

Análise térmica e mecânica da têmpera em vácuo de peças de aço de médias dimensões

Sérgio Rafael Devesa Silva Moreira

Dissertação do MIEM

Orientador na F. Ramada: Engenheiro António Paulo Cerqueira Duarte

Orientador na FEUP: Professor Paulo José da Silva Martins Coelho

Professor José Duarte Ribeiro Marafona



FEUP

Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica

Junho de 2014

Resumo

O presente trabalho resulta da parceria entre a Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto e a empresa F. Ramada, Aços e Indústria SA que é uma empresa portuguesa com elevada procura em serviços de tratamentos térmicos a aços. A presente dissertação tem o objetivo de estudar o processo de tratamento térmico de têmpera numa peça de aço de média dimensão, de forma a compreender melhor os fenómenos envolvidos tendo em vista melhorar futuramente a produtividade da empresa.

Começou-se por ajustar alguns parâmetros do modelo numérico, como a malha e o incremento máximo de temperatura, num sistema térmico mais exigente do que o real, tendo-se para tal comparado os resultados obtidos com a solução analítica. Existindo vários valores na literatura para as mesmas propriedades do aço, efetuou-se um estudo para se perceber a disparidade de valores no campo de temperaturas e tensões causado pela incerteza nas propriedades do material.

Depois de definidos estes parâmetros essenciais para a simulação numérica, definiu-se um modelo que descreve com boa precisão o tratamento térmico estudado. De forma a colmatar a impossibilidade de obtenção de informação experimental sobre o coeficiente de convecção e emissividade da peça, neste último caso essencialmente a temperaturas elevadas, estes dados foram ajustados de forma a aproximar as temperaturas obtidas pelo método numérico com as temperaturas obtidas experimentalmente num tratamento térmico real numa peça com as características da simulada.

A obtenção de um modelo térmico que reproduzia os valores experimentais de forma bastante aceitável permitiu a análise do estado de tensão provocado pelos gradientes de temperaturas na peça ao longo do tempo.

Por fim, foram realizadas diversas simulações, utilizando regimes de aquecimento diferentes, com o objetivo de diminuir o tempo de aquecimento da têmpera sem causar dano à peça, tendo-se conseguido obter um processo de aquecimento que permitiria reduzir em duas horas o tempo de tratamento.

Thermal and mechanical analysis of vacuum quenching of medium-sized steel parts

Abstract

The present work is a product of the partnership between the Faculty of Engineering of the University of Porto and the company F. Ramada, Aços e Indústria SA. F. Ramada, which is a Portuguese company with high demand on services of steel treatment. This thesis pursues to focus on the study of the process of heat treatment of quenching of a steel part of medium dimensions, with the underlying intention of better understanding the involved phenomena and to increase, in the future, the company's productivity

The process started with the adjustment of some parameters of the numeric model, such as the mesh and maximum temperature increase, in a more rigorous thermal system than the real context. The results were compared with the ones that arose with the analytical solution. The literature is divergent in terms of the values of the properties of the steel, so to address that issue a study was made to understand the disparity of values related to temperatures and tensions caused by the uncertainty in the properties of the material.

After defining the essential parameters for the numeric simulation, the next step was defining a model that could describe with precision the thermal treatment in study. Facing the impossibility of obtaining the experimental information on the convection coefficient and the emissivity of the steel part in very high temperatures, the data was adjusted to approximate the temperatures obtained with the numerical method to the ones obtained experimentally with the thermal treatment of a part with similar features to the one simulated.

Finding a thermal model that produced experimental values in an acceptable way, permitted the analysis of the state of the tension provoked by the gradients of temperature of the part over time.

In sum, with the several simulations, using different heating procedures, always in mind the ultimate objective of diminished the time of heating without compromising the part, we were able to save nearly two hours on the process of treatment of the part.

Agradecimentos

Quero começar por agradecer ao Professor Paulo Coelho e ao Professor José Marafona pela disponibilidade, sentido crítico e orientação prestados durante o desenvolvimento deste trabalho, permitindo que a dissertação atingisse todos os objetivos propostos inicialmente. Um agradecimento ao Engenheiro Paulo Duarte já que é graças a ele que existe a parceria entre a Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto e a F. Ramada. Não posso deixar de agradecer também ao Professor Marco Parente e ao Engenheiro Mário Guindeira pela ajuda disponibilizada em vários momentos, e ao Professor Lucas Silva e ao Engenheiro Samuel Vieira por terem disponibilizado o equipamento de medição de temperatura por infravermelho.

Por fim, agradeço aos meus pais, às minhas irmãs e em especial à minha namorada Carolina por me terem apoiado em todos os momentos.

Índice de Conteúdos

1. Introdução	1
1.1 F. Ramada, Aços e Indústrias S.A.	1
1.1.1 Caracterização do tratamento de têmpera	2
1.1.2 Forno	3
1.2 Aço utilizado DIN CK 45	5
1.3 Trabalhos anteriores	6
1.3.1 Tratamento térmico de matrizes em aço, estudo do seu aquecimento por convecção/radiação.....	6
1.3.2 Tratamento térmico de matrizes em aço, otimização do seu aquecimento por convecção/radiação.....	7
1.3.3 Estudo da fase de aquecimento em tratamentos térmicos de peças em aço de grandes dimensões por convecção/radiação	8
1.4 Objetivos e estrutura da tese	8
2. Otimização de alguns parâmetros do modelo numérico usando uma solução analítica.....	11
2.1 Introdução.....	11
2.2 Resultados obtidos a partir da solução analítica.....	14
2.3 Análise numérica do aquecimento	16
2.3.1 Definição do modelo numérico	16
2.3.2 Cálculo do erro do modelo numérico	17
2.3.3 Definição das malhas	18
2.3.4 Erro inerentes às malhas e à variação máxima de temperatura permitida.....	19
2.3.5 Escolha da malha	21
2.3.6 Estudo da importância do incremento inicial de tempo.....	22
3. Incerteza inerente às propriedades tabeladas	25
3.1 Valores da literatura das propriedades termomecânicas do aço DIN CK45	25
3.2 Incerteza nas propriedades e seu efeito no campo de temperaturas.....	35
3.3 Incerteza nas propriedades mecânicas e seu efeito no campo de tensões	42
3.4 Incerteza no campo de temperaturas e seu efeito no campo de tensões	46
4. Ajuste do modelo numérico do tratamento térmico aos resultados experimentais	49
4.1 Distinção dos parâmetros conhecidos e dos não definidos.....	49
4.1.1 Temperatura da parede e do gás no forno.....	50
4.1.2 Posicionamento do bloco dentro do forno e dos termopares no bloco	51
4.1.3 Coeficiente de convecção	53
4.1.4 Emissividade.....	55
4.2 Cálculo do erro dos diferentes modelos em relação aos resultados experimentais.....	56
4.3 Distância entre a posição dos termopares na peça e o nó da malha mais perto	57
4.4 Processo iterativo de ajuste das curvas.....	58
4.5 Sensibilidade do resultado à malha utilizada	78

5. Análise mecânica do comportamento da peça durante o aquecimento	81
5.1 Análise mecânica puramente elástica do processo de aquecimento	82
5.2 Análise mecânica do processo de aquecimento do tratamento térmico utilizando um modelo que engloba o regime plástico.	85
6. Estudo da otimização do tempo de aquecimento do tratamento térmico	93
6.1 Efeito da exclusão de estágios intermédios na fase de aquecimento do tratamento térmico	94
6.1.1 Cenário 1 – Exclusão dos estágios intermédios a 600 °C e 750 °C	94
6.1.2 Cenário 2 – Exclusão do estágio intermédio a 750 °C	97
6.1.3 Cenário 3 – Exclusão do estágio intermédio a 600 °C	100
7. Conclusões e perspectivas de trabalhos futuros	105
7.1 Conclusões	105
7.2 Perspetivas de trabalhos futuros	107
8. Referências	109
Anexo A: Código escrito no EES	111
Anexo B: Determinação experimental da emissividade	113
Anexo C: Implementação do comando <i>Restart</i>	119

Índice de Figuras

Figura 1-1 – Representação de um tratamento de têmpera com dois estágios intermédios.	3
Figura 1-2 – Representação esquemática do forno.....	4
Figura 1-3 – Forno da empresa F. Ramada utilizado para efetuar tratamentos térmicos.	4
Figura 1-4 – Interior do forno da empresa F. Ramada utilizado para efetuar tratamentos térmicos.....	5
Figura 2-1 – Paralelepípedo infinito obtido pela interceção de duas paredes infinitas. (adaptado de (Çengel, 2003))	12
Figura 2-2 – Bloco com pontos estudados assinalados.	15
Figura 2-3 – Curvas da temperatura dos pontos A e B, obtidas analiticamente.	15
Figura 2-4 – Representação do bloco com as diferentes malhas.....	19
Figura 2-5 – Comparação dos valores obtidos pelo método analítico, representado pela linha contínua, e pelo método numérico, representado pela linha a tracejado, para os dois pontos em estudo.	21
Figura 2-6 – Erro do método numérico relativamente ao método analítico, equação (2.1), para os dois pontos em estudo.	21
Figura 3-1 – Massa volúmica em função da temperatura (Miettinen, 1997).	29
Figura 3-2 – Condutividade térmica em função da temperatura (Miettinen, 1997).	30
Figura 3-3 – Variação do módulo de Young com a temperatura, para as diferentes estruturas cristalinas (Shin, 2012).	32
Figura 3-4 – Variação da massa volúmica com a temperatura, para as diferentes estruturas cristalinas (Shin, 2012).	32
Figura 3-5 – Variação do coeficiente de Poisson com a temperatura, para as diferentes estruturas cristalinas (Shin, 2012).	33
Figura 3-6 – Variação do coeficiente de expansão térmica com a temperatura, para as diferentes estruturas cristalinas (Shin, 2012).....	33
Figura 3-7 – Variação condutividade térmica com a temperatura, para as diferentes estruturas cristalinas (Shin, 2012).	34

Figura 3-8 – Variação do calor específico com a temperatura, para as diferentes estruturas cristalinas (Shin, 2012).	34
Figura 3-9 – Curvas de temperatura correspondentes às situações extremas de difusividade térmica máxima e mínima para os pontos A e B, bem como as curvas da solução analítica obtidas utilizando propriedades constantes com a temperatura.	38
Figura 3-10 – Desvio padrão e incerteza relativa, com e sem os valores de Miettinen (1997), para o ponto A.....	39
Figura 3-11 – Desvio padrão e incerteza relativa, com e sem os valores de Miettinen (1997), para o ponto B.	40
Figura 3-12 – Tensão máxima obtida em função do tempo.	44
Figura 3-13 – Tensão máxima na peça em função do tempo para as quatro situações extremas no campo de temperatura.	46
Figura 4-1 – Temperatura da parede e da atmosfera do forno em função do tempo....	51
Figura 4-2 – Posicionamento do bloco dentro do forno, já com os termopares colocados.	52
Figura 4-3 – Localização dos furos no bloco de aço com a mesma designação dada pela F. Ramada dos termopares colocados nos respetivos furos, T_x	52
Figura 4-4 – Bloco de aço com a malha utilizada e com a zona com o maior coeficiente de convecção, zona 1, representada a vermelho.	54
Figura 4-5 – Bloco de aço com a malha utilizada e com a zona com o coeficiente de convecção intermédio, zona 2, representada a vermelho.	54
Figura 4-6 – Bloco de aço com a malha utilizada e com a zona com o menor coeficiente de convecção, zona 3, representada a vermelho.	55
Figura 4-7 – Curvas obtidas pelos resultados experimentais e pela simulação numérica para os sete pontos estudados.	59
Figura 4-8 – Curvas obtidas pela simulação numérica e pelos resultados experimentais para os cinco pontos estudados utilizando uma nova temperatura para a atmosfera do forno.	61
Figura 4-9 – Curvas obtidas pelos resultados experimentais e pela simulação numérica para os cinco pontos estudados utilizando coeficientes de convecção de $h_1=18\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$, $h_2=13\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ e $h_3=10\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$	63

Figura 4-10 – Curvas obtidas pelos resultados experimentais e pela simulação numérica para os cinco pontos estudados utilizando uma emissividade de 0,5 para a peça. ...	65
Figura 4-11 – Curvas obtidas pelos resultados experimentais e pela simulação numérica para os cinco pontos estudados utilizando um novo calor específico.	67
Figura 4-12 – Curvas obtidas pelos resultados experimentais e pela simulação numérica para os cinco pontos estudados utilizando os coeficientes de convecção que melhor ajustam o modelo com o novo calor específico.....	69
Figura 4-13 – Curvas obtidas pelos resultados experimentais e pela simulação numérica para os cinco pontos estudados utilizando uma emissividade de 0,25 e coeficientes de convecção exagerados.....	74
Figura 4-14 – Bloco após o tratamento térmico de têmpera.....	75
Figura 4-15 – Curvas obtidas pelos resultados experimentais e pela simulação numérica para os cinco pontos estudados, com todos parâmetros finais.....	77
Figura 5-1 – Fixação dos três nós da base da peça no modelo mecânico.....	82
Figura 5-2 – Tensão máxima na peça durante o tratamento térmico de têmpera, no modelo puramente elástico.	83
Figura 5-3 – Tensão de cedência em função da temperatura (Ancas & Gorbanescu, 2006).....	84
Figura 5-4 – Tensão em função da deformação para diversas temperaturas.....	86
Figura 5-5 – Representação dos três pontos que obtêm as maiores tensões no tratamento térmico.	88
Figura 5-6 – Curvas da tensão em função da temperatura para os três pontos críticos durante o aquecimento do tratamento térmico, bem como a tensão de rotura em função da temperatura.	89
Figura 5-7 – Tensão dos três pontos críticos e temperatura da parede do forno em função do tempo em a) e temperatura dos mesmos três pontos e da parede do forno em função da temperatura em b).	91
Figura 5-8 – Temperatura e tensão do ponto I em função do tempo no ensaio real. ...	92
Figura 6-1 – Comparação entre a curva de temperatura da parede do forno para o cenário 1 e a original.	95

Figura 6-2 – Curvas da tensão em função da temperatura para os três pontos críticos durante o aquecimento do cenário 1, bem como a tensão de cedência e de rotura em função da temperatura.	96
Figura 6-3 – Tensão dos três pontos críticos e temperatura da parede do forno em função do tempo em a) e temperatura dos mesmos três pontos e da parede do forno em função da temperatura em b), para o cenário 1.	97
Figura 6-4 – Comparação entre a curva de temperatura da parede do forno para o cenário 2 e a original.	98
Figura 6-5 – Curvas da tensão em função da temperatura para os três pontos críticos durante o aquecimento do cenário 2, bem como a tensão de cedência e de rotura em função da temperatura.	99
Figura 6-6 – Tensão dos três pontos críticos e temperatura da parede do forno em função do tempo em a) e temperatura dos mesmos três pontos e da parede do forno em função da temperatura em b), para o cenário 2.	100
Figura 6-7 – Comparação entre a curva de temperatura da parede do forno para o cenário 3 e a original.	101
Figura 6-8 – Curvas da tensão em função da temperatura para os três pontos críticos durante o aquecimento do cenário 3, bem como a tensão de rotura em função da temperatura.	102
Figura 6-9 – Tensão dos três pontos críticos e temperatura da parede do forno em função do tempo em a) e temperatura dos mesmos três pontos e da parede do forno em função da temperatura em b), para o cenário 3.	103
Figura B-1 – Instalação experimental utilizada no estudo experimental da variação da emissividade com a temperatura.	113

Índice de Tabelas

Tabela 1-1 – Composição química do aço DIN CK 45.....	5
Tabela 1-2 – Principais propriedades do aço DIN CK 45.....	6
Tabela 2-1 – Dimensões do bloco de aço.....	12
Tabela 2-2 – Propriedades do material e parâmetros do problema.....	14
Tabela 2-3 – Características das malhas, número de elementos (em cada direção e total).....	18
Tabela 2-4 – Erro médio e tempo de cálculo total das várias situações estudadas	19
Tabela 2-5 – Incremento inicial de tempo para as diversas situações estudadas	20
Tabela 2-6 – Influência do incremento inicial de tempo nos diversos parâmetros	22
Tabela 2-7 – Malha e outros parâmetros a usar nas simulações e erro médio associado	23
Tabela 3-1 – Propriedades térmicas do aço DIN CK 45 (Wayman & Bringas, 1997) e (Bauccio, 1983)	26
Tabela 3-2 – Propriedades físicas do aço DIN CK 45 (Database of Steel and Alloy).27	
Tabela 3-3 – Valores utilizados para testar as diversas possibilidades de obtenção difusividade térmica máxima (a sombreado estão os valores para a estrutura austenítica)	36
Tabela 3-4 – Valores utilizados para testar as diversas possibilidades de obtenção difusividade térmica mínima (a sombreado estão os valores para a estrutura austenítica)	37
Tabela 3-5 – Desvio padrão e incerteza absoluta e relativa, máximos e médios, com e sem os valores de Miettinen (1997), nos valores das temperaturas dos dois pontos estudados	40
Tabela 3-6 – Propriedades térmicas médias a utilizar nas simulações nos capítulos seguintes	41
Tabela 3-7 – Valores do módulo de Young em função da temperatura da literatura...42	
Tabela 3-8 – Valores do coeficiente de dilatação térmica em função da temperatura da literatura.....	43
Tabela 3-9 – Coeficiente de dilatação térmica médio em função da temperatura.....	45

Tabela 3-10 – Valores médios e máximos para o desvio-padrão, incerteza absoluta, incerteza relativa para a tensão máxima usando o campo de temperatura dos quatro casos extremos47

Tabela 4-1 – Coordenadas em x , y e z [m] da localização dos diferentes termopares, assumindo que a origem do sistema de eixos se encontra no centro da peça.....57

Tabela 4-2 – Representação do número característico e da localização do nó mais próxima da posição dos termopares, e ainda a distância entre estes58

Tabela 4-3 – Erro quadrático médio e diferença de temperaturas média, com respetivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e para a globalidade dos resultados na primeira tentativa.....60

Tabela 4-4 – Erro quadrático médio e diferença de temperaturas média, com respetivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e para a globalidade dos resultados para a segunda tentativa62

Tabela 4-5 – Erro quadrático médio e diferença de temperaturas média, com respetivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e para a globalidade dos resultados para a terceira tentativa64

Tabela 4-6 – Erro quadrático médio e diferença de temperaturas média, com respetivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e para a globalidade dos resultados para a quarta tentativa66

Tabela 4-7 – Novo calor específico aparente em função da temperatura.....68

Tabela 4-8 – Erro quadrático médio e diferença de temperaturas média, com respetivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e para a globalidade dos resultados para a quinta tentativa68

Tabela 4-9 – Erro quadrático médio e diferença de temperaturas média, com respetivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e para a globalidade dos resultados para a situação de melhor ajuste com novo calor específico e emissividade de 0,7570

Tabela 4-10 – Erro quadrático médio e diferença de temperaturas média, com respetivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e para a globalidade dos resultados na última etapa utilizando uma emissividade de 0,7572

Tabela 4-11 – Erro quadrático médio e diferença de temperaturas média, com respetivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e para a globalidade dos

resultados na última etapa utilizando emissividades de 0,5, 0,3, 0,25 e 0,2. Unidades em [°C]	73
Tabela 4-12 – Quadro resumo com os valores dos parâmetros ajustáveis para as duas etapas utilizados.....	76
Tabela 4-13 – Erro quadrático médio e diferença de temperaturas média, com respectivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e para a globalidade dos resultados utilizando emissividades diferentes para as duas etapas	77
Tabela 4-14 – Erro quadrático médio e diferença de temperaturas média, com respectivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e para a globalidade dos resultados.....	78
Tabela 5-1 – Tensão em função da deformação para as temperaturas de 20°C, 100°C, 200°C, 300°C, 400°C, 500°C e 600°C (a sombreado estão as tensões no regime elástico) (Doege, Meyer-Nolkemper, & Saeed, 1986).....	85
Tabela 5-2 – Tensão em função da deformação para as temperaturas de 800°C, 1000°C e 1200°C (Doege, Meyer-Nolkemper, & Saeed, 1986)	86
Tabela B-1 – Valores da emissividade, ε , obtida para diferentes temperaturas no primeiro ensaio	115
Tabela B-2 – Valores da emissividade, ε , obtida para diferentes temperaturas no segundo ensaio (* valores lidos utilizando uma lente extra para reduzir a radiação incidente no detetor).....	116
Tabela B-3 – Temperaturas lidas com e sem lente e respetiva relação	117
Tabela B-4 – Valores da emissividade obtida para diferentes temperaturas no terceiro ensaio	117

Nomenclatura

Variáveis (latinas)

A_s	Área superficial	$[m^2]$
Bi	Número de Biot	$[-]$
c	Calor específico	$[J\ kg^{-1}\ K^{-1}]$
$c_{aparente}$	Calor específico aparente	$[J\ kg^{-1}\ K^{-1}]$
E	Módulo de Young	$[GPa]$
e	Erro da solução numérica em relação à solução analítica	$[-]$
$\bar{e}$	Erro médio entre os 10 e os 100 segundos	$[-]$
h	Coeficiente de transferência de calor global	$[W\ m^{-2}\ K^{-1}]$
h_1	Coeficiente de convecção na zona mais próxima do ventilador	$[W\ m^{-2}\ K^{-1}]$
h_2	Coeficiente de convecção na zona intermédia	$[W\ m^{-2}\ K^{-1}]$
h_3	Coeficiente de convecção na zona mais distante do ventilador	$[W\ m^{-2}\ K^{-1}]$
k	Condutividade térmica	$[W\ m^{-1}\ K^{-1}]$
L_c	Comprimento característico	$[-]$
$R_{0,2}$	Tensão de cedência	$[MPa]$
T	Temperatura	$[^{\circ}C]$
$T_{analítica}$	Temperatura obtida pela solução analítica	$[^{\circ}C]$
$T_{exp,i}$	Temperatura obtida experimentalmente para o ponto i	$[^{\circ}C]$
$T_{gás}$	Temperatura do gás no forno	$[^{\circ}C]$
T_i	Temperatura inicial do corpo	$[^{\circ}C]$
T_{parede}	Temperatura da parede do forno	$[^{\circ}C]$
$T_{numérica}$	Temperatura obtida pela solução numérica	$[^{\circ}C]$

T_{∞}	Temperatura da envolvente	[°C]
$\bar{T}$	Temperatura média	[°C]
t_{CPU}	Tempo total de processamento	[s]
t	Fator de expansão da distribuição t-Student	[-]
V	Volume do sólido	[m ³]
X_i	Erro quadrático entre os valores experimentais e os valores numéricos para o ponto i	[°C]
$\overline{X_i}$	Erro quadrático médio entre os valores experimentais e os valores numéricos para o ponto i	[°C]

Variáveis (gregas)

α	Coeficiente de dilatação térmica	[-]
$\alpha_{\text{dif.term.}}$	Difusividade térmica	[m ² s ⁻¹]
ε	Emissividade	[-]
ρ	Massa volúmica	[kg m ⁻³]
σ	Desvio padrão	[-]
σ_x	Desvio padrão do erro quadrático entre a temperatura obtida experimentalmente e numericamente	[-]
$\sigma_{\Delta T}$	Desvio padrão da diferença de temperatura entre os resultados numéricos e os experimentais	[-]
ΔT_i	Diferença de temperatura entre o resultado numérico e o experimental para o ponto i	
$\Delta T_{\text{máx}}$	Máxima variação espacial de temperatura	[°C]
Δt_i	Incremento inicial de tempo definido	[s]
ν	Coeficiente de Poisson	[-]
ϕ	Diâmetro do forno	[mm]

1. Introdução

A presente dissertação surge na conclusão do curso do Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica, tendo incidido no estudo e otimização da fase de aquecimento de um processo de têmpera de peças em aço de médias dimensões. Este trabalho é possível devido a uma parceria com a empresa F. Ramada, Aços e Indústrias S.A. que efetuou uns ensaios experimentais necessários.

Neste capítulo é feita uma pequena apresentação da empresa parceira e dos equipamentos utilizados, uma revisão do estado da arte, uma breve descrição do processo de têmpera e ainda uma explicação da abordagem ao problema em estudo. Este capítulo conclui com a apresentação dos objetivos e da estrutura da dissertação.

1.1 F. Ramada, Aços e Indústrias S.A.

A empresa F. Ramada, Aços e Indústrias S.A. é uma empresa sediada em Ovar com uma rede de distribuição com armazéns e escritórios de venda em muitas outras cidades portuguesas como Lisboa, Porto, Marinha Grande, Águeda e Braga. A empresa disponibiliza uma variada gama de serviços, tais como a comercialização de aços e de ferramentas de corte, a produção de aço estirado, fabrico de serras e ferramentas e, realiza ainda tratamentos térmicos. É líder de mercado em Portugal nas seguintes áreas:

- Aços especiais (comercial);
- Arco de aço laminado a frio;
- Aço estirado a frio;
- Realização de tratamentos térmicos;
- Ferramentas para fabrico de aglomerado e reciclagem de plásticos.

Um dos processos de tratamento térmico efetuado nesta empresa é a têmpera em vácuo, processo que irá ser estudado na presente dissertação, justificando assim a relevância desta parceria estratégica entre a empresa F. Ramada, Aços e Indústrias S.A. e a FEUP.

A empresa está certificada com a norma de qualidade NP EN ISO 9001:2008 pela APCER- Associação Portuguesa de Certificação.

1.1.1 Caracterização do tratamento de têmpera

A têmpera é um tratamento térmico que tem a finalidade de pôr em evidência as propriedades em estado latente presentes em determinado aço. Este processo é constituído por três fases: o aquecimento, o estágio à temperatura de têmpera e o arrefecimento (Soares, 1992).

Aquecimento:

Nesta fase, deverá atentar-se na condutividade térmica do aço pois, em caso de ser baixa, dependendo do tamanho da peça, poderá provocar elevados gradientes de temperatura e, conseqüentemente, tensões na peça. Estes gradientes poderão ser minorados recorrendo a estágios intermédios de homogeneização de temperatura. O ideal será fazer-se sempre um aquecimento em estágios: um estágio para temperaturas de têmpera até 900 °C, dois estágios para temperaturas até 1000 °C e três estágios para temperaturas superiores. Claramente que para a escolha destes degraus tem de se ter em conta, além da condutividade térmica e da temperatura de têmpera, a forma mais ou menos complexa da peça a temperar. Outro inconveniente que a têmpera poderá levantar é a descarbonização ou oxidação das peças em virtude da atmosfera oxidante existente no forno às temperaturas usadas neste processo. A melhor forma de evitar este problema é utilizando fornos com atmosfera neutra controlada ou, melhor ainda, fornos de vácuo.

Estágio à temperatura de têmpera:

O estágio à temperatura de têmpera tem a finalidade de obtenção de uma estrutura austenítica, sendo o ponto de partida para o processo de têmpera propriamente dito, ou seja, o arrefecimento. O tempo de estágio à temperatura de têmpera depende de vários fatores tais como a composição química do aço, a dimensão da peça, a temperatura da têmpera e ainda o modo como se processa a fase de aquecimento. Este tempo deve ser suficientemente grande para que se consiga obter uma estrutura homogénea na peça sem que haja um indesejável aumento do tamanho do grão.

Importante também referir que se considera o tempo de aquecimento como a soma do tempo de aquecimento até à temperatura de têmpera mais o tempo de estágio à temperatura de têmpera.

Arrefecimento:

O arrefecimento rápido do aço é o que permite a obtenção da resistência ótima, entre outras propriedades, através da transformação da austenite em martensite. Este deve ser

arrefecido a velocidade suficiente para que a austenite não seja decomposta em produtos como a ferrite, a perlite e a bainite (Honeycombe, 1985). Os meios de arrefecimento mais utilizados são a água, o óleo, banho de sais e jacto de gás. Este meio deve ser pensado de forma a evitar o aparecimento de tensões térmicas que podem originar a fratura da peça (Soares, 1992).

Na Figura 1-1 é possível ver-se, de forma esquemática, o tratamento térmico da têmpera com dois estágios intermédios.

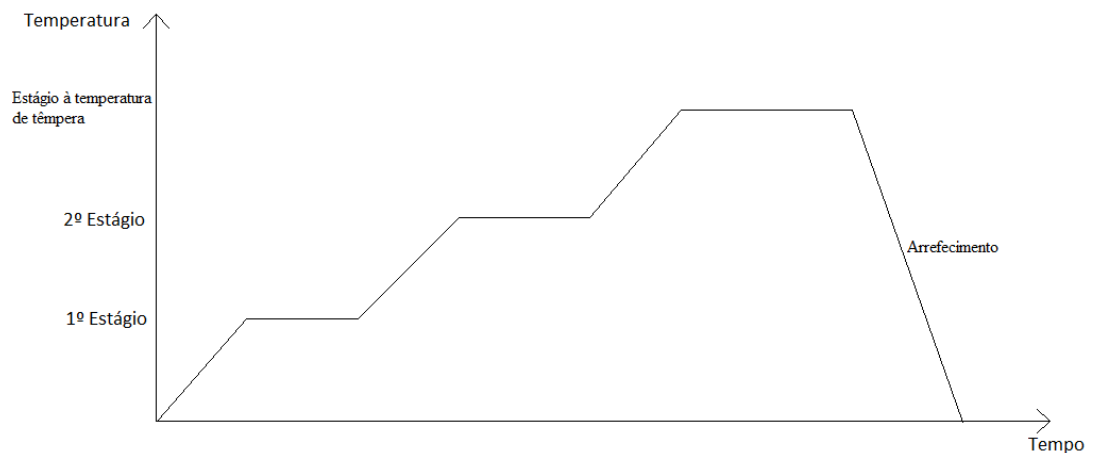


Figura 1-1 – Representação de um tratamento de têmpera com dois estágios intermédios.

1.1.2 Forno

O forno utilizado pela empresa F. Ramada, Aços e Indústrias S.A. para a realização do ensaio experimental necessário para a concretização desta dissertação foi o forno da marca Fours Industriels B.M.I. do modelo B85T. Este forno tem a capacidade de controlar a atmosfera dentro deste, tendo uma forma cilíndrica com $\phi=1250$ mm. Este é aquecido por resistências elétricas circunferenciais que são dispostas ao longo da sua geratriz com 1500 mm de comprimento. Para o controlo da atmosfera do forno, este dispõe ainda de equipamento de vácuo e de refrigeração por azoto, sendo este introduzido pelo ventilador de arrefecimento como se pode ver na Figura 1-2.

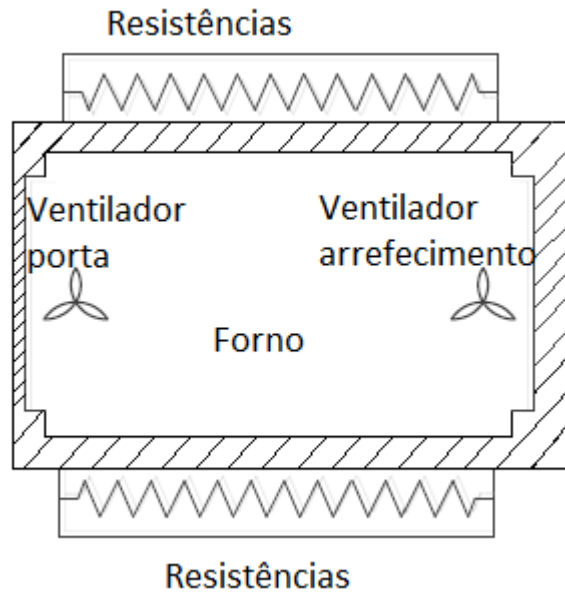


Figura 1-2 – Representação esquemática do forno.

Na Figura 1-3 e na Figura 1-4 pode observar-se uma fotografia do forno, tirada no departamento de tratamentos térmicos da empresa parceira, e ainda o seu interior.



Figura 1-3 – Forno da empresa F. Ramada utilizado para efetuar tratamentos térmicos.



Figura 1-4 – Interior do forno da empresa F. Ramada.

1.2 Aço utilizado DIN CK 45

O aço DIN CK 45 é um aço de construção não ligado, com a designação C45E segundo a norma europeia ou 1045 pela norma americana. É comercializado com o nome F10N pela F. Ramada e é um aço de médio carbono tendo como vantagens a precisão dimensional e o baixo desgaste em aplicações de alta velocidade. É normalmente utilizado em componentes para veículos, eixos, bielas, peças para a indústria civil, machados, martelos, facas entre outros (MetalRavne).

A composição química deste aço está descrita na Tabela 1-1 (F. Ramada), enquanto que algumas das principais propriedades do aço estão na Tabela 1-2 (MATBASE).

Tabela 1-1 – Composição química do aço DIN CK 45

Elemento químico (%)	C	Si	Mn	P	S
Máximo	0,50	0,40	0,80	0,035	0,035
Mínimo	0,42	-	0,50	-	-

Tabela 1-2 – Principais propriedades do aço DIN CK 45

Massa volúmica	7850	kg/m ³
Tensão de cedência	340-400	MPa
Tensão de rotura	600-800	MPa
Módulo de Young	210	GPa
Calor específico	500	J/kg.K
Condutividade térmica	46	W/m.K
Expansão térmica	11,7x10 ⁻⁶	K ⁻¹

No desenrolar do trabalho, e à semelhança da dissertação anterior, foi perceptível que poder-se-ia obter melhores resultados utilizando as propriedades do aço a variar com a sua temperatura, ficando assim a simulação numérica mais perto da realidade.

1.3 Trabalhos anteriores

A presente dissertação encontra-se no seguimento de trabalhos realizados nos três anos anteriores por alunos da Unidade Curricular Dissertação, da opção de Energia Térmica do Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, tendo sido utilizados como referência para o presente trabalho. Tal como o presente trabalho, os anteriores, descritos em seguida de forma resumida, também foram orientados pelo Engenheiro Paulo Duarte da empresa F. Ramada, Aços e Indústrias S.A., pelo Professor Paulo Coelho e pelo Professor José Marafona, ambos da FEUP.

1.3.1 Tratamento térmico de matrizes em aço, estudo do seu aquecimento por convecção/radiação

O trabalho realizado por Oliveira (2011) visou o estudo do comportamento térmico de matrizes em aço, aquecidas por convecção e por radiação. O autor começou por analisar o estado da arte e, através de uma solução analítica implementada numa folha de cálculo, descreveu a variação do campo de temperaturas ao longo do tempo de um disco, com o objetivo de validar os modelos numéricos que viria a utilizar. Posteriormente, foi dimensionado um escudo de radiação para permitir estimar a temperatura do Azoto (gás que

se encontra dentro do forno) minimizando a influência da radiação emitida pelas paredes do forno. Esta temperatura foi posteriormente utilizada para determinar a transferência de calor por convecção em torno do disco. O passo seguinte foi a determinação experimental do coeficiente de transferência de calor da peça, recorrendo às soluções analíticas com o intuito de utilizar o referido coeficiente no modelo numérico da fase de aquecimento da peça do processo de têmpera. Tudo isto foi estudado com o objetivo de otimizar o tempo de aquecimento, objetivo que foi atingido essencialmente através da alteração da curva de temperatura de aquecimento do forno.

1.3.2 Tratamento térmico de matrizes em aço, otimização do seu aquecimento por convecção/radiação

A dissertação realizada por Amaro (2012) é uma continuação do trabalho realizado por Oliveira (2011) e centrou-se na análise do comportamento térmico de matrizes em aço com a finalidade de testar a viabilidade prática de otimizar o seu tempo de aquecimento. Para isso o autor procedeu à seguinte ordem de trabalhos:

- Determinação dos coeficientes globais de transferência de calor e estimar o coeficiente de convecção médio, em vários locais do forno, em torno das duas peças (cilindro com 0,38 kg e disco com 30,4 kg);
- De seguida, servindo-se dos coeficientes de transferência de calor já calculados, foram realizadas as simulações numéricas com a intenção de se reproduzir numericamente a fase de aquecimento do tratamento térmico real com recurso do software Abaqus™;
- Após isto, e ajustado o melhor possível as curvas numéricas às obtidas experimentalmente, foi estudada a metodologia de redução do tempo de aquecimento proposta por (Oliveira, 2011), tendo analisado os tempos de aquecimento das peças de teste, integrando-se neste conjunto um terceiro e um quarto disco de maiores dimensões;
- De forma a garantir que durante o aquecimento não ocorrem problemas a nível estrutural nas peças a tratar termicamente, o autor realizou um estudo relativo ao campo de tensões instalado nas peças;
- Realização de vários estudos sobre a influência da variação da condutividade térmica do material no campo de tensões e ainda da relevância da utilização da ventoinha instalada na porta do forno;

1.3.3 Estudo da fase de aquecimento em tratamentos térmicos de peças em aço de grandes dimensões por convecção/radiação

A dissertação realizada por Maia (2013), tendo sido uma continuação dos trabalhos referidos anteriormente, estudou o aquecimento de uma peça de grandes dimensões e de geometria complexa, seguindo as seguintes fases:

- Definição e construção da malha de uma peça de geometria simples, um paralelepípedo, e, através da comparação entre os resultados analíticos e numéricos da referida peça simplificada, obter informação sobre a capacidade do modelo numérico, e do computador utilizado, em simular peças de grandes dimensões;
- Ajuste do coeficiente de convecção como parâmetro de entrada, de forma a aproximar o mais possível os dados obtidos experimentalmente com os resultados numéricos;
- Otimização do tempo de aquecimento da peça, através do recurso a várias simulações numéricas, tendo como objetivo um aquecimento o mais célere possível sem provocar na peça tensões/deformações superiores aos valores aceitáveis;
- Por fim, o autor comparou ainda os dados experimentais fornecidos para o tratamento de revenido da peça em estudo, realizado noutro forno, com os resultados da simulação numérica usando o mesmo modelo definido no seu trabalho;

1.4 Objetivos e estrutura da tese

A presente dissertação centrou-se no estudo da fase de aquecimento do tratamento térmico de têmpera, tendo-se analisado o campo de temperaturas na peça bem como o campo de tensões na peça de origem térmica.

Os principais objetivos desta dissertação passam por:

- Análise de um modelo analítico de transferência de calor em regime transiente e comparação com os resultados numéricos numa situação mais exigente do que a real, de forma a se avaliar o desempenho do modelo numérico bem como o tempo de processamento;
- Estudo da influência da incerteza nas propriedades do material, tanto no campo de temperaturas como no campo de tensões na peça;

- Ajuste de um modelo térmico para que obtenha valores idênticos aos obtidos num ensaio experimental;
- Definição de um modelo mecânico que permita a análise de tensões de origem térmica;
- Utilização dos modelos térmicos e mecânicos para testar cenários alternativos de forma a otimizar o processo de aquecimento da têmpera.

Além destes objetivos principais, também se faz um pequeno estudo experimental para se perceber qual é a emissividade da peça e como esta varia com a temperatura, já que este valor é muito importante no modelo térmico.

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

No Capítulo 2 é utilizada uma solução analítica para se perceber como varia a temperatura em qualquer local da peça no tempo. Posteriormente estes valores são comparados com os valores obtidos em diversos modelos numéricos percebendo-se desta maneira o erro inerente às malhas e à variação máxima de temperatura permitida por passo no tempo. É ainda escolhida a solução que leva a menores erros com um tempo de cálculo considerado aceitável.

No Capítulo 3, tendo-se encontrado na literatura diferentes valores das propriedades em função da temperatura para o aço em estudo, faz-se uma análise da influência da incerteza nas propriedades do material para o campo de temperaturas e para o campo de tensões na peça.

No Capítulo 4 são realizados diversos ajustes no modelo numérico para que os resultados numéricos se aproximem o mais possível aos resultados experimentais facultados pela empresa F. Ramada. Isto é conseguido através da alteração dos parâmetros considerados como sendo ajustáveis, nomeadamente o coeficiente de convecção e ainda a emissividade, tendo sido ainda feita uma pequena alteração no calor específico utilizado já que se prova a necessidade desta modificação.

No Capítulo 5 é feita uma análise mecânica do comportamento da peça durante o aquecimento do tratamento térmico de têmpera. Numa primeira fase é utilizado um modelo meramente elástico e, tendo-se comprovado que este não leva a bons resultados, posteriormente complementa-se o modelo mecânico com a modelação do regime plástico.

No Capítulo 6 são estudados diversos cenários que permitem a otimização do tratamento térmico de têmpera através da redução do tempo de aquecimento sem criar tensões excessivas na peça.

No Capítulo 7 enumera-se as conclusões retiradas na presente dissertação e finaliza com algumas sugestões para trabalhos futuros.

No Anexo A está descrito o código escrito no *EES* que permite a interpolação de valores, no anexo B é descrito de forma sucinta a experiência realizada para se determinar a emissividade da peça em função da temperatura e, finalmente, no anexo C explica-se como é implementado o comando *Restart* do Abaqus™

2. Otimização de alguns parâmetros do modelo numérico usando uma solução analítica

Neste capítulo, ir-se-á apresentar a metodologia utilizada para encontrar os parâmetros inerentes ao modelo numérico que irão ser utilizados nas simulações reais. Como se verá, a malha e a variação máxima de temperatura permitida por passo no tempo são os parâmetros mais relevantes e, por comparação com resultados analíticos, foi possível encontrar uma combinação de ambos que permitiu obter simultaneamente bons resultados e um tempo de simulação aceitável.

