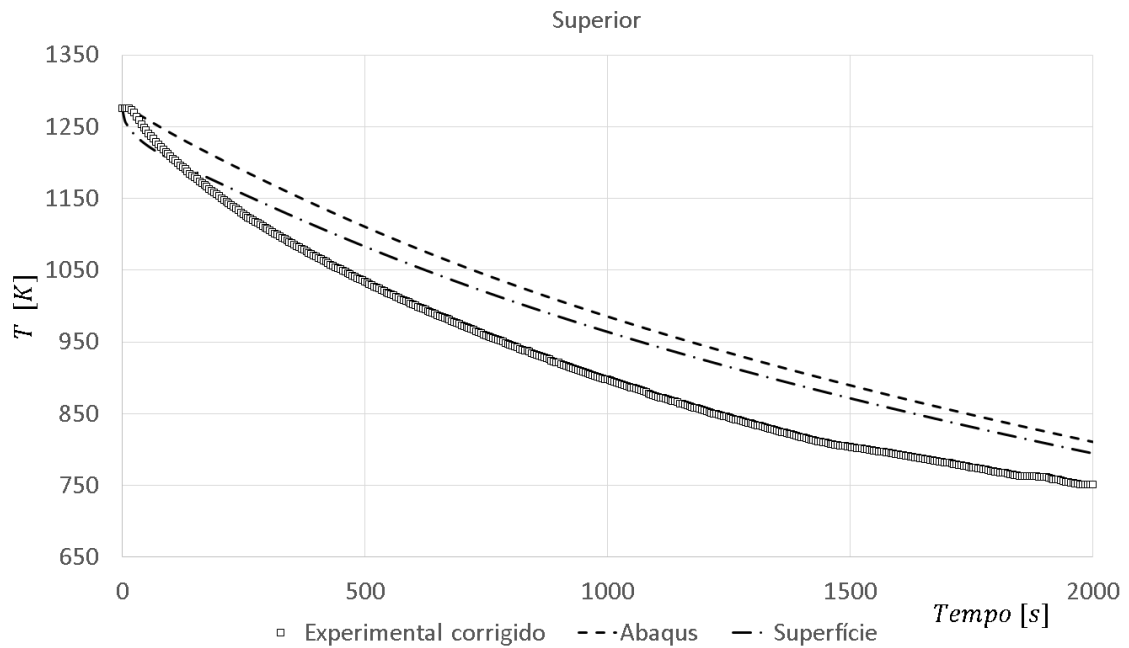


Figura 5.11 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva de têmpera simulada (Abaqus) para o ensaio de 6 bar, para a face superior.

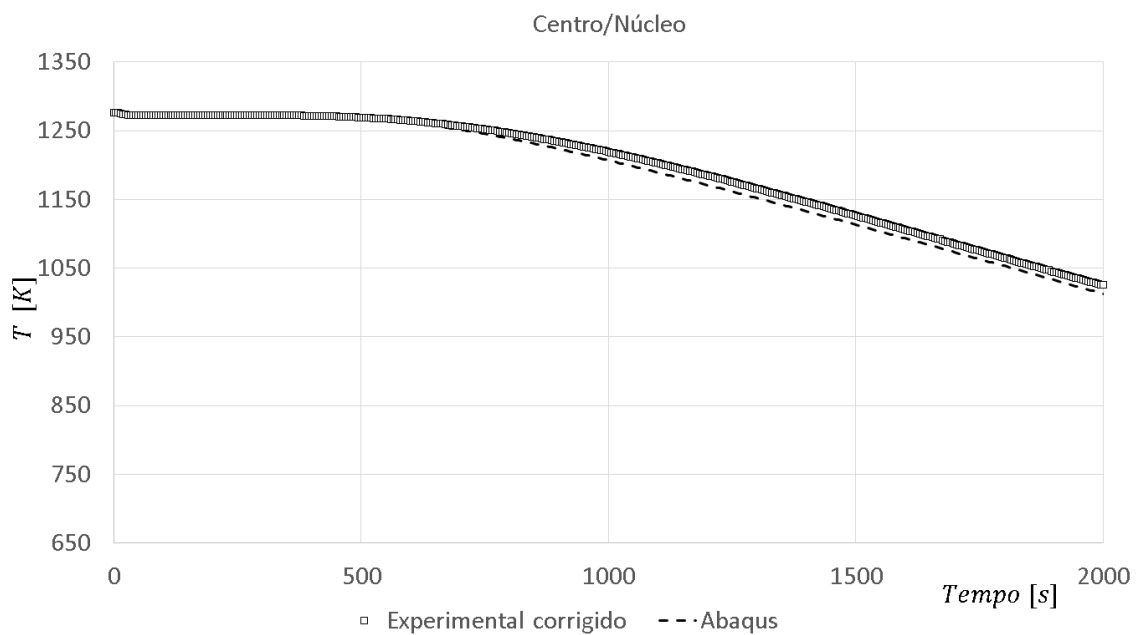


Figura 5.12 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva de têmpera simulada (Abaqus) para o ensaio de 6 bar, para o núcleo da peça.

5.3 Resultados obtidos para a pressão de arrefecimento de 9 bar

De seguida, estão apresentados da Figura 5.13   Figura 5.17 os gráficos correspondentes   comparação das curvas de temperatura-tempo entre a simulação numérica (Abaqus) e os ensaios experimentais corrigidos, para a pressão de arrefecimento de 9 bar.

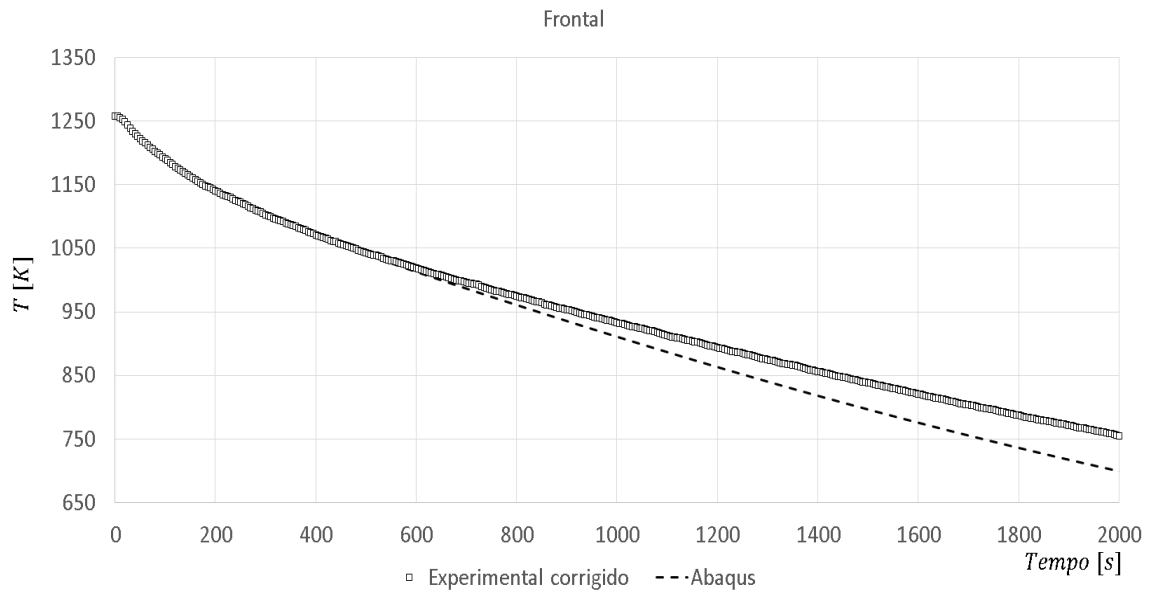


Figura 5.13 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva de têmpera simulada (Abaqus) para o ensaio de 9 bar, para a face frontal.

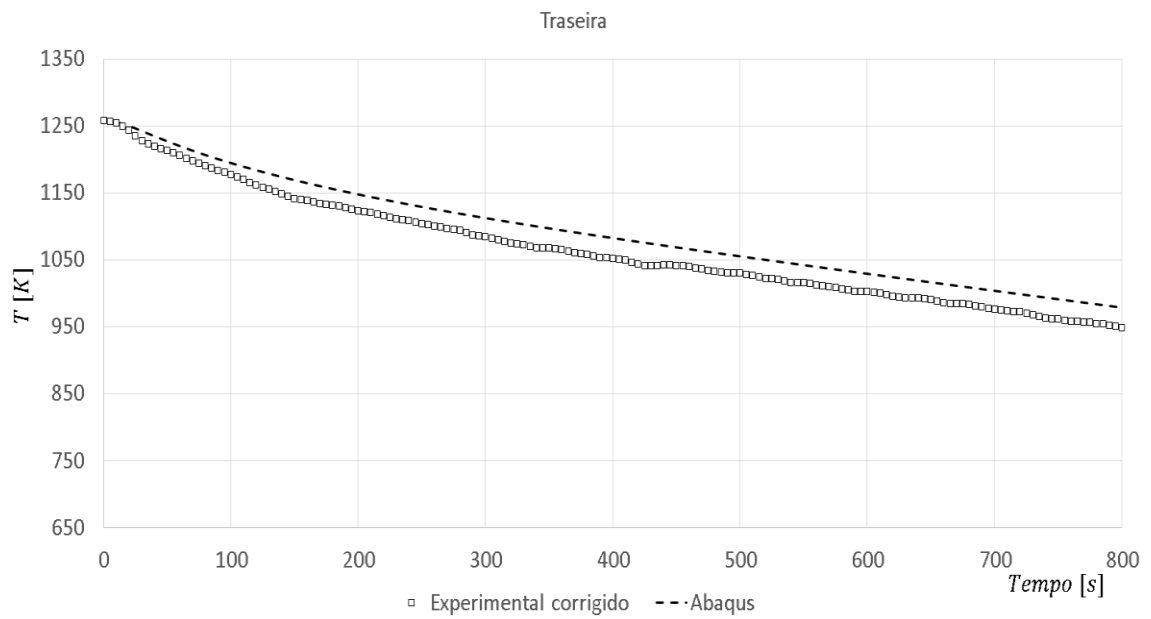


Figura 5.14 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva de têmpera simulada (Abaqus) para o ensaio de 9 bar, para a face traseira.

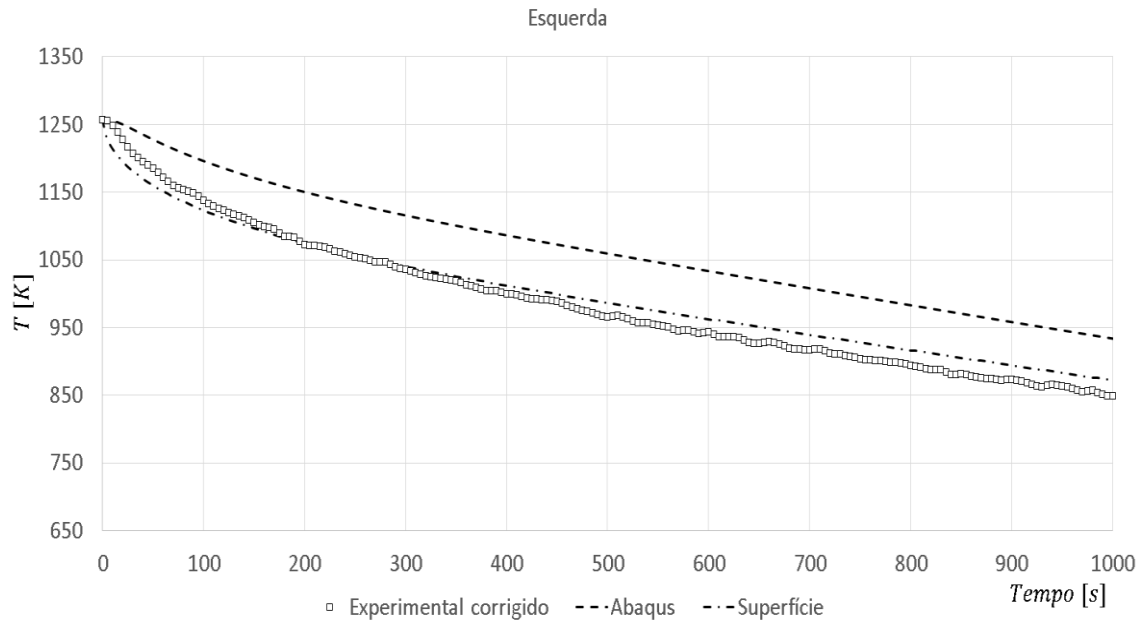


Figura 5.15 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva de têmpera simulada (Abaqus) para o ensaio de 9 bar, para a face esquerda.

