

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

Miguel Martinho Pacheco Oliveira

Dissertação do Projecto Final do MIEM

Orientador na F. Ramada: Eng. António Paulo Cerqueira Duarte

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

Prof. José Duarte Ribeiro Marafona



FEUP

Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto
Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica

Julho 2011

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

Resumo

A empresa F. Ramada, Aços e Indústrias SA tem uma elevada procura no tratamento térmico de peças de aço que são usadas em ferramentas, nomeadamente, matrizes, que são peças em aço que permitem realizar a extrusão de perfis de alumínio com as mais diversas secções pretendidas pelos clientes. Estas peças de aço são pois submetidas a tratamentos térmicos de têmpera para melhorarem as suas propriedades.

A inexistência de informação associada à transferência de calor durante o tratamento térmico de têmpera destas matrizes, levou a referida empresa a procurar realizar um estudo com o intuito de otimizar o tempo de duração da têmpera e, por conseguinte, reduzir os consumos energéticos envolvidos. Porém, dada a complexidade da tarefa optou-se por iniciar esta colaboração pela fase de aquecimento e respectiva redução dos tempos envolvidos, ficando a fase de arrefecimento para um trabalho posterior.

Desta forma, a presente dissertação incide sobre o estudo do processo de aquecimento durante o tratamento térmico de têmpera de matrizes maciças de aço com o intuito de otimizar a referida fase.

Numa primeira fase, e após ser realizada uma análise ao estado da arte, foram implementadas as soluções analíticas existentes na folha de cálculo Excel de forma a criar uma ferramenta que permita validar soluções numéricas e realizar de forma expedita análises de transferência de calor em regime não estacionário.

Seguidamente, e com a finalidade de se determinar experimentalmente a temperatura do azoto usada durante o processo de têmpera, foi realizado o projecto de um escudo de radiação para que a medição da temperatura deste gás fosse menos influenciada pela radiação das paredes do forno.

Posteriormente, determinou-se o coeficiente de convecção gás-peça com base num ensaio experimental, valor esse que foi posteriormente utilizado num modelo numérico implementado recorrendo ao software de simulação Abaqus, tendo sido possível simular toda a fase de aquecimento do tratamento térmico de têmpera.

Finalmente, e antes de se exporem as conclusões, foram propostos possíveis métodos para redução do tempo de aquecimento no tratamento térmico de têmpera.

Thermal treatment of steel dies, investigation of heating by means of convection / radiation.

Abstract

The company F. Ramada, Aços e Industrias SA has a high demanding for tools obtained from steels with thermal treatment, specially, dies, which are parts in steel that are used to extrude aluminum profiles with a section selected by the clients. Therefore, those dies are submitted to quenching to improve their properties.

The lack of information related to the heat transfer during the thermal treatment of these dies, lead the company to research with the goal of optimizing the time duration of the quenching, therefore, decreasing the energy consumption. However, due to complexity it was chosen to start by the heating phase and the reduction of the respective time duration, leaving out the cooling stage for future work.

So, the focus of this dissertation is the optimization of the heating phase of the quenching thermal treatment applied to steel dies.

The first stage, and after a detailed state-of-art research, analytical solutions were implemented in Excel as a tool to validate numerical solutions and to allow faster analysis of non-stationary heat transfers.

Afterwards, and with the goal to determine experimentally the nitrogen temperature used during the quenching, a radiation shield was projected to reduce the radiation effects of the furnace walls.

Following that, the convection coefficient gas-die was computed using the experimental data. This value was used in the numerical model implemented in Abaqus, thus, it was possible to simulate the whole heating phase of the quenching.

At last, and before any conclusions, several methods were proposed to reduce the heating time of the quenching thermal treatment.

Agradecimentos

Em primeiro lugar quero agradecer ao Professor Paulo José da Silva Martins Coelho por todos os conhecimentos transmitidos, por toda a disponibilidade prestada e por todo o apoio dado. Quero agradecer também ao Professor José Duarte Ribeiro Marafona por toda a disponibilidade e pela principal ajuda na compreensão do software Abaqus. Deixo também um agradecimento ao Engenheiro António Paulo Cerqueira Duarte pois, sem a sua ajuda, não era possível realizar este trabalho.

Quero também prestar a minha gratidão a todos os meus amigos que me têm acompanhado e que sempre me apoiaram no desenvolvimento deste trabalho.

Finalmente, quero agradecer ao meu pai, Vasco, e à minha mãe, Ana, por todo o apoio e confiança que me deram ao longo destes anos. Muito obrigado.