2.1 Introdução

Para simular o aquecimento do bloco de aço, foi utilizado o *software* Abaqus™, produzido pela Dassault Systèmes. Este programa, recorrendo ao método dos elementos finitos, permite a resolução de uma grande variedade de problemas, através da discretização e integração de equações diferenciais, sendo especialmente interessante na resolução de problemas complexos onde não é possível obter uma solução analítica.

Os modelos numéricos necessitam de validação, se possível, através da utilização de soluções analíticas ou ainda através de resultados experimentais. Numa primeira fase, o resultado do modelo numérico foi comparado com uma solução analítica através da simulação do aquecimento de um sólido com as dimensões e características do bloco de aço que irá ser estudado, isto é, um bloco paralelepípedo de aço DIN CK 45 com as dimensões presentes na Tabela 2-1. O objetivo foi o de encontrar parâmetros relevantes do programa, como o número de nós e variação máxima de temperatura permitida em cada passo no tempo, de forma a se poder realizar a simulação com um erro aceitável num tempo realista.

Tabela 2-1 – Dimensões do bloco de aço

<i>Eixo</i>	<i>Dimensão [mm]</i>
<i>x</i>	540
<i>y</i>	310
<i>z</i>	450

Optou-se por fazer uma análise pelo lado da segurança, i.e., estudou-se um sistema sujeito a uma solicitação muito mais exigente do que a que acontecerá na realidade, aumentando-se assim os gradientes térmicos na peça e, consequentemente, o erro, ou seja, a diferença entre os resultados obtidos analiticamente e numericamente. Tal é conseguido utilizando um coeficiente global de transferência de calor mais de três vezes superior ao esperado e, ainda, a um aumento de temperatura, efetuado em apenas um estágio, muito mais brusco do que o real. Assim, garante-se que o erro inerente à simulação numérica na solicitação real, para a malha e incremento máximo de temperatura por passo no tempo aqui selecionados, será em princípio aceitável e inferior aos erros obtidos no presente capítulo.

A metodologia inerente à obtenção da solução analítica foi apresentada com maior detalhe em Oliveira (2011) sendo aqui apenas referida de forma abreviada. Segundo Çengel (2003), os problemas de transferência de calor em regime transiente, ainda que bi ou tridimensionais, são resolvidos através de soluções unidimensionais. Na Figura 2-1 pode-se ver a formação de um paralelepípedo infinito, obtido pela interseção de duas paredes planas infinitas.

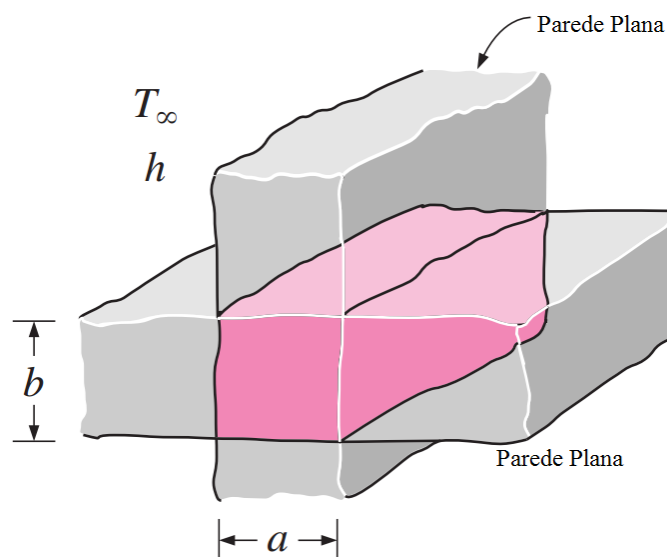


Figura 2-1 – Paralelepípedo infinito obtido pela interseção de duas paredes infinitas. (adaptado de (Çengel, 2003))

Para se obter um paralelepípedo real, com dimensões reais, basta interseccionar uma terceira parede, perpendicular às duas anteriores, definindo assim, dimensionalmente, o objeto em estudo nas três dimensões. Esta abordagem analítica apenas é válida se o corpo em estudo não tiver geração de calor (condição verdadeira na situação desta dissertação), e se todas as faces do sólido estiverem sujeitas a um fluido com a mesma temperatura e o mesmo coeficiente de convecção sendo constantes as propriedades do material, o que não se verifica na prática porque a convecção na zona perto da porta é superior em virtude da movimentação do gás provocado pelo ventilador da porta além das propriedades variarem com a temperatura, evidenciando a necessidade de se realizar a simulação num programa de elementos finitos como o AbaqusTM.

Uma alternativa mais simplista a esta abordagem seria a utilização do método do sistema global. Segundo Incropera (2007), este método considera que a temperatura do sólido é espacialmente uniforme em qualquer instante durante o processo de transferência, ou seja, os gradientes de temperatura no interior do sólido são desprezáveis. Normalmente considera-se que o erro associado à utilização deste método é reduzido se a seguinte condição for satisfeita:

$$Bi = \frac{h \cdot L_c}{k} < 0,1 \quad (1.1)$$

Em que Bi é o número de Biot, h é o coeficiente de transferência de calor global, k é a condutividade térmica do corpo e L_c é o comprimento característico da peça, obtido pela equação seguinte:

$$L_c = \frac{V}{A_s} \quad (1.2)$$

Visto que o objetivo deste trabalho passa pelo estudo da variação espacial da temperatura em função do tempo numa peça de médias dimensões, e o número de Biot máximo espectável é próximo de 0,2 este método não é aplicável neste caso, pelo que não vai ser explorado com maior detalhe, tal como se sucedeu no trabalho de Oliveira (2011).

2.2 Resultados obtidos a partir da solução analítica

Para se obter uma solução através do método analítico, foi necessário definir algumas propriedades médias para o material como o calor específico, a condutividade térmica e a massa volúmica, representadas na Tabela 2-2 por c , k e ρ , respetivamente, as mesmas que serão utilizadas nesta fase na simulação numérica. Na mesma tabela é possível verificar ainda alguns parâmetros do problema como a temperatura inicial do bloco, T_i , a temperatura da envolvente, T_∞ , e ainda o coeficiente de convecção utilizado, h .

Tabela 2-2 – Propriedades do material e parâmetros do problema

Propriedades do material		
c	500	[J kg ⁻¹ K ⁻¹]
k	46	[W m ⁻¹ K ⁻¹]
ρ	7850	[kg m ⁻³]
Parâmetros do problema		
T_i	25	[°C]
T_∞	900	[°C]
h	350	[W m ⁻² K ⁻¹]

Como referido anteriormente, os valores da temperatura da envolvente e do coeficiente de convecção foram selecionados de forma a impor uma maior exigência ao modelo, com o objetivo de garantir que o erro deste na solicitação real seja o mais baixo possível para os meios disponíveis.

A solução analítica foi obtida para dois pontos distintos, ponto A e ponto B, que representam, respetivamente, o ponto central e um vértice do paralelepípedo como se pode ver Figura 2-2

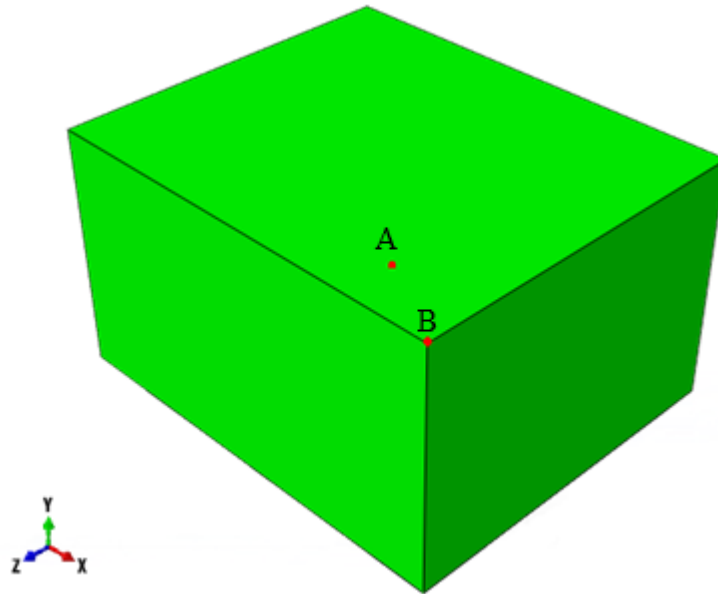


Figura 2-2 – Bloco com pontos estudados assinalados.

Na Figura 2-3, pode-se ver a variação da temperatura, obtida pela solução analítica, ao longo de 10000s de aquecimento nestes dois pontos.

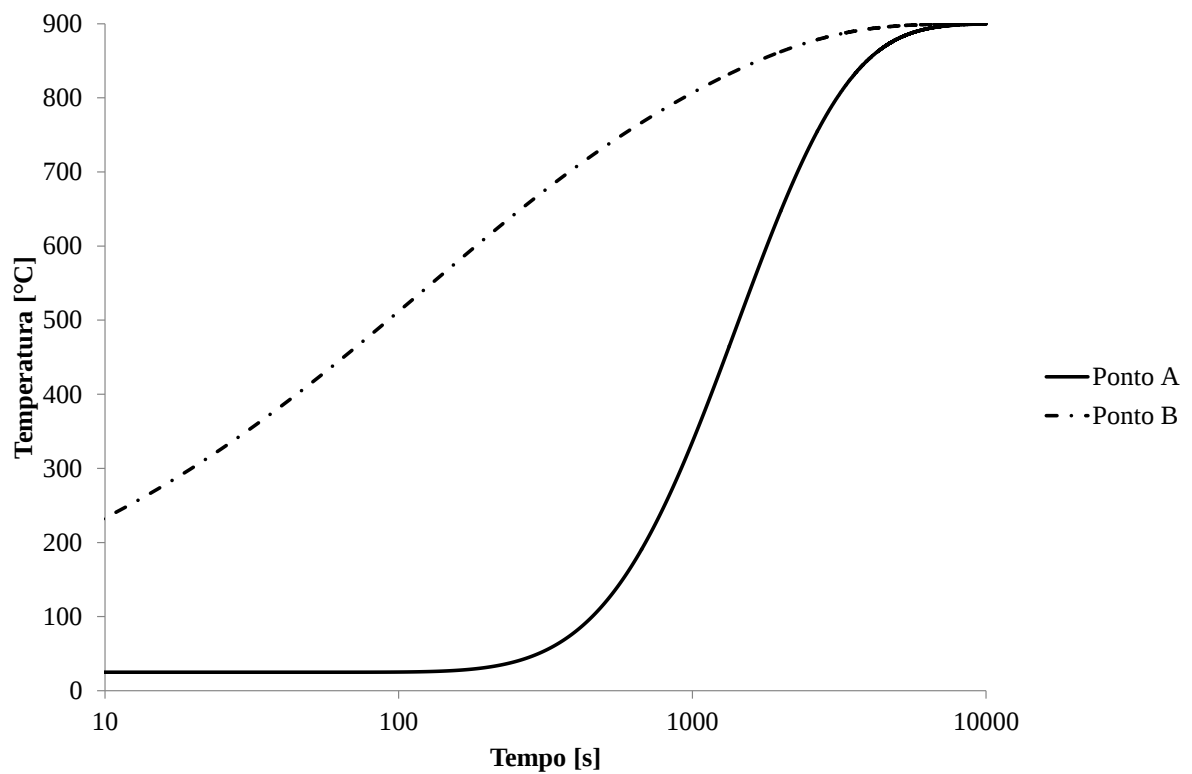


Figura 2-3 – Curvas da temperatura dos pontos A e B, obtidas analiticamente.

Da análise da figura anterior constata-se que:

- Ponto A: Ponto no centro da peça onde, devido à sua localização, durante os primeiros 200 segundos não existe variação de temperatura. Após este tempo, existe uma variação acentuada de temperatura até à temperatura da envolvente, o que acontece ao fim de, aproximadamente, 7000 segundos.
- Ponto B: Ponto no vértice da peça, é o mais solicitado de todos, onde rapidamente se verifica uma variação acentuada de temperatura desde o início, mantendo uma taxa de aquecimento constante até atingir a temperatura da envolvente, o que acontece por volta dos 5500 segundos.

Esta análise permite, desde já, comprovar que o método do sistema global, onde o gradiente de temperaturas na peça é desprezado, seria uma muito má aproximação, obtendo-se uma diferença máxima de temperaturas entre estes dois pontos do bloco superior a 620 °C.

2.3 Análise numérica do aquecimento

Como já foi dito anteriormente, o programa utilizado para a simulação numérica foi o Abaqus™, que permite a resolução de problemas de transferência de calor através de, (Dassault Systèmes, 2010):

- Análise térmica desacoplada, onde o campo de temperaturas é calculado sem ter em consideração o campo de tensões e deformações;
- Análise acoplada sequencial, usada quando o modelo físico numa simulação é apenas importante numa direção, i.e., é utilizada quando o campo de tensões e deformações é dependente do campo de temperaturas, podendo este último ser calculado sem o conhecimento do campo de tensões e deformações. É normalmente utilizado através de uma análise térmica desacoplada e depois efetua-se a análise mecânica, sendo esta a metodologia utilizada nesta dissertação.
- Análise completamente acoplada, usada quando há uma forte dependência entre o campo de tensões e deformações e o campo de temperaturas. A solução dos diversos campos é obtida simultaneamente, à custa de um grande tempo de cálculo.

2.3.1 Definição do modelo numérico

Numa primeira fase, para ser possível realizar comparações com o modelo analítico, tiveram de se considerar as mesmas condições fronteira, ou seja:

- Temperatura inicial do corpo uniforme;
- Inexistência de geração interna de calor;
- Temperatura da envolvente, neste caso do gás, e coeficiente de convecção constantes e iguais em todas as faces do sólido.

No *software* definiu-se também que se trata de um sistema transiente e que o incremento temporal, passo no tempo, é obtido automaticamente através da imposição da máxima variação de temperatura permitida, que é a variação máxima permitida a cada ponto do campo de temperatura em instantes seguidos de simulação (passo no tempo), sendo este definido pelo utilizador. Tanto as propriedades do material como os parâmetros do problema foram definidos como sendo iguais aos usados na solução analítica, utilizando-se assim os valores da Tabela 2-2. Foram escolhidos elementos hexaédricos de primeira ordem, tendo sido seleccionada a opção de convecção, resultando elementos com o código interno do Abaqus™ “DCC3D8”.

Posteriormente, é necessário ainda escolher diversos parâmetros indispensáveis para a simulação, tal como o número de elementos da malha, a máxima variação da temperatura por passo no tempo e, finalmente, o valor para o passo inicial no tempo. A utilização de um maior número de elementos da malha e de uma menor variação máxima da temperatura e um menor incremento inicial de tempo conduzem a melhores resultados, mas também a um maior tempo de cálculo, sendo então necessário estudar tanto o erro como também o tempo de todas situações para se poder encontrar uma solução exequível face ao computador utilizado nas simulações. De forma a minimizar os erros nas arestas da peça, onde os gradientes térmicos são maiores, foi utilizada também uma malha mais refinada nestes locais. Tal foi obtido utilizando malhas com um “*Double Bias*” e um “*Bias ratio*” de 10. Não foram consideradas faces de simetria, aplicáveis neste caso, para se ter uma melhor noção do tempo de cálculo necessário na fase da modelação do bloco de aço real, já que nesta última não se pode considerar ocorrências de simetrias porque as faces do bloco estão sujeitas a condições de convecção diferentes.

2.3.2 Cálculo do erro do modelo numérico

O erro obtido no cálculo da temperatura, e , é calculado através da equação (2.1):

$$e = \frac{|T_{\text{analítica}} - T_{\text{numérica}}|}{T_{\text{analítica}}} \times 100 [\%] \quad (2.1)$$

Em que $T_{\text{analítica}}$ representa a temperatura obtida através da solução analítica e $T_{\text{numérica}}$ é a temperatura obtida pela solução numérica. Sabendo que a solução analítica não apresenta bons resultados para a fase inicial, dado o número finito de raízes utilizado (Maia, 2013), e que os erros maiores do modelo numérico ocorrem para os primeiros minutos quando os gradientes térmicos são maiores, optou-se por fazer a média dos erros entre os 10 e os 100 segundos, para o ponto do centro e para o ponto do vértice, esperando-se, à partida, que o ponto crítico fosse o do vértice, onde há maior variação da temperatura com o tempo. Assim procurou-se garantir que, por um lado, a solução analítica traduz com grande precisão o aquecimento, não se considerando os primeiros dez segundos do aquecimento, e, por outro lado, que o modelo numérico está a ser avaliado na fase mais crítica do aquecimento.

2.3.3 Definição das malhas

Foram estudadas quatro malhas distintas, sendo possível visualizar as características de cada uma na Tabela 2-3. É importante realçar que, como se pode ver na tabela já mencionada, foi sempre escolhido um número par de elementos garantindo desta maneira a existência de um nó no centro do bloco, designado por ponto A.

Tabela 2-3 – Características das malhas, número de elementos (em cada direção e total)

<i>Malha</i>	<i>x</i>	<i>y</i>	<i>z</i>	<i>Nº de elementos</i>
Malha 1	30	18	26	14040
Malha 2	36	20	30	21600
Malha 3	52	30	44	68640
Malha 4	64	38	56	136192

Na Figura 2-4 vê-se a representação das malhas, com a particularidade de se poder observar o refinamento da malha junto às arestas do paralelepípedo.

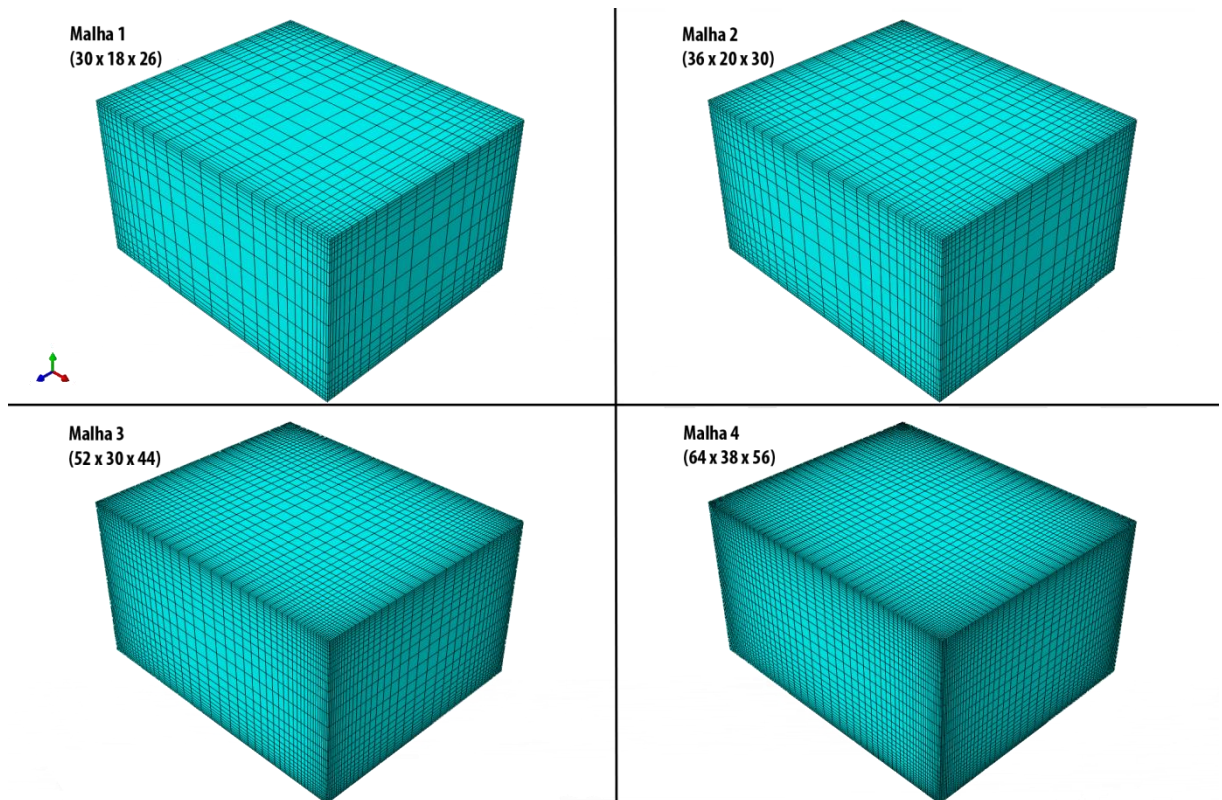


Figura 2-4 – Representação do bloco com as diferentes malhas.

2.3.4 Erro inerentes às malhas e à variação máxima de temperatura permitida

É esperado que uma malha mais refinada aliada a uma menor variação máxima de temperatura permitida conduza a melhores resultados, mas também a um maior tempo de processamento. Deste modo, uma análise aos referidos parâmetros e ao seu efeito sobre o erro é importante de forma a se encontrar uma solução de compromisso entre o erro e o tempo de processamento. Os erros médios, $\bar{e}$, entre os 10 e os 100 segundos de simulação, para o ponto central, A, e para o ponto no vértice, B, bem como o tempo de processamento da simulação na sua totalidade, t_{CPU} estão representados na Tabela 2-4.

Tabela 2-4 – Erro médio e tempo de cálculo total das várias situações estudadas

Variação máx. de Temperatura	Malha 1		Malha 2		Malha 3		Malha 4		
	Ponto A	Ponto B	Ponto A	Ponto B	Ponto A	Ponto B	Ponto A	Ponto B	
10°C	$\bar{e}$	0,172%	1,202%	0,135%	0,996%	0,047%	0,620%	0,032%	0,495%
	t_{CPU}	142 s		247 s		765 s		1457 s	
2°C	$\bar{e}$	0,159%	1,001%	0,110%	0,796%	0,053%	0,417%	0,029%	0,291%
	t_{CPU}	686 s		1015 s		3439 s		6513 s	
1°C	$\bar{e}$	0,156%	0,976%	0,109%	0,770%	0,053%	0,391%	0,028%	0,265%
	t_{CPU}	1372 s		2246 s		6888 s		12561 s	

Como referido anteriormente, o tempo total de cálculo aumenta com o refinamento da malha e com a diminuição da variação máxima de temperatura permitida, tanto para um ponto como para outro. A exceção ocorre na malha 3, onde o erro mais baixo do ponto A se obteve com o maior incremento de temperatura admissível. Isto poderá ser explicado pelo facto de, por haver mais resultados entre os 10 e os 100 segundos (são necessários mais passos no tempo para menores incrementos de temperatura), haver também mais resultados entre os 50 e os 100 segundos, região onde o erro aumenta, como se pode ver na Figura 2-6, fazendo com que o erro médio também aumente.

Continuando uma análise detalhada da tabela, facilmente se percebe que a diminuição do erro se obtém, no cômputo geral, mais facilmente através do refinamento da malha do que através da diminuição da máxima variação da temperatura. Um exemplo disto é a malha 1 com um incremento máximo de 10 °C. Se refinarmos a malha, utilizando a malha 2, obtemos uma diminuição do erro do ponto A e B de, respetivamente, 21,2% e 17,2%. Mas se tentarmos diminuir o erro pela diminuição do incremento máximo de temperatura, utilizando um valor de 2°C, obtém-se uma diminuição para os mesmos dois pontos de 7,4% e 16,7% à custa de um tempo de processamento quase três vezes superior ao da situação da malha 2 com incremento de 10 °C. Em suma, nesta última situação obteve-se um erro maior e ainda um maior tempo de processamento. Para todas as malhas, vê-se ainda que utilizando incrementos máximos de 2°C ou de 1°C, o erro obtido é sensivelmente o mesmo, sendo o tempo de cálculo do segundo o dobro do primeiro.

Em todas simulações foi definido como passo inicial no tempo um valor demasiado longo (100 segundos), sendo assim possível verificar como o *software* altera automaticamente este valor de forma a ser compatível com o incremento máximo de temperatura permitido por passo no tempo. Na Tabela 2-5 pode-se visualizar os incrementos iniciais de tempo, efetivamente utilizados pelo programa Abaqus™, para cada uma das situações analisadas.

Tabela 2-5 – Incremento inicial de tempo para as diversas situações estudadas

Incremento inicial de tempo [s]				
	Malha 1	Malha 2	Malha 3	Malha 4
10°C	0,084	0,075	0,058	0,048
2°C	0,017	0,015	0,0096	0,0078
1°C	0,0084	0,0075	0,0047	0,0038

2.3.5 Escolha da malha

Depois de ponderados todos os fatores vistos na subsecção anterior, optou-se pela utilização da malha 3 com uma variação máxima de temperatura por passo no tempo de 10 °C. Esta malha já apresenta um erro médio inferior a 0,7% para o ponto crítico, ponto B, tendo a simulação demorado menos de 13 minutos. Na Figura 2-5 vê-se as curvas de temperatura para os dois pontos analisados, obtidas pelo método analítico e pelo método numérico, e na Figura 2-6 vê-se o erro obtido entre os dois métodos.

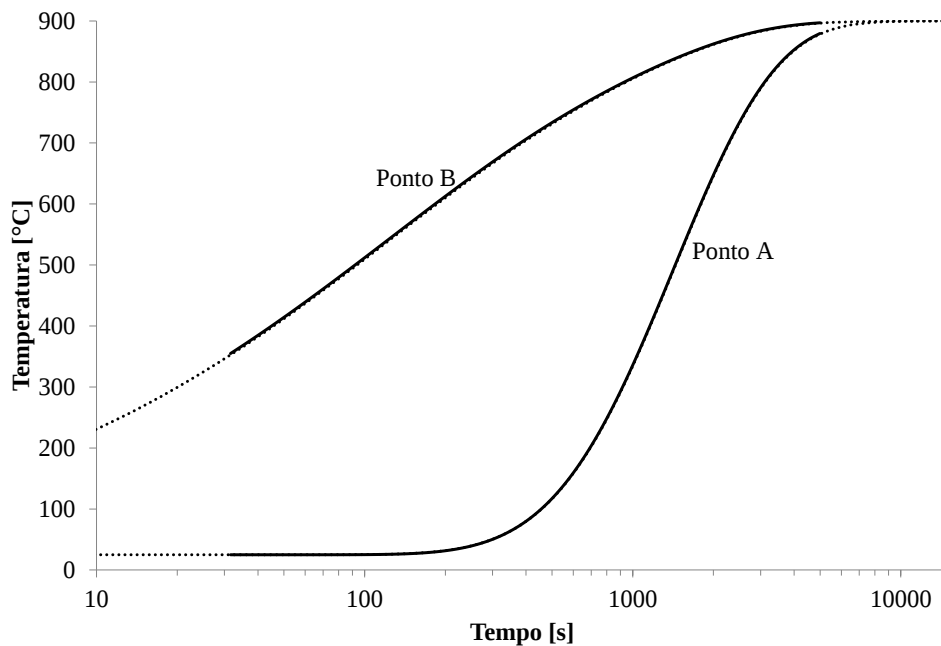


Figura 2-5 – Comparação dos valores obtidos pelo método analítico, representado pela linha contínua, e pelo método numérico, representado pela linha a tracejado, para os dois pontos em estudo.

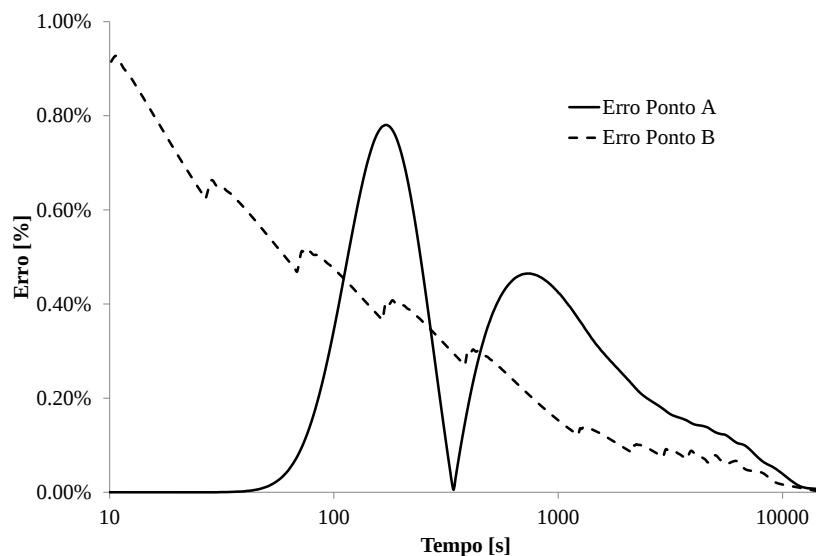


Figura 2-6 – Erro do método numérico relativamente ao método analítico, equação (2.1), para os dois pontos em estudo.

Da análise da figura anterior percebe-se que o erro para o ponto B vai diminuindo com o tempo, confirmando a ideia que os minutos iniciais seriam os mais complicados de simular devido às elevadas variações da temperatura com o tempo. Os “dentes de serra” que se veem devem-se à alteração do incremento de tempo calculado e usado pelo programa, o que provoca pequenas descontinuidades. No ponto A, o erro não é máximo nos minutos iniciais porque nestes momentos não existe variação de temperatura no centro da peça, sendo que este aumenta quando a temperatura começa a variar. O segundo pico do erro para este ponto acontece devido ao grande declive da curva de temperatura nesses instantes.

2.3.6 Estudo da importância do incremento inicial de tempo

O incremento de tempo é definido automaticamente pelo *software*, de forma a cumprir o requisito da máxima variação de temperatura por passo no tempo. O incremento inicial de tempo não é exceção, contudo a explicitação deste parâmetro é possível e tem alguma interferência nos resultados obtidos. Na Tabela 2-6 pode-se ver a influência deste parâmetro no erro médio entre os 10 e os 100 segundos, no tempo de cálculo total, no número de tentativas que o Abaqus™ executa até encontrar um incremento temporal que cumpra a condição da variação máxima de temperatura estipulada, o incremento de tempo inicial efetivamente utilizado pelo programa e, finalmente, o número de incrementos necessários para o *software* efetuar os 100 segundos da simulação para a malha 3 com uma variação máxima de temperatura por passo no tempo de 10 °C.

Tabela 2-6 – Influência do incremento inicial de tempo nos diversos parâmetros

Incremento inicial definido [s]	$\bar{e}$		T _{CPU} [s]	Número de tentativas	Incremento inicial efetivo [s]	Incrementos
	Ponto A	Ponto B				
100	0,047%	0,620%	765	4	0,05842	94
1	0,053%	0,615%	710	3	0,05616	95
0,1	0,052%	0,616%	700	2	0,05549	95
0,001	0,052%	0,618%	783	1	0,001	103

O incremento inicial de tempo definido, Δt_i , de 0,001 segundos foi estudado por ser um tempo inferior ao necessário para cumprir a condição do incremento máximo espacial de temperatura, ao contrário de todos os outros tempos. Tal fez com que o Abaqus™ precisasse de mais incrementos de tempo (103) do que nas restantes situações e, consequentemente, necessitasse de um maior tempo de processamento. As restantes situações são muito idênticas, diferindo, acima de tudo, no número de tentativas necessárias para descobrir um incremento inicial válido. Assim, quanto maior for o valor definido, mais tentativas o *software* tem de realizar. A diferença entre os tempos dos 3 primeiros testes reside essencialmente nesta diferença do número de tentativas. O erro obtido para os dois pontos é muito parecido em todas as situações, sendo possível concluir que o valor definido para o incremento inicial não tem grande influência nos resultados obtidos.

Em suma, pode afirmar-se que apesar dos valores obtidos não se diferenciarem muito, a utilização de um incremento inicial de 0,1 segundos permite poupar algum tempo de simulação.

Neste capítulo foi pois estudada a influência do refinamento da malha, da variação máxima de temperatura permitida por passo no tempo e do incremento inicial de tempo imposto no tempo de cálculo e no erro dos resultados. Com base nos resultados obtidos selecionou-se então a malha e os restantes parâmetros relevantes, que irão ser utilizados nas simulações a realizar no presente trabalho e cujos valores se encontram resumidos na Tabela 2-7.

Tabela 2-7 – Malha e outros parâmetros a usar nas simulações e erro médio associado

Parâmetros da simulação		
Malha 3 (52 x 30 x 44)		
$\Delta T_{máx}$	10	[°C]
Δt_i	0,1	[s]
Erro médio obtido		
$\bar{\epsilon}$ Ponto A	0,052	[%]
$\bar{\epsilon}$ Ponto B	0,616	[%]

3. Incerteza inerente às propriedades tabeladas

Numa tentativa de aproximação à realidade do modelo numérico, optou-se por atender à variação das propriedades, quer térmicas quer mecânicas, do material com a temperatura. Nas diversas pesquisas efetuadas, tanto em livros e *sites* da internet com propriedades de materiais como em artigos científicos publicados, foram encontrados, como é natural, valores um pouco diferentes para as mesmas propriedades mecânicas e térmicas. Surge desta maneira a necessidade de perceber a dispersão de resultados que se pode obter devido a esta incerteza nas propriedades do material, nomeadamente qual a sua repercussão na distribuição de temperaturas e, posteriormente, na distribuição de tensões.

Neste capítulo, numa primeira fase, são apresentados os diversos valores para as diferentes propriedades de cada autor. Depois disto, são representadas as diversas análises térmicas efetuadas, utilizando as diferentes combinações de propriedades que provocam as maiores variações entre curvas de aquecimento, ou seja, as situações extremas. Tendo-se optado por utilizar propriedades térmicas obtidas calculando os valores médios dos vários valores da literatura, foram efetuadas posteriormente diversas análises mecânicas utilizando os diferentes valores das propriedades relevantes para esta simulação. No final é feita uma comparação dos diversos resultados obtidos para, finalmente, se selecionar as propriedades mecânicas que serão utilizadas no modelo numérico.

3.1 Valores da literatura das propriedades termomecânicas do aço DIN CK45

Nesta secção serão representados os diversos valores da literatura para as propriedades térmicas e mecânicas do aço DIN CK45. Estão representados os valores de Wayman e Bringas (1997) e Bauccio (1983) em conjunto já que os valores obtidos nestas duas referências são os mesmos. Depois destes, ainda são representados os valores da base de dados na internet Steel and Alloy (Marochnik), as equações propostas por Miettinen (1997)

que permitem a obtenção de diversas propriedades conhecendo apenas a composição química do aço e ainda as equações de Shin (2012) de diversas propriedades do aço em questão em função da temperatura.

Na Tabela 3-1 podem-se ver algumas propriedades em função da temperatura, nomeadamente o coeficiente de dilatação térmica, α , a condutividade térmica, k , e o calor específico aparente, c_{aparente} , obtido de Wayman e Bringas (1997), que como se referiu anteriormente são as mesmas de Baucchio (1983).

Tabela 3-1 – Propriedades térmicas do aço DIN CK 45 (Wayman & Bringas, 1997) e (Baucchio, 1983)

T	α	T	k	T	C_{aparente}
[°C]	[°C ⁻¹]	[°C]	[W m ⁻¹ K ⁻¹]	[°C]	[J kg ⁻¹ K ⁻¹]
0-100 °C	11,6x10 ⁻⁶	0 °C	51,9	50-100 °C	486
0-200 °C	12,3x10 ⁻⁶	100 °C	50,8	150-200 °C	515
0-300 °C	13,1x10 ⁻⁶	200 °C	48,2	200-250 °C	528
0-400 °C	13,7x10 ⁻⁶	300 °C	45,6	250-300 °C	548
0-500 °C	14,2x10 ⁻⁶	400 °C	41,9	300-350 °C	569
0-600 °C	14,7x10 ⁻⁶	500 °C	38,1	350-400 °C	586
0-700 °C	15,1x10 ⁻⁶	600 °C	33,9	450-500 °C	649
		700 °C	30,1	550-600 °C	708
		800 °C	24,7	650-700 °C	770
		1000 °C	26,8	700-750 °C	1583
		1200 °C	29,7	750-800 °C	624
				850-900 °C	548

Como se pode ver, o calor específico entre os 700 °C e os 750 °C é muito superior. Isto acontece porque o que está representado na Tabela 3-1 é, tal como dito anteriormente, o calor específico aparente, que na mudança de fase ferrite- α em austenite, que ocorre neste intervalo de temperaturas, está a contabilizar também o calor latente inerente ao processo, justificando a descontinuidade de valores do calor específico aparente. Estes valores

correspondem aos do aço AISI 1042 que é em tudo igual ao DIN CK 45, tendo apenas menos 0,03 % de Carbono, sendo assim aceitável a utilização dos dados deste aço.

Na Tabela 3-2 estão representadas as propriedades térmicas e mecânicas do aço DIN CK 45, segundo a base de dados na internet Steel and Alloy (Marochnik), onde E representa o valor do módulo de Young e ρ é a massa volúmica.

Tabela 3-2 – Propriedades físicas do aço DIN CK 45 (Database of Steel and Alloy)

T [°C]	E [GPa]	α [°C ⁻¹]	k [W m ⁻¹ K ⁻¹]	ρ [kg m ⁻³]	c [J kg ⁻¹ K ⁻¹]
20	200			7826	
100	201	11,9x10 ⁻⁶	48	7799	473
200	193	12,7x10 ⁻⁶	47	7769	494
300	190	13,4x10 ⁻⁶	44	7735	515
400	172	14,1x10 ⁻⁶	41	7698	536
500		14,6x10 ⁻⁶	39	7662	583
600		14,9x10 ⁻⁶	36	7625	578
700		15,2x10 ⁻⁶	31	7587	611
800			27	7595	720
900			26		708

Pode-se, desde já, perceber que efetivamente existe alguma diferença entre os valores obtidos nas referências anteriores, comprovando o que foi dito no início do presente capítulo. Neste caso, e ao contrário do que acontece na informação de Wayman e Bringas (1997) e Bauccio (1983), não existe uma descontinuidade de valores no calor específico na zona de mudança de fase. É então necessário ter algum cuidado com os valores na referida zona uma vez que na base de dados de Steel and Alloy não contabiliza o calor latente, sendo necessário incluí-lo no modelo numérico de forma a se obter uma maior aproximação com a realidade.

Uma alternativa que permite calcular as propriedades físicas de uma grande variedade de aços é proposta por Miettinen, (1997). Este desenvolveu equações que permitem a

obtenção de diversas propriedades, sendo conhecida apenas a composição química dos aços. Obviamente é de esperar que neste caso a incerteza associada às propriedades assim obtidas seja superior à de valores obtidos experimentalmente para um dado aço.

Segundo o referido autor, a massa volúmica, em kg m^{-3} , de qualquer aço cuja microestrutura seja ferrite (α), o que acontece no aço utilizado até que ocorra a mudança de fase, obtém-se através de:

$$\begin{aligned} \rho^\alpha = & 7875,96 - 0,2970T - 5,62 \times 10^{-5}T^2 \\ & + (-206,35 + 7,78 \times 10^{-3}T + 1,472 \times 10^{-6}T^2)C_C^\alpha \\ & + (-8,58 + 1,229 \times 10^{-3}T + 0,852 \times 10^{-7} \times T^2 \\ & + 0,018367C_{Cr}^\alpha) \times C_{Cr}^\alpha \\ & + (-0,22 - 0,470 \times 10^{-3}T - 1,855 \times 10^{-7}T^2 + 0,104608C_{Ni}^\alpha) \\ & \times C_{Ni}^\alpha - 36,86C_{Si}^\alpha - 7,24C_{Mn}^\alpha + 30,78C_{Mo}^\alpha \end{aligned} \quad (3.1)$$

Onde C_x^α representa a fração mássica do elemento x e T a temperatura em graus Celcius.

No caso da austenite (γ) que é a microestrutura que surge no aço depois da mudança de fase a elevadas temperaturas, a expressão que permite o cálculo da massa volúmica é:

$$\begin{aligned} \rho^\gamma = & 8099,79 - ,5060T + (-118,26 + 7,39 \times 10^{-3}T)C_C^\gamma \\ & + (-7,59 + 3,422 \times 10^{-3}T + 5,388 \times 10^{-7}T^2 \\ & + 0,014271C_{Cr}^\gamma)C_C^\gamma + 1,54 - 2,267 \times 10^{-3}T - 11,26 \times 10^{-7}T^2 \\ & + 0,062642C_{Ni}^\gamma)C_{Ni}^\gamma - 68,24C_{Si}^\gamma - 6,01C_{Mn}^\gamma + 12,45C_{Mo}^\gamma \end{aligned} \quad (3.2)$$

Foi considerado que a transformação de fase ocorre entre 727°C e os 800°C (Han, Melkote, Haluska, & Watkins, 2008), sendo feita uma interpolação linear entre os valores da equação (3.1) a 727°C e da equação (3.2) a 800°C para os valores de temperatura no referido intervalo.

Substituindo os valores das frações mássicas pelos valores médios da Tabela 1-1 obtêm-se as curvas da Figura 3-1.