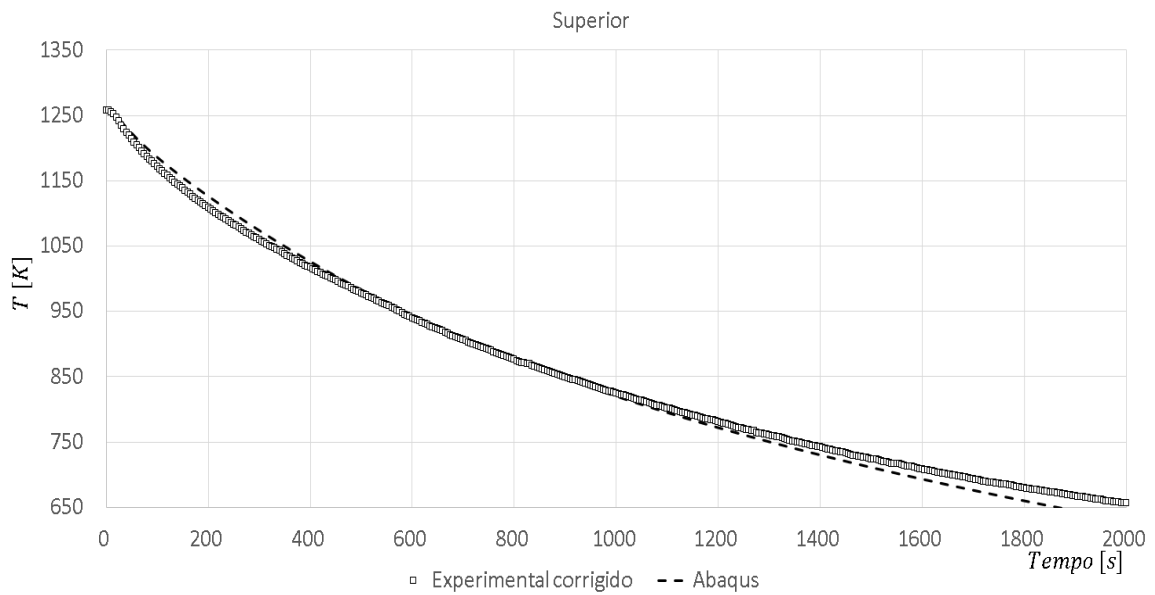


Figura 5.16 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva de têmpera simulada (Abaqus) para o ensaio de 9 bar, para a face superior.

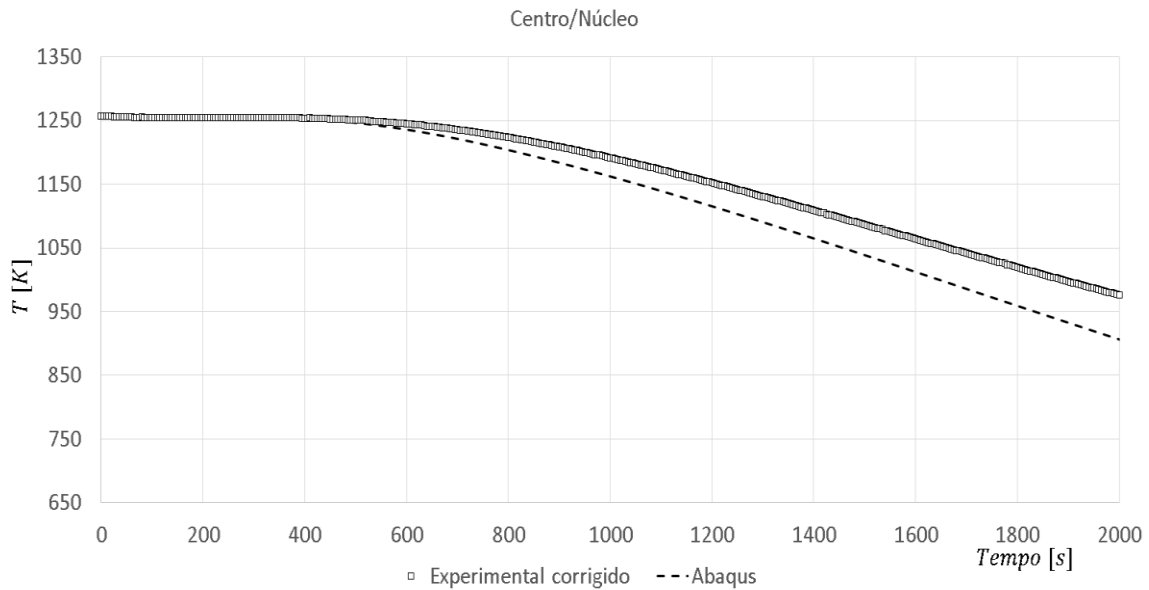


Figura 5.17 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva de têmpera simulada (Abaqus) para o ensaio de 9 bar, para o núcleo da peça.

5.4 Discussão dos resultados

Tendo em vista a discussão de resultados, são agora apresentados os erros relativos médios, equação (4.2), e os erros absolutos médios, equação (4.3), entre as simulações numéricas e a simulação que tem em conta apenas o coeficiente de convecção médio em torno do bloco, Tabela 5.6, a simulação que engloba os coeficientes de convecção locais, Tabela 5.5, e, por fim, a simulação que contabiliza a convecção e a radiação, Tabela 5.7.

Tabela 5.5 - Erro relativo médio dado pela equação (4.2) e erro absoluto médio dado pela equação (4.3), para os pontos estudados, para as pressões de arrefecimento de 3,6 e 9 bar, considerando apenas o coeficiente de convecção médio em torno do bloco, Tabela 4.5

Pressão de arrefecimento	3 bar		6 bar		9 bar	
Posição geométrica	Erro relativo [%]	Erro absoluto [K]	Erro relativo [%]	Erro absoluto [K]	Erro relativo [%]	Erro absoluto [K]
Frontal	5,5	57	3,9	62	8,0	76
Direita	4,1	32	1,2	18	-	-
Traseira	8,0	83	6,0	11	0,65	7,2
Esquerda	5,4	42	1,9	41	5,5	57
Superior	3,5	28	6,3	65	6,9	48
Núcleo	1,0	9	1,2	13	4,3	62

Tabela 5.6 - Erro relativo médio dado pela equação (4.2) e erro absoluto médio dado pela equação (4.3), para os pontos estudados, para as pressões de arrefecimento de 3,6 e 9 bar, considerando apenas o coeficiente de convecção local em cada face do bloco, Tabela 4.3

Pressão de arrefecimento	3 bar		6 bar		9 bar	
Posição geométrica	Erro relativo [%]	Erro absoluto [K]	Erro relativo [%]	Erro absoluto [K]	Erro relativo [%]	Erro absoluto [K]
Frontal	6,7	68	2,5	62	4,6	24
Direita	3,1	29	3,4	19	-	-
Traseira	8,9	92	4,7	83	2,8	30
Esquerda	3,2	29	8,7	30	8,0	85
Superior	3,5	32	8,7	86	3,0	14
Núcleo	0,77	7,7	1,7	5	4,1	38

Tabela 5.7 – Erro relativo médio dado pela equação (4.2) e erro absoluto médio dado pela equação (4.3), para os pontos estudados, para as pressões de arrefecimento de 3,6 e 9 bar, considerando convecção e radiação, Tabela 5.4

Pressão de arrefecimento	3 bar		6 bar		9 bar	
Posição geométrica	Erro relativo [%]	Erro absoluto [K]	Erro relativo [%]	Erro absoluto [K]	Erro relativo [%]	Erro absoluto [K]
Frontal	5,0	45	5,1	47	2,9	24
Direita	1,2	11	1,3	13	-	-
Traseira	5,9	55	5,8	56	2,4	26
Esquerda	3,1	30	2,4	24	8,3	80
Superior	1,22	12	6,3	55	3,4	10
Núcleo	0,79	8,7	0,76	8,8	2,6	29

Relativamente ao efeito da radiação, concluiu-se que os resultados das simulações da fase de arrefecimento da têmpera contemplando a convecção e a radiação diferem em média 1,2%, e para melhor, em relação aos resultados das simulações apenas considerando a convecção. Sendo que os desvios para cada ensaio em particular podem ser consultados na Tabela 5.8.

Tabela 5.8 – Erro relativo médio obtido entre a simulação numérica considerando apenas convecção e radiação e radiação

	3 bar	6 bar	9 bar
Erro relativo [%]	2,0	1,0	0,60

É possível observar que à medida que se aumenta a pressão de arrefecimento o erro diminui, porque o arrefecimento superficial é maior, e para o mesmo intervalo de tempo as trocas radiativas são menores.

Isto vem confirmar que o mecanismo de transferência de calor predominante é a convecção, no entanto, viu-se um ligeiro aumento em relação ao valor determinado por Sobetchi (2018), 0,22%, em princípio devido ao facto dos ensaios do referido trabalho terem sido realizados a uma temperatura máxima de 700°C, enquanto que o trabalho atual utilizou temperaturas máximas de 980°C.

Ao contemplar a radiação no Abaqus, foi perceptível que o tempo de simulação aumentou em média 10 minutos, o que representa um aumento de aproximadamente 18%.

Relativamente aos resultados gráficos dos modelos “Valor médio” e “Valores locais” apresentados na Tabela 5.1, e a sua comparação com a simulação numérica da fase de arrefecimento da têmpera, estes não foram apresentados visto que não são a perspetiva mais realista do que realmente acontece dentro do forno. Embora os resultados do modelo “Valores locais” e “Valores locais Convecção + Radiação” apenas difiram 1,2%, ter em conta a radiação, para além de retratar mais adequadamente o aspeto físico, também providencia o menor erro, deste modo, apenas o resultado deste último modelo foi apresentado.

Algo que também é relevante referir nesta discussão, consultando a Figura 5.15, é possível observar que a curva experimental cai abruptamente nos instantes iniciais e depois mantém-se aproximadamente paralela à curva de simulação. Ao que tudo indica, este comportamento inicial pode dever-se em parte a uma deslocação do termopar que fez com que parte deste tenha saído do furo ou não ter ficado colocado de início à profundidade prevista. Este comportamento também pode ser observado por exemplo, na Figura 5.1 e na Figura 5.3, em que existe um arrefecimento brusco inicialmente e de seguida, a curva de arrefecimento mantém-se aproximadamente paralela à curva simulada em Abaqus, indicando uma taxa de arrefecimento idêntica. Na representação de alguns resultados também foi representada a curva do arrefecimento simulada de um ponto à superfície, de modo a verificar se a discrepância entre resultados poderia ter sido devida a uma deslocação dos termopares.