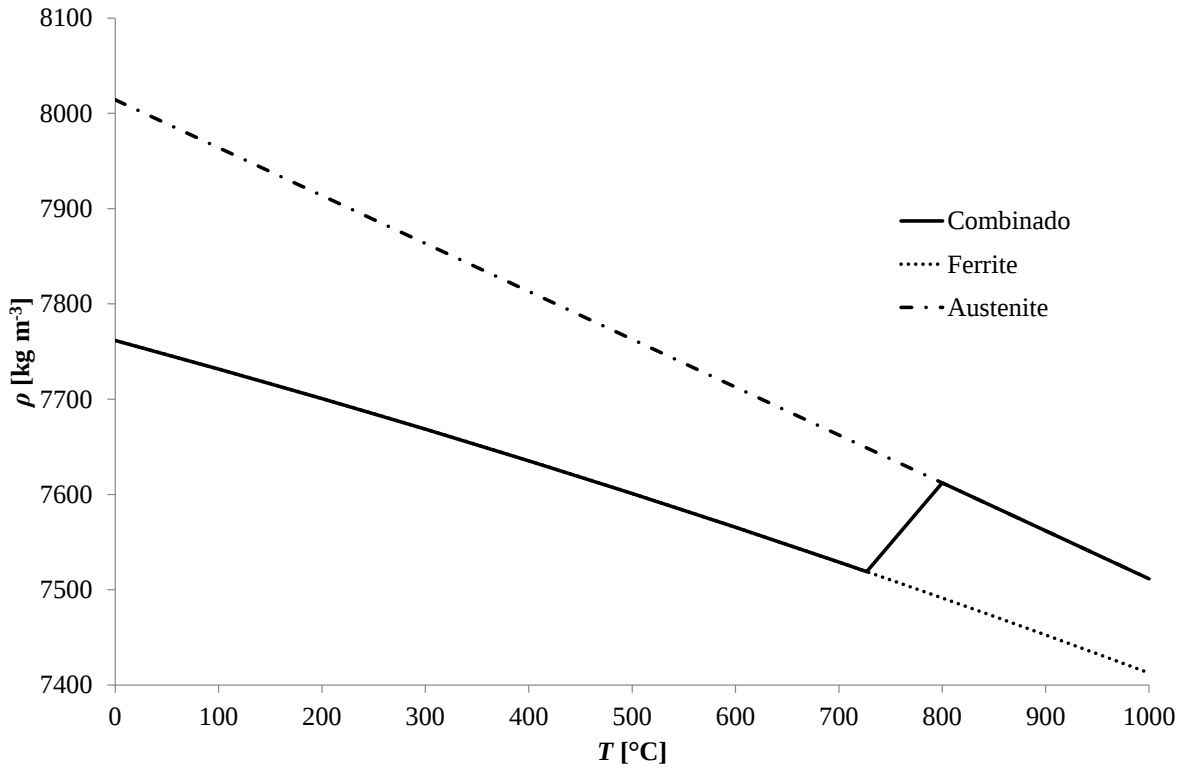


Figura 3-1 – Massa volúmica em função da temperatura (Miettinen, 1997).

Para o cálculo da condutividade térmica, em $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$, no aço com estrutura ferrítica, o autor propõe as seguintes equações para as temperaturas de 25°C, 200°C e 400°C, respetivamente:

$$k^{\alpha}(25^{\circ}\text{C}) = 80,5 - 45,03C_C^{\alpha} + 21,85C_C^{\alpha^2} - 31,69C_{Si}^{\alpha} + 11,57C_{Si}^{\alpha^2} - 15,32C_{Mn}^{\alpha} \quad (3.3)$$

$$+ 0,959C_{Mn}^{\alpha^2} - 8,091C_{Cr}^{\alpha} + 0,452C_{Cr}^{\alpha^2} - 4,674C_{Mo}^{\alpha}$$

$$+ 0,204C_{Mo}^{\alpha^2} - 3,780C_{Ni}^{\alpha} + 0,084C_{Ni}^{\alpha^2}$$

$$k^{\alpha}(200^{\circ}\text{C}) = 63,5 - 22,70C_C^{\alpha} + 9,612C_C^{\alpha^2} - 17,45C_{Si}^{\alpha} + 6,060C_{Si}^{\alpha^2} \quad (3.4)$$

$$- 7,694C_{Mn}^{\alpha} + 0,419C_{Mn}^{\alpha^2} - 4,812C_{Cr}^{\alpha} + 0,216C_{Cr}^{\alpha^2} - 9,745C_{Mo}^{\alpha}$$

$$+ 8,388C_{Mo}^{\alpha^2} - 2,305C_{Ni}^{\alpha} + 0,040C_{Ni}^{\alpha^2}$$

$$k^{\alpha}(400^{\circ}\text{C}) = 50,3 - 13,67C_C^{\alpha} + 5,245C_C^{\alpha^2} - 6,863C_{Si}^{\alpha} + 1,409C_{Si}^{\alpha^2} \quad (3.5)$$

$$- 3,996C_{Mn}^{\alpha} + 0,188C_{Mn}^{\alpha^2} - 3,199C_{Cr}^{\alpha} + 0,141C_{Cr}^{\alpha^2} - 3,307C_{Mo}^{\alpha}$$

$$+ 3,174C_{Mo}^{\alpha^2} - 1,25C_{Ni}^{\alpha} + 0,014C_{Ni}^{\alpha^2}$$

Para temperaturas superiores a 800°C (temperatura em que a estrutura é apenas austenítica), o valor da condutividade térmica em função da temperatura é neste caso dada por:

$$\begin{aligned}
 k^Y = & 20,76 - 0,009T + 3,2627C_C^Y & (3.6) \\
 & + (0,0124 + 2,204 \times 10^{-4}T + 1,078 \times 10^{-7}T^2 + 7,822 \\
 & \times 10^{-4}C_{Cr}^Y - 1,741 \times 10^{-7}TC_{Cr}^Y)C_{Cr}^Y \\
 & + (0,5860 - 8,354 \times 10^{-4}T - 1,368 \times 10^{-7}T^2 + 1,067 \\
 & \times 10^{-2}C_{Ni}^Y - 1,504 \times 10^{-5}TC_{Ni}^Y)C_{Ni}^Y - 0,7598C_{Si}^Y - 0,1432C_{Mn}^Y \\
 & + 0,2222C_{Mo}^Y
 \end{aligned}$$

Tal como foi feito para a massa volúmica, substituiu-se os valores das concentrações mássicas dos elementos de liga pelos valores representados na Tabela 1-1 obtendo-se a evolução da condutividade térmica com a temperatura representada na Figura 3-2.

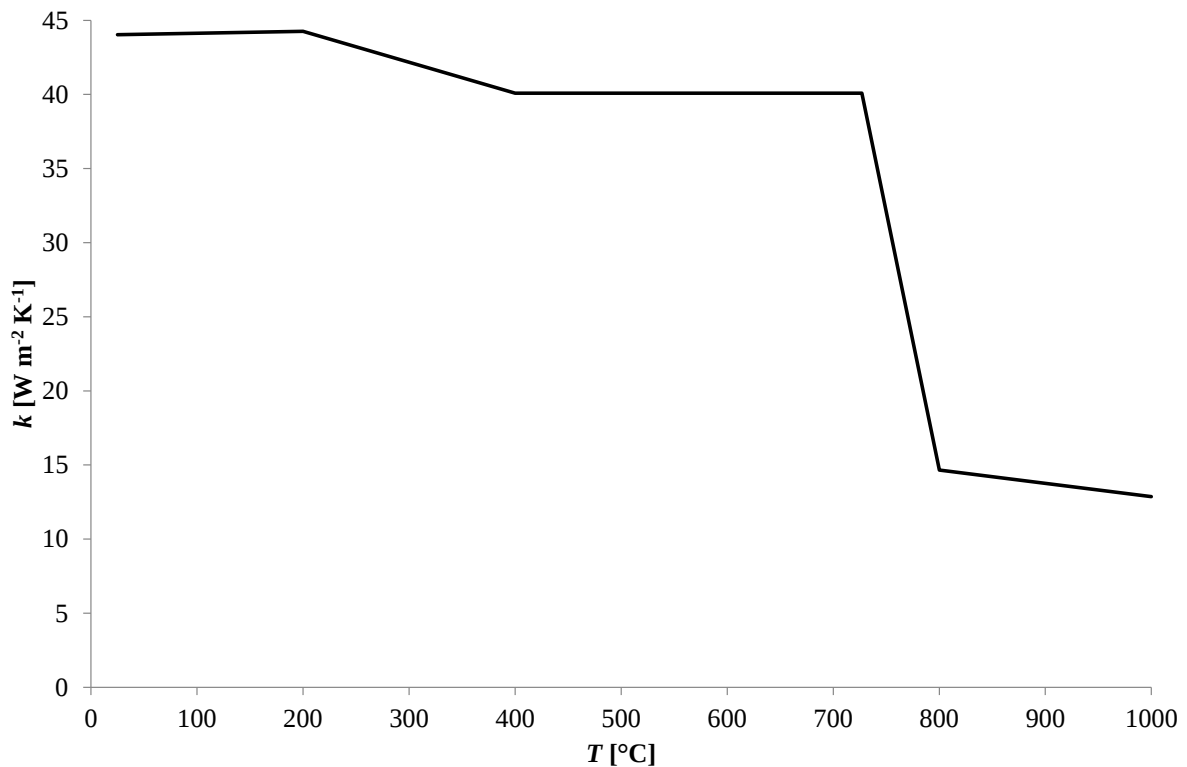


Figura 3-2 – Condutividade térmica em função da temperatura (Miettinen, 1997).

Os valores obtidos através do trabalho de Miettinen (1997) devem ser utilizados com precaução e apenas quando os dados para o aço em estudo não sejam conhecidos, uma vez

que, como se referiu anteriormente, é de esperar uma incerteza maior nas propriedades obtidas através desta abordagem.

No trabalho de (Shin, 2012) encontram-se também várias propriedades para o aço em questão em função da temperatura. De acordo com o referido autor, as equações (3.7) a (3.18) mostram como variam em função da temperatura em graus kelvin, o módulo de Young, E em GPa, a massa volúmica, ρ , o coeficiente de Poisson, ν , o coeficiente de expansão térmico, α , a condutividade térmica, k , e o calor específico, c em $\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$, respetivamente para a fase ferrítica (α) e para a fase austenítica (γ).

$$E^{\alpha} = 250,29 - 0,1086T \quad (3.7)$$

$$E^{\gamma} = 227,08 - 0,0929T \quad (3.8)$$

$$\rho^{\alpha} = 7919,7 - 0,2149T - 0,000102T^2 \quad (3.9)$$

$$\rho^{\gamma} = 8190 - 0,49T \quad (3.10)$$

$$\nu^{\alpha} = 0,30 \quad (3.11)$$

$$\nu^{\gamma} = 0,345 \quad (3.12)$$

$$\alpha^{\alpha} = (8,8608 + 0,0068T) \times 10^{-6} \quad (3.13)$$

$$\alpha^{\gamma} = 21 \times 10^{-6} \quad (3.14)$$

$$k^{\alpha} = 51,638 - 0,0228T \quad (3.15)$$

$$k^{\gamma} = 295,36 - 0,4382T + 0,0002T^2 \quad (3.16)$$

$$c^{\alpha} = 447 + 0,081T + 0,000495T^2 \quad (3.17)$$

$$c^{\gamma} = 439 + 0,1142T \quad (3.18)$$

Da Figura 3-3 até à Figura 3-8 é possível ver a representação gráfica destas propriedades em função da temperatura, onde se constata que os valores das propriedades termomecânicas são muito diferentes para as diversas estruturas cristalinas, percebendo-se assim a importância de se saber a estrutura cristalina presente no aço.

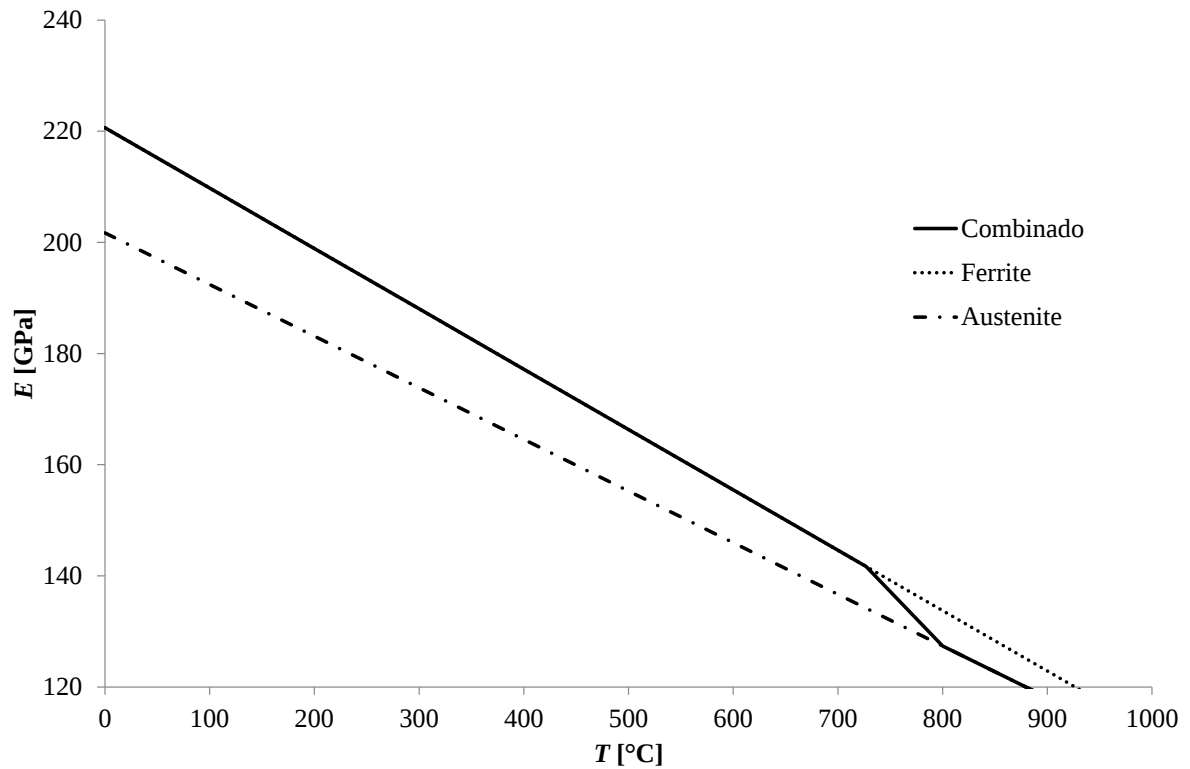


Figura 3-3 – Variação do módulo de Young com a temperatura, para as diferentes estruturas cristalinas (Shin, 2012).

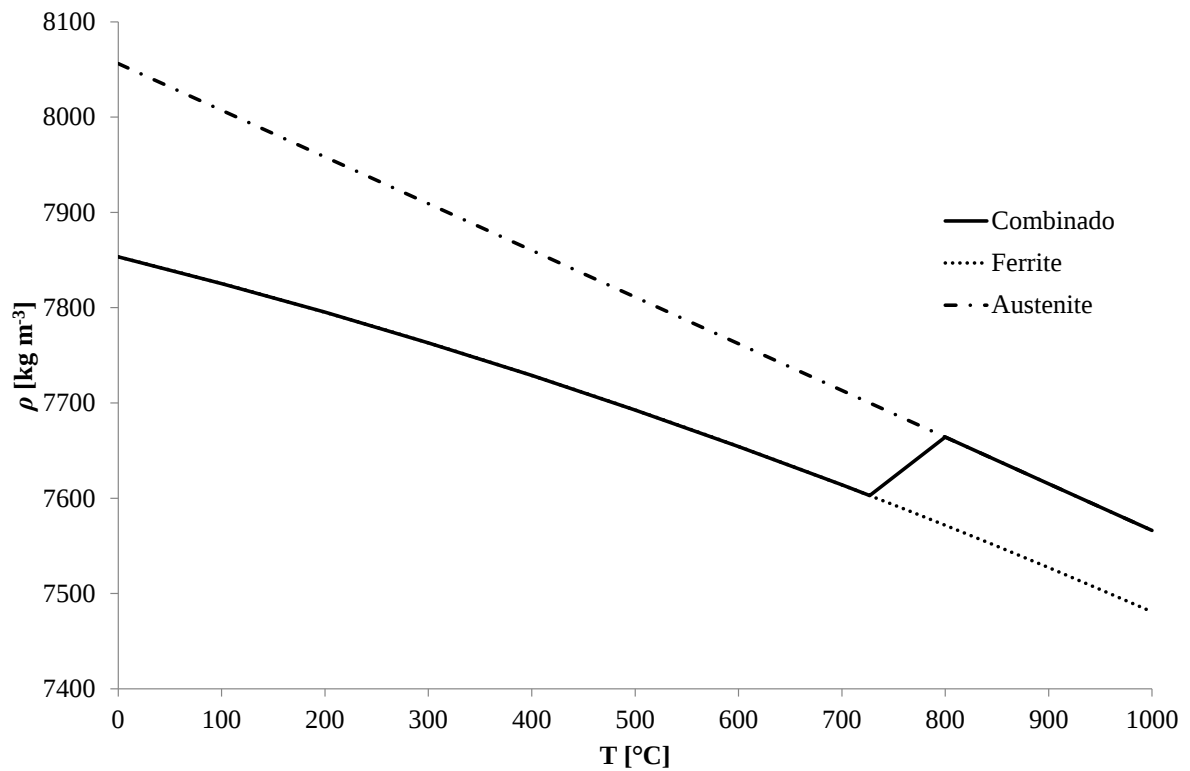


Figura 3-4 – Variação da massa volúmica com a temperatura, para as diferentes estruturas cristalinas (Shin, 2012).

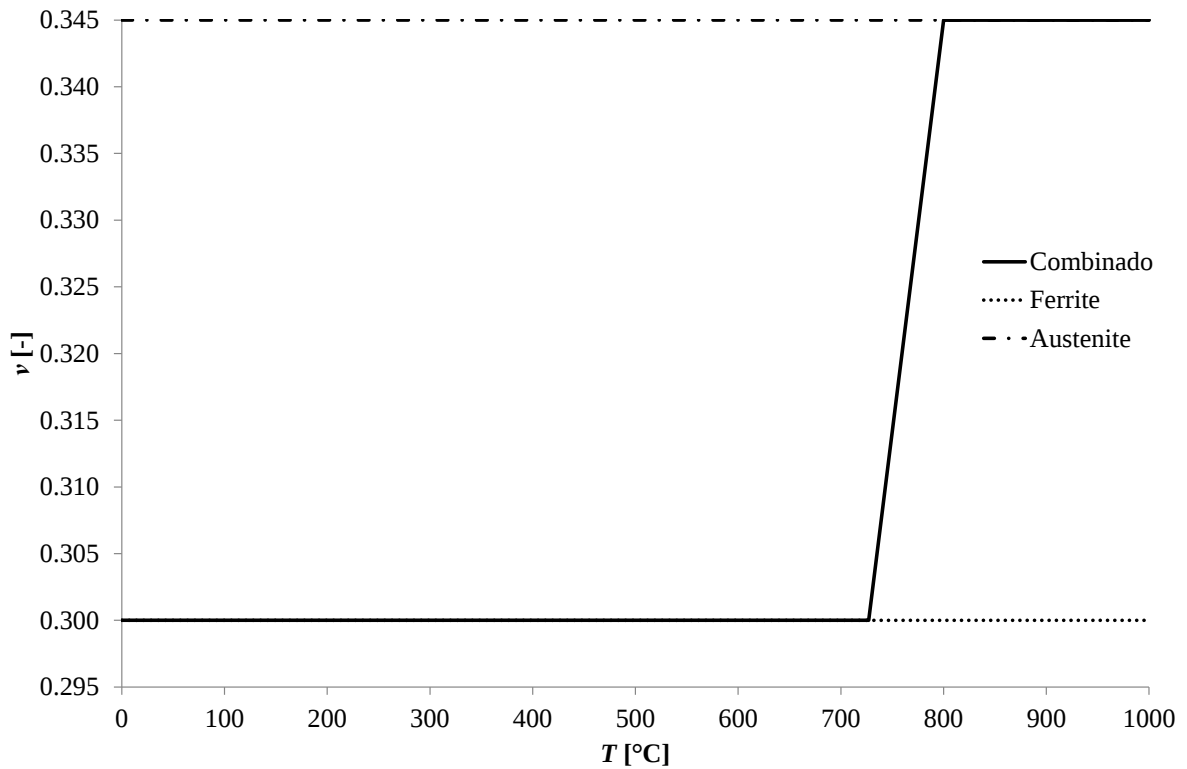


Figura 3-5 – Variação do coeficiente de Poisson com a temperatura, para as diferentes estruturas cristalinas (Shin, 2012).

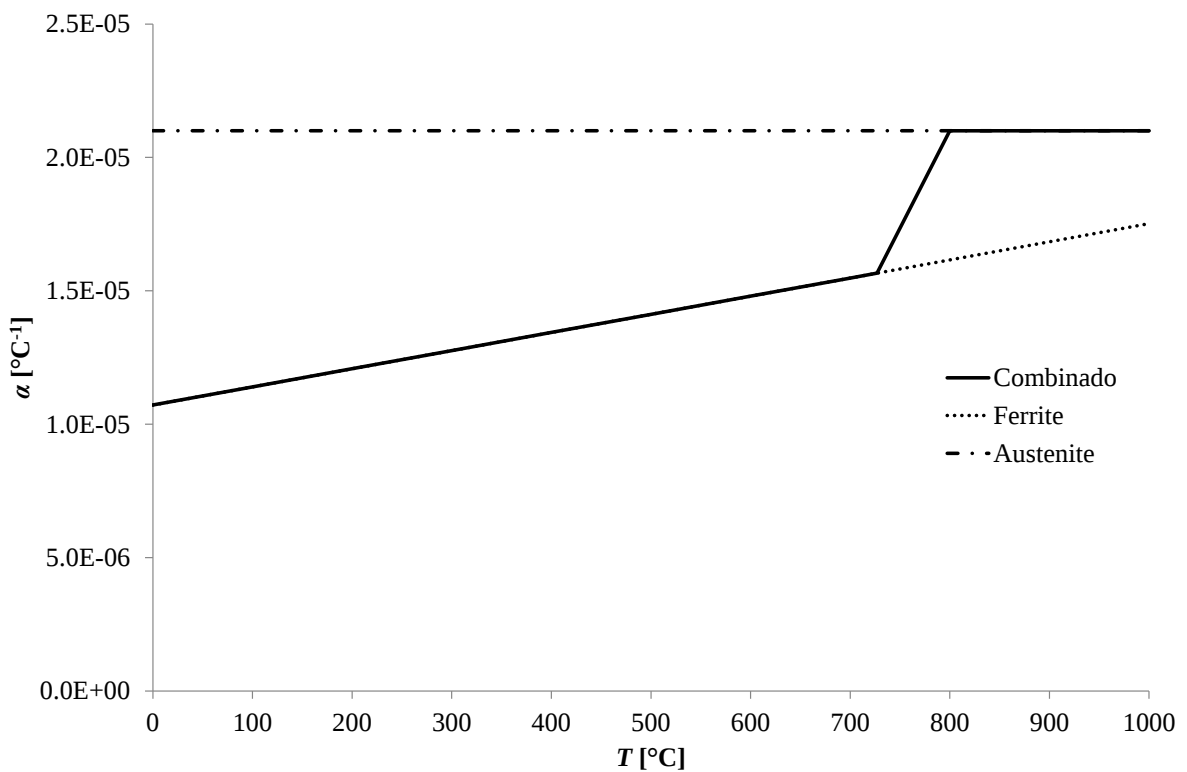


Figura 3-6 – Variação do coeficiente de expansão térmica com a temperatura, para as diferentes estruturas cristalinas (Shin, 2012).

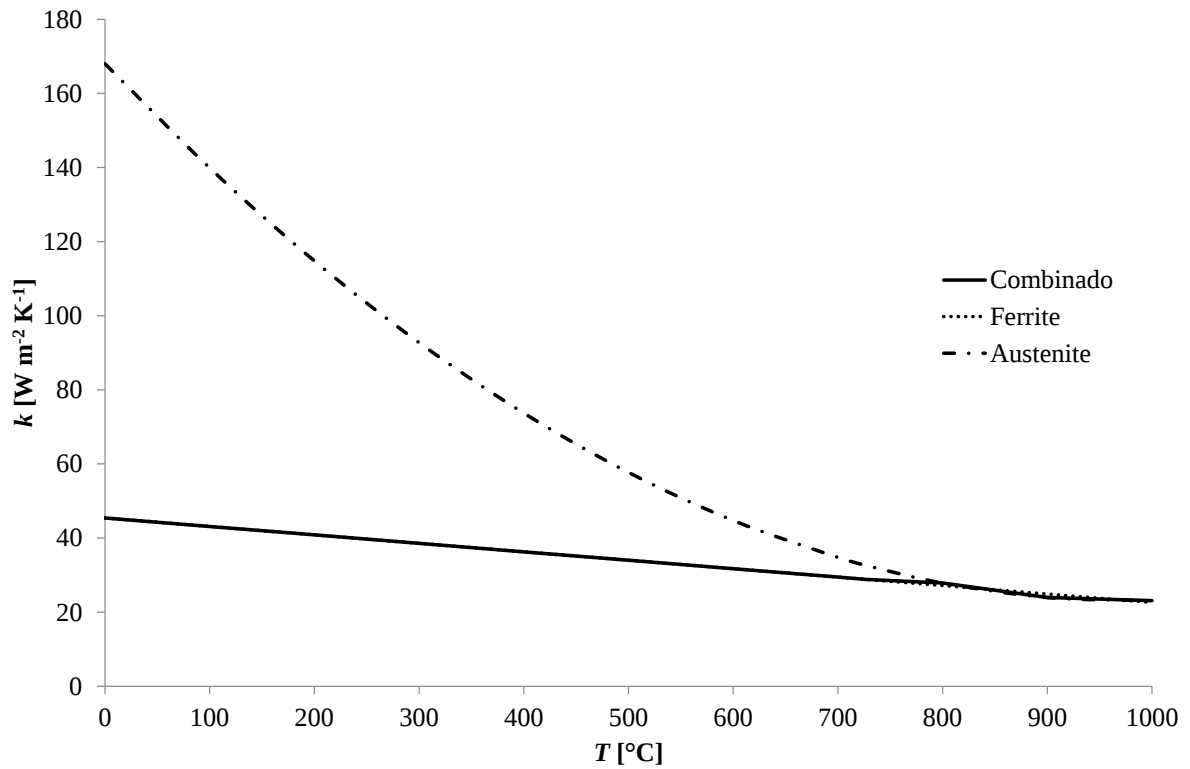


Figura 3-7 – Variação condutividade térmica com a temperatura, para as diferentes estruturas cristalinas (Shin, 2012).

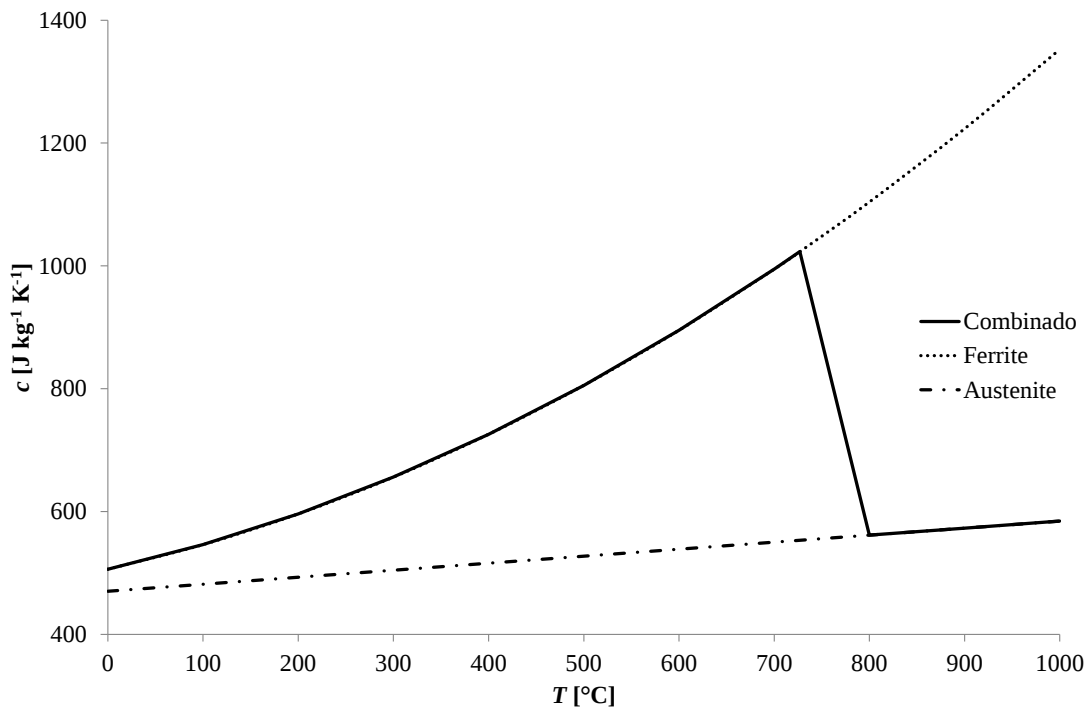


Figura 3-8 – Variação do calor específico com a temperatura, para as diferentes estruturas cristalinas (Shin, 2012).

Tal como nos valores do calor específico obtidos na base de dados na internet, Steel and Alloy, a mudança de fase, e consequentemente o calor latente, não é contabilizada, pelo que estes valores devem ser usados com prudência.

Como se mostrou, diferentes autores utilizam valores para as propriedades termomecânicas do aço em estudo que apresentam alguma dispersão entre si, como é natural, surgindo desta maneira a ideia de estudar o efeito nas distribuições de temperatura e tensões causado por esta discrepância.

3.2 Incerteza nas propriedades e seu efeito no campo de temperaturas

Para o estudo do campo de temperaturas, há três propriedades termomecânicas relevantes, nomeadamente a condutividade térmica, a massa volúmica e ainda o calor específico. Estas propriedades definem, como se pode ver na equação (3.19), a difusividade térmica, $\alpha_{\text{dif.term}}$, que mede a capacidade com que um material conduz energia térmica relativamente à sua capacidade de armazenar essa energia. Por outras palavras, a difusividade térmica mostra a velocidade com que um material responde à alteração da temperatura ambiente (Incropera, 2007).

$$\alpha_{\text{dif.term}} = \frac{k}{\rho \times c} \quad (3.19)$$

É então importante analisar os dados que conduzem às maiores e menores difusividades térmicas, pois conduzem a resultados extremos na distribuição da temperatura. A primeira é conseguida através de uma elevada condutividade térmica e baixa massa volúmica e calor específico, enquanto a segunda é obtida com reduzida condutividade térmica e alta massa volúmica e calor específico.

Para todas as situações utilizou-se o calor específico fornecido por Bauccio (1983) por ser o único que já contabiliza o calor latente. Dentro de cada caso, foi necessário estudar diversas possibilidades uma vez que não há uma condutividade térmica que seja sempre mínima ou máxima para todas as temperaturas. Tal permitiu que se levantassem três possibilidades distintas para a difusividade térmica máxima e quatro para a difusividade

térmica mínima, como se pode ver na Tabela 3-3 e na Tabela 3-4 onde estão representadas todas situações de estudo.

Tabela 3-3 – Valores utilizados para testar as diversas possibilidades de obtenção difusividade térmica máxima (a sombreado estão os valores para a estrutura austenítica)

T	ρ (Miettinen, 1997)	k (Wayman & Bringas, 1997)	k (Database of Steel and Alloy)	k (Shin, 2012)
[°C]	[kg m ⁻³]	[W m ⁻¹ K ⁻¹]	[W m ⁻¹ K ⁻¹]	[W m ⁻¹ K ⁻¹]
0	7762	51,9	-	45,4
100	7732	50,7	48	43,1
200	7701	48,2	47	40,9
300	7669	45,6	44	38,6
400	7635	41,9	41	36,3
500	7601	38,1	39	34,0
600	7566	33,9	36	31,7
700	7529	30,1	31	29,5
727	7519	-	-	28,8
800	7612	24,7	27	27,99
900	7562	-	26	24
1000	7512	26,8	-	23,1
1200	7411	29,7	-	30,4

Tabela 3-4 – Valores utilizados para testar as diversas possibilidades de obtenção difusividade térmica mínima (a sombreado estão os valores para a estrutura austenítica)

T	ρ (Shin, 2012)	k (Wayman & Bringas, 1997)	k (Database of Steel and Alloy)	k (Shin, 2012)	k (Miettinen, 1997)
[°C]	[kg m ⁻³]	[W m ⁻¹ K ⁻¹]	[W m ⁻¹ K ⁻¹]	[W m ⁻¹ K ⁻¹]	[W m ⁻¹ K ⁻¹]
0	7853	51,9	-	45,4	-
25	-	-	-	-	44,0
100	7825	50,7	48	43,1	-
200	7795	48,2	47	40,9	44,3
300	7763	45,6	44	38,6	-
400	7729	41,9	41	36,3	40,1
500	7693	38,1	39	34,0	-
600	7654	33,9	36	31,7	-
700	7614	30,1	31	29,5	-
727	7603	-	-	28,8	40,1
800	7664	24,7	27	27,99	14,7
900	7415	-	26	24	13,8
1000	7566	26,8	-	23,1	12,9
1200	7468	29,7	-	30,4	-

Depois de efetuadas as sete simulações, e como nas diferentes simulações o programa Abaqus™ não utilizou sempre os mesmos incrementos temporais, foi utilizado o *software* EES- *Engineering Equation Solver* para obter por interpolação as diferentes temperaturas para os mesmos tempos (incrementos de cinco segundos), tornando, desta maneira, possível uma análise estatística dos diferentes valores de temperatura obtidos para um mesmo tempo. Isto foi conseguido através da função matemática interpolate, que devolve os valores interpolados ou extrapolados com base nos dados tabelados utilizando uma interpolação cúbica (Klein, 2013). Para cada ponto, A e B (ver Figura 2-2), e tempo simulado calculou-se o desvio padrão, σ , das sete temperaturas obtidas, bem como o intervalo de confiança relativo,

$t \times \sigma / \bar{T}$, onde t é o fator de expansão da distribuição t-Student para seis graus de liberdade e um intervalo de confiança de 95% e $\bar{T}$ a temperatura média dos sete resultados para cada tempo simulado. Na Figura 3-9 vê-se a situação de difusividade térmica máxima em que a taxa de variação da temperatura é maior, e ainda a situação de difusividade térmica mínima em que a temperatura varia a uma taxa inferior, para os pontos A e B. A primeira situação aconteceu utilizando a condutividade térmica de Wayman e Bringas (1997) para o ponto A e a condutividade térmica de Shin (2012) para o ponto B. Já a situação para a difusividade térmica mínima foi conseguida utilizando a condutividade térmica de Shin (2012) para o ponto A e a condutividade térmica de Wayman e Bringas (1997) para o ponto B.

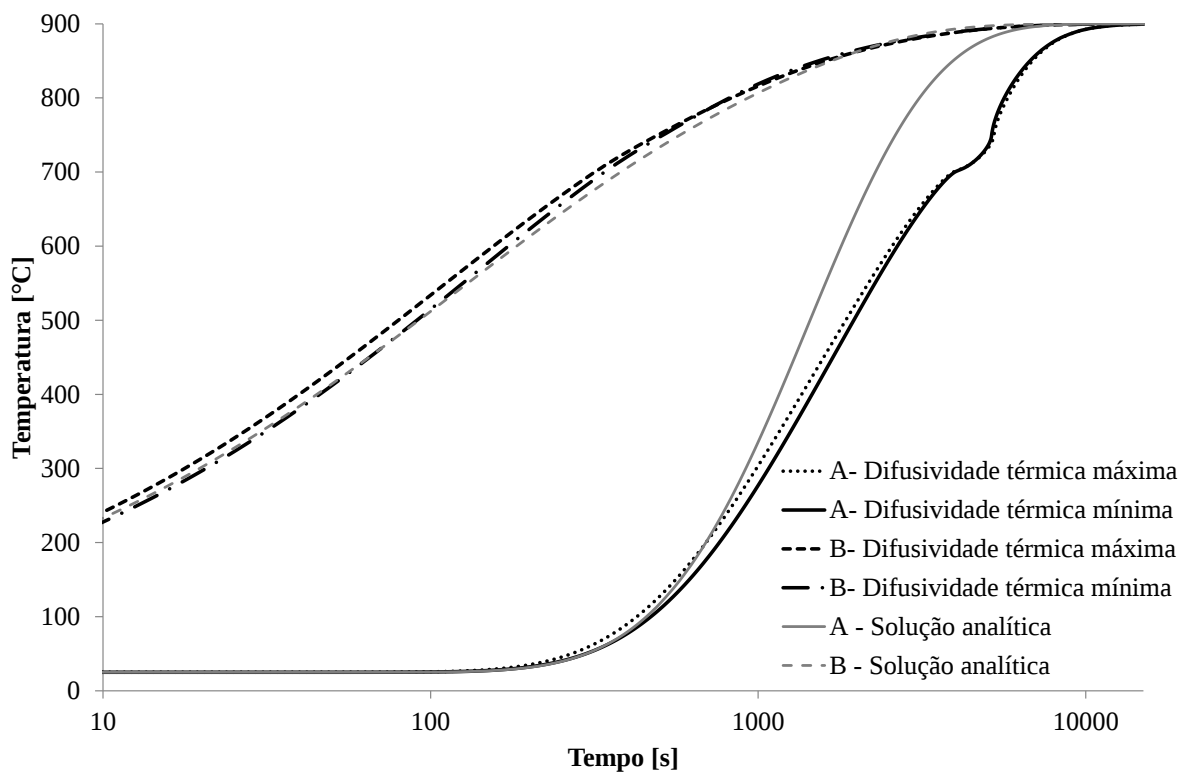


Figura 3-9 – Curvas de temperatura correspondentes às situações extremas de difusividade térmica máxima e mínima para os pontos A e B, bem como as curvas da solução analítica obtidas utilizando propriedades constantes com a temperatura.

Na figura anterior também se pode ver as curvas analíticas obtidas com as propriedades da Tabela 1-2 para os dois pontos em estudo. Estas estão representadas para que seja mais facilmente perceptível a influência da variação das propriedades com a temperatura. O ponto B, por estar na periferia, não é tão influenciado pelas propriedades do material e, por

esse motivo, a curva obtida pelo método analítico, em que as propriedades são constantes, não está muito afastada das duas obtidas numericamente, em que as propriedades variam com a temperatura. Já o ponto A, ponto no centro da peça, é muito influenciado pelas propriedades do material, justificando o facto da curva obtida analiticamente estar muito distante das duas obtidas pelo método numérico. Um nó no centro, devido à sua localização, recebe energia dos outros nós, enquanto que os da periferia trocam energia com o exterior. Como esta energia transferida depende da temperatura dos nós circundantes, dependendo esta também das propriedades do material, a influência destas propriedades é mais acentuada nos nós centrais. Os nós da periferia estão a receber energia, sobre a forma de calor, da temperatura do ambiente e das superfícies circundantes, que não são influenciadas pelas características do material.

A Figura 3-10 e a Figura 3-11 mostram as evoluções do desvio padrão e da incerteza relativa da temperatura para os pontos A e B, respetivamente, ao longo do tempo com e sem os valores de Miettinen (1997) já que estes estão sujeitos a uma maior incerteza. Na Tabela 3-5 apresentam-se os valores do desvio padrão, e incerteza relativa, máximos e médios de toda a simulação, também com e sem os valores de Miettinen (1997)

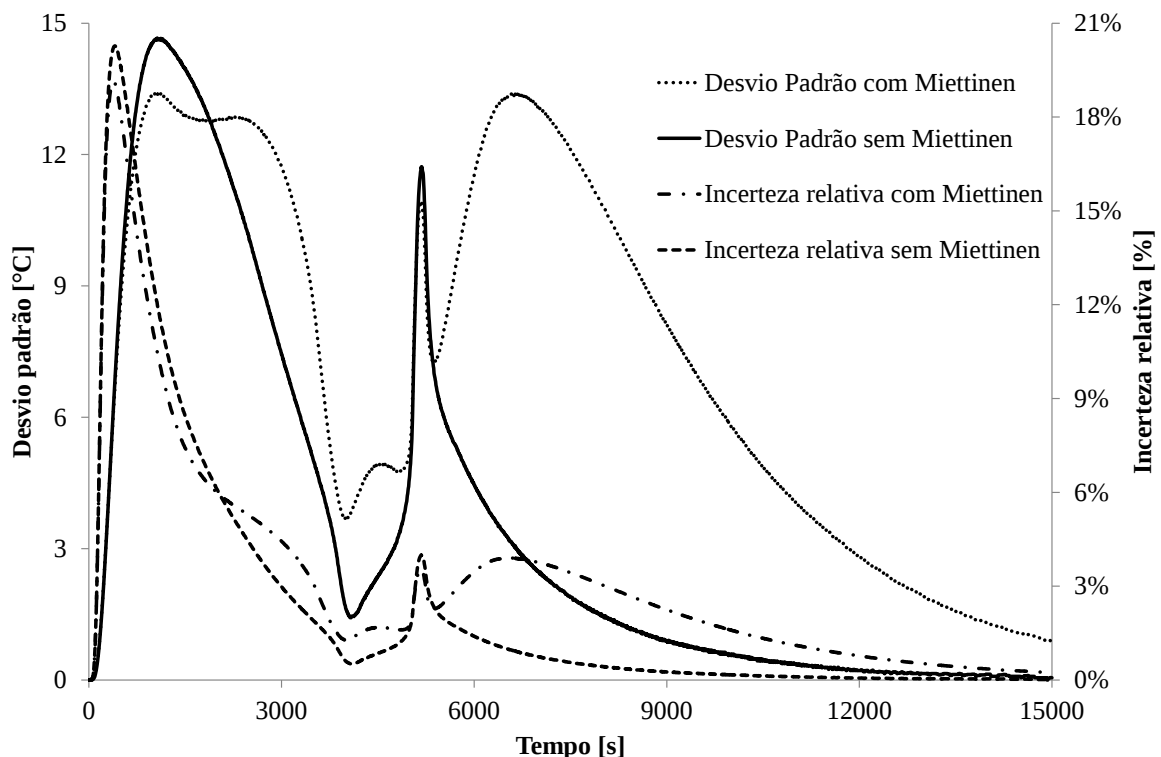


Figura 3-10 – Desvio padrão e incerteza relativa, com e sem os valores de Miettinen (1997), para o ponto A.

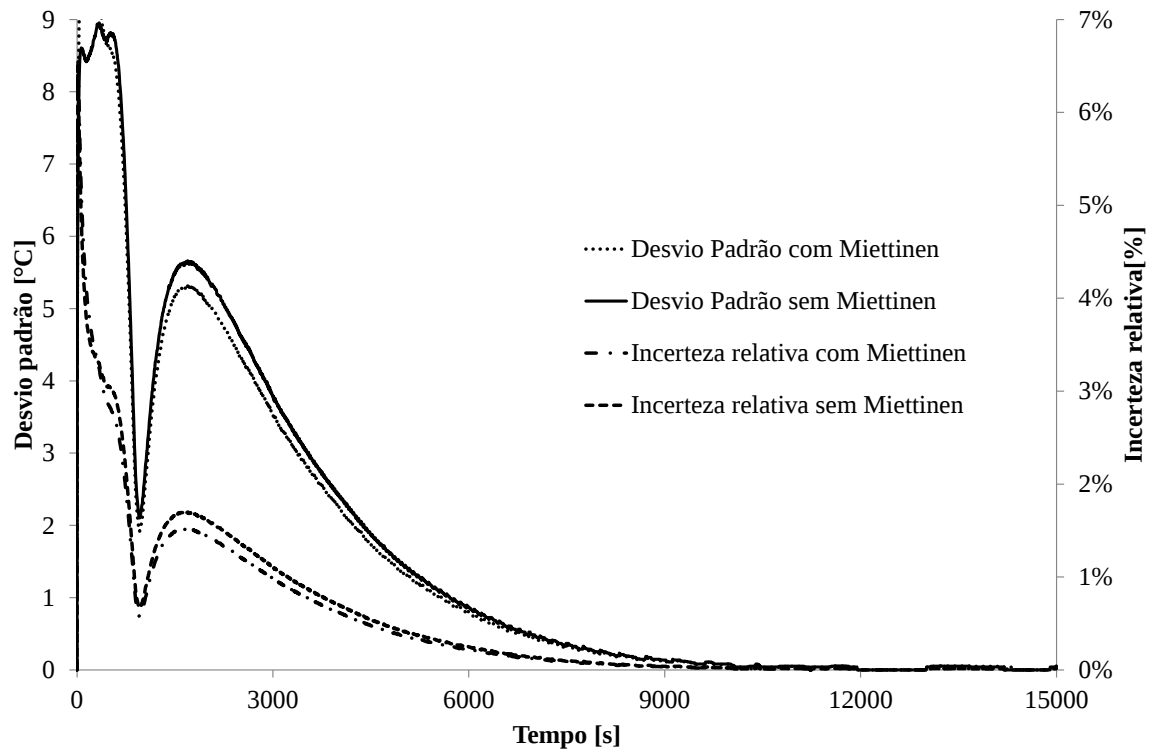


Figura 3-11 – Desvio padrão e incerteza relativa, com e sem os valores de Miettinen (1997), para o ponto B.

Tabela 3-5 – Desvio padrão e incerteza absoluta e relativa, máximos e médios, com e sem os valores de Miettinen (1997), nos valores das temperaturas dos dois pontos estudados

	<i>Ponto A</i>		<i>Ponto B</i>	
	Desvio Padrão [°C]	Incerteza absoluta/relativa [°C / %]	Desvio Padrão [°C]	Incerteza absoluta/relativa [°C / %]
Máximo	13,4	±32,8 / 19,1	9,7	±23,8 / ±6,6
Média	7,3	±17,9 / ±3,3	1,6	±3,8 / ±0,5
Máximo sem Miettinen (1993)	14,7	±35,9 / ±20,3	9,0	±21,9 / ±6,5
Médio sem Miettinen (1993)	3,6	±8,8 / ±2,3	1,6	±4,0 / ±0,5

Como se vê na tabela anterior, o desvio padrão e a incerteza da temperatura no ponto A é superior aos do ponto B. Como se referiu anteriormente, tal acontece em virtude do ponto B, por estar na periferia da peça, não ser tão afetado pelas propriedades do material como o

ponto A já que não é tão influenciado pela inércia térmica. Além disso, e tal como se previa, o desvio padrão e a incerteza relativa são em média superiores com a utilização dos valores de Miettinen (1993).

A incerteza nos valores das propriedades tem um impacto maior nos pontos interiores da peça do que naqueles no exterior, o que é benéfico para as trocas de calor por radiação e convecção já que estas dependem da temperatura à superfície que apresentam uma incerteza menor. Com este estudo de um aquecimento em condições extremas, detetou-se incertezas máximas no valor da temperatura de $\pm 30\text{ }^{\circ}\text{C}$ ($\pm 20\%$), o que não é desprezável. Futuramente, será interessante fazer um estudo mais detalhado deste assunto de forma a constatar com mais detalhe as suas repercussões em ensaios reais, o que não é o caso presente.

Para as simulações a realizar nos capítulos seguintes as propriedades térmicas a utilizar, excetuando o valor específico que será obtido de Wayman e Bringas (1997) pois é o único que contabiliza o calor latente de mudança de fase, serão obtidas pela média dos vários valores da literatura excluindo os valores de Miettinen (1997) e estão patentes na Tabela 3-6.

Tabela 3-6 – Propriedades térmicas médias a utilizar nas simulações nos capítulos seguintes

T	ρ	T	k	T	c
[$^{\circ}\text{C}$]	[kg m^{-3}]	[$^{\circ}\text{C}$]	[$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$]	[$^{\circ}\text{C}$]	[$\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$]
0 $^{\circ}\text{C}$	7853	0 $^{\circ}\text{C}$	48,7	50-100 $^{\circ}\text{C}$	486
100 $^{\circ}\text{C}$	7825	100 $^{\circ}\text{C}$	47,3	150-200 $^{\circ}\text{C}$	515
200 $^{\circ}\text{C}$	7795	200 $^{\circ}\text{C}$	45,4	200-250 $^{\circ}\text{C}$	528
300 $^{\circ}\text{C}$	7763	300 $^{\circ}\text{C}$	42,7	250-300 $^{\circ}\text{C}$	548
400 $^{\circ}\text{C}$	7729	400 $^{\circ}\text{C}$	39,7	300-350 $^{\circ}\text{C}$	569
500 $^{\circ}\text{C}$	7693	500 $^{\circ}\text{C}$	37,0	350-400 $^{\circ}\text{C}$	586
600 $^{\circ}\text{C}$	7654	600 $^{\circ}\text{C}$	33,9	450-500 $^{\circ}\text{C}$	649
700 $^{\circ}\text{C}$	7614	700 $^{\circ}\text{C}$	30,2	550-600 $^{\circ}\text{C}$	708
727 $^{\circ}\text{C}$	7603	727 $^{\circ}\text{C}$	28,8	650-700 $^{\circ}\text{C}$	770
800 $^{\circ}\text{C}$	7664	800 $^{\circ}\text{C}$	26,5	700-750 $^{\circ}\text{C}$	1583
900 $^{\circ}\text{C}$	7615	900 $^{\circ}\text{C}$	25,0	750-800 $^{\circ}\text{C}$	624
1000 $^{\circ}\text{C}$	7566	1000 $^{\circ}\text{C}$	24,9	850-900 $^{\circ}\text{C}$	548

3.3 Incerteza nas propriedades mecânicas e seu efeito no campo de tensões

Como se constatou durante a pesquisa bibliográfica, também foi possível encontrar-se diferentes valores para as propriedades que influenciam a análise mecânica, nomeadamente o módulo de Young, E , e o coeficiente de dilatação térmica, α . Assim, surgiu a necessidade de estudar a importância que esta incerteza nas propriedades terá nos resultados das tensões do modelo numérico.

Na Tabela 3-7 estão apresentados os valores do módulo de Young em função da temperatura, obtidas duas fontes distintas. Já na Tabela 3-8 é possível ver os valores do coeficiente de dilatação térmica.

Tabela 3-7 – Valores do módulo de Young em função da temperatura da literatura

T [°C]	E (Shin, 2012) [GPa]	E (Database of Steel and Alloy) [GPa]
0	221	
20	218	200
100	210	201
200	199	193
300	188	190
400	177	172
500	166	
600	155	
700	145	
727	142	
800	127	
900	118	
1000	109	

Tabela 3-8 – Valores do coeficiente de dilatação térmica em função da temperatura da literatura

$T [^{\circ}\text{C}]$	$\alpha [\text{K}^{-1}]$	$T [^{\circ}\text{C}]$	$\alpha [\text{K}^{-1}]$	$T [^{\circ}\text{C}]$	$\alpha [\text{K}^{-1}]$
(Shin, 2012)		(Database of Steel and Alloy)		(Wayman & Bringas, 1997)	
0-100	$1,14 \times 10^{-5}$	20-100	$1,19 \times 10^{-5}$	0-100	$1,16 \times 10^{-5}$
0-200	$1,21 \times 10^{-5}$	20-200	$1,27 \times 10^{-5}$	0-200	$1,23 \times 10^{-5}$
0-300	$1,28 \times 10^{-5}$	20-300	$1,34 \times 10^{-5}$	0-300	$1,31 \times 10^{-5}$
0-400	$1,34 \times 10^{-5}$	20-400	$1,41 \times 10^{-5}$	0-400	$1,37 \times 10^{-5}$
0-500	$1,41 \times 10^{-5}$	20-500	$1,46 \times 10^{-5}$	0-500	$1,42 \times 10^{-5}$
0-600	$1,48 \times 10^{-5}$	20-600	$1,49 \times 10^{-5}$	0-600	$1,47 \times 10^{-5}$
0-700	$1,55 \times 10^{-5}$	20-700	$1,52 \times 10^{-5}$	0-700	$1,51 \times 10^{-5}$
0-727	$1,57 \times 10^{-5}$				
0-800	$2,10 \times 10^{-5}$				
0-900	$2,10 \times 10^{-5}$				
0-1000	$2,10 \times 10^{-5}$				

Como se pode ver na Tabela 3-7, os valores do módulo de Young obtido pela base de dados Steel and Alloy não diferem muito dos valores obtidos por Shin (2012), com um desvio inferior a 10%, porém estão apenas representados até à temperatura de 400 °C. Os valores patentes na referida base de dados não foram utilizados, uma vez que a temperatura até à qual se tem valores para o módulo de Young é claramente insuficiente. Assim efetuaram-se apenas três ensaios, onde se utilizaram os diferentes coeficientes de dilatação térmica apresentados na Tabela 3-8 e a valor do módulo de Young obtido de Shin (2012).

Como havia previamente sido mencionado no Capítulo 2, efetuou-se uma análise térmica acoplada sequencial já que o campo de temperaturas é independente do campo de tensões, poupando-se desta maneira muito tempo de cálculo. Depois de efetuada a análise térmica é preciso fazer com que o AbaqusTM realize uma análise mecânica utilizando os valores do campo térmico previamente obtidos. Isto é conseguido definindo na análise mecânica, a análise térmica como campo pré-definido. Dentro desta opção é ainda necessário

definir a importação de todos os incrementos para que seja efetuada uma análise mecânica desde o início até ao fim da simulação térmica.

Depois de efetuados os três ensaios com as diferentes possibilidades para o coeficiente de dilatação térmica, tendo-se utilizado os dados patentes na Tabela 3-6 para as propriedades térmicas, obtiveram-se os valores da tensão máxima em função da temperatura que estão representados na Figura 3-12.

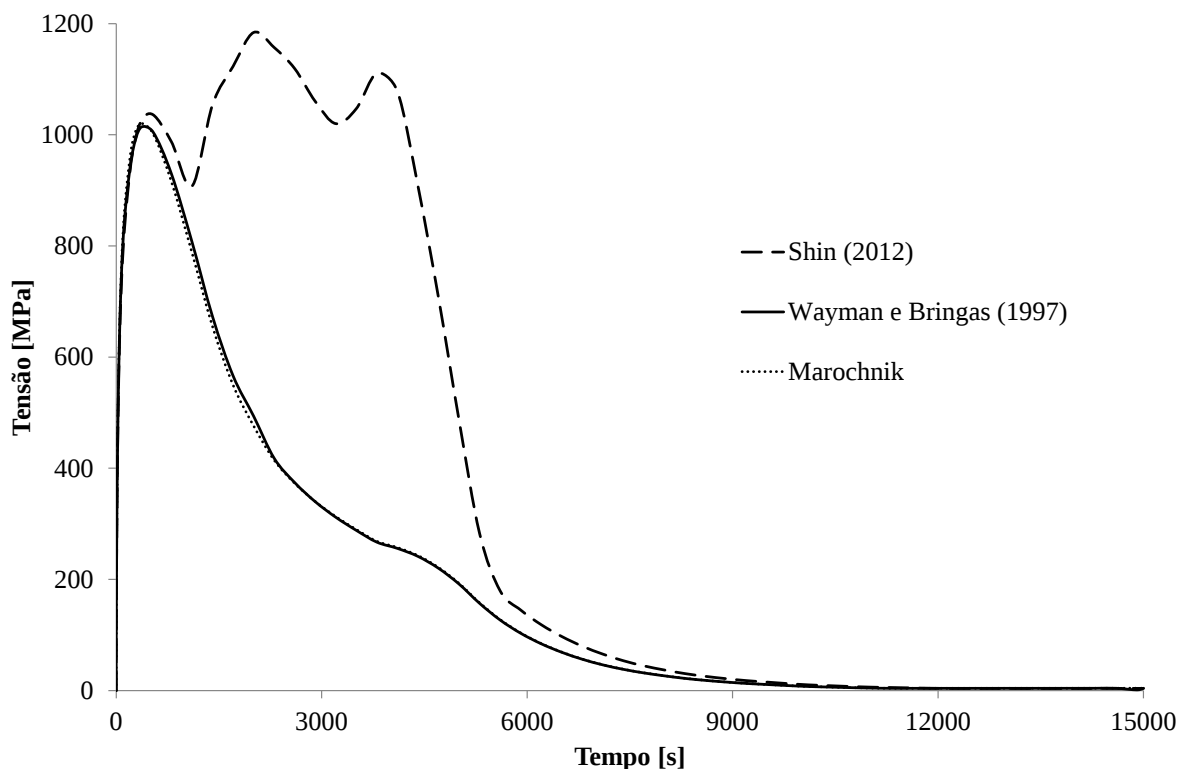


Figura 3-12 – Tensão máxima obtida em função do tempo.

Aqui, e ao contrário do que foi feito anteriormente, os valores representados não se referem a nenhum ponto em específico. Estes são os valores da tensão máxima na peça em cada momento, sendo que o local onde isto acontece vai variando ao longo do tempo. As curvas obtidas utilizando os coeficientes de dilatação térmica de Wayman e Bringas (1997) e da base de dados Steel and Alloy são idênticas, enquanto que utilizando os dados de Shin (2012) se obtém valores muito diferentes. Isto acontece porque depois da mudança de fase (a partir dos 800 °C), os valores do coeficiente de dilatação térmica são muito maiores do que até então e as duas primeiras fontes referidas não apresentam os valores do coeficiente de dilatação térmica para esta estrutura cristalina. Esta situação explica também o porquê das

diferenças entre as curvas não ocorrerem logo no início da simulação, uma vez que é necessário esperar que algumas zonas da peça atinjam estas temperaturas de mudança de fase. A Figura 3-12 evidencia também a importância de se atender à mudança de propriedades com a mudança da estrutura cristalina, de forma a que a simulação seja o mais realista possível.

As tensões obtidas são muito altas, o que já era esperado, porque se simulou uma situação muito extrema, com um coeficiente de convecção extremamente elevado e uma temperatura no forno muito elevada desde o início. Isto faz com que haja grandes gradientes térmicos na peça e consequentemente elevadas tensões, evidenciando-se assim a necessidade de fazer o aquecimento em diferentes estágios tal como se utiliza na prática.

Após a análise dos valores obtidos optou-se por utilizar um valor médio do coeficiente de dilatação térmica das três fontes até aos 700 °C, que, realce-se, são praticamente idênticos o que revela uma baixa incerteza na medição desta propriedade, e a partir desta temperatura, foram usados os valores de Shin (2012), estando estes valores representados na Tabela 3-9.

Tabela 3-9 – Coeficiente de dilatação térmica médio em função da temperatura

$T [^{\circ}\text{C}]$	$\alpha [\text{K}^{-1}]$
0-100	$1,16 \times 10^{-5}$
0-200	$1,24 \times 10^{-5}$
0-300	$1,31 \times 10^{-5}$
0-400	$1,37 \times 10^{-5}$
0-500	$1,43 \times 10^{-5}$
0-600	$1,48 \times 10^{-5}$
0-700	$1,53 \times 10^{-5}$
0-727	$1,57 \times 10^{-5}$
0-800	$2,10 \times 10^{-5}$
0-900	$2,10 \times 10^{-5}$
0-1000	$2,10 \times 10^{-5}$

3.4 Incerteza no campo de temperaturas e seu efeito no campo de tensões

Na secção anterior foi estudada a influência da incerteza do coeficiente de dilatação térmica no campo de tensões. Para se testar isto foi importado sempre o mesmo campo de temperaturas que foi obtido numa simulação numérica que utilizou as propriedades da Tabela 3-6, ou seja, umas propriedades térmicas médias. É importante também perceber a influência que diferentes campos de temperaturas, obtidos para diferentes propriedades térmicas do material estudado encontradas na literatura, exercem no campo de tensões.

Nesta secção usou-se o coeficiente de dilatação térmica médio em função da temperatura, que está patente na Tabela 3-9, além do módulo de Young de Shin (2012) apresentado na Tabela 3-7. Os campos de temperatura importados foram aqueles que provocaram as situações extremas. Estas situações foram obtidas utilizando os valores da condutividade térmica de Shin (2012) e a de Wayman e Bringas (1997) tanto para a difusividade térmica máxima como para a difusividade térmica mínima. Desta maneira pode-se testar a influência indireta das propriedades térmicas do material, como a massa volúmica, condutividade térmica e calor específico, nas tensões obtidas.

Na Figura 3-13 estão representadas as curvas da tensão máxima na peça em função do tempo, para as quatro situações extremas no campo de temperatura.

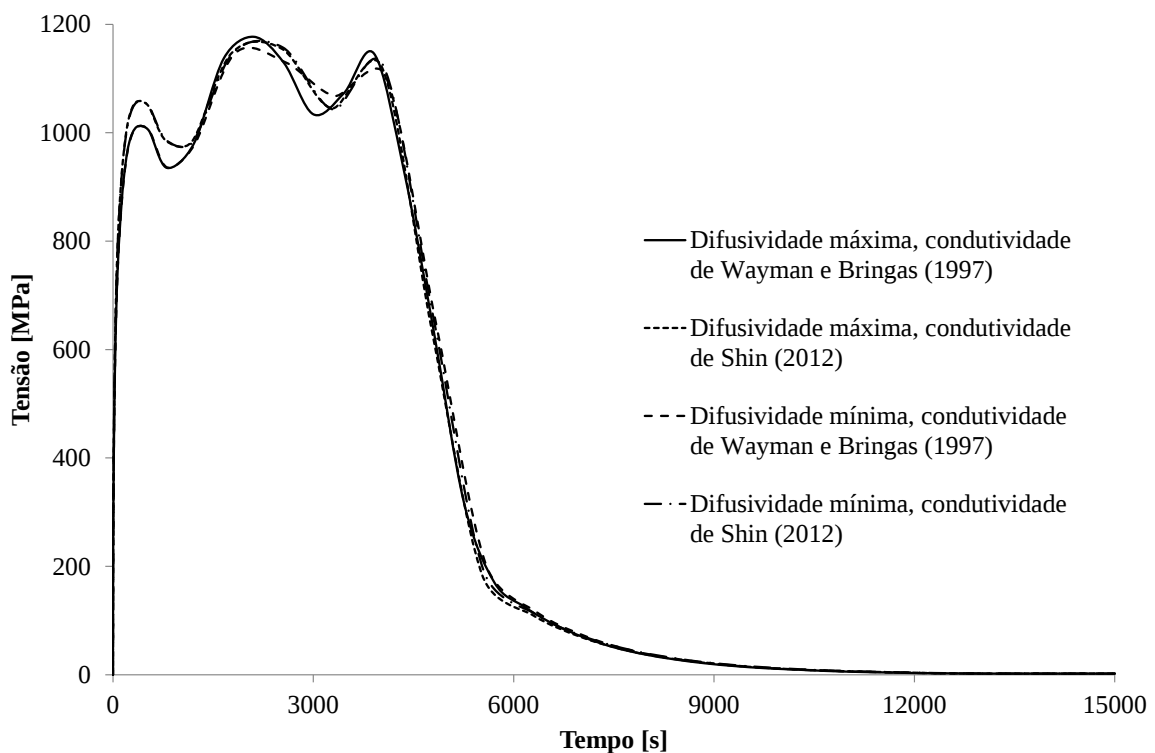


Figura 3-13 – Tensão máxima na peça em função do tempo para as quatro situações extremas no campo de temperatura.

Na figura anterior é perceptível que até aos 5000 segundos existe uma maior disparidade no valor da tensão máxima. Isto mostra a importância que a incerteza das propriedades térmicas e do inerente campo de temperaturas, exercem no modelo mecânico que calcula o campo de tensões. Na Tabela 3-10 procura-se quantificar as variações observadas através do cálculo do desvio-padrão médio e máximo, bem como a incerteza relativa e absoluta médias e máximas.

Tabela 3-10 – Valores médios e máximos para o desvio-padrão, incerteza absoluta, incerteza relativa para a tensão máxima usando o campo de temperatura dos quatro casos extremos

	Desvio-padrão [MPa]	Incerteza absoluta [MPa]	Incerteza relativa [%]
Média	7,15	22,8	11,0
Máximo	29,0	92,2	28,6

4. Ajuste do modelo numérico do tratamento térmico aos resultados experimentais

O estudo numérico de um tratamento térmico como este, apresenta, devido à sua complexidade, um grande número de parâmetros. Alguns destes parâmetros são conhecidos mas outros são mais difíceis de determinar. A temperatura da parede do forno, as dimensões do forno e da peça (dados facultados pela F. Ramada), as propriedades térmicas e mecânicas do aço em estudo, são algumas das características conhecidas enquanto que o coeficiente de convecção é um parâmetro difícil de determinar. Desta maneira, e de forma a se obter um modelo numérico que traduza da melhor forma possível a realidade, é realizado através de um processo iterativo um ajustamento dos parâmetros que não estão pré determinados de forma a se obter uma boa correspondência entre as curvas de temperatura em vários locais da peça obtidas numericamente e as obtidas experimentalmente.

4.1 Distinção dos parâmetros conhecidos e dos não definidos

Depois de uma análise detalhada das condições do problema concluiu-se que os parâmetros previamente conhecidos, ou estimados, deste modelo são:

- Temperatura da parede e do gás dentro do forno;
- Geometria do bloco, dimensões do forno e posicionamento do bloco dentro do forno e localização dos termopares no bloco;
- Propriedades térmicas e mecânicas do material.

Estes parâmetros estão definidos e não devem ser alterados durante o processo de se obter uma melhor correspondência entre os valores numéricos e os experimentais, com exceção de situações em que se perceba claramente que é alguma destas características que está a provocar um erro no modelo. Contudo, e como já foi referido, há outros parâmetros de extrema dificuldade de obtenção e que, por esse motivo, são sucessivamente alterados no modelo numérico até se obter um bom ajustamento das curvas numéricas às curvas experimentais. Estes parâmetros são:

- Coeficiente de convecção;

- Emissividade da peça

Foi feito um pequeno estudo experimental sobre a emissividade para se tentar perceber como esta varia em função da temperatura. O estudo está presente no anexo B, contudo e tal como é lá referido, os resultados obtidos podem ter sido afetados pela oxidação da amostra em aço durante os ensaios, tendo sido utilizada a emissividade assim obtida como um valor inicial no processo iterativo de procura do melhor valor deste parâmetro e que é passível de alteração futura, se se verificar necessário.

4.1.1 Temperatura da parede e do gás no forno

A temperatura da parede do forno é o parâmetro que fará com que o forno e a peça aqueçam. Este parâmetro deverá ser introduzido no modelo numérico, devendo ser idêntico ao usado no forno onde é feito o tratamento térmico.

Os valores da temperatura da parede do forno foram fornecidos pela empresa parceira sob a forma de uma imagem de um gráfico pelo que foi necessário retirar os valores de vários pontos para se obter a temperatura em função do tempo em forma tabular, estando esta representada na Figura 4-1. Não nos é dada indicação nenhuma de como a temperatura do gás no forno varia com o tempo, no entanto, Oliveira (2011) estudou a diferença entre a temperatura da parede do forno, T_{parede} , e a temperatura do gás no forno, $T_{\text{gás}}$, tendo Maia (2013), com base no referido trabalho, utilizado a seguinte expressão:

$$T_{\text{parede}} - T_{\text{gás}} = 1,10611780 \times 10^{-4} T_{\text{parede}}^2 - 2,59688290 \times 10^{-2} T_{\text{parede}} + 13,480553 \quad (4.1)$$

Decidiu-se, apesar das diferenças entre o sistema estudado por Oliveira (2011) e o sistema estudado na presente dissertação, utilizar esta equação sendo esta uma abordagem mais adequada que considerar a temperatura do gás igual à da parede do forno. A temperatura do gás no forno, tal como a temperatura da parede do forno, poderão ser visualizadas na Figura 4-1.

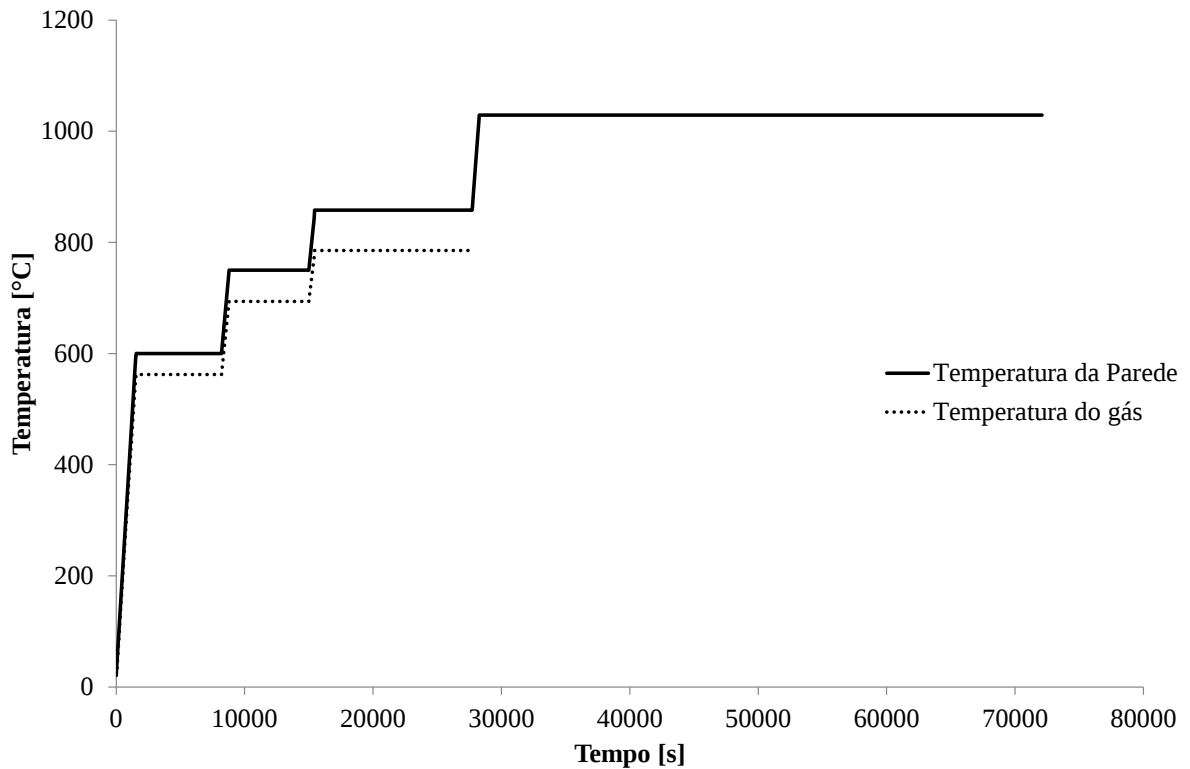


Figura 4-1 – Temperatura da parede e da atmosfera do forno em função do tempo.

Como se poderá ver na figura anterior, o aquecimento para o tratamento de têmpera foi efetuado em quatro estágios a temperaturas de 600°C, 750°C, 858°C e 1029°C, tendo sido utilizado uma taxa de aquecimento de aproximadamente 22,5°C/min, 15°C/min, 13,5°C/min e 18°C/min respetivamente.

4.1.2 Posicionamento do bloco dentro do forno e dos termopares no bloco

O bloco foi colocado com a maior aresta (aresta com 540 mm de comprimento) paralela ao eixo do forno e com a aresta de 450 mm na vertical, tal como se encontra representado na Figura 4-2.

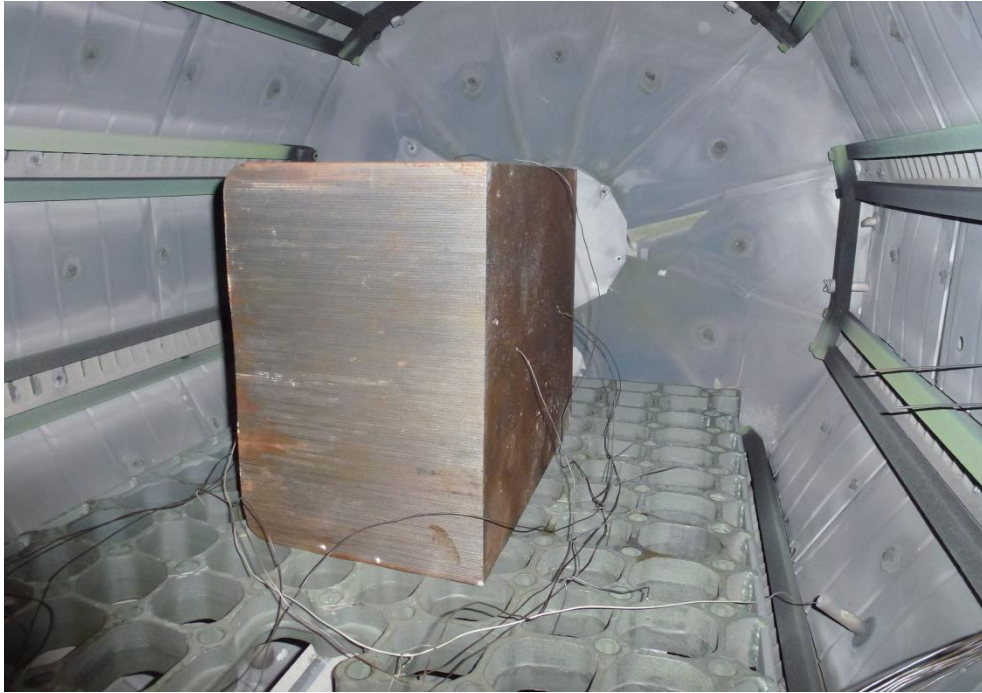


Figura 4-2 – Posicionamento do bloco dentro do forno, já com os termopares colocados.

Na figura anterior já é possível ver-se a colocação de alguns termopares na peça e o posicionamento desta dentro do forno. A disposição dos sete termopares colocados pode ser compreendida de forma mais simples na Figura 4-3.

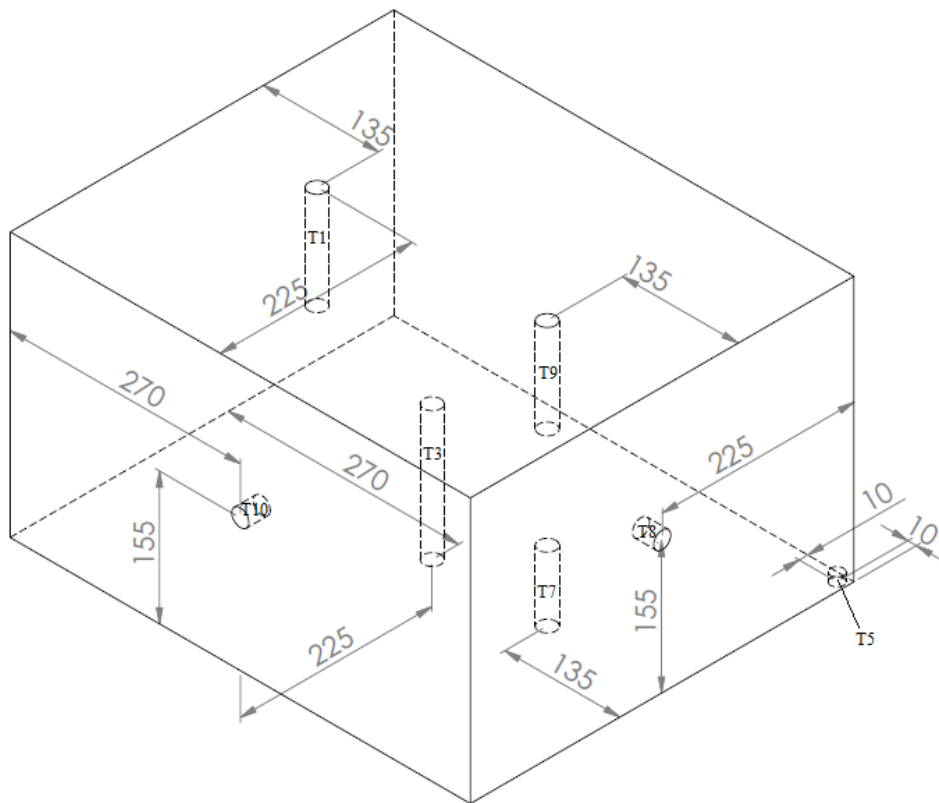


Figura 4-3 – Localização dos furos no bloco de aço com a mesma designação dada pela F. Ramada dos termopares colocados nos respectivos furos, T_x .

A profundidade a que são colocados os termopares não é a mesma, o que permite perceber melhor como a temperatura varia em diferentes distâncias à superfície. Os termopares T5, T8 e T10 estão colocados mais próximos da superfície da peça sendo que o primeiro está a uma profundidade de 10mm enquanto que os outros dois estão a uma profundidade de 25 mm das respectivas faces. O termopar T7 encontra-se a uma profundidade intermédia, 82mm, e os termopares T1, T3 e T9 estão em posições mais interiores da peça com profundidades de 120mm, 158mm e 110mm, respetivamente.

4.1.3 Coeficiente de convecção

O coeficiente de convecção é o parâmetro mais difícil de determinar, devido à elevada complexidade subjacente. A principal dificuldade da determinação deste é que o coeficiente de convecção natural é função da diferença de temperatura entre o gás e a superfície da peça. Como se sabe, a temperatura da peça varia tanto no tempo como no espaço (para o mesmo instante, diferentes pontos à superfície da peça encontram-se a temperaturas diferentes), inviabilizando o cálculo deste coeficiente. Acrescendo a esta dificuldade, deverá ainda ter-se em conta a existência de um ventilador na porta do forno que está em funcionamento até aos 850°C. Tal propicia a que nas zonas circundantes exista movimentação do gás, levando a que o coeficiente de convecção seja maior, devido ao aparecimento de convecção forçada. Por esse motivo, no modelo numérico, optou-se por utilizar três coeficientes de convecção em três regiões distintas da peça. A zona da peça mais próxima do ventilador, zona 1, ficará com um coeficiente de convecção maior, a zona do meio, zona 2, ficará com um coeficiente intermédio e, por fim, a zona mais afastada do ventilador, zona 3, ficará com o menor dos coeficientes de convecção. Da Figura 4-4 à Figura 4-6 poderá ver-se a distribuição das zonas sujeitas a diferentes coeficientes de convecção.

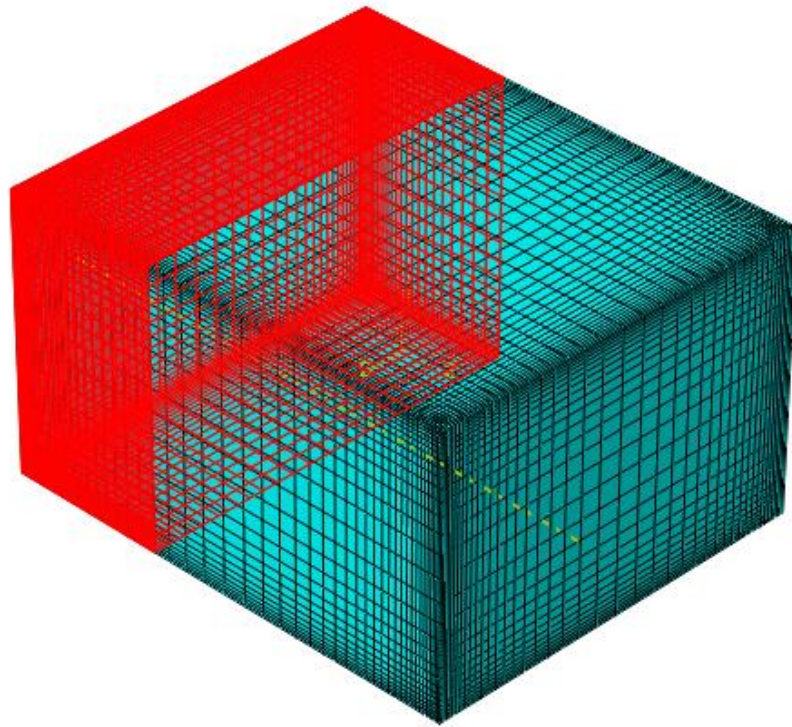


Figura 4-4 – Bloco de aço com a malha utilizada e com a zona com o maior coeficiente de convecção, zona 1, representada a vermelho.

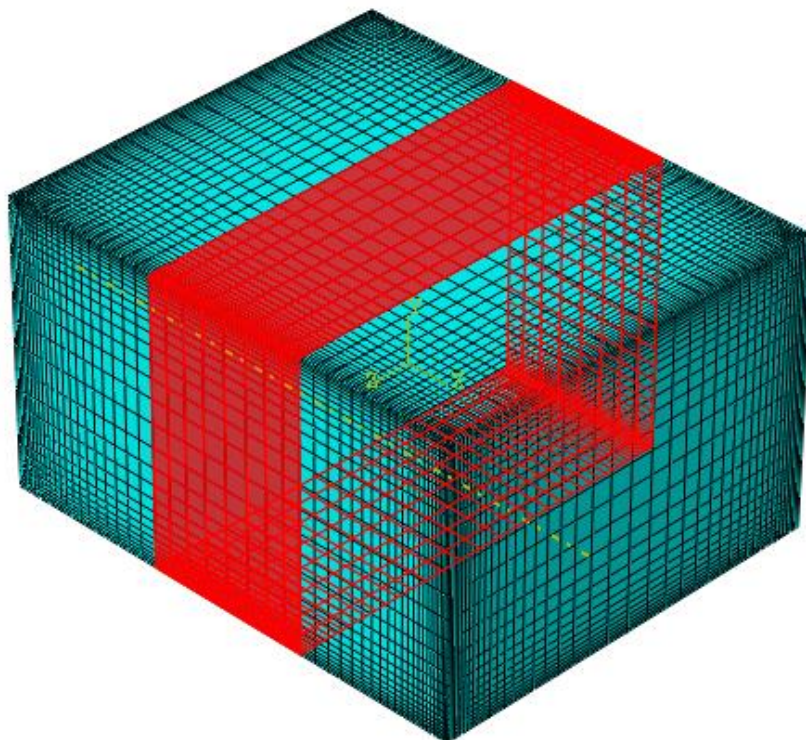


Figura 4-5 – Bloco de aço com a malha utilizada e com a zona com o coeficiente de convecção intermédio, zona 2, representada a vermelho.