Como se constata, por vezes a temperatura experimental é inferior à temperatura esperada para a superfície o que também pode ser explicado por um coeficiente de convecção superior ao utilizado na simulação, algo que, como se referiu no capítulo anterior, é possível suceder havendo alguns dados experimentais no trabalho Sobetchi (2018) que o confirma.

No geral, para cada ensaio, a maioria das curvas obtidas numericamente (quatro em seis) traduzem as curvas reais com um erro absoluto médio de 17 °C. Atendendo à incerteza máxima no valor de T_F , 9°C, pode-se afirmar que as propriedades do aço a temperaturas acima dos 700°C utilizadas não devem estar muito longe dos valores reais. É, pois, expectável que com um maior rigor na montagem dos termopares, e do bloco no forno, se consiga obter uma maior concordância entre os valores experimentais e os valores simulados em todos os locais, mas um melhor conhecimento das propriedades do aço em função da temperatura é também importante para se reduzir os erros encontrados para valores inferiores a 17 °C.

6 Conclusões

A realização da presente dissertação conduziu às seguintes conclusões:

A não consideração da resistência de contacto entre o termopar e a peça cuja temperatura se pretende medir, bem como do efeito de alheta a que o termopar está sujeito durante o arrefecimento, introduz um erro sistemático médio de cerca de 35 °C. No presente trabalho foram apresentadas equações que permitem realizar esta correção deste erro sistemático para o caso da fase de arrefecimento num tratamento de têmpera com uma incerteza máxima espectável de 9°C.

Sobetchi (2018), realizou dois ensaios para a pressão de arrefecimento de 6 bar, com condições idênticas, com o intuito de testar a reprodutibilidade dos valores obtidos para o coeficiente de convecção. Tendo concluído que para a mesma face pode haver diferenças máximas de cerca de 70 [W/(m²K)]. O que leva a querer que o principal fator que possa ter influenciado esta discrepância, visto que todos os outros parâmetros foram idênticos, é o posicionamento do bloco, cujo rigor de posicionamento no interior do forno é grosseiro, visto que este poderia variar cerca de 15cm entre ensaios.

Como a incerteza na T_F ronda os 9°C, esta não pode explicar uma diferença de aproximadamente 100 °C que se observa nalguns resultados. Após uma análise dos resultados obtidos e de algumas conclusões providenciadas por Sobetchi (2018), consegue-se concluir que o erro aleatório do coeficiente de convecção é significativamente afetado pelo posicionamento do bloco no interior do forno.

No tratamento térmico de têmpera, na fase de aquecimento, a peça no interior do forno recebe calor principalmente por radiação, no entanto o mesmo não se verifica no arrefecimento. Nesta fase, estão presentes fluxos de gás a elevadas pressões que são responsáveis por elevados coeficientes de convecção fazendo com que a radiação se torne residual. Neste caso, concluiu-se que os resultados das simulações da fase de arrefecimento da têmpera contemplando a convecção e a radiação diferem em média 1,2% em relação aos resultados das simulações apenas considerando a convecção. Foi também possível observar que à medida que se aumenta a pressão de arrefecimento este erro diminui, porque o arrefecimento superficial é maior, e para o mesmo intervalo de tempo as trocas radiativas são menores.

De um modo geral, para cada ensaio, a maioria das curvas obtidas numericamente (quatro em seis) traduzem as curvas reais com um erro absoluto médio de 17 °C. Atendendo à incerteza máxima no valor de T_F , 9°C, pode-se afirmar que as propriedades estimadas do aço H11 a temperaturas acima dos 700°C utilizadas não devem estar muito longe dos valores reais.

Dada a incerteza inerente ao coeficiente de convecção, uma simulação da fase de arrefecimento de um tratamento de têmpera realizada com base neste dado experimental nunca vai poder ser muito rigorosa. Por exemplo, presente trabalho encontraram-se desvios máximos entre a curva de temperatura simulada e a experimental de aproximadamente 100 °C.

6.1 Perspetivas de trabalhos futuros

Numa consulta das fotografias tiradas durante a realização dos ensaios, foi possível concluir que a peça não foi colocada sempre com a mesma face virada para a porta, tal facto afeta principalmente as leituras no furo superior, visto que este é desfasado do centro da face. Como tal, de forma a manter-se a consistência, sugere-se que em ensaios futuros se tenha a atenção de colocar as faces sempre na mesma orientação ao longo dos ensaios.

Seria importante procurar manter o posicionamento da peça em análise, dentro do forno, constante ao longo dos ensaios realizados, evitando assim o erro aleatório do posicionamento que pode também ser o responsável por um maior erro aleatório do coeficiente de convecção.

Sugere-se também que os termopares sejam marcados e colocados sempre nas mesmas faces, com o objetivo de conseguir facilmente rastrear algum erro recorrente de medição. De modo a diminuir ao mínimo o erro proveniente dos termopares, seria boa prática garantir que os termopares se encontram em perfeitas condições previamente à realização dos ensaios, isto é, calibrados com o equipamento adequado ou novos, o que for mais rentável para a empresa.

Uma sugestão adicional é arranjar uma solução que permita manter os termopares inseridos nos furos, de modo a não desperdiçar dados experimentais, e diminuir também o erro inerente à resistência de contacto. Atualmente, existe a solução do uso da massa térmica, no entanto, durante o aquecimento endurece e dificulta a remoção do termopar no fim do ensaio, o que implica que todos os furos tenham de ser limpos após cada utilização, aumentando o tempo de mão de obra e o custo.

Seria interessante fazer mais ensaios de determinação do coeficiente de convecção a 700°C, para não haver alterações das propriedades, ensaios de reprodutibilidade, e obter o erro aleatório do mesmo. Fazer cerca de 5 ou 6 ensaios para cada pressão para se obter dados suficientes para executar um estudo estatístico do erro aleatório da medição.

Simular o escoamento em torno da peça através de simulação CFD (*Computational Fluid Dynamics*) e calcular o respetivo coeficiente de convecção, porque utilizar coeficientes de convecção experimentais, pelos resultados obtidos, não será o cenário ideal para a simulação da têmpera. Para simular a fase de arrefecimento da têmpera, dada a incerteza aleatória do coeficiente de convecção experimental, seria conveniente explorar a possibilidade de simular todo o escoamento dentro do forno de forma a implicitamente se obter o coeficiente de convecção inerente a esse escoamento. Simular cada peça, forno e respetivos componentes utilizando a ferramenta CFD pode, pois, ser a abordagem mais adequada.

Referências

Çengel, Y. (2003). *Heat transfer, A Practical Approach*. 2ª ed. Boston: McGraw-Hill.

Ferziger, J. e Peric, M. (1996). *Computational methods for fluid dynamics*. 3rd ed. Berlin: Springer-Verlag.

Franssen, J. e Vila Real, P. (2015). *Fire design of steel structures*. 2ª ed. [Brussels]: ECCS - European Convention for Constructional Steelwork.

Bergman, T. e Incropera, F. (2011). *Fundamentals of heat and mass transfer*. 7ª ed. Hoboken, NJ: John Wiley.

Kanthal.com. (2019). *Kanthal®*. [online] Disponível em: <https://www.kanthal.com> [Acedido em 15 de Julho de 2019].

Lino, J. (2016). *Tratamentos térmicos dos aços*. Apontamentos da unidade curricular de Materiais Metálicos. Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.

Maia, P. (2013). *Estudo da fase de aquecimento em tratamentos térmicos de peças em aço de grandes dimensões*. Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica. Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.

Morris, A. e Langari, R. (2016). *Measurement and Instrumentation*. 2ª ed.

Oliveira, M. (2011). *Tratamento térmico de matrizes em aço, estudo do seu aquecimento por convecção/radiação*. Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica. Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.

Özişik, M. (1985). *Heat transfer - A basic approach*. New York: McGraw-Hill.

Ramada.pt. (2019). *Ramada Aços*. [online] Disponível em: <https://www.ramada.pt> [Acedido em 28 de Março. De 2019].

Soares, P. (2009). *Aços - caraterísticas, tratamentos*. 6ª ed. Porto: Publindústria.

Sobetchi, D. (2018). *Estudo de coeficientes de convecção na fase de arrefecimento numa têmpera em vácuo*. Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica. Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.

Tariq, A. e Asif, M. (2015). Experimental investigation of thermal contact conductance for nominally flat metallic contact. *Heat and Mass Transfer*, 52(2), pp.291-307.

Yovanovich, M. (2005). [online] Mhtlab.uwaterloo.ca. Disponível em: http://mhtlab.uwaterloo.ca/courses_old/ece309/notes/conduction/cont.pdf [Acedido em 25 Abril 2019].

Thermocoupleinfo.com. (2019). *Thermocouple accuracies - Thermocouple Accuracy Comparison Chart*. [online] Disponível em: <https://www.thermocoupleinfo.com/index.htm> [Acedido 29 Junho de 2019].

Anexo A Resistência térmica de contacto

O presente anexo serve para complementar o estudo realizado no capítulo 3.

As superfícies de engenharia reais são sistemas relativamente complexos de serem descritos. Como exemplo, têm-se as superfícies “planas” que aparentam ser planas e lisas a nível macroscópico, no entanto, contêm irregularidades ou asperezas que constituem a sua rugosidade, isto é, são microscopicamente rugosas. Consequentemente, quando duas superfícies são mantidas em contacto, apenas possuem alguns pontos de contacto, separados por intervalos na sua interface, tal facto pode ser mais perceptível consultando a Figura A.1. A área de contacto real, é uma fração muito pequena da área de contacto nominal, cerca de 1% a 2% para contactos metálicos (Tariq e Asif, 2015).

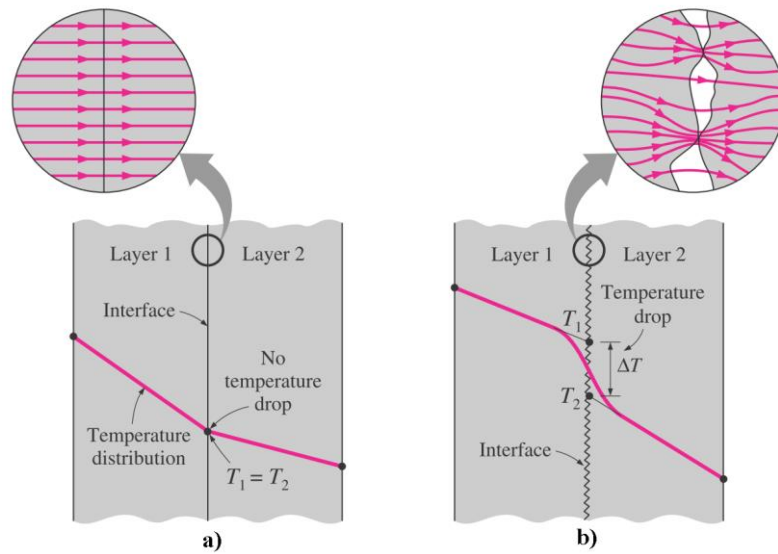


Figura A.1 - a) Contacto térmico ideal (perfeito). b) Contacto térmico real (imperfeito), Çengel (2004).

O “contacto perfeito” entre dois materiais, embora apenas uma idealização, implicaria contacto perfeito entre cada ponto das duas superfícies e, neste caso, não haveria redução de temperatura na interface, isto é, a resistência de contacto térmica seria nula e consequentemente a condutância térmica de contacto tenderia para infinito ($h_c \rightarrow \infty$).

Posto isto, a resistência térmica de contacto, R_c , é o inverso da condutância térmica de contacto, h_c .

$$h_c = \frac{\dot{Q}/A}{\Delta T_{interface}} \left[\frac{W}{m^2 \cdot K} \right] \quad (A.1)$$

$$R_c = \frac{1}{h_c} = \frac{\Delta T_{interface}}{\dot{Q}/A} \left[\frac{m^2 \cdot K}{W} \right] \quad (A.2)$$

A gama de valores da resistência térmica de contacto e da condutância térmica de contacto determinados experimentalmente, entre peças metálicas, encontra-se na Tabela A.1, porém, podem haver valores fora das gamas apresentadas, visto que são apenas valores mais comuns.

Tabela A.1 - Valores típicos da resistência térmica de contacto e da condutância térmica de contacto, segundo Çengel (2004)

	Valor mínimo	Valor máximo
$R_c \left[\frac{\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C}}{\text{W}} \right]$	5×10^{-6}	5×10^{-4}
$h_c \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C}} \right]$	2000	200000

Quando se analisa a transferência de calor entre duas superfícies distintas em contacto, a primeira questão que se levanta é se a resistência térmica de contato é significativa ou não relativamente às outras formas de transferência de calor.

De acordo com Çengel (2004), pode-se generalizar que a resistência térmica de contacto é significativa e pode, até mesmo, ser dominante na transferência de calor para bons condutores térmicos, como metais, no entanto pode ser desprezada para maus condutores térmicos, como, por exemplo, isolamentos. Tal facto é esperado, visto que a maioria dos materiais isolantes, contêm espaços com ar, sendo daí proveniente o efeito de isolamento térmico.

No entanto, a generalização acima apresentada apenas serve de abordagem inicial e cada caso deve ser tratado individualmente e de acordo com os seus requisitos e limitações.

De reforçar que no presente caso, a resistência de contacto, para além de ser considerada significativa visto ser entre duas superfícies metálicas, é, também, de extrema importância devido ao facto da junta quente do termopar, onde é lida a temperatura, fica situada na ponta do termopar onde há o contacto.

A condutância térmica de contacto é um parâmetro geométrico e termofísico complexo que depende de vários fatores, descritos abaixo por Yovanovich (2005):

- Microtopografia da superfície;
- Macrotopografia da superfície como retitude e anisotropia (as propriedades dependem da direção);
- Dureza superficial;
- Condutividades térmicas dos materiais;
- Limpeza da superfície, revestimentos e óxidos;
- Natureza da substância que preenche os espaços intersticiais (gás, líquido, lubrificante, sólido);
- Pressão do gás nos espaços intersticiais;
- Pressão de contacto;
- Diferenças de temperatura na interface;

Em suma, os valores mais baixos de condutância de contacto correspondem a qualquer combinação de baixa pressão de contacto, superfícies rugosas e não planas, dureza elevada e baixa condutividade dos sólidos em contacto e baixa condutividade da substância a preencher os espaços entre os sólidos em contacto. Por outro lado, os valores mais elevados de

condutância de contacto correspondem a qualquer combinação de alta pressão de contacto, superfícies lisas e planas, dureza baixa e elevada condutividade dos sólidos em contacto e elevada condutividade da substância a preencher os espaços entre os sólidos contactantes (Yovanovich, 2005).

Na prática, a junta quente do termopar é semi esférica, a parte do termopar imersa no furo não é perfeitamente cilíndrica visto que já foi sujeita a várias deformações plásticas e o fundo do furo é cónico devido à geometria da broca, que realizou o furo, como se pode observar na Figura A.2, no entanto, para efeitos de simulação, assume-se que a junta quente do termopar é cilíndrica (secção circular na ponta), que a parte imersa do termopar é perfeitamente cilíndrica e concêntrica com o furo do cubo e que o furo é cilíndrico (secção circular no fundo), como se pode constatar na Figura A.3.

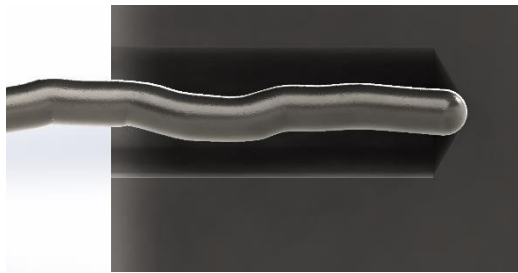


Figura A.2 - Situação aproximada à situação real de contacto entre os termopares e os respectivos furos do bloco.



Figura A.3 - Situação ideal e simulada de contacto entre os termopares e os furos utilizados para as medições de temperatura.

Como se pode observar pela Figura A.2 e Figura A.3, na situação real a transferência de calor pelo topo do termopar será inferior à ideal, devido à área de contacto. Por outro lado, a transferência de calor entre a parede do furo e a superfície do termopar será superior no caso real, devido à área superficial superior, derivada das deformações e curvaturas do termopar. Deste modo, haverá alguma compensação inerente ao uso da situação representada na Figura A.3, relativamente à situação real, levando à conclusão que a utilização da representação ideal será adequada à simulação.

Como já foi mencionado anteriormente, a resistência de contacto é dependente da temperatura e da pressão de contacto, Özişik (2018) disponibiliza valores da condutância de contacto em função da rugosidade superficial, temperatura na interface entre as superfícies em contacto e pressão de contacto, para um contacto entre peças em aço inoxidável, como se pode observar na Figura A.4.

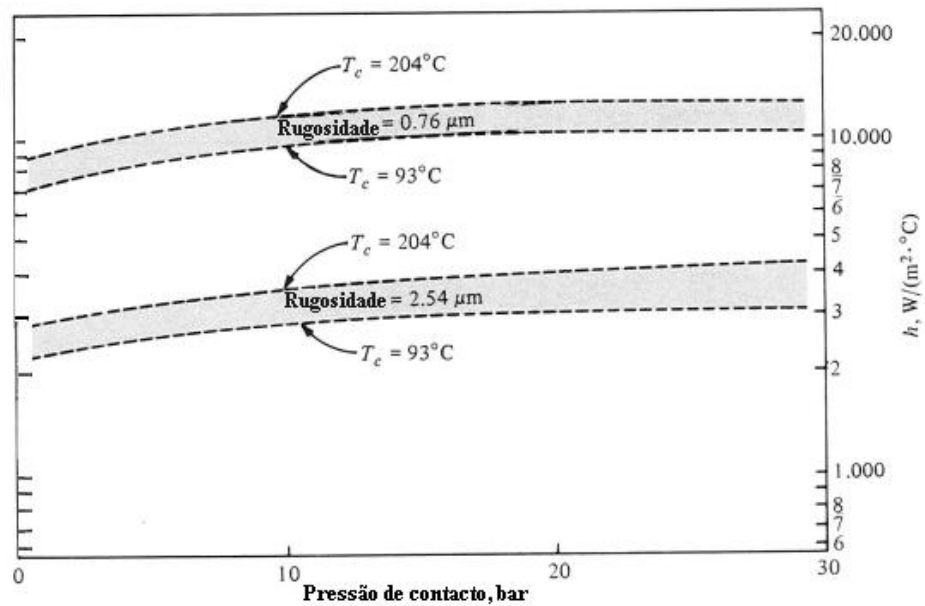


Figura A.4 - Efeitos da pressão de contacto, temperatura de contacto e rugosidade na condutância térmica de contacto, entre superfícies de aço inoxidável com ar como fluido intersticial. (Adaptado de Özişik (2018))

Relativamente à pressão de contacto, visto que o termopar apenas está encostado ou apoiado no fundo do furo do bloco, a pressão de contacto vai ser pequena, logo o valor adotado para as simulações de todos os ensaios foi 1 bar.

Relativamente à rugosidade, optou-se por escolher a rugosidade que influencie mais negativamente a temperatura lida pelo termopar, isto é, a menor condutância de contacto, pois quanto menor for, maior vai ser a diferença do valor lido pelo termopar e o que se pretende medir, logo maior será o erro.

Dado que o valor da pressão de contacto e da rugosidade superficial são contatantes, visto que os materiais em contacto são sempre os mesmos, pretende-se obter uma equação que relacione a diferença de temperatura na interface de contacto com a condutância térmica de contacto.

Através da leitura do gráfico representado na Figura A.4, obteve-se o valor da condutância térmica de contacto para a pressão de contacto de 1 bar para $93^\circ C$ e $204^\circ C$, que pode ser consultado na Tabela A.2.

Tabela A.2 - Valores obtidos para a condutância térmica de contacto retirados da Figura A.4

	Pressão de contacto [bar]	1
	Rugosidade superficial [μm]	2,54
Temperatura na interface de contacto [$^\circ C$] / [K]	Condutância térmica de contacto [$W/(m^2 K)$]	
93 / 366,15	2200	
204 / 477,15	2700	

A partir dos valores obtidos na tabela anterior e assumindo que a variação de condutância de contacto varia linearmente com a temperatura, obteve-se o declive da expressão que se pretende determinar através da equação (A.3).

$$\text{declive} = \frac{2700 - 2200}{477,15 - 366,15} = 4,5045 \quad (\text{A.3})$$

Resta determinar outro ponto da reta para que esteja completamente definida, e como tal, consultando Özişik (2018), obteve-se a Tabela A.3, que representa as gamas de condutância térmica de contacto em função de pressão de contacto e da rugosidade superficial e da temperatura de contacto para um contacto metálico, nomeadamente aço inoxidável 304.

Tabela A.3 - Condutância térmica de contacto em função da temperatura de contacto, rugosidade de contacto, pressão de contacto e interface, em vácuo (Özişik, 2018)

Tipo de interface	Temperatura de contacto [°C]	Rugosidade de contacto [µm]	Pressão de contacto [bar]	Condutância térmica de contacto, h_c [W/m²K]
304 aço inoxidável	25	1,1 x 1,3	0,7 a 75	200 a 2100

Finalmente, o último ponto que falta para definir a equação pode ser obtido a partir da Tabela A.3, e esse ponto será a condutância térmica de contacto para a pressão mais próxima da atmosfera, obtém-se então o resultado presente na Tabela A.4.

Tabela A.4 - Condutância térmica de contacto considerada em função da pressão de contacto e da temperatura de contacto, em vácuo

Temperatura de contacto [°C] / [K]	Pressão de contacto [bar]	Condutância térmica de contacto, h_c $\left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}}\right]$	Ponto obtido $\left[\text{K}; \frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}}\right]$
25 / 293,15	0,7	200	[293,15 ; 200]

Juntando o declive da reta obtido a partir da equação (A.3), com o ponto apresentado na Tabela A.4, obtém-se a expressão final que permite estimar a condutância térmica de contacto em função da temperatura de contacto, que pode ser consultada na equação (A.4).

$$h_c = 4,5045T_c - 1143 \quad (\text{A.4})$$

Relembrando que a temperatura T_c deve ser utilizada em graus Kelvin e que por falta de informação foi considerado que a condutância térmica de contacto varia linearmente com a temperatura de contacto.