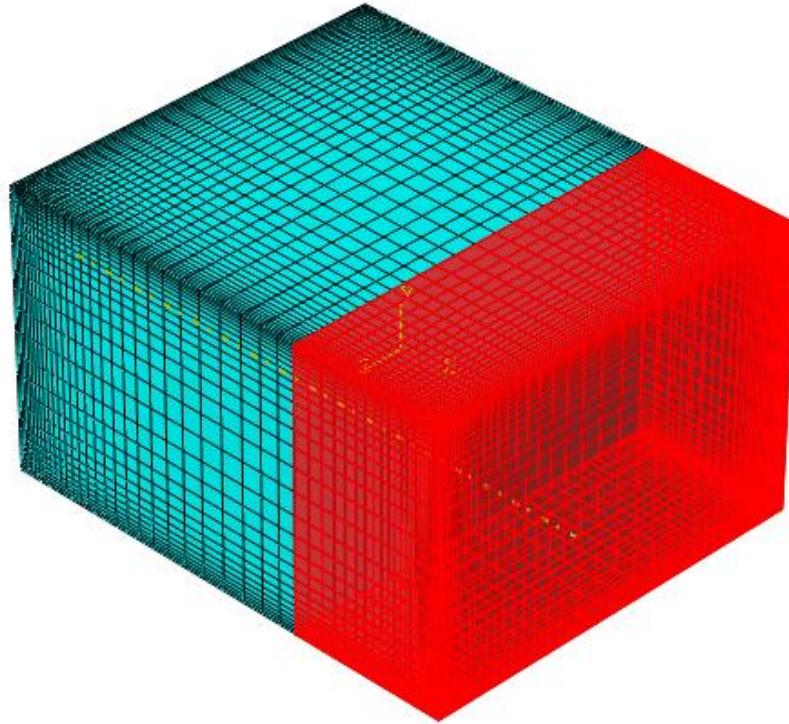


Figura 4-6 – Bloco de aço com a malha utilizada e com a zona com o menor coeficiente de convecção, zona 3, representada a vermelho.

4.1.4 Emissividade

A emissividade é, a par com o coeficiente de convecção, um dos parâmetros que deve ser modificado no modelo numérico com o intuito de se obter uma melhor sobreposição dos dados experimentais e os dados obtidos por simulação numérica. O anexo B descreve a realização de diversos ensaios experimentais efetuados com o objetivo de determinar o valor da emissividade do aço em estudo para diversas temperaturas. Contudo, e tal como é explicado no referido anexo, as condições do ensaio não foram as ideais e, por esse motivo, o valor obtido para a emissividade de 0,75 acarreta uma incerteza suficientemente grande para não se tomar este valor como definitivo, podendo então ser necessário ajustar também este valor no modelo numérico de forma a se encontrar uma melhor correspondência com os resultados experimentais. Todavia, com a realização destes ensaios experimentais chegou-se à conclusão que a emissividade da peça não varia de forma significativa na gama de temperaturas testada, tendo-se optado por considerar este valor constante no modelo numérico.

Além da emissividade da peça, é preciso considerar a emissividade da porta e das paredes do forno. A porta é aquecida pela radiação emitida pela parede do forno emitindo também radiação para a peça. Torna-se então importante definir um valor para a emissividade

do conjunto porta/paredes, tendo-se optado pelo valor de 0,8 por ter sido o valor utilizado por Maia (2013) e por se considerar um valor aceitável visto que as superfícies interiores do forno são escuras e por esse motivo é expectável que apresentem coeficientes de emissividade perto de 1.

No tratamento térmico da têmpera existe uma fase em que o gás é retirado do forno para evitar que ocorra alguma reação entre o gás do forno e a peça. Isto faz que, devido à ausência de atmosfera, não exista convecção (nem forçada nem natural), sendo a radiação o único mecanismo de transferência de calor. É, então, a situação ideal para se efetuar uma análise de como a temperatura nos diferentes pontos da peça varia em função do tempo, utilizando diversas emissividades e perceber qual a emissividade que se aproxima mais à real. Algo que, como se verá, foi também realizado neste trabalho.

4.2 Cálculo do erro dos diferentes modelos em relação aos resultados experimentais

De forma a mais objetivamente comparar os resultados obtidos na simulação numérica e os experimentais, com recurso a diferentes valores para a convecção e para a emissividade do modelo, empregou-se a expressão (4.2).

$$X_i = \frac{(T_{exp,i} - T_{num,i})^2}{T_{exp,i}} \quad (4.2)$$

Na equação anterior, X_i representa o erro obtido, em °C, para um determinado instante de tempo, e $T_{exp,i}$ e $T_{num,i}$ representam, respetivamente, a temperatura obtida experimentalmente e a temperatura obtida numericamente para o mesmo instante. A utilização desta equação, com o termo do numerador elevado ao quadrado, permite amplificar as maiores diferenças e, conseqüentemente, obter um melhor ajuste ao procurar minimizar o somatório do erro. Depois de calculados os erros para os diversos instantes de tempo, foi determinado o erro médio da simulação, bem como o desvio padrão para cada ponto, e ainda o erro médio e o desvio padrão para a globalidade dos resultados nos diversos pontos em estudo.

Além dos cálculos anteriores, calculou-se a diferença média de temperaturas, entre os resultados numéricos e os resultados experimentais, para cada ponto na peça que foi monitorizada nos diversos instantes de tempo segundo a equação (4.3).

$$\Delta T_i = |T_{num,i} - T_{exp,i}| \quad (4.3)$$

O cálculo da diferença de temperaturas, ΔT_i , em °C, permite uma comparação mais fácil e intuitiva entre os resultados obtidos numericamente e experimentalmente, ao contrário do erro quadrático que, tal como dito anteriormente, permite majorar as maiores diferenças de valores entre os resultados sendo por isso utilizado para quantificar a qualidade do ajustamento. Tal como foi feito anteriormente, também aqui foi calculado o desvio padrão para cada ponto em cada instante de tempo tendo sido ainda calculada a diferença média global e desvio padrão global, isto é, para os diversos locais em estudo em simultâneo.

4.3 Distância entre a posição dos termopares na peça e o nó da malha mais perto

No modelo numérico não é possível saber a temperatura em qualquer coordenada. Visto que o Abaqus™ é um programa de elementos finitos, a temperatura só é calculada nos diversos nós da malha. Por este motivo, torna-se importante verificar se não existe uma distância demasiado grande entre o nó mais perto de cada uma das localizações dos termopares e a localização real do termopar.

No presente capítulo já se referiu a localização real dos termopares na peça, sendo até possível ver de forma esquemática na Figura 4-3 o posicionamento dos diferentes furos onde foram colocados os mesmos. Na Tabela 4-1 estão representadas as coordenadas dos diferentes termopares, em metros, considerando que a origem do sistema de eixos está no centro da peça.

Tabela 4-1 – Coordenadas em x, y e z [m] da localização dos diferentes termopares, assumindo que a origem do sistema de eixos se encontra no centro da peça

<i>Termopar</i>	<i>x</i>	<i>y</i>	<i>z</i>
T1	-0,135	0,035	0,000
T3	0,000	0,003	0,000
T5	0,260	-0,145	-0,215
T7	0,135	-0,073	0,000
T8	0,245	0,000	0,000
T9	0,135	0,045	0,000
T10	0,000	0,000	0,200

Na Tabela 4-2 poderá ver-se o número característico no Abaqus™ do nó mais próximo de cada ponto da tabela anterior, bem como as coordenadas de cada um deles, em metros, e ainda a distância, em milímetros, deste à posição representada na Tabela 4-1.

Tabela 4-2 – Representação do número característico e da localização do nó mais próxima da posição dos termopares, e ainda a distância entre estes

<i>Termopar</i>	<i>Número</i>	<i>x [m]</i>	<i>y [m]</i>	<i>z [m]</i>	<i>Distância [mm]</i>
T1	27204	-0,141	0,026	0,000	11,2
T3	36968	0,000	0,000	0,000	3,0
T5	69630	0,261	-0,146	-0,216	2,1
T7	46730	0,141	-0,066	0,000	9,4
T8	63473	0,245	0,000	0,000	0,5
T9	46735	0,141	0,047	0,000	6,7
T10	36503	0,000	0,000	0,199	0,6

Na tabela anterior verifica-se que o nó mais distante da posição pretendida é o nó 27204, que se encontra a pouco mais de 11 mm da posição do termopar T1. Este valor não é muito alto e não irá provocar um grande erro na temperatura obtida visto que este nó se encontra a uma profundidade considerável (120 mm), onde os gradientes térmicos são menos acentuados. O facto deste nó se encontrar numa zona muito central da peça ajuda a explicar o motivo desta distância, 11 mm, ser tão elevada, já que a malha é mais refinada na periferia da peça, tendo elementos de maior dimensão no seu centro, como é explicado no capítulo 2. Os nós mais próximos da localização dos termopares T5, T8 e T10 (termopares colocados mais próximos da superfície onde o gradiente térmico é mais relevante) estão a distâncias muito pequenas da posição desejada. A distância média entre a localização dos termopares e a localização do nó mais próximo é de apenas 4,8 mm. Este valor surge como aceitável, uma vez que a própria colocação dos termopares acarreta alguma incerteza, não sendo relevante uma maior precisão deste valor.

4.4 Processo iterativo de ajuste das curvas

Tal como explicado neste capítulo, existem dois parâmetros ajustáveis para aproximar os resultados experimentais e numéricos, o que torna este processo iterativo. Tendo em conta os resultados obtidos no ensaio experimental efetuado para se determinar a emissividade do material, descrito no Anexo B, assumiu-se que a emissividade da peça é constante e igual a 0,75. Considerou-se inicialmente um coeficiente de convecção de $h_1=20 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$, $h_2=10 \text{ W}$

$\text{m}^{-2} \text{K}^{-1}$ e $h_3=5 \text{ W m}^{-2} \text{K}^{-1}$ para a zona 1, 2 e 3 (zonas que estão representadas da Figura 4-4 à Figura 4-6), respetivamente. Começou-se por considerar estes valores por estarem próximos dos resultados obtidos por Maia (2013). Neste primeiro ensaio considerou-se que a temperatura do gás era igual à temperatura da parede, ignorando-se desta maneira o que é descrito no subcapítulo 4.1.1. Desde logo se obteve resultados muito concordantes com a realidade, como se comprova na Figura 4-7.

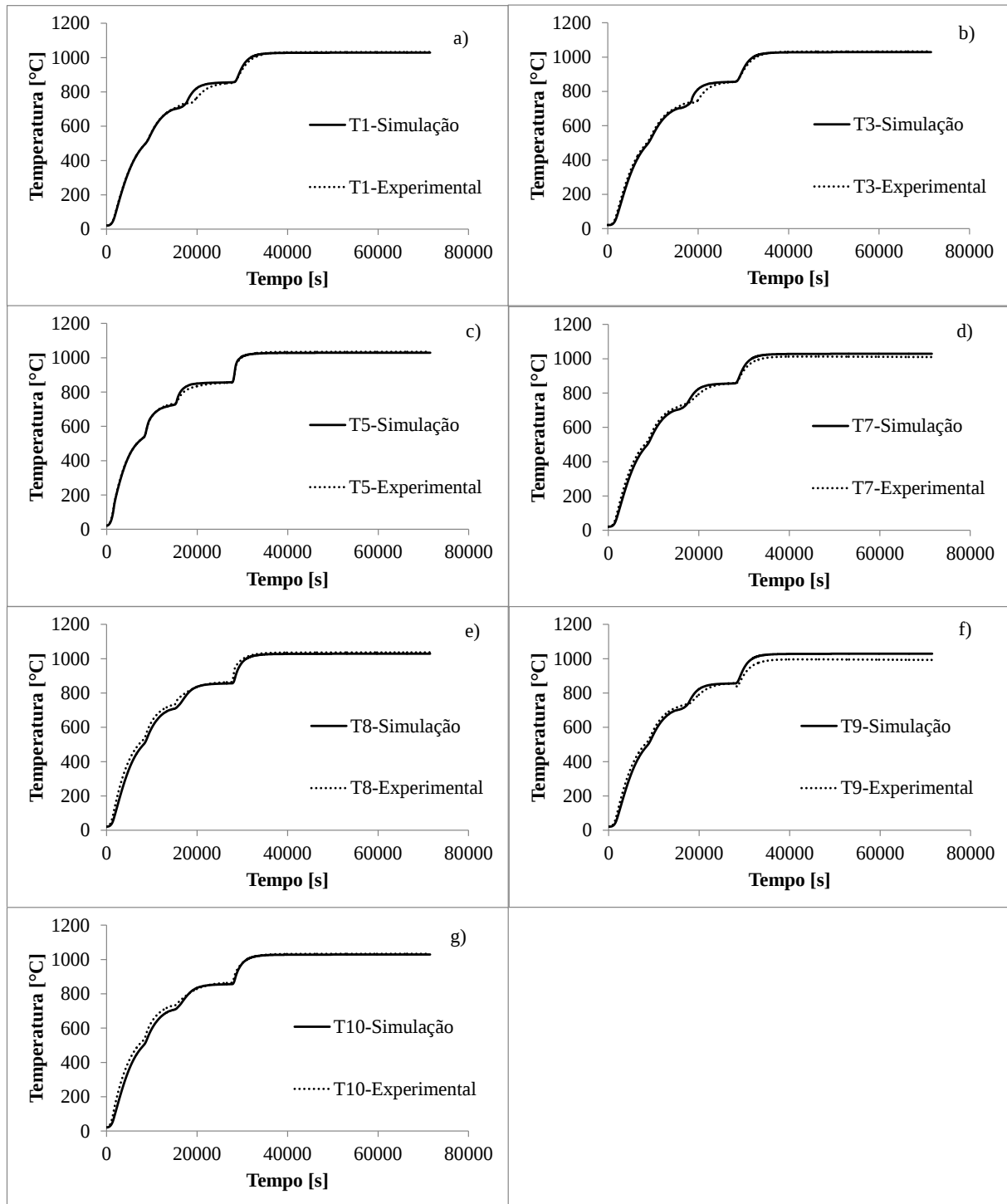


Figura 4-7 – Curvas obtidas pelos resultados experimentais e pela simulação numérica para os sete pontos estudados.

Na figura anterior poderá verificar-se o desenvolvimento da temperatura em função do tempo nas diversas posições, tanto para os resultados experimentais como para os resultados obtidos numericamente. É perceptível que as curvas estão muito próximas o que prova que os parâmetros definidos estão próximos da realidade, ajudando uma vez mais a corroborar os resultados da convecção obtidos por Maia (2013). Também se constata que para o estágio final, onde a temperatura da peça devia ser igual em todos os pontos e na parede do forno por já se ter alcançado o equilíbrio térmico, os termopares T7 e, sobretudo, o T9 estão a dar valores muito inferiores aos valores simulados e à temperatura da parede do forno. Analisando os dados fornecidos pela empresa F. Ramada constatou-se que as temperaturas medidas por estes dois termopares eram de 1010°C e 993°C, respetivamente. Como é óbvio, estes valores não estão corretos pois deviam ser muito próximos da temperatura da parede, que se encontrava a 1029°C, uma vez que já nem havia atmosfera no forno nesta fase do tratamento que pudesse estar a uma temperatura inferior e que provocasse esta discrepância de valores. Conclui-se assim que estes dois termopares se encontravam descalibrados tendo-se optado por ignorar os valores destes nos testes posteriores.

Na Tabela 4-3 estão representados os valores do erro quadrático médio, $\overline{X_i}$, a diferença de temperaturas média, $\overline{\Delta T_i}$, equações (4.2) e (4.3), e os respetivos desvios-padrão, σ_x e $\sigma_{\Delta T}$ para os cinco pontos restantes e ainda para os valores do conjunto dos cinco pontos (média dos valores obtidos para os cinco pontos e respetivo desvio-padrão).

Tabela 4-3 – Erro quadrático médio e diferença de temperaturas média, com respetivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e para a globalidade dos resultados na primeira tentativa

	<i>Termopar T1</i>	<i>Termopar T3</i>	<i>Termopar T5</i>	<i>Termopar T8</i>	<i>Termopar T10</i>	<i>Global</i>
$\overline{X_i}$ [°C]	0,22	0,38	0,07	1,14	1,11	0,58
σ_x [°C]	0,74	0,92	0,14	3,04	3,22	2,10
$\overline{\Delta T_i}$ [°C]	6,95	9,07	5,75	14,9	12,0	9,74
$\sigma_{\Delta T}$ [°C]	10,8	10,7	4,21	14,9	15,7	12,4

Como é facilmente perceptível, apesar de os erros já serem relativamente baixos, ainda é possível aperfeiçoar o modelo, tornando-o mais próximo da realidade. Assim optou-se por ter em consideração o estudo efetuado por Oliveira (2011) em que o autor conseguiu obter valores diferentes para a temperatura da parede e para a atmosfera do forno, tal como descrito em 4.1.1. Efetuou-se uma nova simulação recorrendo aos mesmos valores para a emissividade e para os coeficientes de convecção, sendo a temperatura do gás no interior do forno a única diferença. As curvas numéricas e experimentais para os cinco pontos em estudo (tal como explicado, os termopares T7 e T9 estão descalibrados e por isso não são considerados neste estudo) estão representados na Figura 4-8.

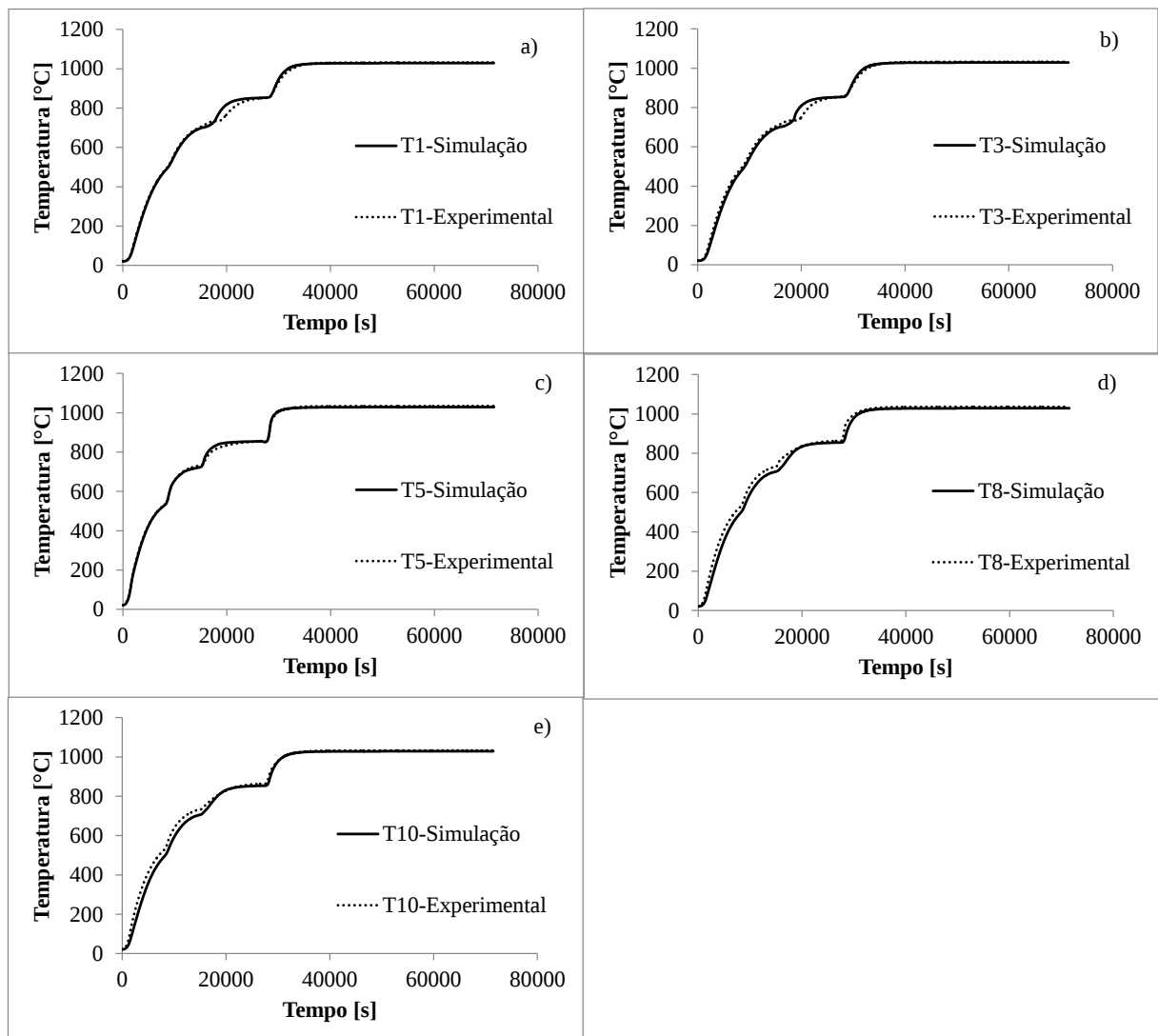


Figura 4-8 – Curvas obtidas pela simulação numérica e pelos resultados experimentais para os cinco pontos estudados utilizando uma nova temperatura para a atmosfera do forno.

As curvas experimentais na figura anterior são iguais às curvas experimentais da Figura 4-7, estando representadas aqui e sempre que se represente as curvas obtidas numericamente de forma a ser mais fácil a comparação entre estas. Como se poderá verificar, a diferença para o modelo não é muita, estando os pontos estudados a temperaturas ligeiramente inferiores já que a energia recebida por convecção é inferior à situação anterior devido à temperatura inferior do gás no interior do forno. Mais uma vez, representam-se na Tabela 4-4, sobre a forma de quadro resumo, os valores do erro quadrático médio, $\overline{X_i}$, da diferença de temperaturas média, $\overline{\Delta T_i}$, equações (4.2) e (4.3) e os respetivos desvios-padrão, σ_x e $\sigma_{\Delta T}$ para os cinco pontos em estudo.

Tabela 4-4 – Erro quadrático médio e diferença de temperaturas média, com respetivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e para a globalidade dos resultados para a segunda tentativa

	<i>Termopar</i> <i>T1</i>	<i>Termopar</i> <i>T3</i>	<i>Termopar</i> <i>T5</i>	<i>Termopar</i> <i>T8</i>	<i>Termopar</i> <i>T10</i>	<i>Global</i>
$\overline{X_i}$ [°C]	0,20	0,40	0,07	1,23	1,24	0,63
σ_x [°C]	0,60	0,91	0,13	3,20	3,49	2,23
$\overline{\Delta T_i}$ [°C]	7,12	9,26	5,73	15,7	12,9	10,1
$\sigma_{\Delta T}$ [°C]	9,43	10,3	3,59	15,5	16,9	12,6

Em comparação com a Tabela 4-3, a tabela anterior apresenta resultados globais piores. Isto não quer dizer que a inserção de uma temperatura do gás diferente da temperatura da parede seja prejudicial para o modelo, até porque é a situação mais aproximada à realidade, apenas indica que é necessário fazer mais acertos nos parâmetros ajustáveis de forma a se obter resultados melhores.

Tendo em conta que a temperatura no termopar T1 evolui de forma ligeiramente mais lenta do que na simulação numérica, optou-se por diminuir um pouco o coeficiente de convecção na zona mais próxima do ventilador (zona onde este termopar se encontra, como se pode ver na Figura 4-3) com o objetivo de melhorar a proximidade entre as duas curvas. Por outro lado, as temperaturas nos termopares T8 e T10 aumentam mais rapidamente do que na simulação. Tal poderá indicar que estas zonas (zona mais afastada do ventilador e zona

intermédia, respetivamente) estão sujeitas a maiores coeficientes de convecção do que aqueles que foram utilizados. Com tudo isto optou-se por fazer uma nova simulação com os coeficientes de convecção de $h_1=18\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$, $h_2=13\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ e $h_3=10\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$. Assim se obteve umas novas curvas, que estão representadas na Figura 4-9.

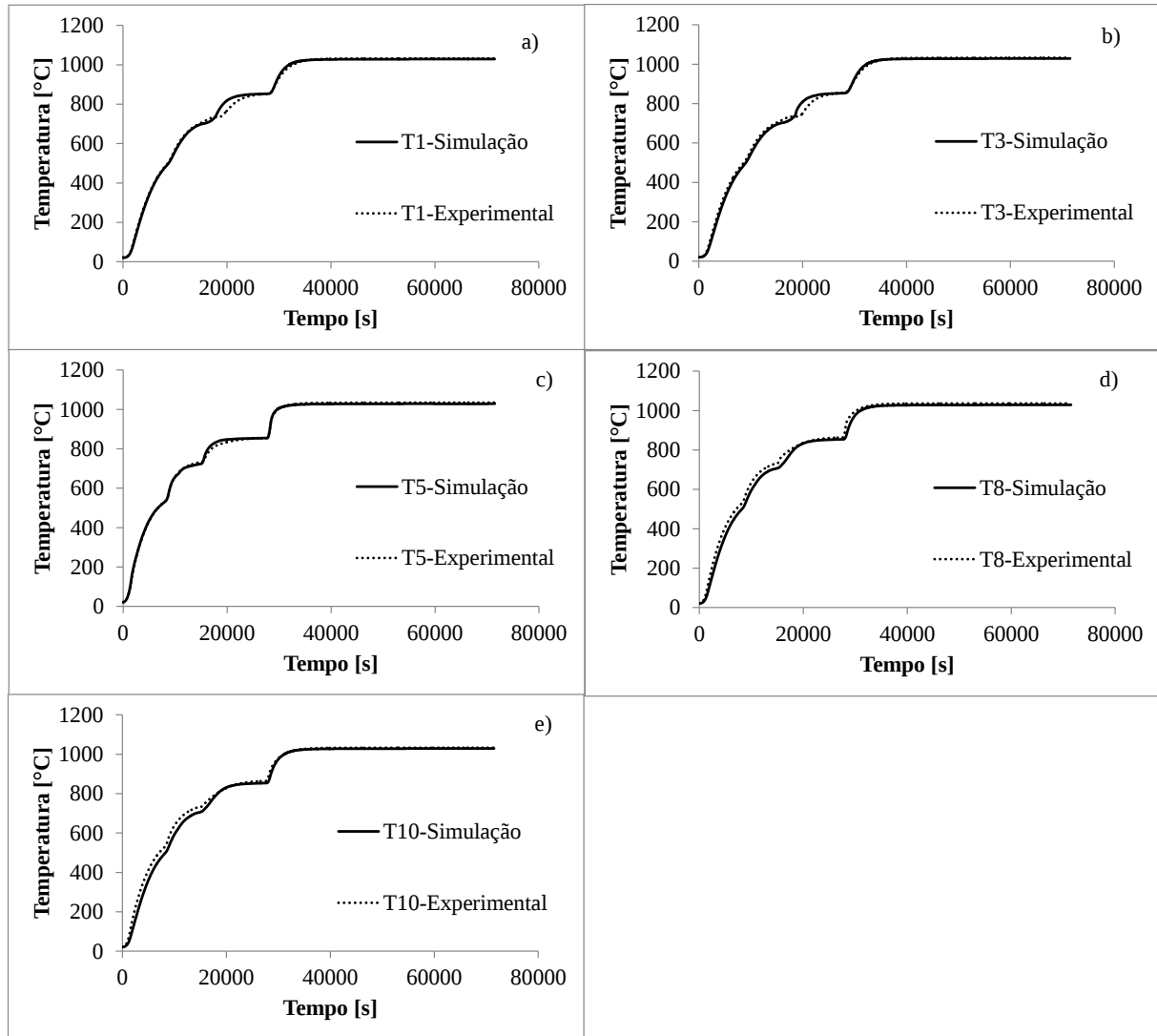


Figura 4-9 – Curvas obtidas pelos resultados experimentais e pela simulação numérica para os cinco pontos estudados utilizando coeficientes de convecção de $h_1=18\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$, $h_2=13\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ e $h_3=10\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$.

Os resultados obtidos numericamente estão ligeiramente mais próximos dos resultados experimentais, percebendo-se que os coeficientes de convecção estarão agora ajustados de forma mais correta. Mais uma vez se apresentam os valores do erro quadrático médio, da diferença de temperaturas média, e os respetivos desvios-padrão, para os cinco pontos em estudo.

Tabela 4-5 – Erro quadrático médio e diferença de temperaturas média, com respectivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e para a globalidade dos resultados para a terceira tentativa

	<i>Termopar T1</i>	<i>Termopar T3</i>	<i>Termopar T5</i>	<i>Termopar T8</i>	<i>Termopar T10</i>	<i>Global</i>
$\overline{X_i}$ [°C]	0,20	0,34	0,06	0,95	1,11	0,53
σ_x [°C]	0,61	0,78	0,09	2,22	3,01	1,78
$\overline{\Delta T_i}$ [°C]	7,12	8,90	5,62	15,2	12,7	9,90
$\sigma_{\Delta T}$ [°C]	9,41	9,89	3,76	13,7	15,9	11,9

Ainda que não seja muito perceptível na visualização das imagens por estas serem parecidas, tanto o erro quadrático médio global como a diferença de temperatura média global são inferiores do que na simulação anterior.

Depois de se ter aproximado os valores numéricos aos valores experimentais alterando os coeficientes de convecção nas diferentes zonas, optou-se por testar a influência da emissividade da peça. Para a simulação seguinte mantiveram-se todos valores dos coeficientes de convecção, tendo-se alterado a emissividade da peça de 0,75 para 0,50. Aqui é expectável que a temperatura da peça não varie tão rapidamente já que a potência recebida por radiação será inferior. Na Figura 4-10 poderá confirmar-se como varia a temperatura nos diferentes pontos para as condições testadas.

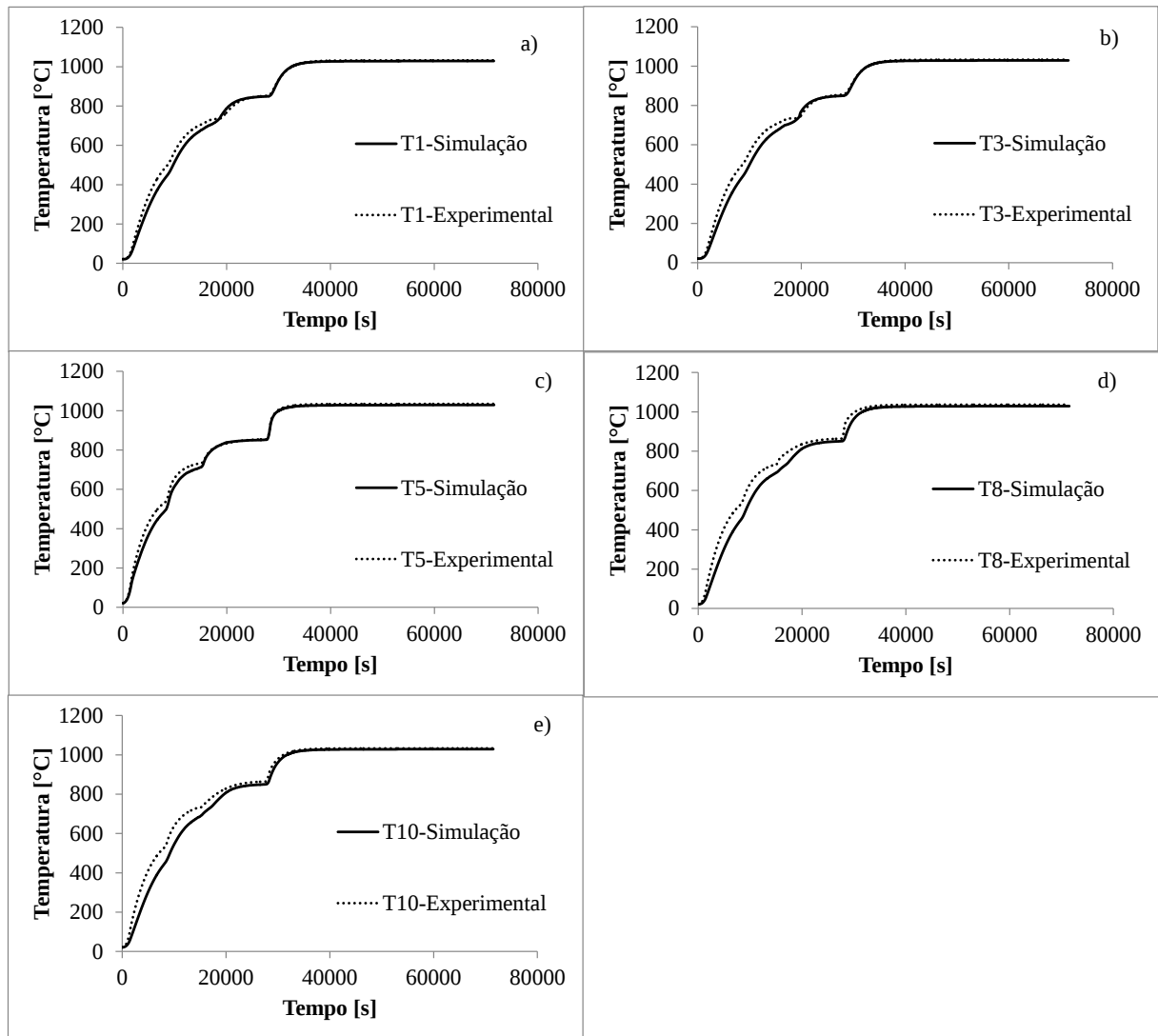


Figura 4-10 – Curvas obtidas pelos resultados experimentais e pela simulação numérica para os cinco pontos estudados utilizando uma emissividade de 0,5 para a peça.

Da figura anterior é perceptível que esta emissividade leva a resultados de qualidade inferior, não tendo as curvas uma forma idêntica às curvas obtidas experimentalmente, sendo preferível continuar a utilizar o valor da emissividade obtida no ensaio experimental descrito no Anexo B, tal como tinha sido feito até agora. Ainda assim, e apesar de visualmente ser completamente perceptível que esta situação não é tão boa como a anterior, encontram-se representados Tabela 4-6 os valores do erro quadrático médio, da diferença de temperaturas média, e os respetivos desvios-padrão, para os cinco pontos estudados e que corroboram aquilo que se constatou visualmente.

Tabela 4-6 – Erro quadrático médio e diferença de temperaturas média, com respectivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e para a globalidade dos resultados para a quarta tentativa

	<i>Termopar T1</i>	<i>Termopar T3</i>	<i>Termopar T5</i>	<i>Termopar T8</i>	<i>Termopar T10</i>	<i>Global</i>
$\overline{X_i}$ [°C]	1,13	1,71	0,88	3,52	3,70	2,19
σ_x [°C]	2,48	3,84	2,24	7,66	8,48	5,72
$\overline{\Delta T_i}$ [°C]	12,9	15,3	12,1	27,0	24,4	18,3
$\sigma_{\Delta T}$ [°C]	17,6	21,5	15,7	29,8	31,9	23,3

Efetuada uma análise mais detalhada à terceira simulação numérica percebe-se que, tal como se vê na Figura 4-9, a partir dos 700°C e até ao final do terceiro estágio existe uma pequena discrepância entre os resultados obtidos pelo método numérico e os resultados experimentais, sendo esta diferença mais evidente nos pontos T1, T3 e T5. Aqui a temperatura obtida pela simulação varia a uma taxa maior do que variou na realidade. O que poderá estar a provocar isto é o calor específico, já que foi utilizado o valor de Wayman e Bringas (1997) e estes autores consideram que a mudança de fase ocorre entre os 700°C e os 750°C ao contrário do que consideram Han *et al* (2008). Estes autores defendem que a transformação da microestrutura do aço ocorre entre os 727°C e os 800°C. O rigor nestas temperaturas é importante já que o calor específico na zona de mudança de fase terá de ser obrigatoriamente muito superior ao restante devido à energia que é necessário fornecer para que ocorra este fenómeno (calor latente). Estando o calor específico a aumentar muito mais cedo do que acontecerá na realidade, faz com que a temperatura nesta altura não varie tão rapidamente (um maior calor específico provoca uma maior inércia térmica e consequentemente uma maior resistência à alteração de temperatura), o que pode explicar a discrepância de valores evidenciada. Depois desta análise optou-se por fazer uma translação dos valores do calor específico em 50°C. Desta maneira, obriga-se a que o calor específico contabilize a mudança de fase entre os 750°C e os 800°C, o que vai mais de encontro com o que é considerado em Han *et al* (2008).

Efetuada-se uma nova simulação numérica com os mesmos coeficientes de convecção da terceira simulação ($h_1=18\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$, $h_2=13\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ e $h_3=10\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$) e a mesma

emissividade de 0,75. Na Figura 4-11 vê-se como a temperatura varia com o tempo para os diferentes pontos.

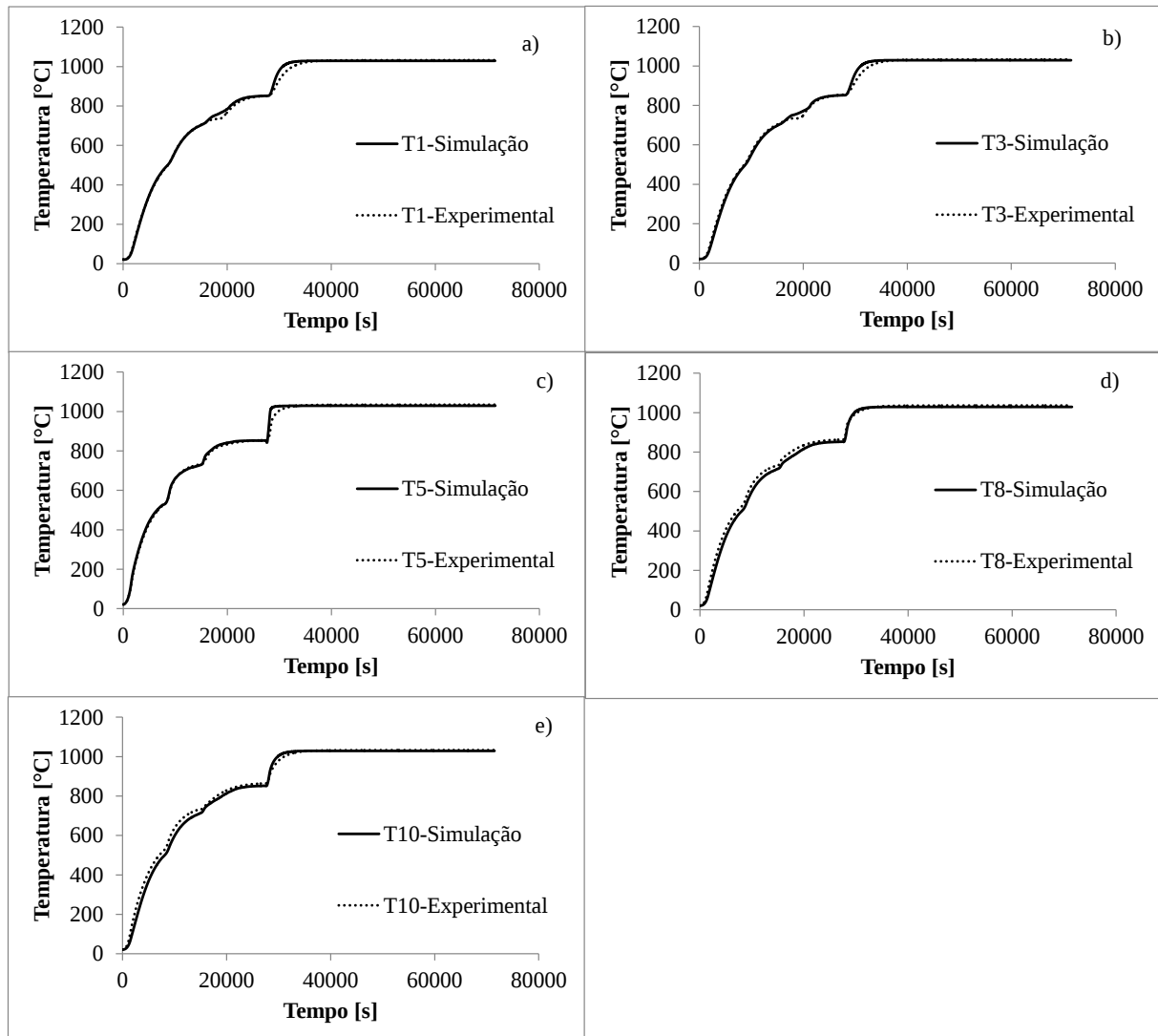


Figura 4-11 – Curvas obtidas pelos resultados experimentais e pela simulação numérica para os cinco pontos estudados utilizando um novo calor específico.

Da análise da figura anterior poderá perceber-se que a alteração do calor específico ajuda a atenuar o problema com a disparidade de valores na zona de mudança de fase. Perante este resultado, optou-se por adotar este novo calor específico também apresentado na Tabela 4-7.

Tabela 4-7 – Novo calor específico aparente em função da temperatura

T [°C]	C_{aparente} [J kg ⁻¹ K ⁻¹]
100-150 °C	486
200-250 °C	515
250-300 °C	528
300-350 °C	548
350-400 °C	569
400-450 °C	586
500-550 °C	649
600-650 °C	708
700-750 °C	770
750-800 °C	1583
800-850 °C	624
900-950 °C	548

Tal como tem sido feito até aqui, mais uma vez se fez uma tabela com o erro quadrático médio, a diferença de temperaturas média, e os respetivos desvios-padrão das amostras, para os cinco pontos estudados e para a globalidade dos cinco pontos.