Anexo B Algoritmo EES

Neste anexo encontra-se a listagem do algoritmo utilizado na simulação do termopar no capítulo 3.

```

"-----Notas/Considerações-----"
"Não há variação volumétrica do termopar nem do furo, isto é, o raio, a área e o volume são constantes para qualquer temperatura"
"-----"

"Número de secções em que está dividido o termopar - N_sec"

"Temperatura inicial"
T_i_C = 700 [C]
T_in = converttemp('C' ; 'K' ; T_i_C)

"Temperatura final"
T_f_C = 20 [C]
T_final = converttemp('C' ; 'K' ; T_f_C)
T_amb = T_final

"Coeficientes de convecção em torno do bloco e do termopar"
h_bloco = 275,5 [W/m^2*K]
h_termopar = 412,5 [W/m^2*K]

"Pressão absoluta - pressão dentro do forno - P"
P = (900 + 101,325) [KPa]

"Exemplo para 16 secções"
"!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!! 16 Secções !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!"
"Temperaturas furo - T_F[i] - 16 secções"
N_sec = 16
Duplicate i = 1 ; N_sec+1
T_F[i] = interpolate3('N=16';T_[i];'tempo';tempo=tempo)
End
t_simul = 10000 [s]
T_dif = T_F[N_sec+1] - T_T[N_sec]
$INtegraltable tempo:5 N_sec h_bloco h_termopar T_F[17] T_T[16] T_dif

"Condutância de contacto a variar com a temperatura"
h_cont = 4,5045 [W/m^2-K^2] * (T_F[N_sec+1] + T_T[N_sec])/2 - h_cont_o
h_cont_o = 1143 [W/m^2-K]

"-----Balanços-----"
"-----Secção da ponta exterior-----"

"Balanço"
Q_entra_T[1] - Q_sai_T[1] = m_T[1] * cp_T[1] * dTdt_T[1]
Q_entra_T[1] = Q_cond_T[2]_T[1] + Q_cond_F[1]_T[1] + Q_rad_exterior
Q_sai_T[1] = Q_alheta

"Condução axial de 2 para 1"
Q_cond_T[2]_T[1] = (T_T[2] - T_T[1]) / R_cond_T[2]_T[1]
R_cond_T[2]_T[1] = (L_T[2] / (k_T[2] * A_sec_termopar))

"Condução radial que entra de F[1] para T[1]"
Q_cond_F[1]_T[1] = (T_F[1] - T_T[1]) / (R_cond_F[1]_T[1])
R_cond_F[1]_T[1] = ln(r_F[1] / r_T[1]) / (2 * pi# * k_azoto[1] * L_T[1])

"Radiação que entra em T[1] menos a que sai para o exterior"
Q_rad_exterior = (Q_rad_F[1+1]_T[1]) + (Q_rad_F[1]_T[1]) - (Q_rad_T_1_Tamb)

"Q_rad_F[1+1]_T[1]"
Q_rad_F[1+1]_T[1] = sigma# * (T_F[1+1]^4 - T_T[1]^4) / R_rad_F[1+1]_T[1]
R_rad_F[1+1]_T[1] = (1-epsilon_F[1+1])/(A_sup_F[1+1] * epsilon_F[1+1]) + (1/(A_sup_F[1+1] * F_F[1+1]_T[1])) + ((1 - epsilon_T[1])/(A_sup_T[1] * epsilon_T[1]))
F_T[1]_F[1+1] = f3d_23(L_T[1] ; (1*10^(-20)) [m] ; L_F[1+1] ; r_T[1] ; r_F[1+1])
A_sup_F[1+1] * F_F[1+1]_T[1] = A_sup_T[1] * F_T[1]_F[1+1]

"Q_rad_F[1]_T[1]"
Q_rad_F[1]_T[1] = sigma# * (T_F[1]^4 - T_T[1]^4) / R_rad_F[1]_T[1]
R_rad_F[1]_T[1] = (1 - epsilon_F[1])/(A_sup_F[1] * epsilon_F[1]) + (1/(A_sup_F[1] * F_F[1]_T[1])) + ((1 - epsilon_T[1])/(A_sup_T[1] * epsilon_T[1]))

```

```

F_T[1]_F[1] = f3d_4(r_T[1] ; r_F[1] ; L_F[1])
F_F[1]_T[1] * A_sup_F[1] = F_T[1]_F[1] * A_sup_T[1]

"Q_rad_T_1_Tamb"
Q_rad_T_1_Tamb = sigma# * (T_T[1]^4 - T_final^4) / R_rad_T_1_Tamb
R_rad_T_1_Tamb = (1 - epsilon_T[1]) / (A_sup_T[1] * epsilon_T[1]) + (1 / (A_sup_T[1] * F_T_1_Tamb))
F_T_1_Tamb = (1 - F_T[1]_F[1]) / 2

"Alheta - Calor que sai de T[1]"
Q_alheta = M_alh * tanh(m*L_termopar_ext) "Topo isolado"
L_termopar_ext = 1,5 [m]
M_alh = sqrt(h_termopar * P_termopar * k_termopar_ext * A_sec_termopar_ext) * (T_T[1] - T_final)
m = sqrt((h_termopar * P_termopar) / (k_termopar_ext * A_sec_termopar_ext))

"Integração"
T_T[1] = (integral(dTdt_T[1] ; tempo ; 0 ; t_simul) + T_in)

"-----"
"-----Secções intermédias-----"
Duplicate i = 2 ; (N_sec-1)

"Balço"
Q_entra_T[i] - Q_sai_T[i] = m_T[i] * cp_T[i] * dTdt_T[i]
Q_entra_T[i] = Q_condaxialentra[i] + Q_cond_F[i]_T[i] + Q_rad_intermedia[i]
Q_sai_T[i] = Q_condaxialsai[i]

"Condução axial"
Q_cond_T[i+1]_T[i] = (T_T[i+1] - T_T[i]) / R_cond_T[i+1]_T[i]
R_cond_T[i+1]_T[i] = L_T[i+1] / (k_T[i+1] * A_sec_termopar)
Q_condaxialentra[i] = Q_cond_T[i+1]_T[i]
Q_condaxialsai[i] = Q_cond_T[i]_T[i-1]

"Condução que entra da secção do furo F[i] para a secção do termopar T[i] - Q_cond_F[i]_T[i]"
Q_cond_F[i]_T[i] = (T_F[i] - T_T[i]) / (R_cond_F[i]_T[i])
R_cond_F[i]_T[i] = ln(r_F[i] / r_T[i]) / (2 * pi# * k_azoto[i] * L_T[i])

"Radiação que entra em T[i] - Q_rad_F_T - Radiação proveniente do furo para o termopar"
Q_rad_intermedia[i] = Q_rad_F[i+1]_T[i] + Q_rad_F[i]_T[i] + Q_rad_F[i-1]_T[i]

"Q_rad_F[i+1]_T[i]"
Q_rad_F[i+1]_T[i] = sigma# * (T_F[i+1]^4 - T_T[i]^4) / R_rad_F[i+1]_T[i]
R_rad_F[i+1]_T[i] = (1 - epsilon_F[i+1]) / (A_sup_F[i+1] * epsilon_F[i+1]) + (1 / (A_sup_F[i+1] * F_F[i+1]_T[i])) + ((1 - epsilon_T[i]) / (A_sup_T[i] * epsilon_T[i]))
F_T[i]_F[i+1] = f3d_23(L_T[i] ; (1*10^(-20)) [m] ; L_F[i+1] ; r_T[i] ; r_F[i+1])
A_sup_F[i+1] * F_F[i+1]_T[i] = A_sup_T[i] * F_T[i]_F[i+1]

"Q_rad_F[i]_T[i]"
Q_rad_F[i]_T[i] = sigma# * (T_F[i]^4 - T_T[i]^4) / R_rad_F[i]_T[i]
R_rad_F[i]_T[i] = (1 - epsilon_F[i]) / (A_sup_F[i] * epsilon_F[i]) + (1 / (A_sup_F[i] * F_F[i]_T[i])) + ((1 - epsilon_T[i]) / (A_sup_T[i] * epsilon_T[i]))
F_T[i]_F[i] = f3d_4(r_T[i] ; r_F[i] ; L_F[i])
F_F[i]_T[i] * A_sup_F[i] = F_T[i]_F[i] * A_sup_T[i]

"Q_rad_F[i-1]_T[i]"
Q_rad_F[i-1]_T[i] = sigma# * (T_F[i-1]^4 - T_T[i]^4) / R_rad_F[i-1]_T[i]
R_rad_F[i-1]_T[i] = (1 - epsilon_F[i-1]) / (A_sup_F[i-1] * epsilon_F[i-1]) + (1 / (A_sup_F[i-1] * F_F[i-1]_T[i])) + ((1 - epsilon_T[i]) / (A_sup_T[i] * epsilon_T[i]))
F_T[i]_F[i-1] = f3d_23(L_T[i] ; (1*10^(-20)) [m] ; L_F[i-1] ; r_T[i] ; r_F[i-1])
A_sup_F[i-1] * F_F[i-1]_T[i] = A_sup_T[i] * F_T[i]_F[i-1]

"Integração"
T_T[i] = (integral(dTdt_T[i] ; tempo ; 0 ; t_simul) + T_in)
End
"-----"
"-----Secção da ponta interior-----"

"Balço"
Q_entra_T[N_sec] - Q_sai_T[N_sec] = m_T[N_sec] * cp_T[N_sec] * dTdt_T[N_sec]

```

$Q_{entra_T[N_sec]} = Q_{cont_F[N_sec+1]_T[N_sec]} + Q_{cond_F[N_sec]_T[N_sec]} + Q_{rad_interior}$
 $Q_{sai_T[N_sec]} = Q_{cond_T[N_sec]_T[N_sec-1]}$

"Calor de contacto que entra de $F[N_sec+1]$ para $T[N_sec]$ "

$Q_{cont_F[N_sec+1]_T[N_sec]} = (T_{F[N_sec+1]} - T_{T[N_sec]}) / R_{cont_F[N_sec+1]_T[N_sec]}$
 $R_{cont_F[N_sec+1]_T[N_sec]} = 1 / (h_{cont} * A_{sec_termopar})$

"Condução que entra de $F[N_sec]$ para $T[N_sec]$ "

$Q_{cond_F[N_sec]_T[N_sec]} = (T_{F[N_sec]} - T_{T[N_sec]}) / (R_{cond_F[N_sec]_T[N_sec]})$
 $R_{cond_F[N_sec]_T[N_sec]} = \ln(r_{F[N_sec]} / r_{T[N_sec]}) / (2 * \pi * k_{azoto[N_sec]} * L_{T[N_sec]})$

"Radiação que entra em $T[N_sec]$ "

$Q_{rad_interior} = Q_{rad_F[N_sec+1]_T[N_sec]} + Q_{rad_F[N_sec]_T[N_sec]} + Q_{rad_F[N_sec-1]_T[N_sec]}$

" $Q_{rad_F[N_sec+1]_T[N_sec]}$ " " $F[N_sec+1]$ $T[N_sec]$ "

$Q_{rad_F[N_sec+1]_T[N_sec]} = \sigma * (T_{F[N_sec+1]}^4 - T_{T[N_sec]}^4) / R_{rad_F[N_sec+1]_T[N_sec]}$
 $R_{rad_F[N_sec+1]_T[N_sec]} = (1 - \epsilon_{F[N_sec+1]}) / (A_{sup_F[N_sec+1]} * \epsilon_{F[N_sec+1]}) + (1 / (A_{sup_F[N_sec+1]} * F_{F[N_sec+1]_T[N_sec]})) + ((1 - \epsilon_{T[N_sec]}) / (A_{sup_T[N_sec]} * \epsilon_{T[N_sec]}))$
 $F_{T[N_sec]_F[N_sec+1]} = f3d_6(r_{T[N_sec]}; r_{F[N_sec+1]}; L_{T[N_sec]})$
 $A_{sup_F[N_sec+1]} * F_{F[N_sec+1]_T[N_sec]} = A_{sup_T[N_sec]} * F_{T[N_sec]_F[N_sec+1]}$

" $Q_{rad_F[N_sec]_T[N_sec]}$ " " $F[N_sec]$ $T[N_sec]$ "

$Q_{rad_F[N_sec]_T[N_sec]} = \sigma * (T_{F[N_sec]}^4 - T_{T[N_sec]}^4) / R_{rad_F[N_sec]_T[N_sec]}$
 $R_{rad_F[N_sec]_T[N_sec]} = (1 - \epsilon_{F[N_sec]}) / (A_{sup_F[N_sec]} * \epsilon_{F[N_sec]}) + (1 / (A_{sup_F[N_sec]} * F_{F[N_sec]_T[N_sec]})) + ((1 - \epsilon_{T[N_sec]}) / (A_{sup_T[N_sec]} * \epsilon_{T[N_sec]}))$
 $F_{T[N_sec]_F[N_sec]} = f3d_4(r_{T[N_sec]}; r_{F[N_sec]}; L_{F[N_sec]})$
 $F_{F[N_sec]_T[N_sec]} * A_{sup_F[N_sec]} = F_{T[N_sec]_F[N_sec]} * A_{sup_T[N_sec]}$

" $Q_{rad_F[N_sec-1]_T[N_sec]}$ "

$Q_{rad_F[N_sec-1]_T[N_sec]} = \sigma * (T_{F[N_sec-1]}^4 - T_{T[N_sec]}^4) / R_{rad_F[N_sec-1]_T[N_sec]}$
 $R_{rad_F[N_sec-1]_T[N_sec]} = (1 - \epsilon_{F[N_sec-1]}) / (A_{sup_F[N_sec-1]} * \epsilon_{F[N_sec-1]}) + (1 / (A_{sup_F[N_sec-1]} * F_{F[N_sec-1]_T[N_sec]})) + ((1 - \epsilon_{T[N_sec]}) / (A_{sup_T[N_sec]} * \epsilon_{T[N_sec]}))$
 $F_{T[N_sec]_F[N_sec-1]} = f3d_23(L_{T[N_sec]}; (1 * 10^{(-20)}) [m]; L_{F[N_sec-1]}; r_{T[N_sec]}; r_{F[N_sec-1]})$
 $F_{T[N_sec]_F[N_sec-1]} * A_{sup_T[N_sec]} = F_{F[N_sec-1]_T[N_sec]} * A_{sup_F[N_sec-1]}$

"Integração"

$T_{T[N_sec]} = (\text{integral}(dTdt_T[N_sec]; \text{tempo}; 0; t_{simul}) + T_{in})$

"-----Propriedades-----"

"Área de secção do termopar - $A_{sec_termopar}$ "

$A_{sec_termopar} = \pi * r_{termopar}^2$
 $A_{sec_inox} = \pi * (r_{inox}^2 - r_{isol}^2)$
 $A_{sec_isol} = \pi * r_{isol}^2$

"Área de secção inox - $A_{sec_inox_T[i]}$ "

Duplicate $i = 1; N_{sec}$
 $A_{sec_inox_T[i]} = A_{sec_inox}$
End

"Área de secção isolamento - $A_{sec_isol_T[i]}$ "

Duplicate $i = 1; N_{sec}$
 $A_{sec_isol_T[i]} = A_{sec_isol}$
End

$A_{sec_termopar_ext} = A_{sec_termopar}$
 $A_{sec_inox_ext} = A_{sec_termopar}$
 $A_{sec_isol_ext} = A_{sec_termopar}$

"Área superficial"

"Furo - $A_{sup_F[i]}$ "
Duplicate $i = 1; N_{sec}$
 $A_{sup_F[i]} = \pi * 2 * r_{F[i]} * L_{F[i]}$
End

"Coroa circular furo"

$A_{sup_F[N_sec+1]} = \pi * (r_{F[N_sec+1]}^2 - r_{T[N_sec]}^2)$

```

"Termopar - A_sup_T[i]"
Duplicate i = 1 ; N_sec
A_sup_T[i] = 2 * pi# * r_T[i] * L_T[i]
End

"Calor específico termopar - cp_T[i]"
Duplicate i = 1 ; N_sec
cp_T[i] = (cp_inox_T[i] * m_inox_T[i] + cp_isol_T[i] * m_isol_T[i]) / m_T[i]
End

"Inox - cp_inox_T[i]"
Duplicate i = 1 ; N_sec
cp_inox_T[i] = cp(Stainless_AISI304; T=T_T[i])
End

"Isolamento cp_isol_T[i]"
Duplicate i = 1 ; N_sec
cp_isol_T[i] = interpolate3('Lookup4'; 'cp_isol'; 'T'; T=T_T[i])
End

"Comprimento"
L_termopar = 0,0202 [m]
L_furo = L_termopar
L_imerso = L_termopar
{L_imerso = 0,202 [m]}

"Termopar - L_T[i]"
Duplicate i = 1 ; N_sec
L_T[i] = L_termopar / N_sec
End

"Furo - L_F[i]"
Duplicate i = 1 ; N_sec
L_F[i] = L_termopar / N_sec
End

"Condutibilidade térmica"
"Termopar - k_T[i]"
Duplicate i = 1 ; N_sec
k_T[i] = (k_inox_T[i] * A_sec_inox_T[i] + k_isol_T[i] * A_sec_isol_T[i]) / A_sec_termopar
End

"Inox - k_inox_T[i]"
Duplicate i = 1 ; N_sec
k_inox_T[i] = conductivity(Stainless_AISI304; T=T_T[i])
End

"Isolamento - k_isol_T[i]"
Duplicate i = 1 ; N_sec
k_isol_T[i] = interpolate3('Lookup2'; 'k_isol'; 'T'; T=T_T[i])
End

"Azoto - k_azoto[i]"
Duplicate i = 1 ; N_sec
k_azoto[i] = conductivity(Nitrogen; T = (T_T[i]+T_F[i]) / 2 ; P = P)
End

"Exterior termopar"
k_termopar_ext = (k_inox_ext * A_sec_inox_ext + k_isol_ext * A_sec_isol_ext) / A_sec_termopar
k_inox_ext = conductivity(Stainless_AISI304; T=T_final)
k_isol_ext = interpolate3('Lookup2'; 'k_isol'; 'T'; T=T_final)

"Epsilon"
"Furo - epsilon_F[i]"
Duplicate i = 1 ; N_sec+1
epsilon_F[i] = interpolate3('Lookup5'; 'epsilon_furo'; 'T_bloco'; T_bloco=T_F[i])
End

```

```

"Termopar - epsilon_T[i]"
Duplicate i = 1 ; N_sec
epsilon_T[i] = emissivity_tothem('AISI_304_Polished' ; T_T[i])
End

"Massa termopar - m_T[i]"
Duplicate i = 1 ; N_sec
m_T[i] = m_inox_T[i] + m_isol_T[i]
m_inox_T[i] = rho_inox_T[i] * Vol_inox_T[i]
m_isol_T[i] = rho_isol_T[i] * Vol_isol_T[i]
End

"Massa volúmica termopar - rho_T[i]"
"Isolamento - rho_isol_T[i]"
Duplicate i = 1 ; N_sec
rho_isol_T[i] = interpolate3('Lookup3';rho';T';T=T_T[i])
End

"Inox - rho_inox_T[i]"
Duplicate i = 1 ; N_sec
rho_inox_T[i] = density(Stainless_AISI304; T = T_T[i])
End

"Perímetro"
P_termopar = 2 * pi# * r_termopar
P_furo = 2 * pi# * r_furo

"Raio"
r_furo = (0,0038 / 2) [m] "Lateral"
{r_furo = 0,0045 / 2 [m]} "Núcleo"
r_termopar = (0,0015 / 2) [m]
r_inox = r_termopar
r_isol = (0,0013/2) [m]

"Furo - r_F[i]"
Duplicate i = 1 ; N_sec + 1
r_F[i] = r_furo
End

"Termopar - r_T[i]"
Duplicate i = 1 ; N_sec
r_T[i] = r_termopar
End

"Volume termopar - Vol_T[i]"
"Inox - Vol_inox_T[i]"
Duplicate i = 1 ; N_sec
Vol_inox_T[i] = A_sec_inox_T[i] * L_T[i]
End

"Isolamento - Vol_isol_T[i]"
Duplicate i = 1 ; N_sec
Vol_isol_T[i] = A_sec_isol_T[i] * L_T[i]
End

```


Anexo C Curvas de temperatura versus tempo para os coeficientes de convecção locais e respetivos erros

Este anexo surge no seguimento da secção 4.2, e de seguida serão apresentadas as curvas de temperatura versus tempo, para os ensaios de 6 e 9 bar, para cada uma das faces analisadas, para os coeficientes de convecção obtidos assim como os erros médios para cada local da peça em análise.

Da Figura C.1 à Figura C.6 e da Figura C.7 à Figura C.11 estão representadas as curvas de temperatura versus tempo que comparam o comportamento da curva simulada com a curva da experimental corrigida para a pressão de arrefecimento de 6 bar e de 9 bar, respetivamente.

Finalmente, na Tabela C.1 estão representados os erros médios obtidos pelas equações (4.1), (4.2) e (4.3) para as pressões de 6 e 9 bar.

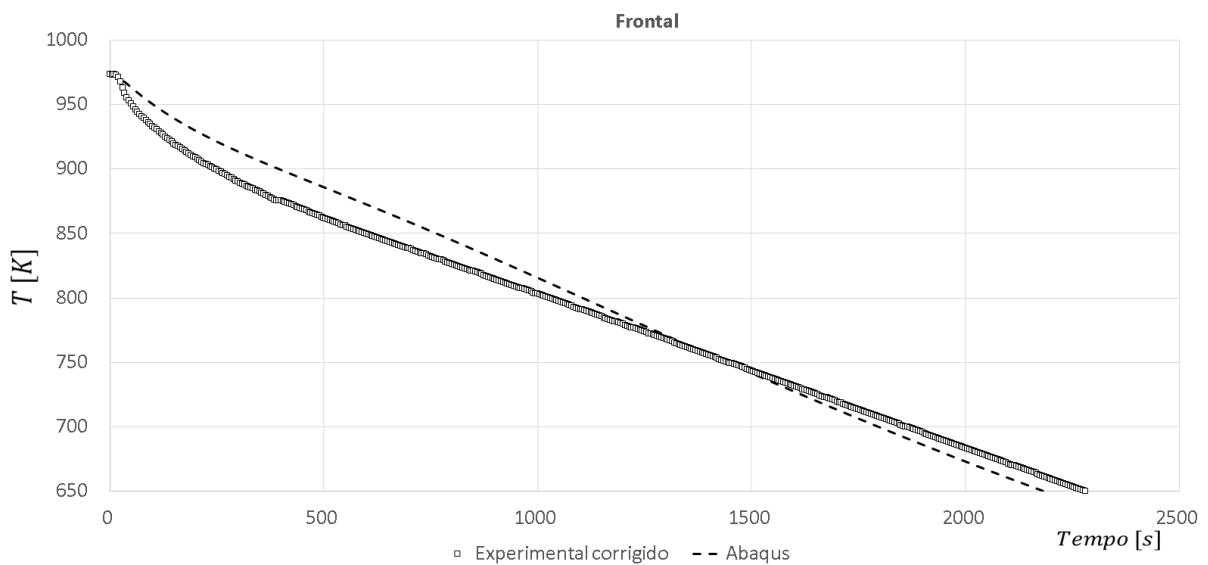


Figura C.1 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva simulada (Abacus) para o ensaio de 6 bar, para a face frontal.