Tabela 4-8 – Erro quadrático médio e diferença de temperaturas média, com respetivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e para a globalidade dos resultados para a quinta tentativa

	<i>Termopar</i> <i>T1</i>	<i>Termopar</i> <i>T3</i>	<i>Termopar</i> <i>T5</i>	<i>Termopar</i> <i>T8</i>	<i>Termopar</i> <i>T10</i>	<i>Global</i>
$\overline{X_i}$ [°C]	0,16	0,21	0,15	0,74	0,96	0,44
σ_x [°C]	0,41	0,49	0,75	1,92	2,69	1,58
$\overline{\Delta T_i}$ [°C]	6,42	7,37	6,56	13,3	12,8	9,30
$\sigma_{\Delta T}$ [°C]	9,27	8,39	9,17	11,0	13,9	11,0

A tabela anterior ajuda a comprovar que a opção pelo novo calor específico é uma boa solução já que se obteve o erro quadrático médio global e a diferença de temperaturas média global mais baixos. Ainda que este não seja um dos parâmetros que no início deste capítulo foi considerado como ajustável, optou-se por modificá-lo devido ao desfasamento evidente entre as curvas experimentais e as numéricas na zona da mudança de fase. Com este novo valor para esta propriedade, foram feitos novamente diversos ajustes nos coeficientes de convecção para, mais uma vez, melhor se ajustar o modelo à realidade. Os coeficientes de convecção que provocam um melhor ajustamento são de $h_1=17\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$, $h_2=16\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ e $h_3=14\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$, para a zona mais próxima, a zona intermédia e para a zona mais longe do ventilador, respetivamente. Na Figura 4-12 poderá verificar-se como varia a temperatura em função do tempo para os diversos pontos estudados.

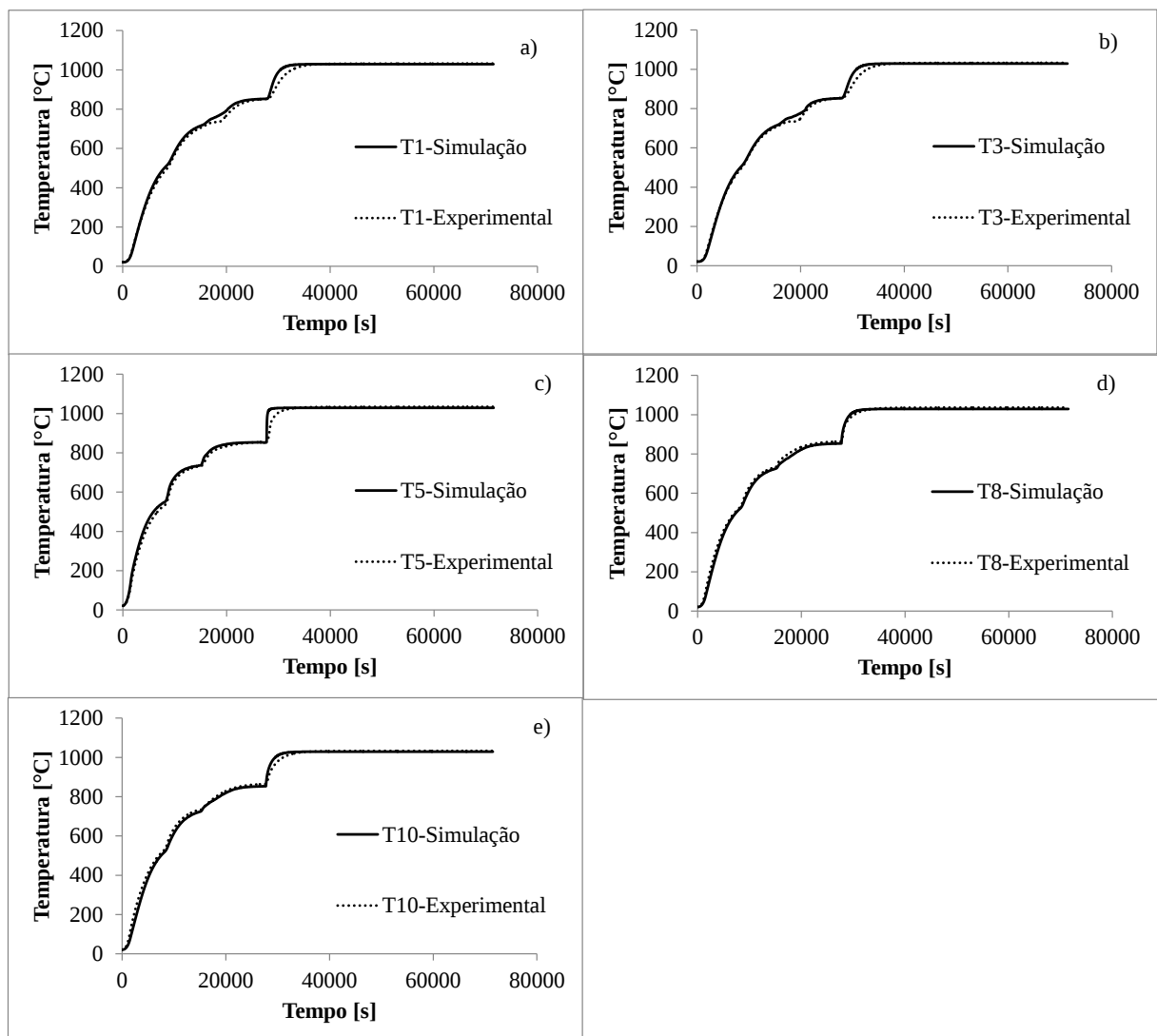


Figura 4-12 – Curvas obtidas pelos resultados experimentais e pela simulação numérica para os cinco pontos estudados utilizando os coeficientes de convecção que melhor ajustam o modelo com o novo calor específico.

Poder-se-á comprovar na Tabela 4-9, onde estão representados os valores do erro quadrático médio, da diferença de temperaturas média, e os respetivos desvios-padrão das amostras, para os cinco pontos estudados e para a globalidade dos cinco pontos, que estes valores para os coeficientes de convecção conduzem, de forma global, aos melhores resultados obtidos até aqui, já que apresentam o menor erro quadrático médio global e a menor diferença de temperaturas média global.

Tabela 4-9 – Erro quadrático médio e diferença de temperaturas média, com respetivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e para a globalidade dos resultados para a situação de melhor ajuste com novo calor específico e emissividade de 0,75

	<i>Termopar T1</i>	<i>Termopar T3</i>	<i>Termopar T5</i>	<i>Termopar T8</i>	<i>Termopar T10</i>	<i>Global</i>
$\overline{X_i}$ [°C]	0,30	0,23	0,48	0,34	0,58	0,38
σ_x [°C]	0,62	0,54	1,82	1,01	1,91	1,32
$\overline{\Delta T_i}$ [°C]	8,77	7,27	9,35	11,28	9,65	9,26
$\sigma_{\Delta T}$ [°C]	8,49	6,71	8,24	8,49	10,38	9,89

Tendo-se obtido erros muito aceitáveis decidiu-se testar a emissividade na fase de aquecimento para o último estágio. Esta altura é escolhida porque o gás do forno é retirado para evitar reações químicas deste com a peça, já que a temperatura funciona como catalisador deste fenómeno, sendo o aquecimento nesta fase realizado exclusivamente por radiação.

Para se poder definir duas emissividades para momentos diferentes da fase de aquecimento do tratamento térmico de têmpera, e como o AbaqusTM não permite definir uma variação de emissividade em função da temperatura, teve-se de dividir o processo em duas etapas (*steps*), sendo a primeira etapa referente ao aquecimento até ao final do terceiro estágio, cujos resultados são em primeira aproximação aqueles patentes na Figura 4-12, e a segunda etapa define o aquecimento desde o final do terceiro estágio (início do aquecimento para o estágio final) até ao final da fase de aquecimento do tratamento térmico. De forma mais objetiva pode-se definir como a primeira etapa até aos 27720 s e a segunda etapa desde o final da etapa anterior até aos 71500 s.

Considerando que no final do primeiro estágio a temperatura do corpo no modelo numérico está muito próxima da realidade, não faz sentido nesta fase do estudo estar a simular a primeira etapa, já que isto requer um grande esforço de processamento, preferindo-se simular apenas o segundo estágio. Para tal ser possível tem de se encontrar uma forma de continuar uma simulação que tenha simulado a primeira etapa e continuar a simulação a partir daí. Isto foi possível recorrendo ao comando *Restart*. Este comando pode ser utilizado em situações como:

- Continuar uma simulação interrompida: Se uma análise tiver sido interrompida devido a um problema do computador, a capacidade de recomeçar a análise do Abaqus™ permite concluir a análise como definido originalmente;
- Continuar com etapas (*steps*) adicionais: Depois de se visualizar os resultados de uma análise concluída, pode-se decidir acrescentar etapas ao historial de cargas;
- Alterar uma análise: Por vezes, tendo-se visualizado os resultados de uma análise anterior, pode-se querer recomeçar a análise a partir de um ponto intermédio e alterar o restante historial de cargas de alguma maneira. Também se pode adicionar etapas ao historial de cargas desde que a análise anterior tenha sido concluída com sucesso (Dassault Systèmes, 2010).

Como se facilmente se percebe, o segundo ponto corresponde exatamente ao que se pretende fazer. No Anexo C poderá ser lido o procedimento e o código escrito para implementar este comando.

Visto que a partir de agora só é testada uma parte do tratamento térmico, é necessário representar os valores do erro quadrático médio, a diferença de temperaturas média, e os respetivos desvios-padrão, para os cinco pontos estudados e para a globalidade dos resultados dos cinco pontos obtidos nesta fase do tratamento utilizando a emissividade de 0,75 (situação já analisada), pois apenas assim é possível comparar com os valores das simulações posteriores que serão feitas com os novos valores para a emissividade do material. Estes valores estão representados na Tabela 4-10.

Tabela 4-10 – Erro quadrático médio e diferença de temperaturas média, com respectivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e para a globalidade dos resultados na última etapa utilizando uma emissividade de 0,75

	<i>Termopar T1</i>	<i>Termopar T3</i>	<i>Termopar T5</i>	<i>Termopar T8</i>	<i>Termopar T10</i>	<i>Global</i>
$\overline{X_i}$ [°C]	0,24	0,21	0,37	0,06	0,10	0,20
σ_x [°C]	0,74	0,62	2,21	0,05	0,31	1,09
$\overline{\Delta T_i}$ [°C]	7,64	7,63	8,38	7,16	6,17	7,40
$\sigma_{\Delta T}$ [°C]	12,9	11,8	16,4	2,57	7,89	11,4

De notar que estes valores são mais baixos do que os obtidos na Tabela 4-9, apesar de ser uma simulação idêntica, o que indica que o erro da primeira etapa é superior ao erro da segunda etapa, o que faz sentido devido à dificuldade em simular a zona de mudança de fase, tal como já tinha sido referido.

Depois de efetuado este ensaio executou-se a simulação numérica utilizando outras emissividades, nomeadamente para 0,5, 0,3, 0,25 e 0,2. Na Tabela 4-11 estão resumidos, para as quatro emissividades testadas, os valores do erro quadrático médio, a diferença de temperaturas média, e os respetivos desvios-padrão, para os cinco pontos estudados e para a globalidade dos cinco pontos, tal como tem sido feito até aqui.

Tabela 4-11 – Erro quadrático médio e diferença de temperaturas média, com respectivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e para a globalidade dos resultados na última etapa utilizando emissividades de 0,5, 0,3, 0,25 e 0,2. Unidades em [°C]

ε		<i>Termopar</i> <i>T1</i>	<i>Termopar</i> <i>T3</i>	<i>Termopar</i> <i>T5</i>	<i>Termopar</i> <i>T8</i>	<i>Termopar</i> <i>T10</i>	<i>Global</i>
0,5	$\overline{X_i}$	0,16	0,13	0,30	0,04	0,05	0,14
	σ_x	0,47	0,38	1,73	0,02	0,13	0,82
	$\overline{\Delta T_i}$	6,65	6,60	7,94	6,45	5,14	6,56
	$\sigma_{\Delta T}$	10,3	9,07	14,5	1,63	4,88	9,25
0,3	$\overline{X_i}$	0,06	0,04	0,18	0,07	0,01	0,07
	σ_x	0,15	0,10	1,03	0,11	0,01	0,48
	$\overline{\Delta T_i}$	4,81	4,72	6,99	7,48	3,39	5,48
	$\sigma_{\Delta T}$	5,62	4,34	40,85	3,14	1,04	6,18
0,25	$\overline{X_i}$	0,03	0,02	0,14	0,09	0,01	0,060
	σ_x	0,07	0,04	0,80	0,19	0,01	0,37
	$\overline{\Delta T_i}$	4,00	3,93	6,54	8,41	3,77	5,33
	$\sigma_{\Delta T}$	3,63	2,36	9,27	4,67	0,95	5,37
0,2	$\overline{X_i}$	0,01	0,01	0,10	0,15	0,04	0,061
	σ_x	0,02	0,00	0,56	0,34	0,07	0,30
	$\overline{\Delta T_i}$	3,17	3,37	6,08	9,80	5,18	5,52
	$\sigma_{\Delta T}$	1,33	0,74	7,28	7,12	3,32	5,40

Da análise da tabela anterior, torna-se evidente que o valor de emissividade que faz com que se obtenha valores mais próximos com os resultados experimentais é de 0,25.

Considerando que a conclusão retirada na experiência descrita no Anexo B, que diz que a emissividade da peça deste material é constante com a temperatura, é então preciso

alterar o modelo numérico e usar uma emissividade de 0,25 desde o início da simulação. Será também necessário alterar os diferentes coeficientes de convecção para ajustar o novo modelo.

Depois de vários ajustes percebeu-se que seria impossível fazer um modelo realista utilizando o valor de emissividade de 0,25 desde o início da simulação. Mesmo utilizando coeficientes de convecção superiores a 50 em todas as zonas da peça, valor que é claramente exagerado principalmente na zona mais distante do ventilador onde o efeito da convecção forçada já não é tão relevante, a peça na simulação numérica não aquece à velocidade da peça real, como se pode ver na Figura 4-13.

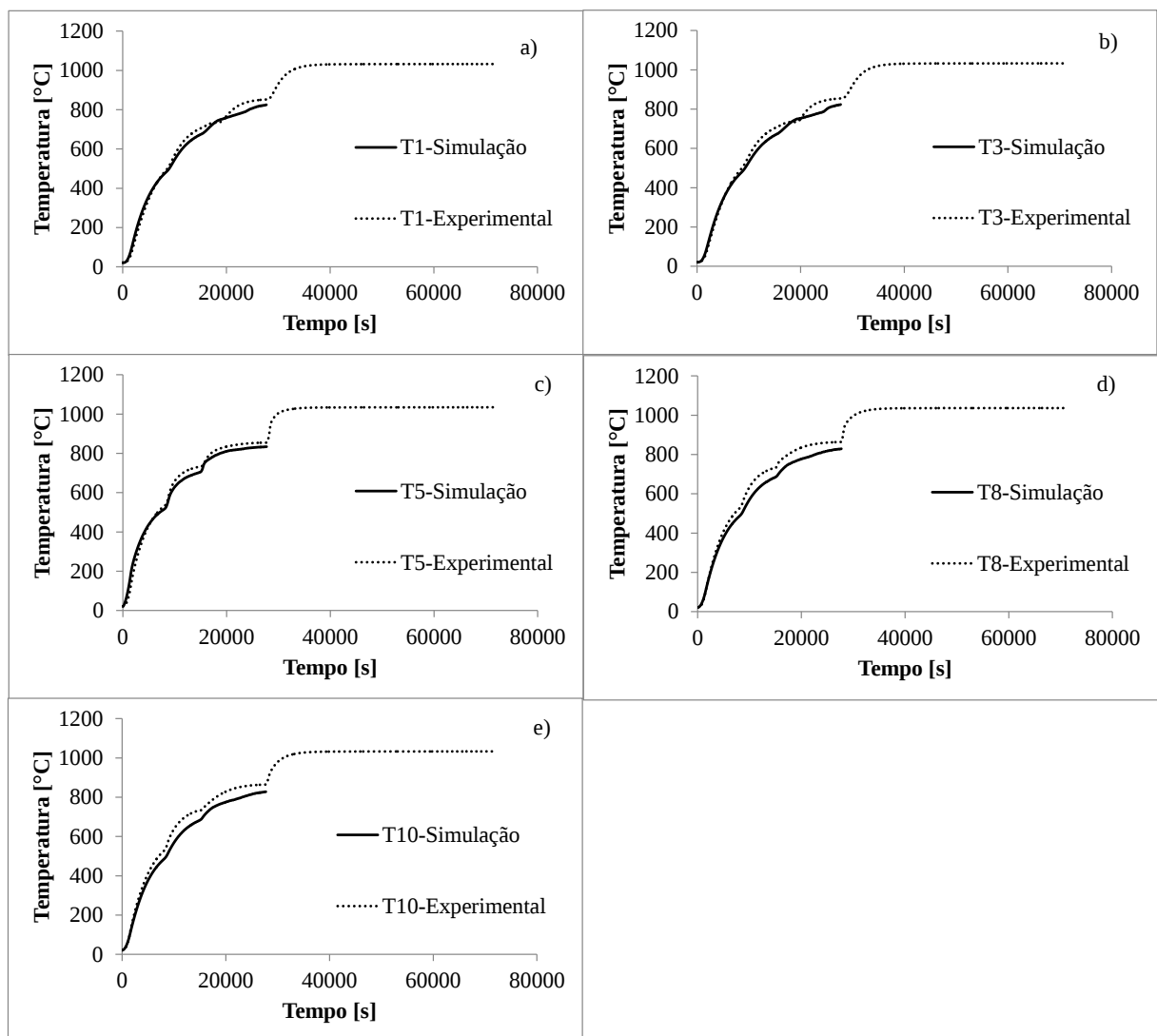


Figura 4-13 – Curvas obtidas pelos resultados experimentais e pela simulação numérica para os cinco pontos estudados utilizando uma emissividade de 0,25 e coeficientes de convecção exagerados.

De notar que estas simulações só foram feitas utilizando a primeira etapa, já que o que se queria testar era o coeficiente de convecção que não existe na última etapa.

Como é perceptível, o problema estará na emissividade utilizada. Isto significa que a emissividade poderá não ser constante no processo de têmpera, o que contraria os resultados experimentais obtidos na experiência descrita no Anexo B. Contudo esta experiência foi realizada em temperaturas relativamente baixas (nunca se ultrapassou a temperatura de 550°C) e numa atmosfera oxidante pelo que era impossível reproduzir a situação que ocorre na realidade dentro do forno. Além disso, para as temperaturas testadas, ainda não ocorreu mudança de fase na peça, fenómeno que pode alterar a superfície desta. Na Figura 4-14 vê-se a peça após o tratamento térmico.



Figura 4-14 – Bloco após o tratamento térmico de têmpera.

Como se vê na imagem anterior, a superfície da peça depois do tratamento térmico é muito mais brilhante do que era antes do tratamento (podrá consultar-se a Figura 4-2 por forma a comparar a superfície da peça antes do tratamento). Isto corrobora a hipótese da emissividade se alterar para um valor muito inferior (já que quanto mais “brilhante” for a peça, menor será a sua emissividade), possivelmente com a mudança de fase ou uma eventual perda da oxidação superficial inicial a temperaturas mais elevadas, justificando assim o melhor ajuste que se consegue com uma emissividade de 0,25 a temperaturas mais elevadas.

Assim optou-se por utilizar duas emissividades, uma para cada etapa. Na Tabela 4-12 poderá ver-se, em jeito de resumo, os valores dos parâmetros considerados ajustáveis, em que h_1 é o coeficiente de convecção para a zona mais próxima do ventilador, h_2 é o coeficiente de convecção utilizado na zona intermédia e h_3 é o coeficiente de convecção na zona mais distante do ventilador.

Tabela 4-12 – Quadro resumo com os valores dos parâmetros ajustáveis para as duas etapas utilizados

	Primeira etapa	Segunda etapa
ε [-]	0,75	0,25
h_1 [Wm ⁻² K ⁻¹]	17	0
h_2 [Wm ⁻² K ⁻¹]	16	0
h_3 [Wm ⁻² K ⁻¹]	14	0

Com estes valores efetuou-se nova simulação térmica tendo-se obtido as curvas presentes na Figura 4-15. Na Figura 4-15 a) estão assinaladas as regiões correspondentes às etapas 1 e 2.

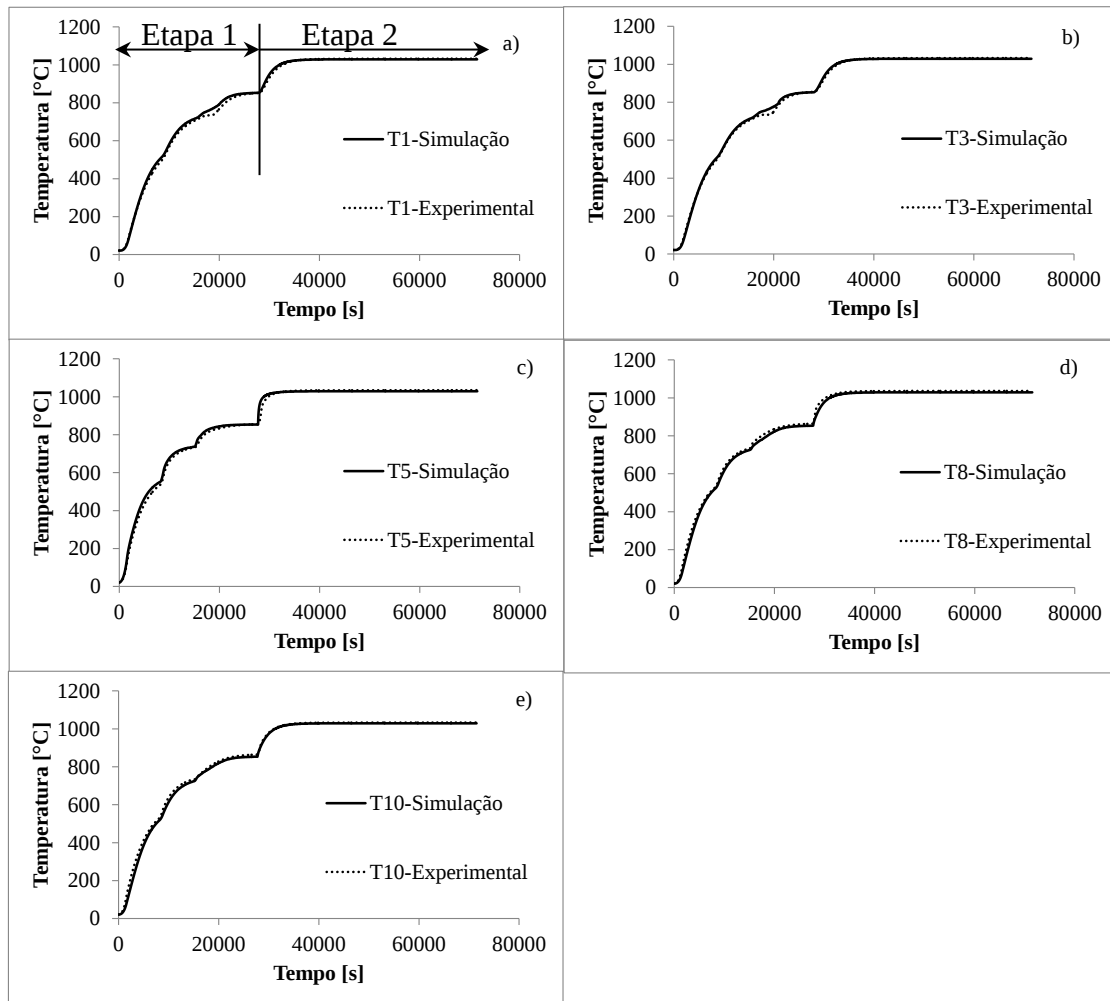


Figura 4-15 – Curvas obtidas pelos resultados experimentais e pela simulação numérica para os cinco pontos estudados, com todos parâmetros finais.

Finalmente, efetuou-se também uma análise ao erro quadrático médio e à diferença de temperaturas médias, estando representado na Tabela 4-13 esse estudo.

Tabela 4-13 – Erro quadrático médio e diferença de temperaturas média, com respetivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e para a globalidade dos resultados utilizando emissividades diferentes para as duas etapas

	<i>Termopar</i> <i>T1</i>	<i>Termopar</i> <i>T3</i>	<i>Termopar</i> <i>T5</i>	<i>Termopar</i> <i>T8</i>	<i>Termopar</i> <i>T10</i>	<i>Global</i>
$\overline{X_i}$ [°C]	0,17	0,11	0,34	0,36	0,53	0,30
σ_x [°C]	0,29	0,25	0,88	1,02	1,91	1,07
$\overline{\Delta T_i}$ [°C]	7,46	5,83	9,15	10,6	8,42	8,29
$\sigma_{\Delta T}$ [°C]	7,20	5,25	9,83	6,49	9,28	7,96

Com isto conseguiu-se obter o melhor ajuste de todos dos resultados numéricos aos resultados experimentais.

4.5 Sensibilidade do resultado à malha utilizada

Foi realizado um estudo efetuado no subcapítulo 2.3.4, onde se utilizou diferentes malhas e comparou-se os valores obtidos pelos métodos numéricos e analíticos. A malha utilizada foi aquela que conseguiu obter um erro baixo, necessitando de um tempo de simulação relativamente pequeno. Como esta malha desempenhou adequadamente com um sistema térmico tão exigente como aquele testado no subcapítulo 2.3.4, é esperado que também o faça com o aquecimento real. Contudo isto deve ser testado e por isso realizaram-se novas simulações, utilizando os parâmetros representados na Tabela 4-12, com duas malhas diferentes, as malhas 2 e 4 da Tabela 2-3. Percebe-se que o refinamento da malha utilizada é adequado se não existirem diferenças relevantes para os resultados obtidos com uma malha mais refinada. Na Tabela 4-14 poderá ver-se, tal como tem vindo a ser feito, o erro quadrático médio, a diferença de temperaturas média, com os respetivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e globalmente para as duas malhas.

Tabela 4-14 – Erro quadrático médio e diferença de temperaturas média, com respetivos desvios-padrão, para os cinco pontos monitorizados e para a globalidade dos resultados

<i>Malha</i>		<i>Termopar T1</i>	<i>Termopar T3</i>	<i>Termopar T5</i>	<i>Termopar T8</i>	<i>Termopar T10</i>	<i>Global</i>
2	$\overline{X_i}$ [°C]	0,20	0,10	0,35	0,36	0,50	0,30
	σ_x [°C]	0,35	0,22	0,92	1,02	1,80	1,04
	$\overline{\Delta T_i}$ [°C]	7,95	5,79	9,15	10,62	8,40	8,38
	$\sigma_{\Delta T}$ [°C]	7,88	5,15	10,03	6,50	8,99	8,06
4	$\overline{X_i}$ [°C]	0,16	0,11	0,32	0,38	0,54	0,30
	σ_x [°C]	0,28	0,24	0,85	1,07	1,93	1,08
	$\overline{\Delta T_i}$ [°C]	7,36	5,78	8,83	10,9	8,58	8,28
	$\sigma_{\Delta T}$ [°C]	7,04	5,14	9,69	6,74	9,36	7,97

A malha 2 dá um erro quadrático médio global de 0,35, o que é ligeiramente superior ao que foi obtido com a malha utilizada (malha 3), tal como seria de esperar já que é uma malha menos refinada. Já a malha 4, malha mais refinada, deu um erro quadrático médio global muito próximo do obtido com a malha 3, que foi utilizada nas simulações, o que prova que os resultados obtidos não dependem do refinamento da malha utilizada.

Como conclusão pode-se afirmar que, para ser possível realizar uma simulação de um aquecimento numa gama tão elevada de temperaturas, é fundamental atender à variação das propriedades com a temperatura, incluindo o calor latente.

O conhecimento da emissividade, e da sua variação com a temperatura, é algo que embora seja muito importante não é fácil de encontrar na literatura e, como se viu, depende fortemente do estado superficial da peça. Um ajuste, para obter um valor da emissividade, realizado apenas na fase em que o aquecimento é realizado apenas por radiação, pode ser uma maneira de contornar as dificuldades de encontrar os valores de emissividade na literatura.

Tendo-se conseguido simular o aquecimento da peça é agora possível analisar o comportamento desta em termos mecânicos, algo que será realizado no capítulo seguinte.

5. Análise mecânica do comportamento da peça durante o aquecimento

No Capítulo 4, pretendeu-se obter um modelo numérico que reproduzisse a fase de aquecimento de um tratamento térmico de têmpera o melhor possível. Isso conseguiu-se alterando alguns parâmetros, nomeadamente a emissividade e o coeficiente de convecção, este último em diversas regiões da peça, com a intenção de aproximar os dados obtidos numericamente aos dados experimentais obtidos pela F. Ramada num tratamento térmico de têmpera efetuado num bloco com as dimensões e características daquele simulado. Obtendo-se uma boa concordância entre os dados experimentais e numéricos para os diversos pontos e, visto que estes pontos estudados encontram-se em diversos locais da peça (não são pontos da mesma zona do bloco), considera-se que os valores obtidos para todos os outros nós da malha do modelo numérico estão também muito próximos do que aconteceu no ensaio real. Isto permite-nos efetuar um estudo do campo de tensões durante a fase de aquecimento deste tratamento térmico tendo ainda o objetivo final de se conseguir minorar o tempo e os estágios de aquecimento.

Depois de ter sido encontrado um modelo que se ajusta o melhor possível à realidade, importaram-se os resultados obtidos definindo-os como um campo pré-definido de temperaturas para a peça. Ao fazer isto é preciso ter o cuidado de se usar exatamente a mesma malha pois se esta tiver sido alterada o Abaqus™ não consegue importar os resultados porque não consegue associar os valores da temperatura de cada nó à localização destes.

Algo muito importante na definição do modelo mecânico são as condições fronteira colocadas. Ainda que a peça não esteja sujeita a nenhuma força, já que a única força existente é a gravítica e Maia (2013) mostrou que a influência desta é mínima no campo de tensões, não tendo sido considerada neste modelo, é preciso “fixar” a peça para que o Abaqus™ consiga executar a simulação. Caso não sejam definidas as condições fronteira, o Abaqus™ seleciona arbitrariamente um nó e considera-o encastrado garantindo assim a estaticidade da peça. Não sendo isto o que acontece na realidade, é preferível definir condições que se assemelhem um

pouco mais com a situação em estudo. Optou-se pela fixação da base da peça na direção vertical e ainda de três nós do centro da base, sendo possível ver-se na Figura 5-1 estes três nós e as respectivas condições fronteira

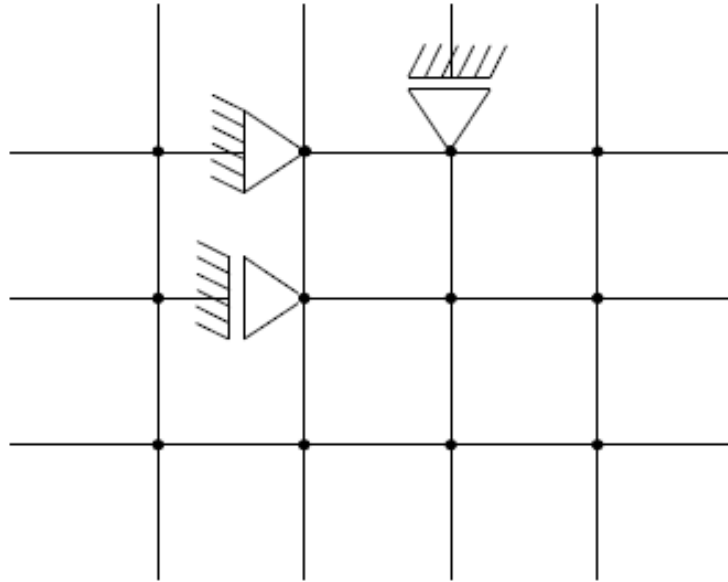


Figura 5-1 – Fixação dos três nós da base da peça no modelo mecânico.

Estas condições fronteira foram selecionadas porque limitam os movimentos nos seis graus de liberdade (três de translação e três de rotação) sem criar uma zona com acréscimo de tensão devido à limitação da expansão térmica.

No presente capítulo começou-se por fazer uma simulação mecânica puramente elástica, utilizando os valores do campo de temperaturas obtidos com os parâmetros da Tabela 4-12. Depois da análise dos resultados obtidos optou-se por utilizar um outro modelo que englobasse também a plasticidade do aço DIN CK45, já que os valores de tensão obtidos na primeira abordagem ultrapassavam a tensão de cedência. Tendo definido o modelo plástico, efetuou-se nova simulação mecânica, e estudou-se as possíveis zonas de maiores tensões.

5.1 Análise mecânica puramente elástica do processo de aquecimento

Tal como foi explicado anteriormente, a análise mecânica foi efetuada separadamente da análise térmica por motivos de economia de tempo total de processamento. Foi então necessário obter um modelo térmico cujos resultados serão utilizados no modelo mecânico. Os resultados térmicos utilizados para a análise mecânica foram os obtidos com um modelo térmico que utilizou os parâmetros ajustáveis da Tabela 4-12, com propriedades térmicas

presentes na Tabela 3-6. No capítulo anterior constatou-se que o modelo em questão retrata com boa fiabilidade o ensaio real. Os dados relativos ao campo de temperaturas são importados para o modelo mecânico através da opção “*Create Predefined Field*” que se encontra no módulo “*Load*”. Aqui é preciso ter o cuidado de importar todos incrementos de tempo, com os valores da temperatura para cada nó, da análise anterior. Como a análise térmica foi feita em duas etapas (*steps*), é preciso definir que a importação começa na primeira etapa e acaba na segunda. Para o modelo mecânico ficar concluído, é necessário definir as propriedades mecânicas, tendo-se utilizado o módulo de Young obtido em Shin (2012), representado na Tabela 3-7, e o coeficiente de dilatação térmica patente na Tabela 3-9. Foi então efetuada a simulação mecânica com o objetivo de perceber como varia a tensão máxima na peça durante o tratamento térmico, sendo possível visualizar o valor desta tensão ao longo do tempo na Figura 5-2.

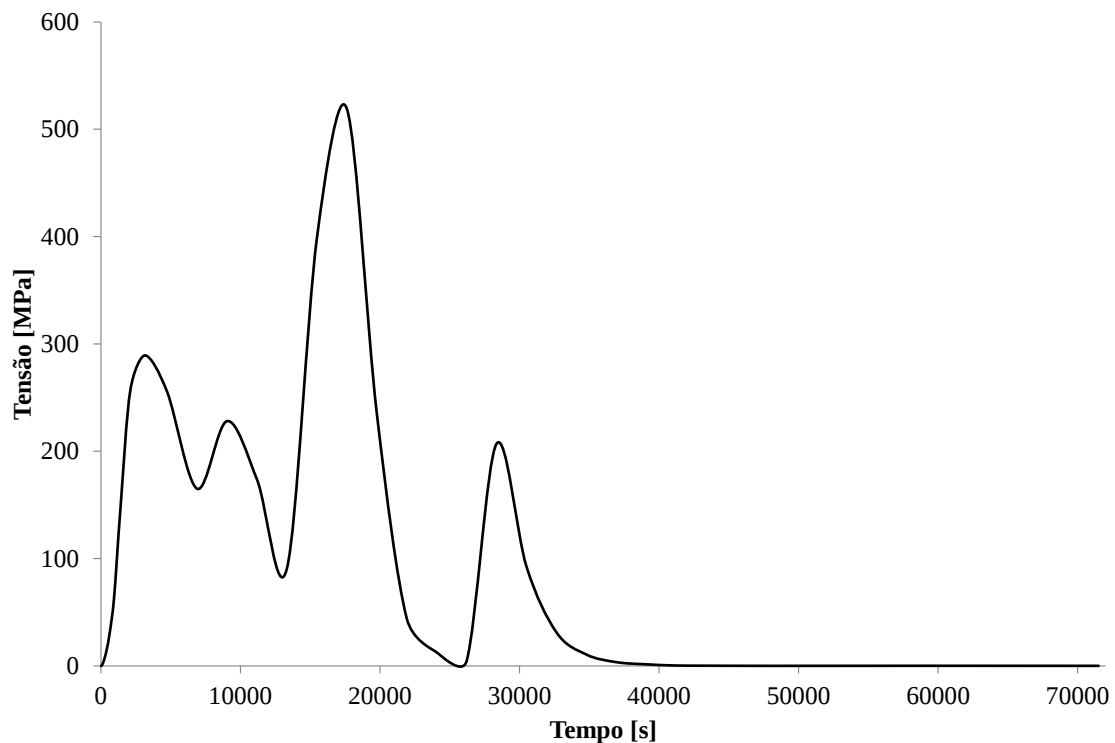


Figura 5-2 – Tensão máxima na peça durante o tratamento térmico de têmpera, no modelo puramente elástico.

A tensão representada na figura anterior não é a tensão de nenhum ponto específico, sendo a tensão máxima na peça, tal como já tinha sido feito anteriormente.

Numa análise mais atenta da Figura 5-2, vê-se claramente quatro picos de valores, que se devem às quatro etapas de aquecimento. Como seria de esperar, quando é atingido um estágio, que serve para homogeneizar a temperatura da peça, a tensão começa a diminuir já que os gradientes térmicos começam a atenuar.

A tensão máxima ocorre no terceiro pico de tensões, ou seja, quando se atinge o estágio de 858 °C. É necessário então saber se a tensão obtida para esta temperatura, ligeiramente superior a 500 MPa, ultrapassou a tensão de cedência à mesma temperatura porque se o tiver feito, o modelo deixa de ser válido, sendo necessário modelar também o regime plástico. Torna-se então importante saber como varia a tensão de cedência em função da temperatura. Na literatura não existem estes dados para o aço em estudo e então, para se ultrapassar este problema usou-se as equações (5.1) e (5.2) (Ancas & Gorbanescu, 2006).

$$\frac{R_{0,2}(T)}{R_{0,2}(20)} = 1,0 + \frac{T}{900 \ln\left(\frac{T}{1750}\right)}, \text{ para } 20^\circ\text{C} \leq T \leq 600^\circ\text{C} \quad (5.1)$$

$$\frac{R_{0,2}(T)}{R_{0,2}(20)} = \frac{340 - 0,34T}{T - 240}, \text{ para } 600^\circ\text{C} \leq T \leq 1000^\circ\text{C} \quad (5.2)$$

Onde $R_{0,2}$ é a tensão de cedência. Com estas equações apenas é necessário saber a tensão de cedência para 20 °C. Assim, considerando $R_{0,2}(20)=450$ MPa (MatWeb), obtém-se a tensão de cedência em função da temperatura representada na Figura 5-3.

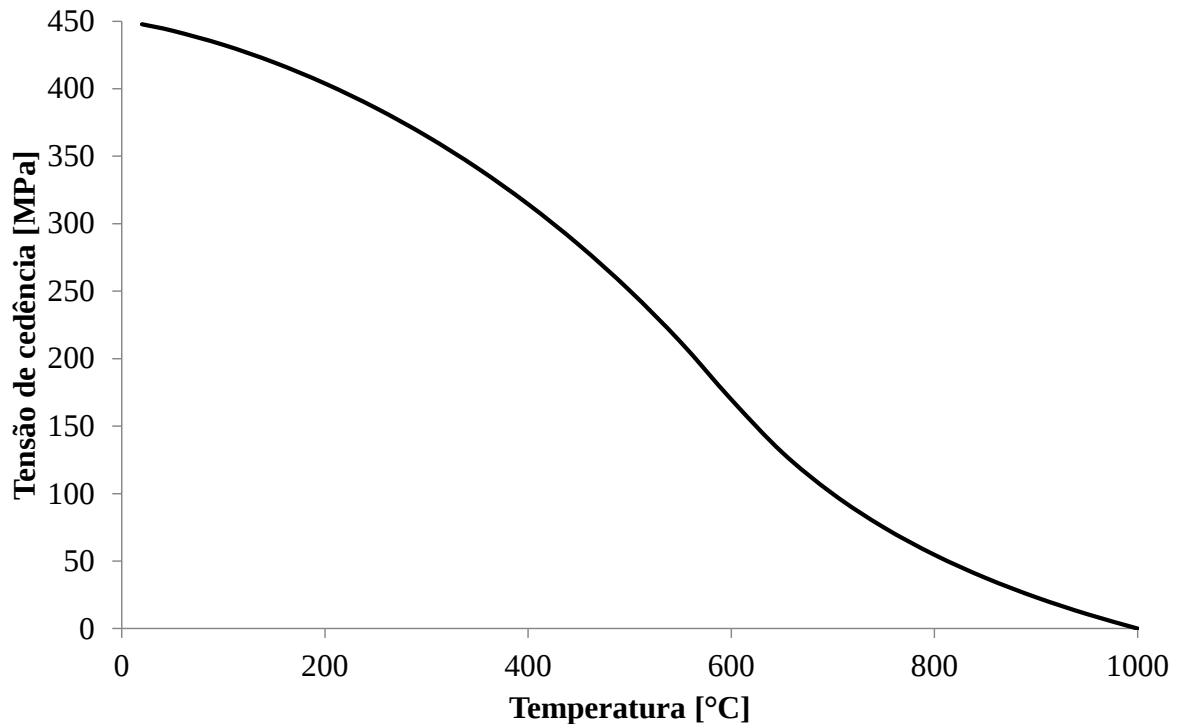


Figura 5-3 – Tensão de cedência em função da temperatura (Ancas & Gorbanescu, 2006).

Como se pode ver na figura anterior, a tensão de 500 MPa para a temperatura de 858 °C é muito superior à tensão de cedência (seria superior à tensão de cedência para qualquer

temperatura), o que indica que existe plasticidade na peça, sendo então necessário modelar o regime plástico do aço em questão.