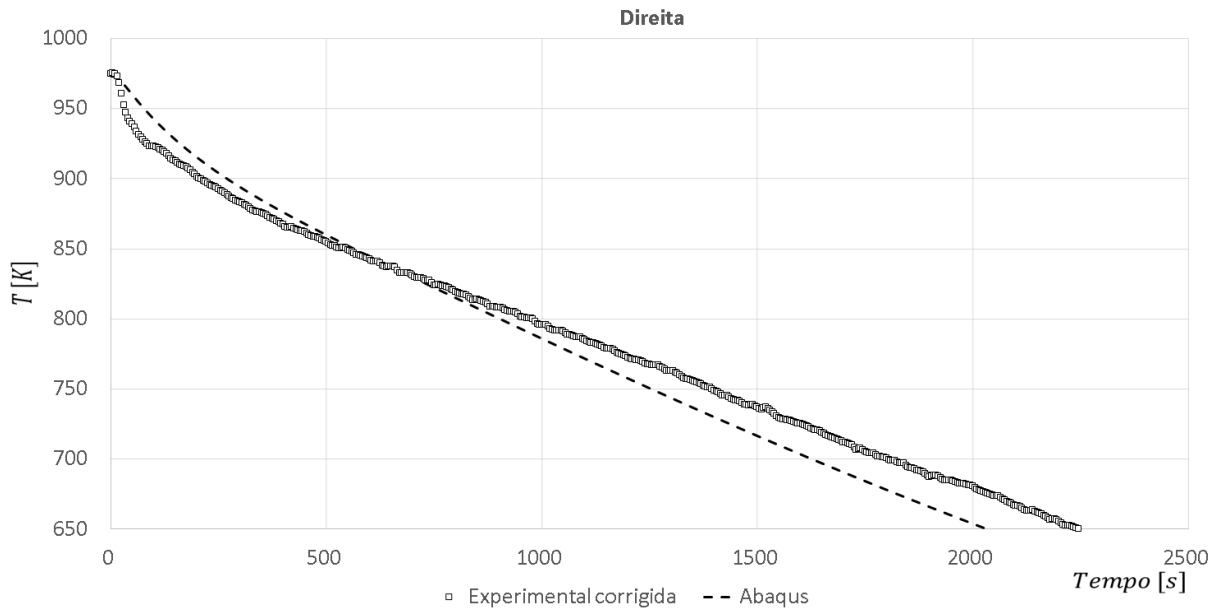


Figura C.2 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva simulada (Abaqus) para o ensaio de 6 bar, para a face direita.

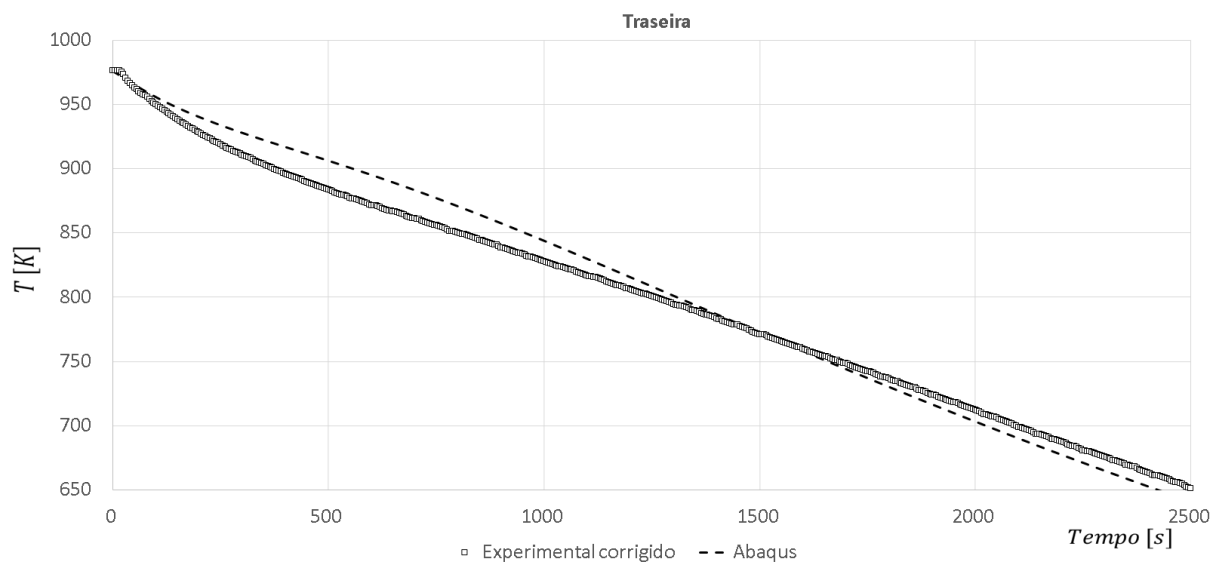


Figura C.3 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva simulada (Abaqus) para o ensaio de 6 bar, para a face traseira.

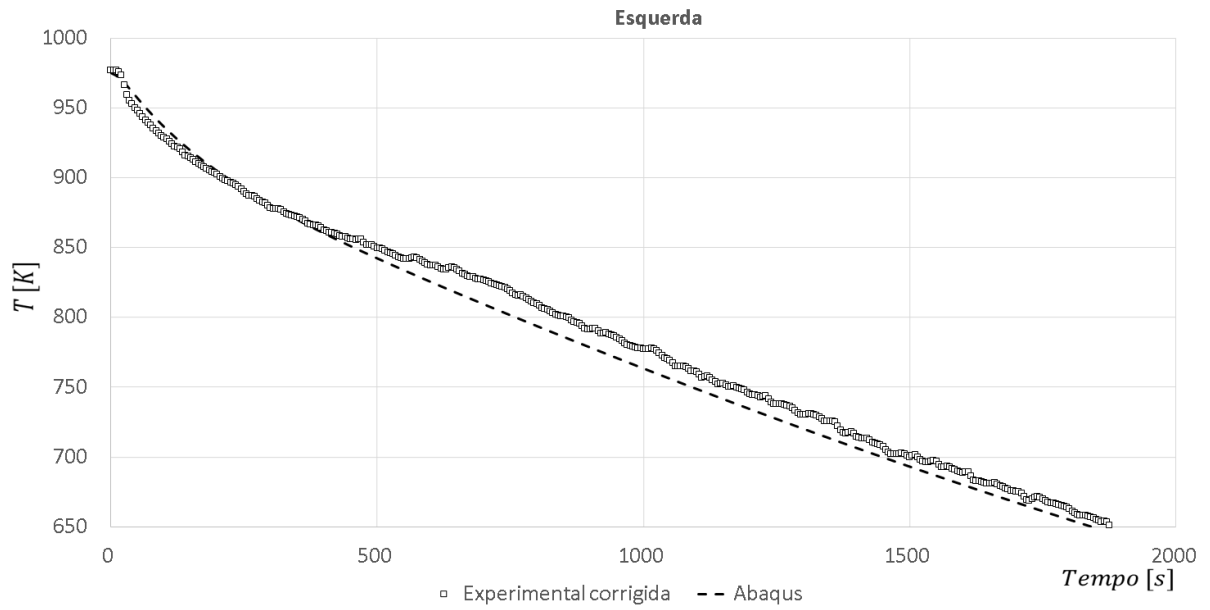


Figura C.4 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva simulada (Abaqus) para o ensaio de 6 bar, para a face esquerda.

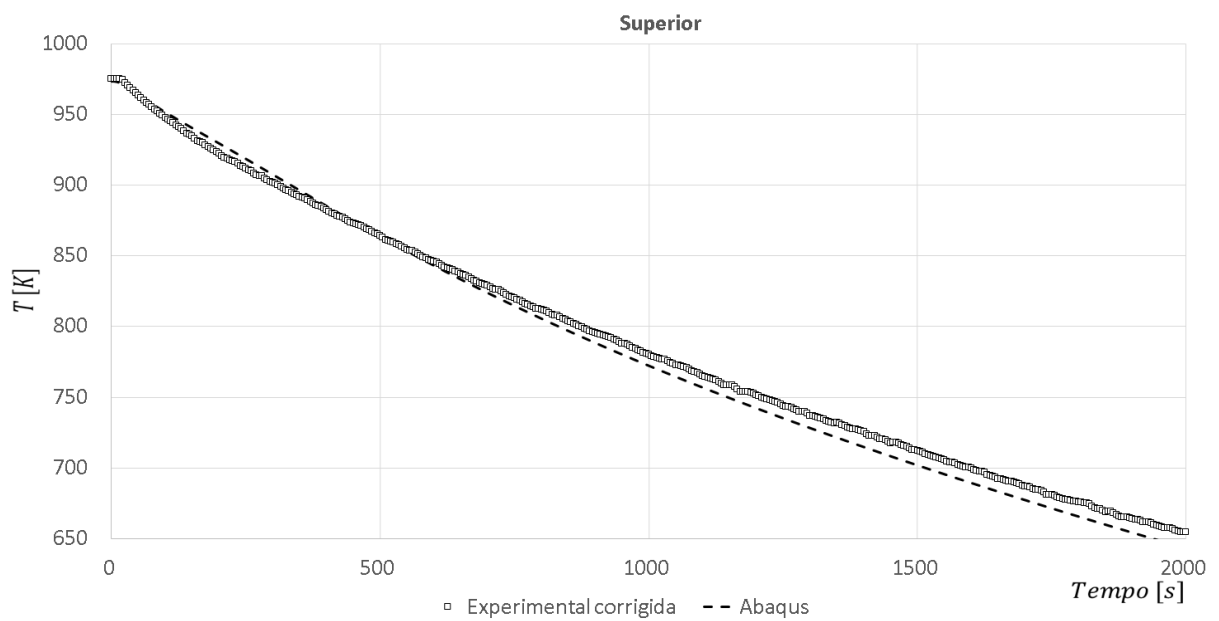


Figura C.5 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva simulada (Abaqus) para o ensaio de 6 bar, para a face superior.

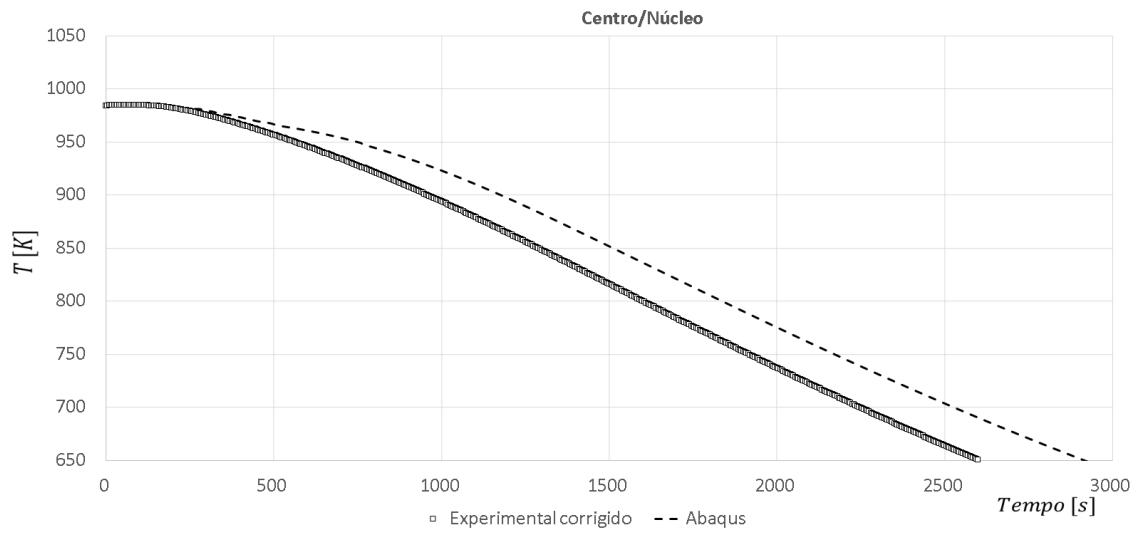


Figura C.6 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva simulada (Abaqus) para o ensaio de 6 bar, para o núcleo da peça.

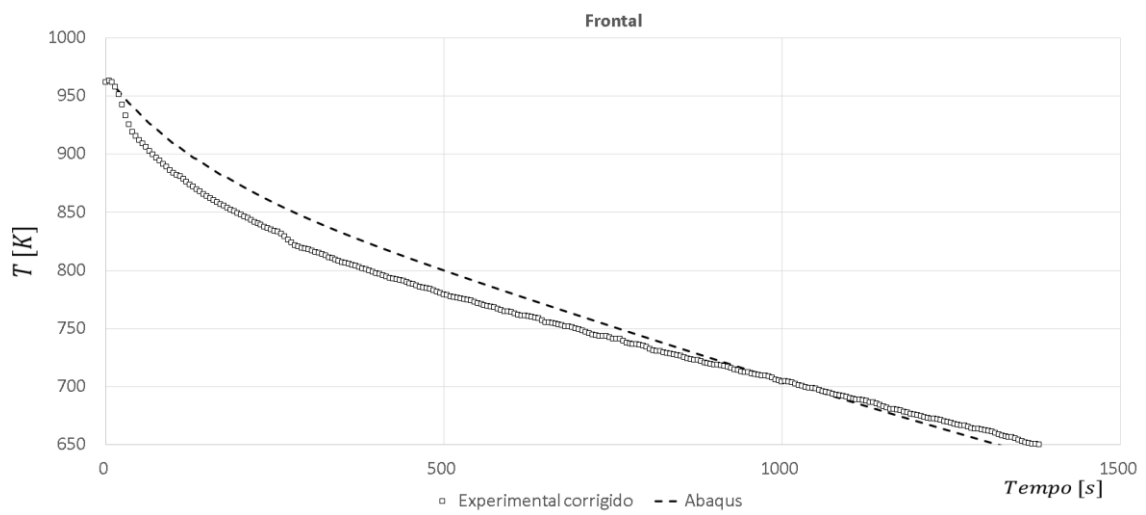


Figura C.7 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva simulada (Abaqus) para o ensaio de 9 bar, para a face frontal.

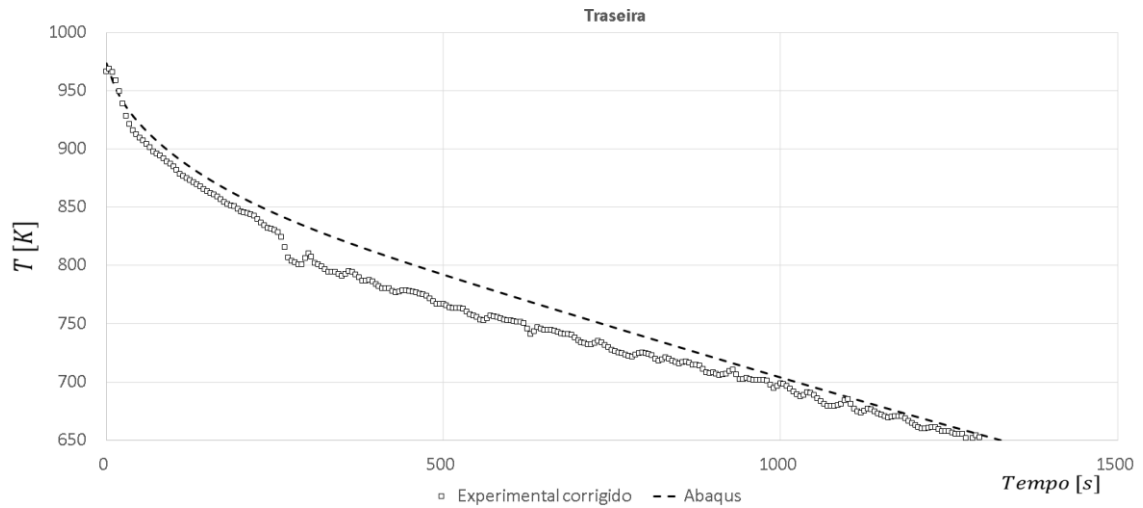


Figura C.8 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva simulada (Abaqus) para o ensaio de 9 bar, para a face traseira.

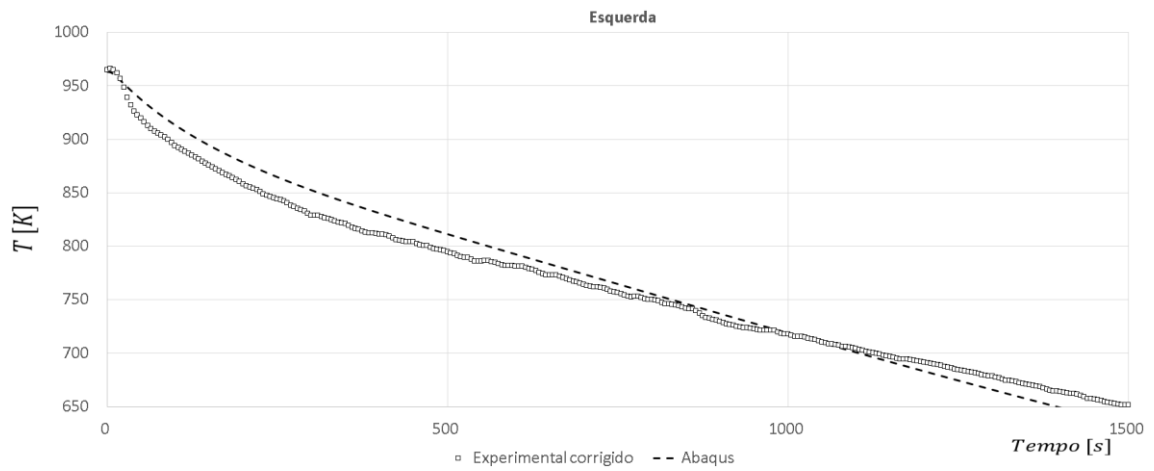


Figura C.9 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva simulada (Abaqus) para o ensaio de 9 bar, para a face esquerda.

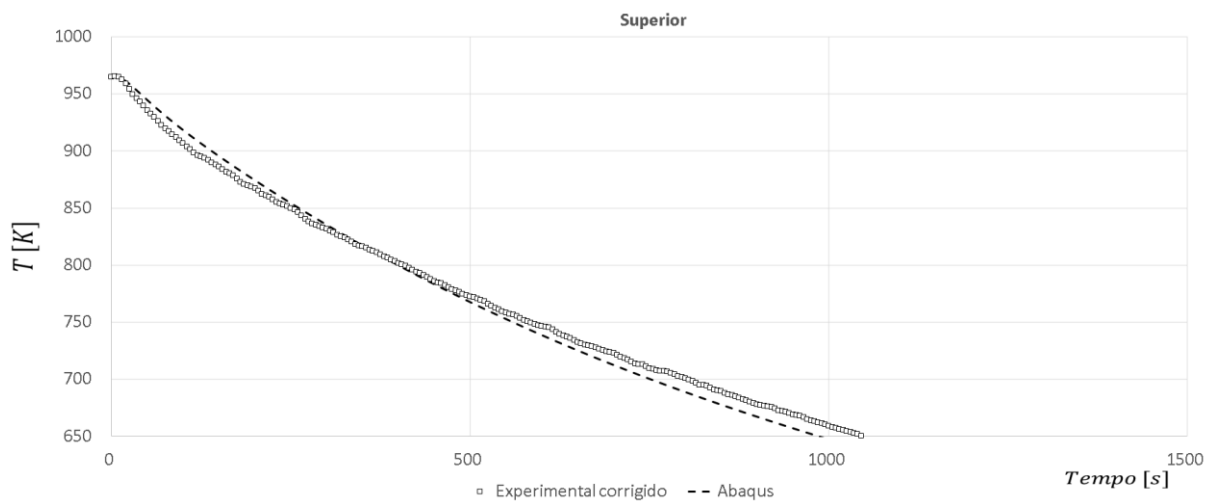


Figura C.10 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva simulada (Abaqus) para o ensaio de 9 bar, para a face superior.

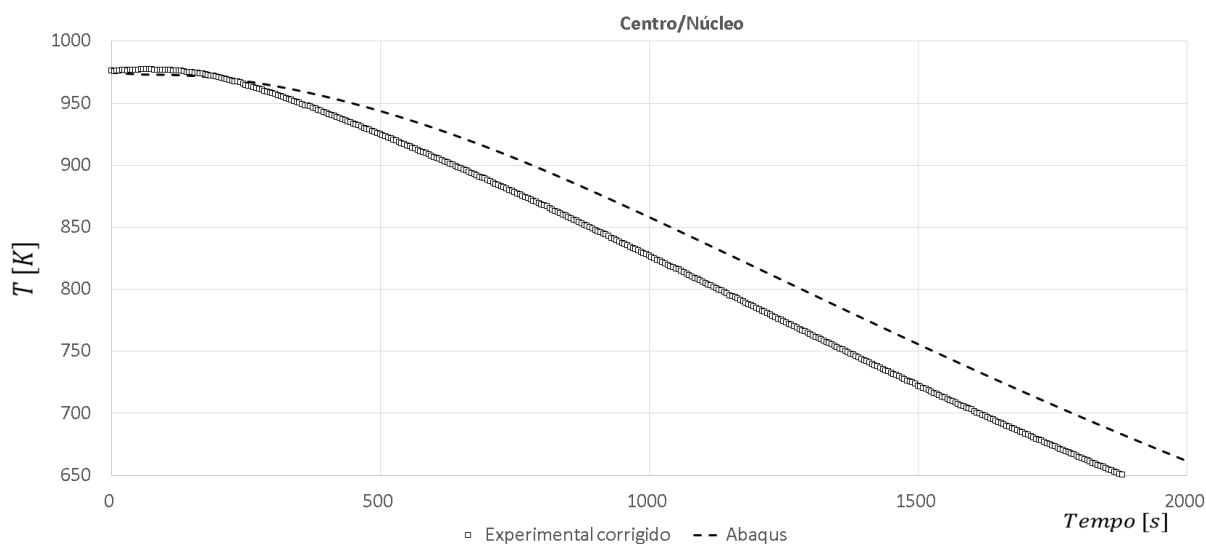


Figura C.11 - Comparação da curva experimental corrigida com a curva simulada (Abaqus) para o ensaio de 9 bar, para o núcleo da peça.

Tabela C.1- Erros médios obtidos a partir das equações (4.1), (4.2) e (4.3), para as pressões de arrefecimento de 6 e 9 bar

Pressão [bar]	Posição	Equação 4.1 [K]	Equação 4.2 [%]	Equação 4.3 [K]
6	Frontal	20,0	1,56	10,4
	Direita	40,4	2,39	13,9
	Traseira	14,5	1,20	8,55
	Esquerda	18,5	1,56	8,51
	Superior	5,68	0,809	5,19
	Núcleo	194	5,34	32,7
9	Frontal	34,7	2,21	13,2
	Direita	-	-	-
	Traseira	16,4	1,2	7,89
	Esquerda	37,3	2,31	14,0
	Superior	3,56	0,573	3,53
	Núcleo	112	4,09	25,1