5.2 Análise mecânica do processo de aquecimento do tratamento térmico utilizando um modelo que engloba o regime plástico.

Na secção anterior verificou-se que a utilização de um modelo puramente elástico não é suficiente para descrever o que se passa no bloco em estudo. Depois de uma extensa pesquisa bibliográfica, encontraram-se valores para a tensão em função da deformação para diversas temperaturas para o aço DIN CK45 (Doege *et al*, 1986). Estes valores estão representados na Tabela 5-1 e na Tabela 5-2.

Tabela 5-1 – Tensão em função da deformação para as temperaturas de 20°C, 100°C, 200°C, 300°C, 400°C, 500°C e 600°C (a sombreado estão as tensões no regime elástico) (Doege *et al*, 1986)

Deformação [-]	Tensão a 20°C [MPa]	Tensão a 100°C [MPa]	Tensão a 200°C [MPa]	Tensão a 300°C [MPa]	Tensão a 400°C [MPa]	Tensão a 500°C [MPa]	Tensão a 600°C [MPa]
0,000	0	0	0	0	0	0	0
0,002	233	222	208	190	172	212	223
0,020	464	436	400	396	387	400	356
0,040	551	516	471	477	478	463	387
0,060	607	568	517	531	539	504	406
0,080	650	607	553	573	586	534	419
0,100	685	640	581	607	626	559	430
0,120	715	667	606	636	660	580	439
0,140	742	691	627	662	690	599	447
0,160	765	713	647	685	717	615	453
0,180	787	733	664	706	742	630	460
0,200	807	751	680	726	765	643	465

Tabela 5-2 – Tensão em função da deformação para as temperaturas de 800°C, 1000°C e 1200°C (Doege *et al*, 1986)

Deformação [-]	Tensão a 800°C [MPa]	Tensão a 1000°C [MPa]	Tensão a 1200°C [MPa]
0,000	0	0	0
0,025	131	65	39
0,050	158	78	47
0,075	175	87	52
0,100	187	94	55
0,150	204	104	60
0,200	215	110	62

A representação destes valores sobre a forma gráfica pode ser visualizada nos gráficos da Figura 5-4, permitindo uma melhor compreensão de como a temperatura influencia a tensão a que está sujeita a peça para determinada deformação.

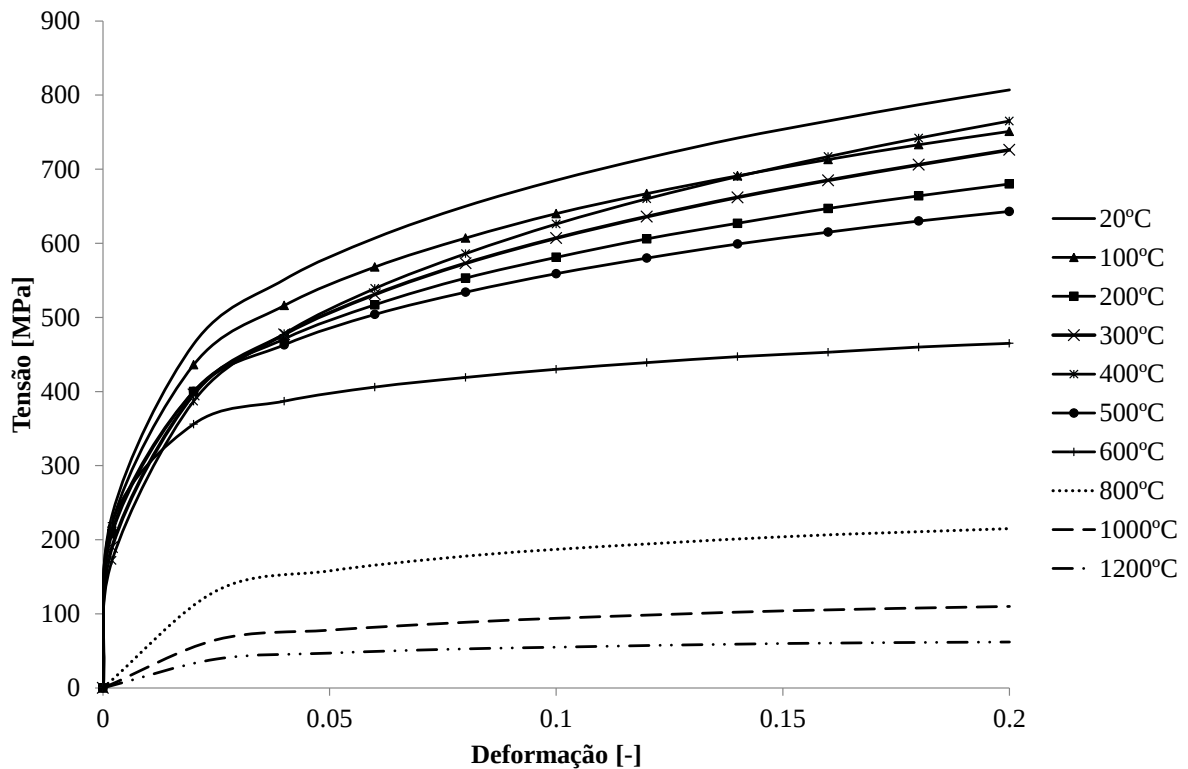


Figura 5-4 – Tensão em função da deformação para diversas temperaturas.

Como seria de esperar, de forma geral a tensão de rotura, que se considera como sendo a última tensão representada, ou seja, a tensão para a deformação de 0,2, diminui com a temperatura. Numa análise muito simplista, percebe-se que na análise anterior onde não se teve em conta o regime plástico, a tensão de 500 MPa obtida para temperaturas em torno dos 850°C seria suficiente para partir a peça, o que não se verificou no ensaio experimental realizado. Isto comprova mais uma vez a importância da definição do regime plástico.

Tendo-se introduzido estes valores da tensão em função da deformação para diferentes temperaturas no modelo numérico no Abaqus™, efetuou-se nova análise mecânica. O campo de temperaturas importado é o mesmo da situação anterior porque, como a análise térmica e a análise mecânica são desacopladas, as propriedades mecânicas não têm influência no campo de temperaturas.

Ao contrário do que tem sido feito até aqui, têm de ser selecionadas zonas críticas onde a tensão poderá ser mais alta. Isto acontece porque, como se vê na Figura 5-4, não é apenas a tensão a que está sujeito determinado nó que define em que estado se encontra o nó, mas também a sua temperatura. Por exemplo, num mesmo instante, determinado nó poderá estar a uma temperatura de 20 °C e a uma tensão de 500 MPa, o que não teria problema pois estaria bem abaixo da sua tensão de rotura, e um outro nó poderia estar a uma temperatura de 800 °C e a uma tensão de 250 MPa. Este último já ultrapassa a tensão de rotura, o que provocaria a fratura da peça, e no entanto a tensão máxima da peça seria a do nó a 20 °C.

É então necessário perceber quais são as possíveis zonas críticas da peça e, depois de uma análise exaustiva à localização dos pontos sujeitos a maiores tensões ao longo de todo o processo do tratamento térmico, chegou-se à conclusão que os pontos críticos são os pontos representados na Figura 5-5, ou em posições homólogas nas zonas 1 e 2 da peça.

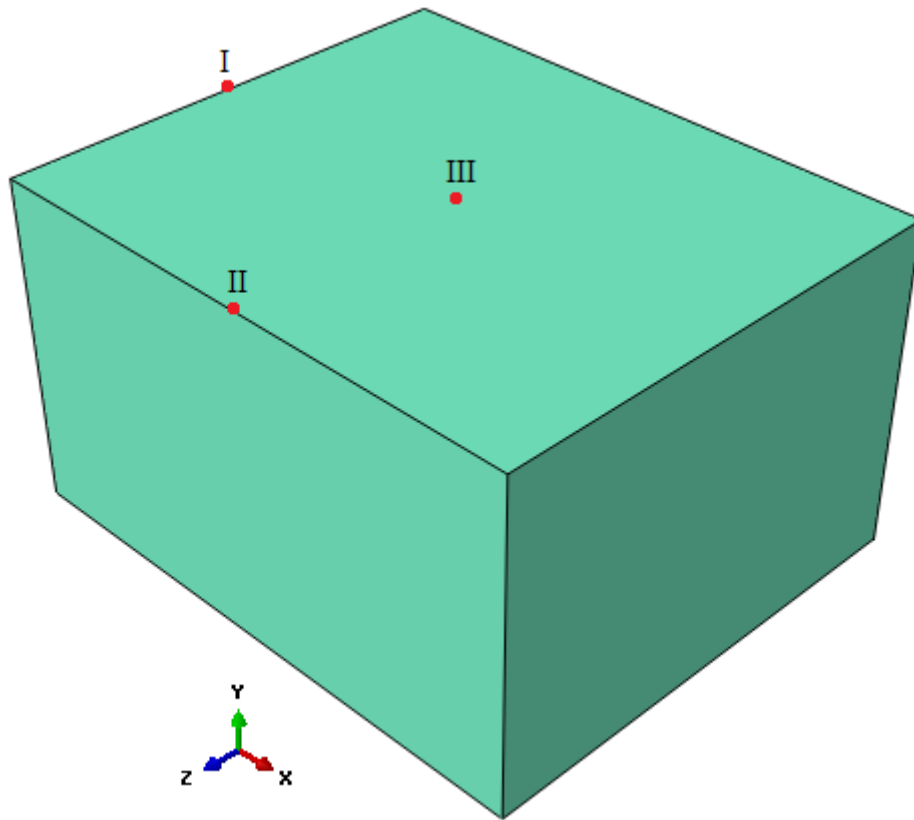


Figura 5-5 – Representação dos três pontos que obtêm as maiores tensões no tratamento térmico.

Estes pontos foram escolhidos pois o ponto onde a tensão é máxima é sempre um destes tendo ainda a vantagem de serem pontos da superfície e, por esse motivo, são os pontos que irão estar a temperaturas mais elevadas. Assim não há o risco de acontecer o que foi referido anteriormente, em que o ponto de tensão mais elevada pode corresponder a uma temperatura mais baixa, porque são simultaneamente os pontos a maiores temperaturas, ou seja com menor tensão de rotura, e sujeitos a tensões mais elevadas.

Na Figura 5-6 vê-se como varia a tensão de cada um destes pontos em função da temperatura, bem como a curva da tensão da rotura.

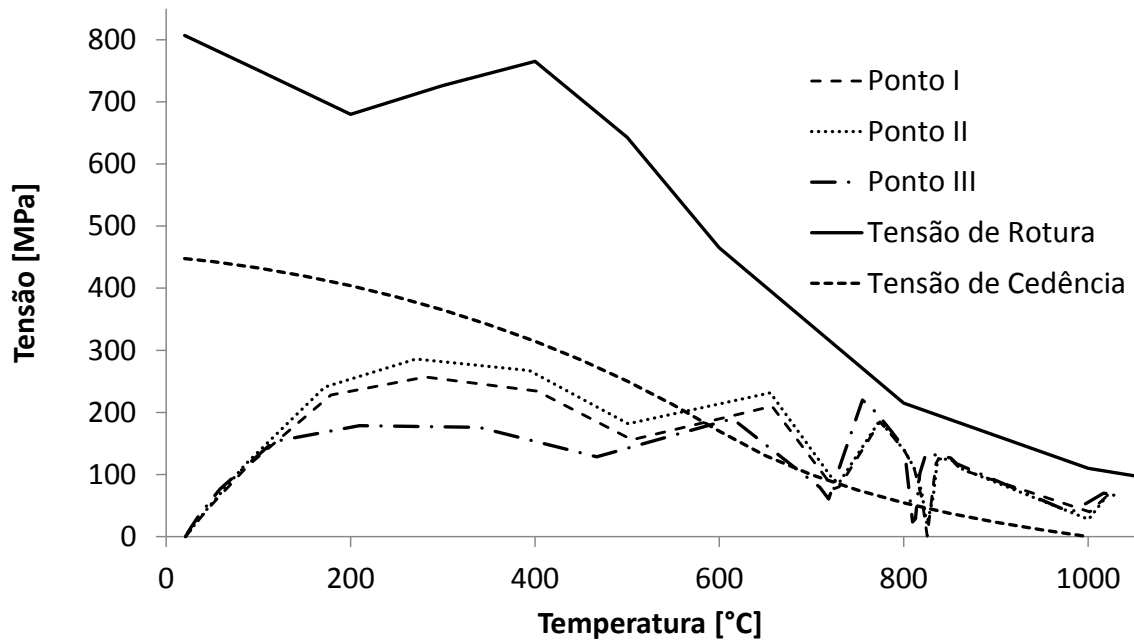


Figura 5-6 – Curvas da tensão em função da temperatura para os três pontos críticos durante o aquecimento do tratamento térmico, bem como a tensão de rotura em função da temperatura.

A figura anterior foi feita utilizando a opção de gráfico de dispersão com linhas retas do Microsoft Excel. A opção por este tipo de gráfico em vez de um gráfico de dispersão com linhas suaves justifica-se pelos poucos incrementos de tempo, cerca de cinquenta, usados pelo Abaqus™ para realizar os cálculos. Poder-se-ia contornar isto, definindo um incremento de tempo fixo ao *software* que levasse à utilização de um maior número de incrementos. Não se optou por esta solução pois, com este número reduzido de incrementos, a simulação numérica já necessita de quase 5 horas a ser resolvida o que inviabiliza a opção por simulações com incrementos temporais mais pequenos. Esta limitação não se verifica nas situações anteriores, em que não era contabilizada a plasticidade, pois uma simulação com um número idêntico de incrementos temporais demorava pouco mais de meia hora, tendo sido realizado então simulações com um maior número de incrementos temporais. Isto mostra que o modelo plástico, apesar de ser essencial para se obter resultados mais fidedignos, acarreta um elevado esforço computacional.

Analisando a Figura 5-6 percebe-se que a tensão máxima obtida foi ligeiramente inferior a 300 MPa, valor muito mais pequeno que os mais de 500 MPa obtidos na simulação que não considera o regime plástico, e nunca ultrapassando o valor da tensão de rotura. A diminuição desta tensão acontece porque no regime plástico a derivada da curva de tensões

em função da deformação é muito inferior. Isto faz com que para uma mesma deformação, a tensão obtida seja muito inferior do que a que se obteria numa situação meramente elástica.

Na Figura 5-6 também se percebe que até temperaturas de 700 °C a tensão obtida é muito inferior à tensão de rotura. Porém para temperaturas superiores a esta, ainda que a tensão obtida seja baixa, a tensão de rotura é extremamente reduzida. Isto faz com que se tenha de ser extremamente cuidadoso com o campo de temperaturas imposto à peça nesta fase do tratamento térmico pois o risco de rotura é elevado. Ainda assim, na simulação numérica não houve rotura, tal como na situação real. Na Figura 5-7 a) e b) vê-se como varia a tensão e a temperatura dos três nós críticos em função do tempo, bem como a variação da temperatura da parede do forno.

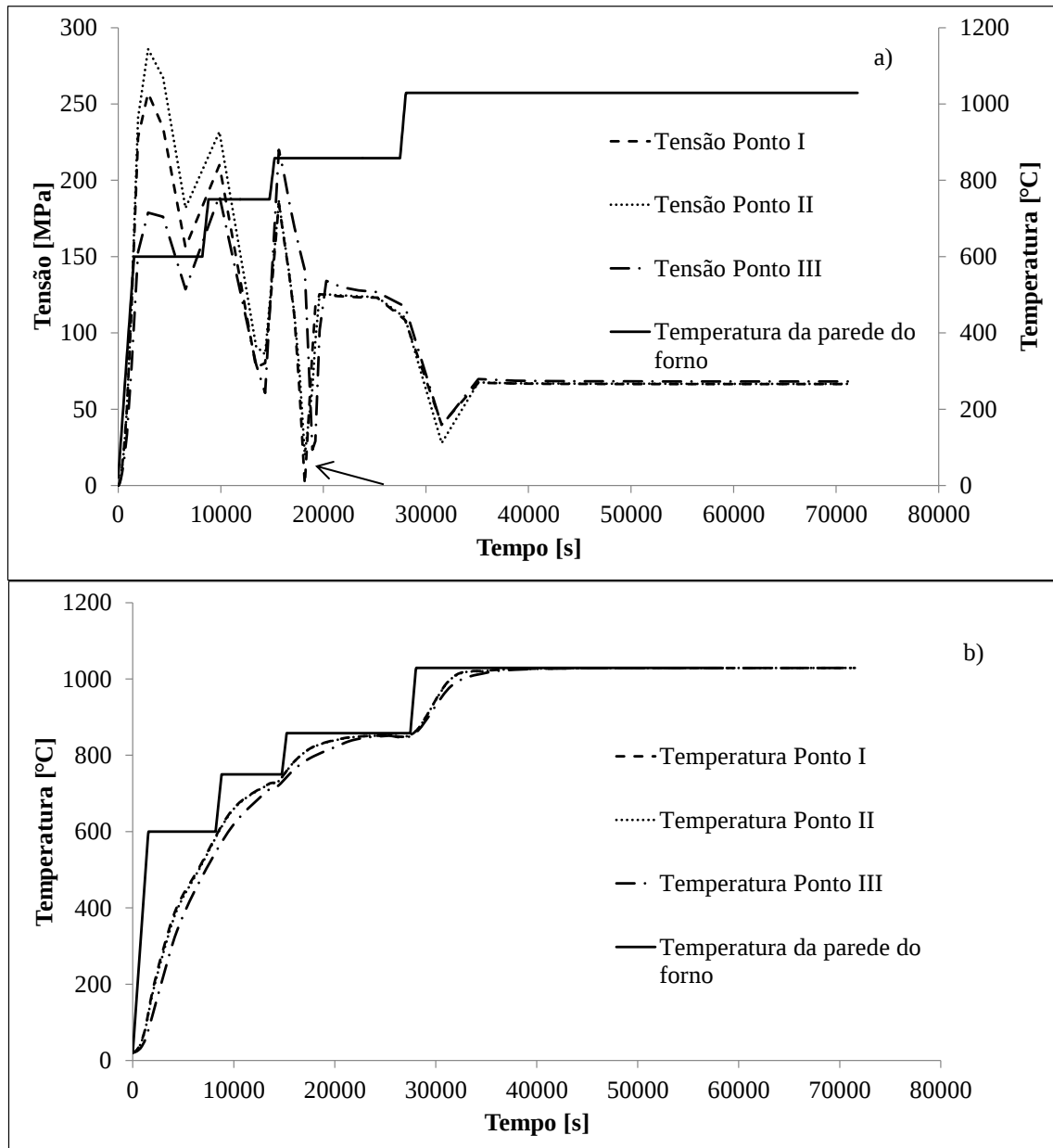


Figura 5-7 – Tensão dos três pontos críticos e temperatura da parede do forno em função do tempo em a) e temperatura dos mesmos três pontos e da parede do forno em função da temperatura em b).

A figura anterior é interessante pois permite perceber em que tempos é que se obtiveram as tensões mais elevadas e ainda ver como a temperatura evolui para os três pontos críticos. De uma análise mais atenta da Figura 5-7a), vê-se que os picos de tensão ocorrem geralmente durante as fases de aquecimento, diminuindo durante os estágios intermédios. Isto já era esperado visto que durante o aquecimento os gradientes térmicos aumentam, enquanto que os estágios intermédios têm o objetivo de homogeneizar a temperatura da peça, diminuindo desta maneira as tensões desta. É importante salientar que a tensão nos nós aparenta começar a subir antes do aumento da temperatura da parede. Isso explica-se pelo reduzido número de incrementos temporais, sendo expectável que se se tivesse recorrido a uma simulação com um número superior destes incrementos isto já não se verificaria. O

aumento de tensão que começa perto dos 18000 segundos, assinalado na Figura 5-7 a) por uma seta, o único que não acontece imediatamente a seguir a um aumento da temperatura da parede do forno, acontece depois da mudança de estrutura cristalina como se pode ver melhor na Figura 5-8, onde estão representadas a temperatura e a tensão do ponto I em função do tempo.

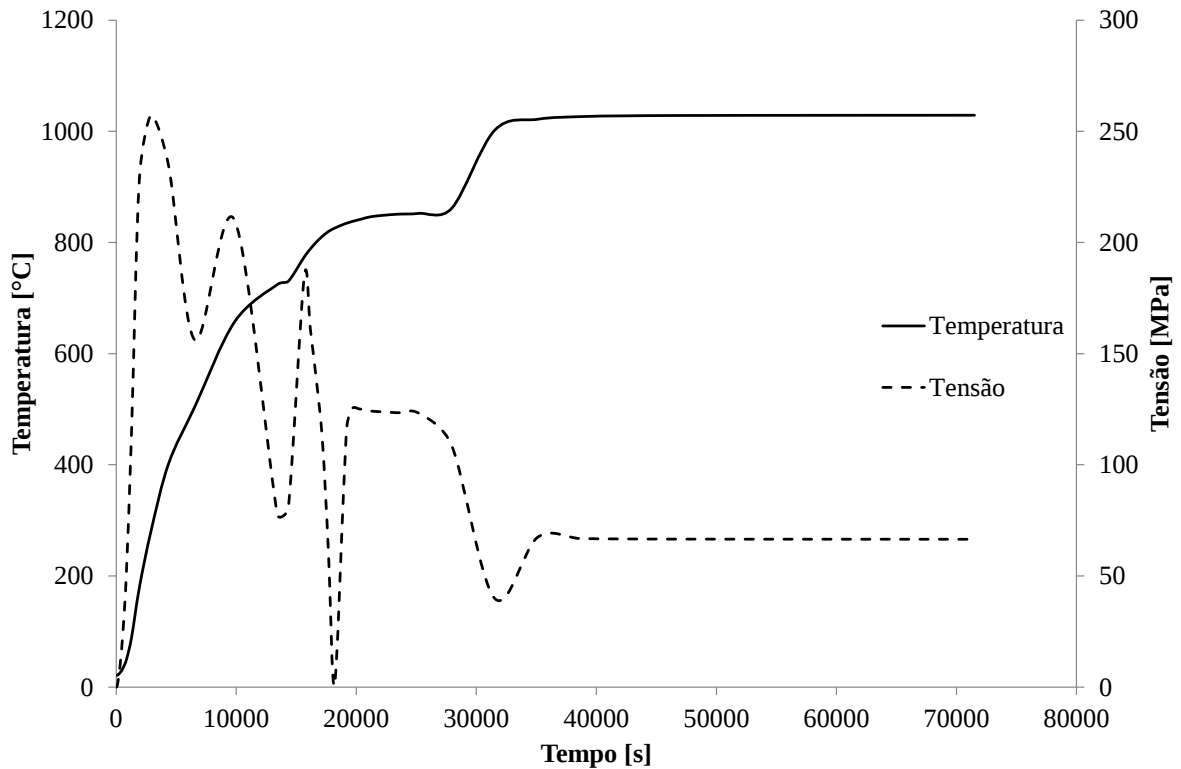


Figura 5-8 – Temperatura e tensão do ponto I em função do tempo no ensaio real.

Na figura anterior vê-se que o aumento de tensão ocorreu a uma temperatura ligeiramente superior de 800 °C, que é a temperatura em que se tem uma estrutura completamente austenítica. Como se pode ver na Tabela 3-9, o coeficiente de dilatação térmica utilizado é consideravelmente superior a partir desta temperatura, o que indica que, a partir desta temperatura, a peça expande mais. Os nós na periferia deste ainda estão a mudar de fase pelo que a dilatação destes não é tão grande. Assim, este pico de tensões é explicado pelas diferentes dilatações dos nós.

O estudo das deformações plásticas não foi efetuado no presente trabalho por falta de tempo, sendo recomendável que, num trabalho futuro, esta análise seja efetuada.

6. Estudo da otimização do tempo de aquecimento do tratamento térmico

O tratamento térmico de peças é um processo muito moroso e extremamente caro, porque consome muita energia elétrica e ocupa um recurso (o forno), que custou vários milhares de euros, durante muitas horas. É então de grande interesse reduzir o tempo de tratamento de cada peça, aumentando assim a produtividade.

A fase de aquecimento do processo de tratamento térmico da peça estudada demorou aproximadamente 71500 segundos (quase 20 horas). Porém os últimos 43000 segundos (aproximadamente 12 horas) são no estágio à temperatura de têmpera sendo este o tempo necessário para que se consiga obter uma estrutura homogénea na peça sem que haja um indesejável aumento do tamanho do grão. Não se pode alterar este tempo, que até poderia ser reduzido consideravelmente porque aqui a peça já se encontra a uma temperatura uniforme e então as tensões são reduzidas. Sobra assim uma fase com 28000 segundos (um pouco menos de 8 horas) para ser otimizada.

No presente capítulo, os modelos mecânicos e térmicos foram em tudo iguais ao capítulo 5, diferenciando apenas a temperatura imposta à parede do forno.

Como no capítulo anterior se percebeu que na fase final as tensões obtidas nos nós já são extremamente próximas da tensão de rotura, optou-se por não modificar o último aquecimento, sendo sempre realizado um estágio à temperatura de 858 °C. Assim, as três tentativas efetuadas para tentar reduzir o tempo de estágio foram:

- Cenário 1 – Supressão dos estágios a 600 °C e 750 °C, mantendo apenas os dois últimos estágios, a 858 °C e 1029 °C.
- Cenário 2 – Supressão do estágio a 750 °C, mantendo os estágios de 600 °C e 858 °C, além do estágio à temperatura de têmpera;
- Cenário 3 – Supressão do estágio a 600 °C, mantendo os estágios a 750 °C, 858 °C e 1029 °C;

6.1 Efeito da exclusão de estágios intermédios na fase de aquecimento do tratamento térmico

A fase de aquecimento do tratamento térmico da peça monitorizada pela empresa F. Ramada foi feita em três estágios intermédios, a 600 °C, 750 °C e 858 °C, tendo terminado no estágio à temperatura de têmpera, a 1029 °C. Cada um destes estágios ocupa uma parte considerável dos 28000 segundos necessários para chegar à temperatura de têmpera. Os três estágios intermédios, em conjunto, correspondem a mais de 90 % das quase oito horas de tempo do aquecimento, pelo que a exclusão de algum destes, ainda que seja apenas um, acarreta uma grande poupança no tempo necessário.

Em todos cenários estudados, apenas os estágios foram alterados. As taxas de aquecimento foram iguais às do tratamento térmico efetuado na empresa, ou seja, 22,5°C/min até aos 600 °C, 15°C/min entre os 600 e os 750 °C, 13,5°C/min para o aquecimento entre os 750 °C e os 858 °C e, por último, 18°C/min para a última fase de aquecimento que vai desde os 858 °C até à temperatura de têmpera de 1029 °C.

6.1.1 Cenário 1 – Exclusão dos estágios intermédios a 600 °C e 750 °C

O primeiro cenário simulado, com o intuito de verificar se será possível uma redução do tempo de aquecimento sem a rotura da peça, foi executado com a supressão dos dois primeiros estágios intermédios, a 600 °C e 750 °C. Desta maneira, a curva de temperatura da parede do forno, foi alterada passando a ser a que está representada na Figura 6-1.

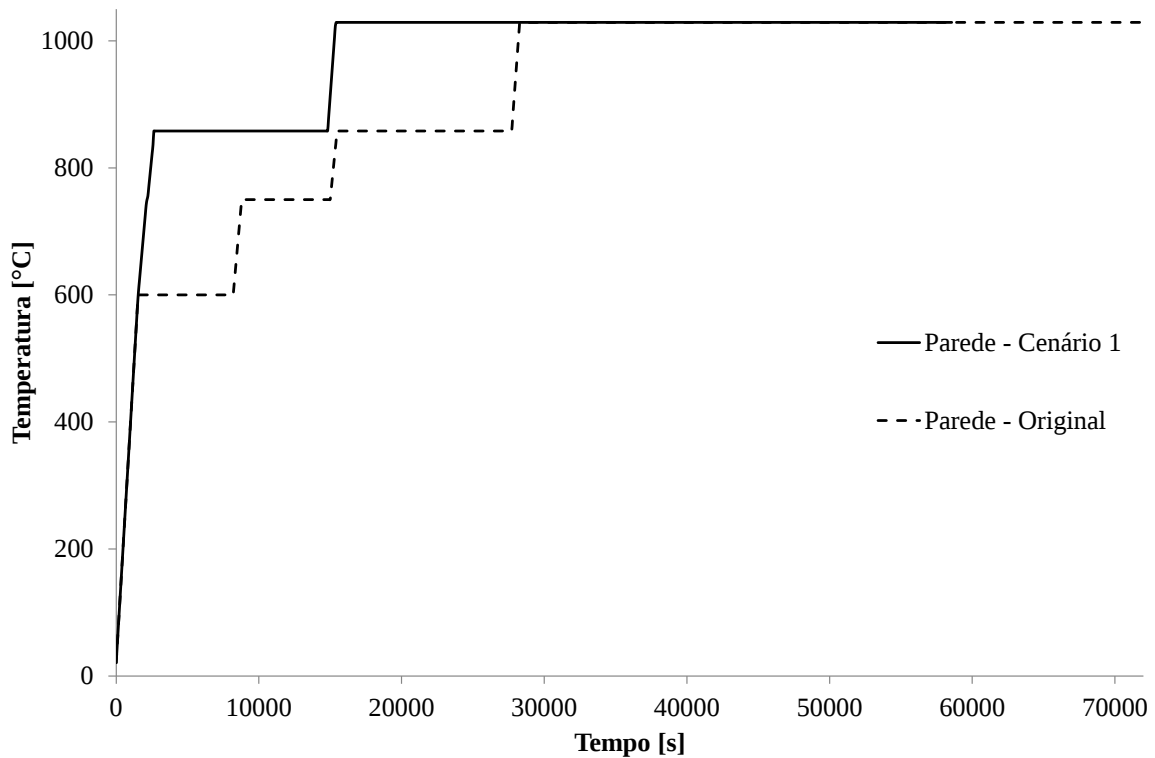


Figura 6-1 – Comparação entre a curva de temperatura da parede do forno para o cenário 1 e a original.

A partir da figura anterior, é possível perceber que através da exclusão destes dois estágios foi possível poupar cerca de 13000 segundos (pouco mais de 3,5 horas), o que equivale a quase 46 % do tempo de aquecimento. Colocando estes novos valores para a temperatura da parede e do gás no forno no modelo numérico efetuou-se nova análise térmica e mecânica, o que permite calcular as tensões nas diferentes zonas da peça.

Na Figura 6-2 pode-se ver como varia a tensão de nos três nós críticos (nó I, II e III da Figura 5-5) com a temperatura, bem como a tensão de rotura e de cedência.

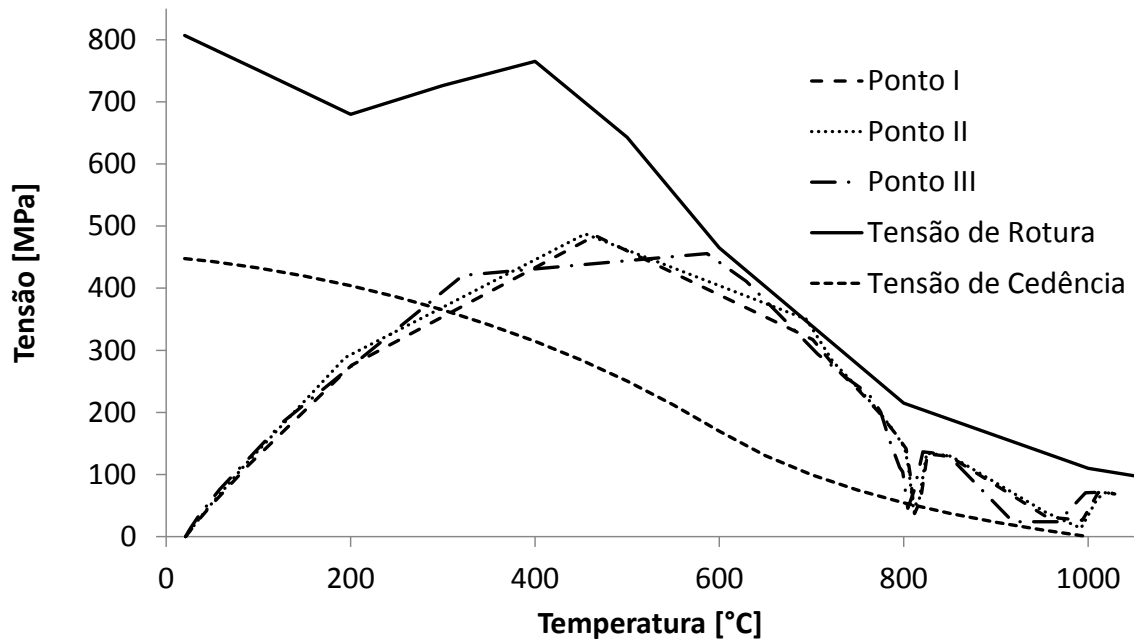


Figura 6-2 – Curvas da tensão em função da temperatura para os três pontos críticos durante o aquecimento do cenário 1, bem como a tensão de cedência e de rotura em função da temperatura.

Da análise da figura anterior, facilmente se percebe que a tensão dos três pontos para temperaturas superiores a 650 °C está muito próxima da tensão de rotura. O ponto II chega a ultrapassar ligeiramente a tensão de rotura para uma temperatura perto dos 725 °C o que inviabiliza esta solução.

Tal como foi feito no capítulo anterior para o ensaio real, também aqui é apresentada na Figura 6-3 a variação da tensão e da temperatura dos três pontos em função do tempo.

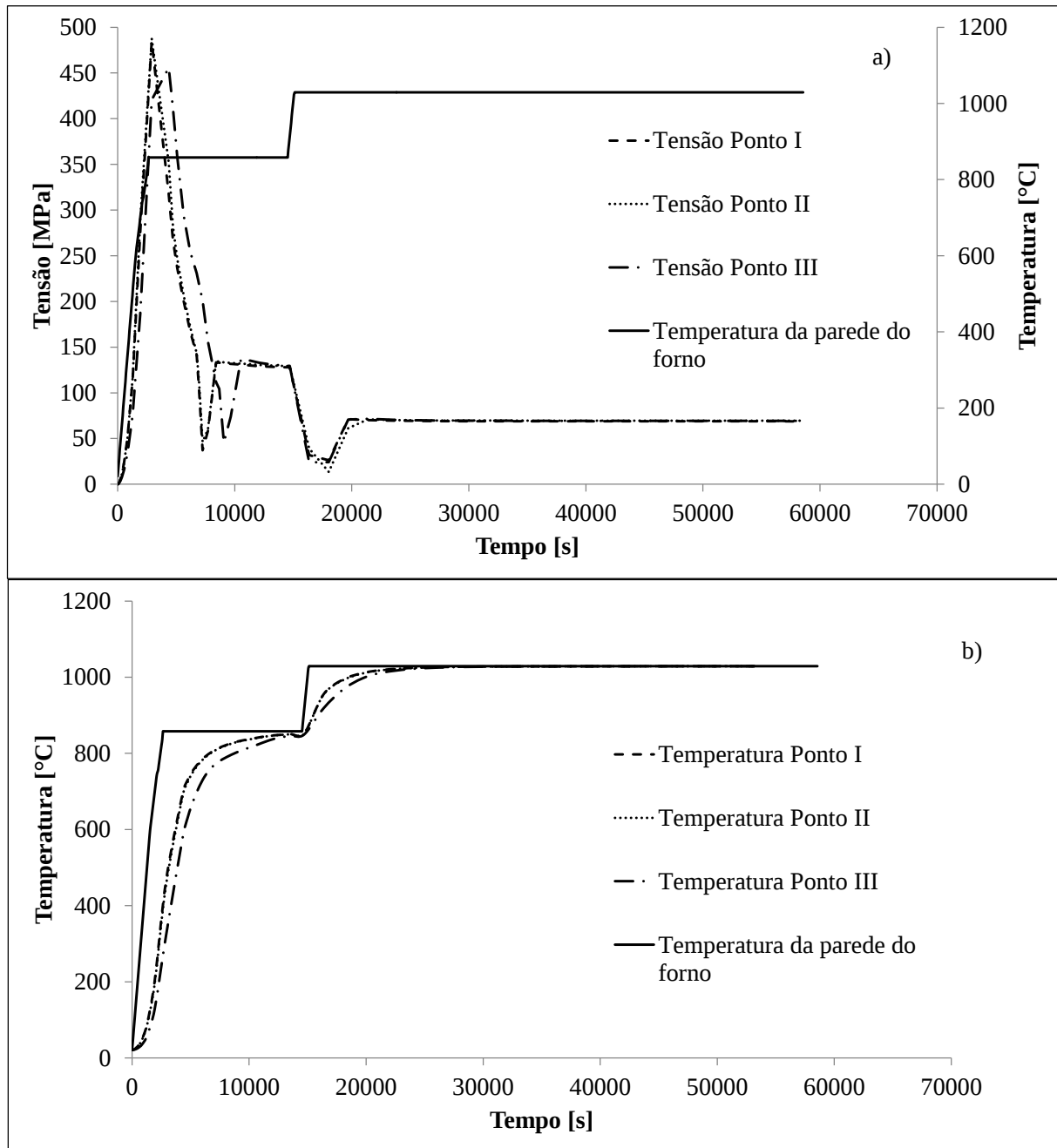


Figura 6-3 – Tensão dos três pontos críticos e temperatura da parede do forno em função do tempo em a) e temperatura dos mesmos três pontos e da parede do forno em função da temperatura em b), para o cenário 1.

6.1.2 Cenário 2 – Exclusão do estágio intermédio a 750 °C

Depois de se verificar que o cenário 1 provocaria o aparecimento de algumas fendas na peça, testou-se uma alternativa menos radical que levaria a uma poupança de tempo inferior à do cenário anterior. Testou-se um aquecimento em que se retirou o estágio intermédio a 750 °C. Esta solução leva a uma redução de 6200 segundos (quase 1 hora e 45 minutos), o que corresponde a 22 % do tempo de aquecimento. Na Figura 6-4 pode-se ver a

curva da temperatura da parede do forno para este cenário, bem como para o aquecimento original para tornar mais fácil a comparação das duas situações.

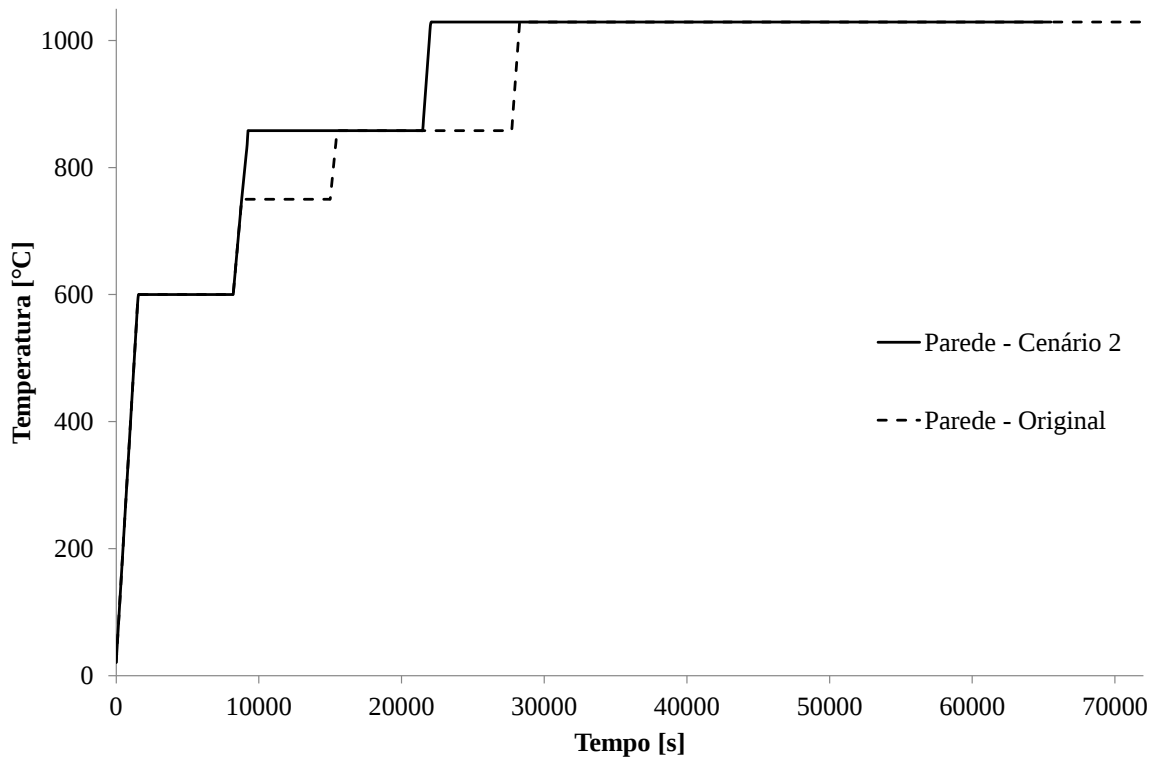


Figura 6-4 – Comparação entre a curva de temperatura da parede do forno para o cenário 2 e a original.

Tendo-se introduzido os novos valores da temperatura da parede e do gás no forno no Abaqus™, efetuou-se nova simulação térmica e finalmente uma nova simulação mecânica. Desta maneira conseguiu-se obter novas curvas para a tensão dos diferentes pontos, estando representado na Figura 6-5 a curva da tensão dos três pontos críticos em função da temperatura.

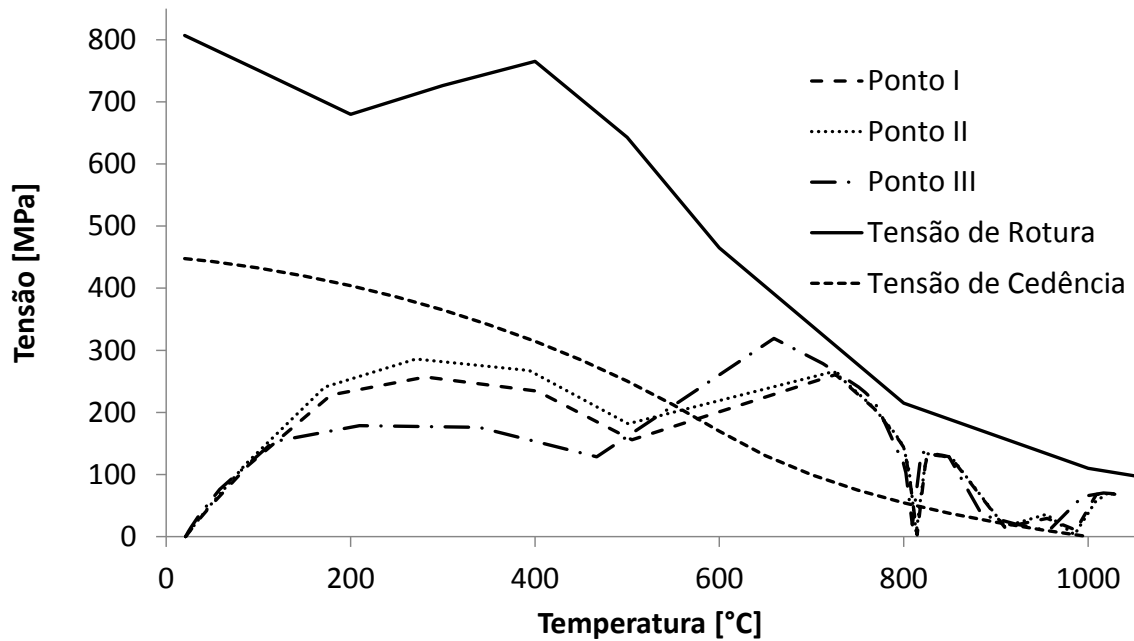


Figura 6-5 – Curvas da tensão em função da temperatura para os três pontos críticos durante o aquecimento do cenário 2, bem como a tensão de cedência e de rotura em função da temperatura.

Pode-se ver que a tensão dos três pontos se encontra muito próximo da tensão de rotura mas não a ultrapassa. À primeira vista isto parece uma boa solução mas não dá grande margem para erro. É preciso ter em conta que o modelo numérico apresenta um pequeno desvio de valores em relação ao que acontece na realidade, como foi visto no capítulo 4 onde não se obteve um ajuste perfeito entre os valores de temperatura obtidos experimentalmente e os valores de temperatura obtidos numericamente. Além disso, é preciso recordar que a simulação numérica foi realizada com incrementos temporais relativamente grandes e só se conhece o valor da tensão de rotura do aço para 600 °C, que é de 465 MPa, e 800 °C, que é de 215 MPa. Os valores da tensão de rotura entre estas temperaturas são desconhecidos, sendo a linha desenhada no Microsoft Excel através da opção de gráficos de dispersão com linhas retas. É então recomendado que se procure uma outra alternativa para otimizar o processo de aquecimento, ainda que, face aos dados de tensão em função da deformação para as diversas temperaturas disponíveis, se possa considerar que este cenário diminui o tempo de aquecimento sem partir a peça. Na Figura 6-6 está representada a variação da tensão e da temperatura dos três pontos críticos, bem como a temperatura da parede do forno, em função do tempo, para este cenário.

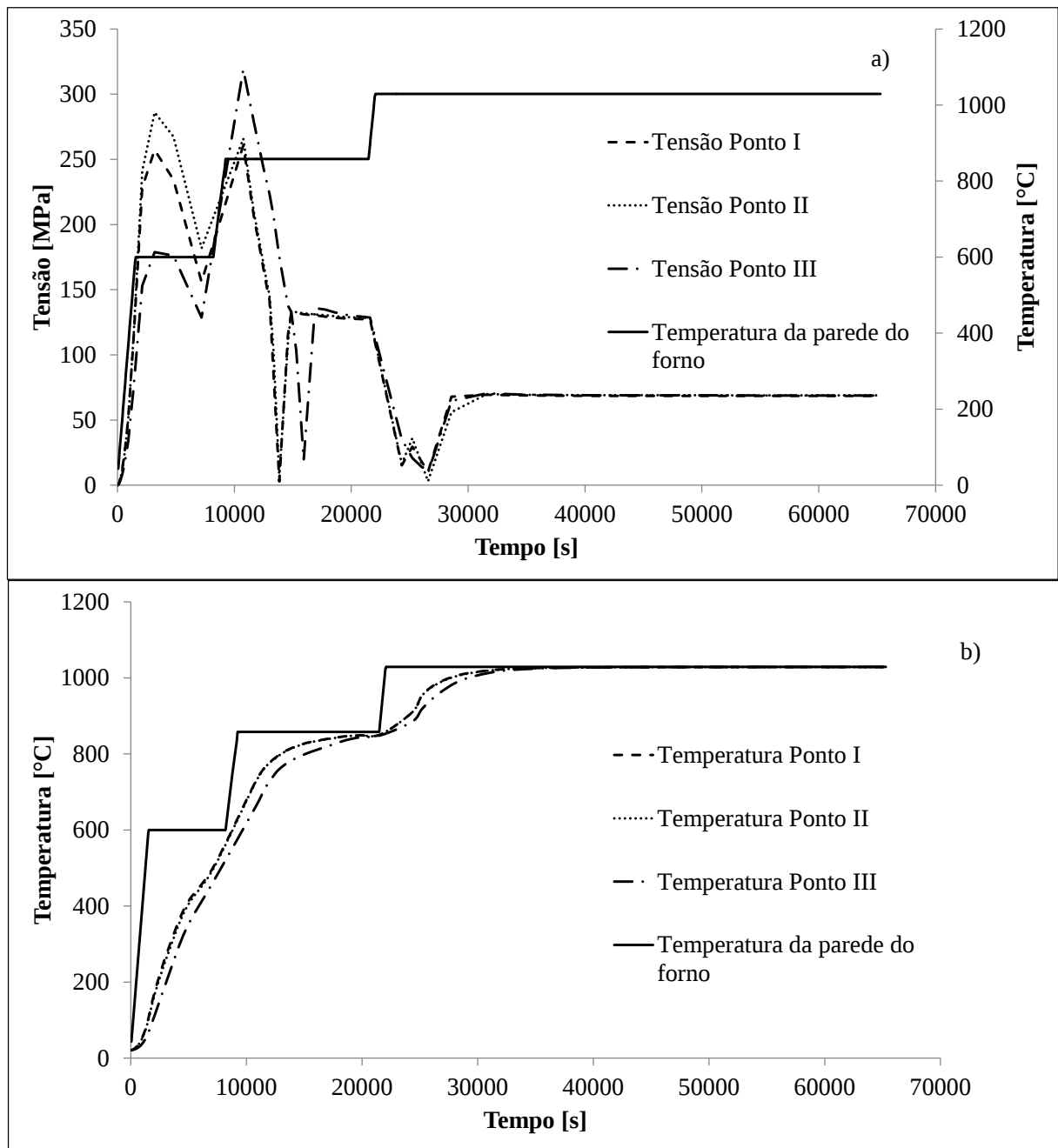


Figura 6-6 – Tensão dos três pontos críticos e temperatura da parede do forno em função do tempo em a) e temperatura dos mesmos três pontos e da parede do forno em função da temperatura em b), para o cenário 2.

6.1.3 Cenário 3 – Exclusão do estágio intermédio a 600 °C

Na simulação anterior percebe-se que o risco de rotura acontece para temperaturas na ordem dos 750 °C, temperatura a que foi retirado o estágio intermédio. Desta maneira surge a percepção de que este estágio é importante sendo preferível retirar o que acontece a 600 °C. Como já foi visto, a tensão de rotura desce muito apenas depois dos 600 °C sendo, à partida,

este o melhor estágio para ser suprimido. Com a exclusão deste estágio conseguiu-se poupar 6700 segundos (aproximadamente 1 hora e 50 minutos) o que corresponde a quase um quarto das oito horas do aquecimento original. Na Figura 6-7 vê-se os novos patamares de temperatura de parede do forno usados na simulação, bem como a curva de temperatura original.

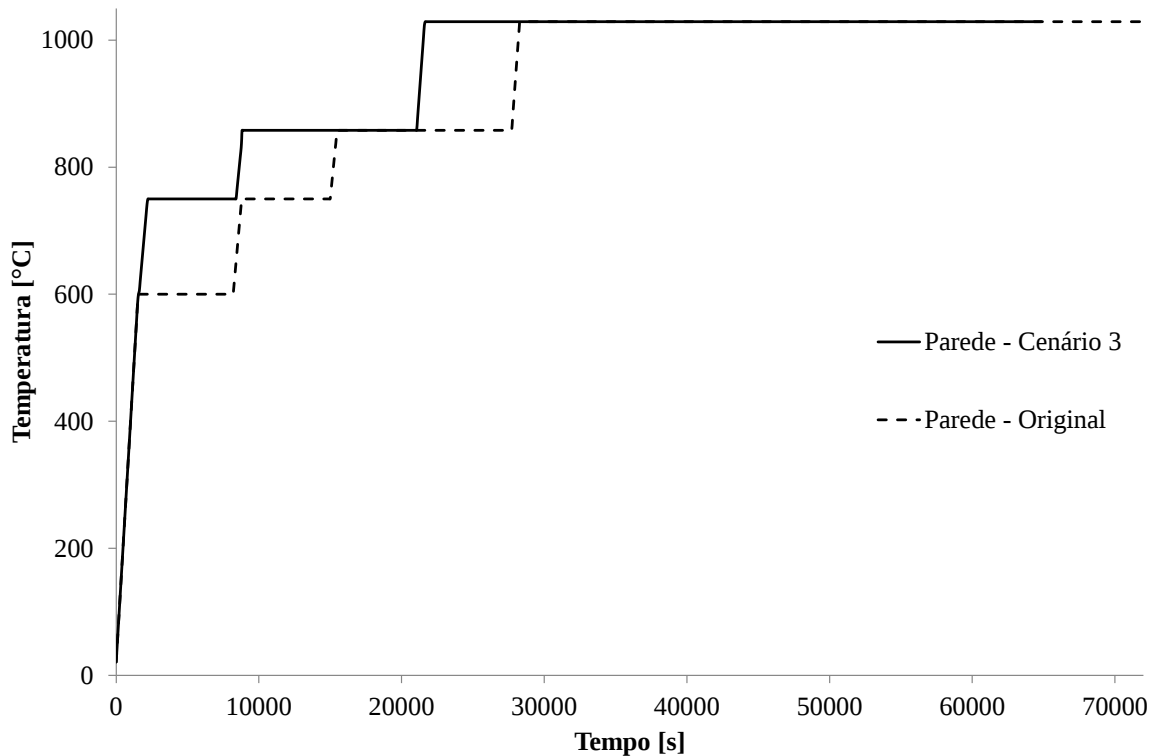


Figura 6-7 – Comparação entre a curva de temperatura da parede do forno para o cenário 3 e a original.

Tal como tem sido feito até aqui, introduziu-se os novos valores para a temperatura da parede do forno e da correspondente para o gás no modelo térmico do Abaqus™, tendo-se obtido um novo campo de temperaturas para a peça. Mais uma vez importou-se este campo de temperaturas para o modelo mecânico, pelo método já explicado anteriormente, tendo-se obtido uma distribuição de tensões na peça para a fase de aquecimento do tratamento térmico. Na Figura 6-8 está representada a tensão obtida nos três pontos críticos em função da temperatura e ainda a curva da tensão de cedência e de rotura em função da temperatura.

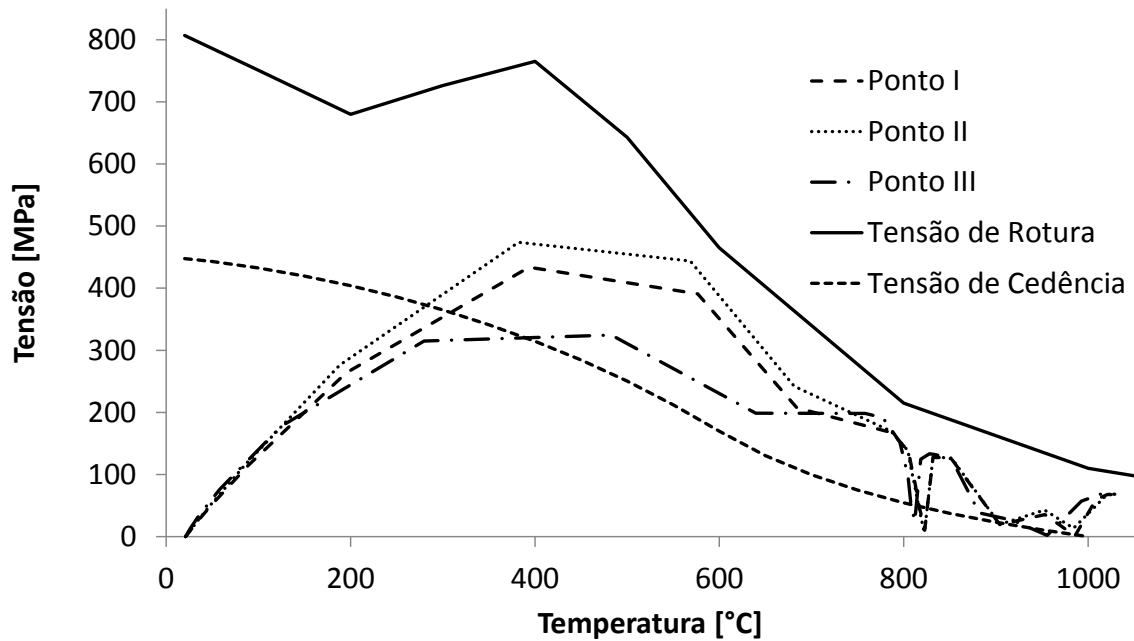


Figura 6-8 – Curvas da tensão em função da temperatura para os três pontos críticos durante o aquecimento do cenário 3, bem como a tensão de rotura em função da temperatura.

Na figura anterior é possível verificar que, não só a tensão de rotura não é ultrapassada, como a tensão nos diversos pontos ainda se encontra a uma distância segura da tensão de rotura. Quando comparado com o cenário 2, cenário onde a tensão de rotura já não é atingida, vê-se que a margem de segurança é superior, principalmente para temperaturas na ordem dos 650 °C até aos 770 °C. Por último, existe maior garantia que não haverá problemas com o surgimento de fissuras na peça neste cenário já que entre os 600 °C e os 800 °C, temperaturas onde a diminuição da tensão de rotura com a temperatura é muito elevada, as tensões máximas obtidas são idênticas à do ensaio experimental. Como na peça tratada não houve aparecimento de fissuras, é de supor que estas também não aparecem num tratamento térmico que seguisse a curva de aquecimento estudada neste cenário. Pode-se ver na Figura 6-9 a tensão e a temperatura em função do tempo, para os três pontos críticos, para este cenário de otimização.

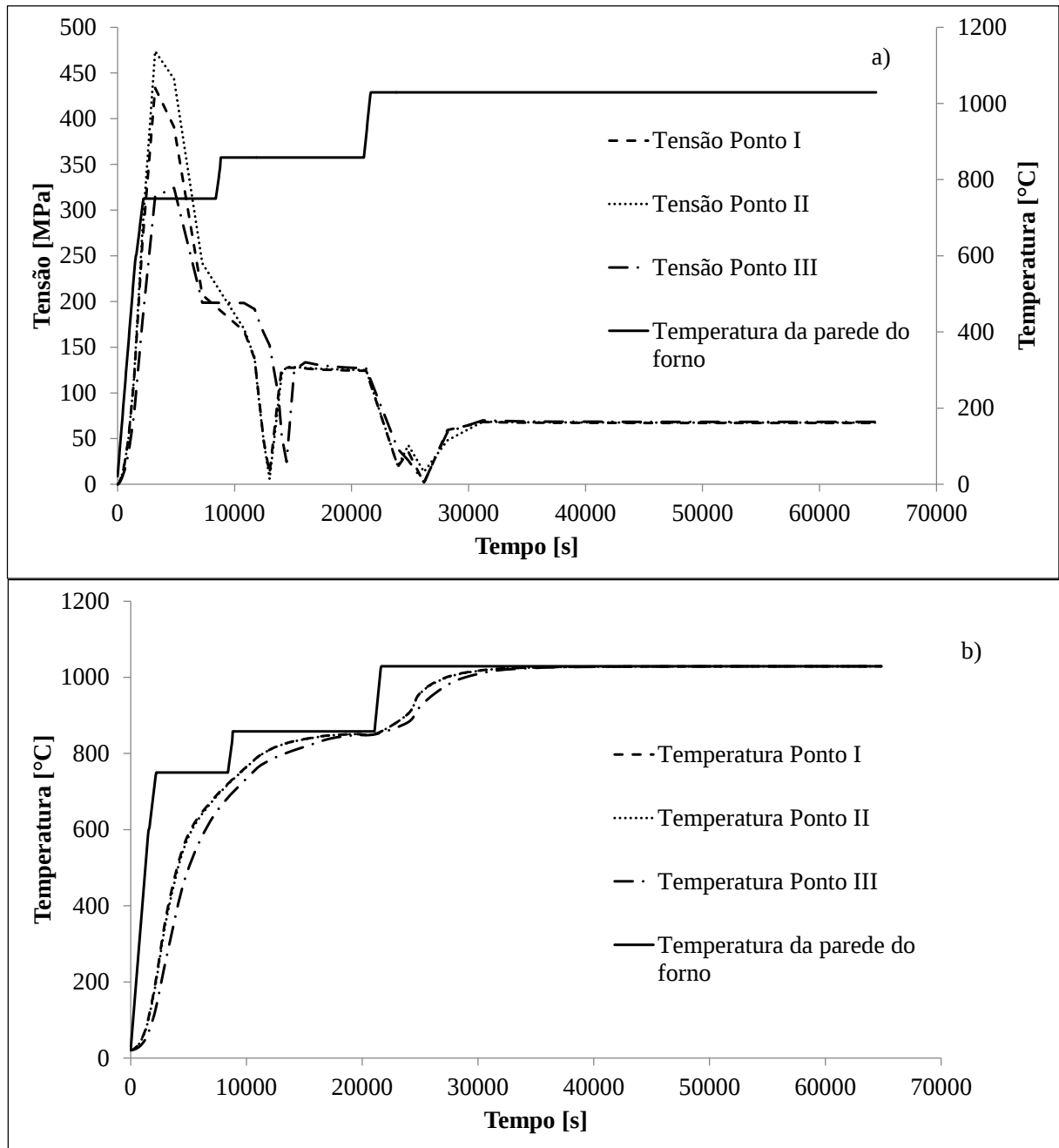


Figura 6-9 – Tensão dos três pontos críticos e temperatura da parede do forno em função do tempo em a) e temperatura dos mesmos três pontos e da parede do forno em função da temperatura em b), para o cenário 3.

7. Conclusões e perspectivas de trabalhos futuros

7.1 Conclusões

A realização da presente dissertação permitiu a obtenção das seguintes conclusões:

1. A qualidade dos resultados obtidos depende do refinamento da malha, do incremento máximo de temperatura e do incremento inicial de tempo, apesar do último ter uma influência muito reduzida. Utilizou-se uma malha com 68640 elementos, com um incremento máximo de temperatura por passo no tempo de 10 °C e um incremento inicial de tempo de 0,1 s. A malha utilizada tem elementos mais pequenos na periferia da peça para diminuir o erro nesta zona, já que aqui os gradientes térmicos são superior. Com esta malha e parâmetros de simulação obteve-se uma diferença média de apenas 0,05% e 0,62% para o ponto do centro e para um ponto na periferia da peça, respetivamente, entre a simulação numérica e a solução analítica. A diferença obtida foi superior para o ponto da periferia já que aqui a temperatura varia a uma taxa muito superior sendo então mais difícil a sua simulação.
2. Tendo-se encontrado diversos valores para as propriedades térmicas e mecânicas do material em função da temperatura, estudou-se a influência desta dispersão de valores no campo de temperaturas e, posteriormente, no campo de tensões da peça. Na simulação térmica, obteve-se uma incerteza relativa média nos valores da temperatura de 3,3% e 0,5% para o ponto do centro e para um ponto na periferia da peça, respetivamente. A incerteza relativa é superior no ponto central porque um nó no centro, devido à sua localização, recebe energia dos outros nós, enquanto que os da periferia trocam energia com o exterior. Como esta energia transferida depende da temperatura dos nós circundantes, dependendo esta também das propriedades do material, a influência destas propriedades é mais acentuada nos nós centrais. Os nós da periferia estão a receber energia, sobre a forma de calor, da temperatura do ambiente e das superfícies circundantes, que não são influenciadas pelas características do material. Já na análise mecânica, obteve-se uma incerteza relativa média de 11% para o ponto de tensão máxima em cada incremento. Isto revela a

importância das propriedades do material, tanto as térmicas como as mecânicas, numa simulação numérica.

3. A incerteza nos valores das propriedades tem um impacto maior nos pontos interiores da peça do que naqueles no exterior, o que é benéfico para as trocas de calor por radiação e convecção já que estas dependem da temperatura à superfície que apresentam uma incerteza menor.
4. No ajuste de valores entre os resultados numéricos e os obtidos experimentalmente, constatou-se que na região de mudança de fase, a temperatura na simulação subia mais rapidamente do que nos dados experimentais. Concluiu-se então que é essencial definir corretamente a zona de temperaturas de mudança de fase, já que aqui o calor específico aparente aumenta muito, devido à energia necessária para que ocorra mudança de fase (calor latente). Tendo-se alterado a gama de temperatura de mudança de fase obteve-se resultados numéricos muito mais próximos dos experimentais.
5. Um parâmetro de extrema importância na modelação deste sistema térmico é a emissividade da peça já que para temperaturas de parede elevadas, uma grande parte do calor é transferido por radiação. Assim torna-se crucial saber-se o valor deste parâmetro, principalmente para temperaturas mais elevadas. No modelo numérico usaram-se duas emissividades, uma de 0,75 até à temperatura de 858 °C e outra de 0,25 a partir desta temperatura. O primeiro valor utilizado foi o valor obtido nos ensaios experimentais realizados num disco do mesmo aço da peça, já o segundo utilizou-se pois foi o valor que permitiu uma menor diferença entre os resultados experimentais e os numéricos na região em que o aquecimento se fez exclusivamente por radiação. Esta região é a ideal para futuramente se tentar avaliar a emissividade do aço, tentando ajustar as curvas numéricas às experimentais, por ser, como se referiu, um caso em que só há aquecimento por radiação.
6. A utilização de três coeficientes de convecção na peça permitiu uma melhor aproximação dos resultados numéricos com os resultados experimentais. Consideram-se três zonas com diferentes coeficientes de convecção. A zona 1 é a zona mais próxima do ventilador e, por esse motivo, a zona com maior coeficiente de convecção. A zona 2 é uma zona intermédia e, por fim, a zona 3 é a zona mais afastada do ventilador. Os coeficientes de convecção das três zonas são $h_1=17 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$, $h_2=16 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ e $h_3=14 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$. Os valores para estes coeficientes de convecção são diferentes dos obtidos em Maia (2013), principalmente o da zona 3. Isto acontece porque a peça estudada na presente tese é menor do que a estudada em Maia (2013) ficando agora a zona 3 mais próxima do ventilador do que no caso estudado em Maia (2013).
7. A consideração do regime plástico é crucial para o cálculo do campo de tensões já que, no modelo mecânico, a não modelação deste regime leva à

obtenção de valores de tensão irrealistas. A inclusão da plasticidade levou à redução de uma tensão máxima obtida de 500 MPa para apenas 300 MPa.

8. A supressão do estágio intermédio a 600 °C permite a poupança de quase duas horas na fase de aquecimento, o que corresponde a aproximadamente a um quarto do tempo de aquecimento, sem risco de ocorrer rotura em nenhum dos pontos da peça.

7.2 Perspetivas de trabalhos futuros

Dando continuidade ao presente trabalho, seria importante aprofundar o conhecimento de alguns parâmetros como a temperatura do gás ou a emissividade da peça. A primeira é crucial para que o Abaqus™ calcule a potência calorífica obtida por convecção, enquanto que a segunda é essencial no cálculo da potência transferida por radiação.

A incerteza nos valores das propriedades tem um impacto maior nos pontos interiores da peça do que naqueles no exterior, o que é benéfico para as trocas de calor por radiação e convecção já que estas dependem da temperatura à superfície que apresentam uma incerteza menor. Com este estudo de um aquecimento em condições extremas, detetou-se incertezas máximas no valor da temperatura de ± 30 °C ($\pm 20\%$), o que não é desprezável. Futuramente, será interessante fazer um estudo mais detalhado deste assunto de forma a constatar com mais detalhe as suas repercussões em ensaios reais, o que não é o caso presente.

É importante também encontrar-se mais valores para a curva de tensão em função da deformação, principalmente entre as temperaturas de 600 °C e os 800°C porque nesta fase a tensão de rotura considerada altera muito o seu valor, sendo necessário perceber como acontece esta variação. Também é nesta zona que se começa a ter tensões nos pontos críticos muito próximas da tensão de rotura, o que realça a importância de se ter mais valores para a tensão de rotura nesta gama de valores. Num próximo trabalho também poder-se-ia eventualmente utilizar uma malha menos refinada mas com incrementos temporais mais reduzidos na análise mecânica, que, no presente trabalho, foi efetuada em apenas aproximadamente cinquenta incrementos de tempo distintos.

Por fim, era importante estudar-se a fase de arrefecimento do processo térmico de têmpera e perceber também se as diferenças nas dimensões obtidas devido à plastificação da peça coincidem com as da peça real.

8. Referências

- Amaro, C. M. (2012). *Tratamento Térmico de matrizes em aço, otimização do seu aquecimento por convecção/radiação*.
- Ancas, A., & Gorbanescu, D. (2006). Theoretical Models in the Study of Temperature Effect on Steel Mechanical Properties.
- Bauccio, M. (1983). *ASM Metals Reference Book*. ASM International.
- Çengel, Y. A. (2003). *Heat transfer : a practical approach*. Boston: McGraw Hill.
- Dassault Systèmes. (2010). *Abaqus/CAE User's Guide*. USA.
- Database of Steel and Alloy. (s.d.). *Department of Physical Engineering National Technical University Kharkov PI*. Obtido de http://www.splav.kharkov.com/en/e_mat_start.php?name_id=87
- Doege, E., Meyer-Nolkemper, H., & Saeed, I. (1986). *Fliesskurvenatlas metallischer Werkstoffe: mit Fliesskurven für 73 Werkstoffe und einer grundlegenden Einführung*. Munique: Hanser.
- F. Ramada. (s.d.). Obtido em 2014 de Fevereiro de 26, de <http://www.ramada.pt/>
- Fluke Corporation. (2010). *Ti9, Ti10, Ti25, TiRx, TiR and TiR1 Thermal Imagers Users Manual*. EUA.
- Han, S., Melkote, S. N., Haluska, M. S., & Watkins, T. R. (2008). White Layer Formation Due to Phase Transformation in Orthogonal Machining of AISI 1045 Annealed Steel. *Materials Science and Engineering A*, pp. 195-204.
- Honeycombe, R. (1985). *Aços : microestrutura e propriedades*. Lisboa: Fundação Calouste Gulbenkian.
- Incropera, F. (2007). *Fundamentals of heat and mass transfer*. Danvers: John Wiley & Sons.
- Kerlin, T. (1999). *Practical Thermocouple Thermometry*. Instrument Society of America.

- Klein, S. A. (2013). *Engineering Equation Solver for Microsoft Windows Operating Systems*. F-Chart Software.
- Maia, P. M. (2013). *Estudo da fase de aquecimento em tratamentos térmicos de*.
- MATBASE. (s.d.). Obtido em 26 de Fevereiro de 2014, de <http://www.matbase.com/material-categories/metals/ferrous-metals/high-grade-steel/material-properties-of-high-grade-steel-c45.html#general>
- MatWeb. (s.d.). *MatWeb - Material property data*. Obtido de http://www.matweb.com/search/datasheet_print.aspx?matguid=193434cf42e343fab880e1dabdb143ba
- MetalRavne. (s.d.). Obtido em 26 de Fevereiro de 2014, de Metal Ravne: <http://www.metalravne.com/selector/steels/ck45.html>
- Miettinen, J. (28 de Abril de 1997). Calculation of Solidification-Related Thermophysical. *METALLURGICAL AND MATERIALS TRANSACTIONS B*, pp. 281-297.
- Oliveira, M. M. (2011). *Tratamento térmico de matrizes em aço, estudo do seu aquecimento por convecção/radiação*.
- Shin, Y. C. (Outubro de 2012). A Metallo-Thermomechanically Coupled Analysis of Orthogonal Cutting of AISI 1045 Steel. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*.
- Soares, J. P. (1992). *Aços: características, tratamentos*. Porto.
- Wayman, M., & Bringas, J. (1997). *The Metals Black Book Ferrous Metals*. Alberta: CASTI Publishing Inc.

Anexo A: Código escrito no EES

No *software* EES, para se conseguir a interpolação das temperaturas para os mesmos tempos, criou-se várias “*Lookup Table*” introduzindo-se os valores das temperaturas nos respetivos tempos para o ponto A e B. Também se criou uma tabela paramétrica com uma coluna para os tempos em que se pretende obter o valor da temperatura interpolada (neste caso foram introduzidos tempos com espaçamento de 5 segundos), e várias colunas para que o *software* escreva o valor da temperatura. De seguida escreveu-se o seguinte código:

```
max_Marochnik_A=Interpolate('maxMarochnik','Ponto A';'t';t=Tempo)
```

```
max_Marochnik_B=Interpolate('maxMarochnik','Ponto B';'t';t=Tempo)
```

```
max_Miett_A=Interpolate('maxMiett','Ponto A';'t';t=Tempo)
```

```
max_Miett_B=Interpolate('maxMiett','Ponto B';'t';t=Tempo)
```

```
max_Yung_A=Interpolate('maxYung','Ponto A';'t';t=Tempo)
```

```
max_Yung_B=Interpolate('maxYung','Ponto B';'t';t=Tempo)
```

```
max_ASM_A=Interpolate('maxASM','Ponto A';'t';t=Tempo)
```

```
max_ASM_B=Interpolate('maxASM','Ponto B';'t';t=Tempo)
```

```
min_Marochnik_A=Interpolate('minMarochnik','Ponto A';'t';t=Tempo)
```

```
min_Marochnik_B=Interpolate('minMarochnik','Ponto B';'t';t=Tempo)
```

```
min_Yung_A=Interpolate('minYung','Ponto A';'t';t=Tempo)
```

```
min_Yung_B=Interpolate('minYung','Ponto B';'t';t=Tempo)
```

```
min_ASM_A=Interpolate('minASM','Ponto A';'t';t=Tempo)
```

```
min_ASM_B=Interpolate('minASM','Ponto B';'t';t=Tempo)
```


Anexo B: Determinação experimental da emissividade

Numa tentativa de se entender melhor como varia a emissividade da peça com a temperatura, e qual o valor esperado desta, foram efetuados diversos ensaios com o auxílio de dois equipamentos de medição de temperatura por infravermelhos presentes nos laboratórios da FEUP, são eles o FACOM DX.T100 e o Fluke Ti25 ambos possuindo emissividade ajustável. Além destes dois medidores de temperatura por infravermelho também foi utilizado um disco feito do mesmo aço em estudo, e cuja emissividade se pretendia determinar, tendo 100 mm de diâmetro e 10 mm de espessura com um furo radial de 5 mm de diâmetro e 50 mm de profundidade onde seria introduzido um termopar tipo K usado para medir a temperatura do disco. Para se efetuar o aquecimento utilizou-se um pequeno disco elétrico com potência regulável até um máximo de 1300 W. Na Figura B-1 pode-se ver uma imagem da instalação experimental.



Figura B-1 – Instalação experimental utilizada no estudo experimental da variação da emissividade com a temperatura.

O procedimento deste ensaio experimental consistiu em colocar o disco do aço em estudo em cima do disco elétrico e inserir-se a junta quente do termopar no furo do disco e a junta fria num banho de gelo para garantir que esta última permanecia a $(0 \pm 0,1) ^\circ\text{C}$. Um multímetro media a tensão gerada pelo termopar que era posteriormente convertida em temperatura recorrendo à curva característica do termopar tipo K. De seguida ligou-se o disco elétrico com a potência mais baixa e assim que o valor da tensão lido no multímetro estabilizasse, tirava-se o valor desta tensão e convertia-se em temperatura através da seguinte equação (Kerlin, 1999):

$$T = a_0 + a_1 + a_2 V^2 + \dots + a_n V^n \quad (\text{B.1})$$

Em que T é a temperatura em $^\circ\text{C}$, V é a tensão em μV e os primeiros dez coeficientes tomam os valores de:

$$a_0 = 0$$

$$a_1 = 2,51 \times 10^{-2}$$

$$a_2 = 7,86 \times 10^{-8}$$

$$a_3 = -2,50 \times 10^{-10}$$

$$a_4 = 8,32 \times 10^{-14}$$

$$a_5 = 1,23 \times 10^{-17}$$

$$a_6 = 9,80 \times 10^{-22}$$

$$a_7 = -4,41 \times 10^{-26}$$

$$a_8 = 1,06 \times 10^{-30}$$

$$a_9 = -1,05 \times 10^{-35}$$

Considerando que o disco se encontra todo à mesma temperatura, o que é um bom pressuposto visto a reduzida espessura deste, fica-se a saber a temperatura da sua superfície. Assim, basta apontar o equipamento de medição de temperatura por infravermelho para a peça e alterar a emissividade, ϵ , do sensor de temperatura até que a temperatura medida pelo sensor seja igual à temperatura indicada pelo termopar. O valor da emissividade assim obtido

será, em princípio, a emissividade do aço àquela temperatura. Após isto, efetuou-se o mesmo procedimento para as outras potências do disco elétrico, o mesmo é dizer para outras temperaturas do disco em aço.

Na Tabela B-1 estão representados os valores da emissividade obtido pelo FACOM DX.T100 para as diferentes temperaturas, obtidos no primeiro ensaio realizado.

Tabela B-1 – Valores da emissividade, ε , obtida para diferentes temperaturas no primeiro ensaio

$T [^{\circ}\text{C}]$	ε (FACOM)
212	0,27
272	0,27
331	0,24
424	0,62
501	0,81
549	0,77

Inicialmente obteve-se valores muito baixos para a emissividade, o que se explica pelo facto do disco em aço ter sido maquinado recentemente, o que criou uma superfície brilhante, ou seja com baixa emissividade. Como se pode ver na Figura 4-2, a peça real apresentava já alguns sinais de oxidação, pelo que é de esperar que a emissividade desta seja superior aos valores de emissividade medidos às temperaturas mais baixas.

Com a continuação da experiência, e devido à elevada temperatura da peça, a superfície começou a oxidar, ficando mais parecida com a superfície da peça que se pretende modelar. Esta oxidação comprova-se pelo grande aumento da emissividade como se vê na Tabela B-1. Como as características da superfície se alteraram foi necessário repetir o ensaio e desta vez utilizou-se também o medidor Fluke Ti25. Na Tabela B-2 pode-se ver os valores obtidos neste segundo ensaio com os dois equipamentos.

Tabela B-2 – Valores da emissividade, ε , obtida para diferentes temperaturas no segundo ensaio (* valores lidos utilizando uma lente extra para reduzir a radiação incidente no detetor)

$T [^{\circ}\text{C}]$	ε (FACOM)	ε (Fluke)
192	0,8	0,72
246	0,8	0,74
297	0,78	0,59*
407	0,79	0,58*
490	0,8	0,59*

Neste ensaio foram obtidas emissividades muito superiores à do primeiro ensaio desde as primeiras temperaturas, pelo motivo explicado anteriormente. É perceptível que com o equipamento da marca FACOM obteve-se emissividades muito semelhantes para todas temperaturas enquanto que para o equipamento da marca Fluke, a partir dos 297 °C obteve-se valores de emissividades muito inferiores aos que se estava a obter até aí. Isto aconteceu porque este equipamento só permite medir até temperaturas de 350 °C (Fluke Corporation, 2010), sendo recomendável a partir dos 250 °C usar uma lente extra que tem a função de reduzir a radiação térmica que atinge o detetor do aparelho (lente com reduzido coeficiente de transmissão). Segundo o fabricante da lente, os valores de temperatura lidos no Fluke Ti25, seriam metade aos valores reais, ou seja, se a temperatura da superfície for 297 °C, a temperatura que se tem de ler no equipamento terá de ser 148,5 °C, valor este usado para este caso. Contudo, foi perceptível uma mudança brusca dos valores obtidos para a emissividade assim que se colocou a referida lente, surgindo assim a necessidade de confirmar se o valor de temperatura lido no medidor é exatamente 0,5 do valor real. Isto conseguiu-se medindo a temperatura do disco de aço com e sem a lente, em temperaturas até 350 °C para não danificar o aparelho, sem alterar a emissividade, estando os valores obtidos representados na Tabela B-3.

Tabela B-3 – Temperaturas lidas com e sem lente e respetiva relação

T [°C] (<i>sem lente</i>)	T [°C] (<i>com lente</i>)	<i>Relação</i>
223	101	0,45
242	112	0,46
300	128	0,43

Como se pode ver na tabela anterior, a relação entre os valores lidos com e sem a lente anda entre os 0,43 e os 0,46, valores ligeiramente diferentes ao valor de 0,5 que tinha sido utilizado no segundo ensaio. Então procedeu-se a um novo ensaio para a medição da emissividade da superfície do disco em função da temperatura para temperaturas elevadas, tendo-se obtidos os valores presentes na Tabela B-4.

Tabela B-4 – Valores da emissividade obtida para diferentes temperaturas no terceiro ensaio

T [°C]	ε (FACOM)	ε (Fluke com fator 0,46)	ε (Fluke com fator 0,43)
300	0,83	0,76	0,78
405	0,82	0,69	0,78
489	0,84	0,67	0,75

Da tabela anterior pode-se verificar que nos diversos ensaios a emissividade não variou muito com a temperatura, optando-se então por considerar no modelo numérico que esta emissividade é constante. Começou-se por considerar que a emissividade tem um valor de 0,75, porém este valor deve ser ajustado no modelo numérico de forma a fazer coincidir as curvas de temperatura obtidas experimentalmente com as obtidas numericamente pois o procedimento e os equipamentos utilizados para a determinação experimental deste parâmetro acarretam, como se pode verificar, alguma incerteza no valor da emissividade.

Anexo C: Implementação do comando *Restart*

Tal como referido no subcapítulo 4.4, de forma a se poupar um elevado tempo de cálculo na análise da emissividade a partir da fase de aquecimento para o último estágio, utilizou-se o comando *Restart* do Abaqus™. Com esta funcionalidade do *software*, foi possível continuar uma simulação em que já tenha sido calculado o que acontece até esta fase. Na simulação que se pretende continuar é necessário requisitar uma gravação de dados para que fiquem disponíveis para o comando *Restart*. Isto faz-se no módulo “*Step*”, no separador “*Output*”, na opção “*Restart requests*”. Aí deve-se colocar o valor de 1 na frequência.

Depois de preparada a análise que se pretende continuar, criou-se um ficheiro de entrada (*input file*) com a seguinte escrita:

```

**

*Restart, read,step=1

**

** STEP: Aquecimento_final

**

*Step, name=Aquecimento_final, nlgeom=NO, inc=1000

*Heat Transfer, end=PERIOD, deltmx=10.

60., 44380., 0.4438, 44380.,

**

** INTERACTIONS

**

** Interaction: Rad_Forno-Portas_final

*Sradiate, amplitude=Temp_parede_final, op=NEW

```

Forno_Portas, R, 1., 0.8

** Interaction: Rad_Forno_Peça_final

*Sradiate, amplitude=Temp_parede_final, op=NEW

Peça_Forno, R, 1., 0.5

** Interaction: Rad_Peça_Portas_final

*Sradiate, amplitude=Temp_parede_final, op=NEW

Peça_paredes, R, 1., 0.5

**

** OUTPUT REQUESTS

**

**

** FIELD OUTPUT: F-Output-1

**

*Output, field, variable=PRESELECT

*Output, history, frequency=0

*End Step

De notar que onde aparece:

*Sradiate, amplitude=Temp_parede_final, op=NEW

Peça_Forno, R, 1., 0.5

** Interaction: Rad_Peça_Portas_final

*Sradiate, amplitude=Temp_parede_final, op=NEW

Peça_paredes, R, 1., 0.5

Os valores de 0.5 são os valores da emissividade da peça para aquela simulação em específico e devem ser alterados para o valor que se quiser testar.