Índice de conteúdos

Nomenclatura.....	xix
1. Introdução.....	1
1.1. Tratamentos térmicos e estado da arte	1
1.1.1. Têmpera	1
1.1.2. Estado da arte.....	2
1.2. Tratamentos térmicos de matrizes em aço, caso da F. Ramada.....	4
1.2.1. A empresa	4
1.2.2. Tratamento de matrizes de aço na F. Ramada	4
1.3. Ferramentas de análise utilizadas.....	6
1.4. Organização da dissertação.....	7
2. Soluções analíticas.....	9
2.1. Parede plana.....	10
2.2. Cilindro de comprimento infinito e esfera.....	13
2.3. Determinação da temperatura num disco.....	15
2.4. Estudo da influência do número de raízes no resultado.....	16
2.5. Análise de soluções analíticas no caso de um disco em aquecimento	18
2.5.1. Resultados das soluções analíticas	19
2.5.2. Análise complementar à evolução temporal da temperatura média do disco.....	24
2.5.3. Possível processo de diminuir o tempo de aquecimento	27
3. Dimensionamento do escudo de radiação	29
3.1. Analogia reo-eléctrica.....	29
3.2. Estudo no EES	34
3.3. Projecto do escudo de radiação.....	37
4. Método numérico.....	39
4.1. Estudo do passo no tempo	39
4.2. Refinamento e escolha da malha a utilizar	41
4.2.1. Avaliação do comportamento do modelo numérico noutros pontos do disco....	45
4.3. Estudo dos resíduos e da máxima variação de temperatura admissível por intervalo de tempo	47
5. Trabalho experimental realizado na F. Ramada	49
5.1. Resultados experimentais	49
5.1.1. Determinação do coeficiente de convecção.....	51

5.1.2. Incerteza sistemática no coeficiente de convecção.....	57
5.2. Simulação numérica da fase de aquecimento	59
6. Optimização do tempo de aquecimento.....	65
6.1. Variação da temperatura do forno	65
6.2. Aumento da pressão do azoto	67
7. Conclusões e perspectivas de trabalhos futuros	69
7.1. Conclusões	69
7.2. Perspectivas de trabalhos futuros.....	70
Referências bibliográficas	71

Índice de figuras

Figura 1.1 - Matrizes de aço que vão ser temperadas.....	5
Figura 1.2 - Forno utilizado para efectuar a têmpera	5
Figura 1.3 - Ciclo de têmpera (temperatura e pressão).....	6
Figura 2.1 - Um disco com raio r_0 e espessura a resulta da intersecção de um cilindro infinito com raio r_0 e uma parede plana com espessura a . (Figura adaptada de (Cengel, 2008)).....	9
Figura 2.2 - Uma barra infinita de secção rectangular $a \times b$ resulta da intersecção de duas paredes planas de espessuras a e b . (Figura adaptada de (Cengel, 2008))	10
Figura 2.3 - Sistema unidimensional com uma temperatura inicial uniforme submetido subitamente a condições convectivas: parede plana.....	10
Figura 2.4 - Sistema unidimensional com uma temperatura inicial uniforme submetido subitamente a condições convectivas: Cilindro infinito ou esfera	13
Figura 2.5 - Exemplo do disco em estudo e localização dos pontos que vão ser analisados ...	16
Figura 2.6 – Evolução da temperatura média do disco e da temperatura nos pontos em análise em função do tempo com a temperatura do forno de 850 °C e um coeficiente de convecção de 350 W/m ² ·°C. Linha — Temperatura média, — — ponto A, ... ponto B, — · — ponto C, - - - ponto D.	19
Figura 2.7 - Evolução da temperatura média do disco e da temperatura nos pontos em análise em função do tempo com a temperatura do forno de 650 °C e um coeficiente de convecção de 150 W/m ² ·°C. Linha — Temperatura média, — — ponto A, ... ponto B, — · — ponto C, - - - ponto D.	20
Figura 2.8 - Evolução da temperatura média do disco e da temperatura nos pontos em análise em função do tempo com a temperatura do forno de 293 °C e um coeficiente de convecção de 350 W/m ² ·°C. Linha — Temperatura média, — — ponto A, ... ponto B, — · — ponto C, - - - ponto D.	21
Figura 2.9 - Distribuição temporal da temperatura média do disco para uma temperatura do forno de 850 °C e para coeficientes de convecção de 150 W/m ² ·°C e de 350 W/m ² ·°C. Linha — · — $h=150$ W/m ² ·°C, — $h=350$ W/m ² ·°C.	22
Figura 2.10 - Distribuição temporal da temperatura média do disco para um coeficiente de convecção de 150 W/m ² ·°C e para temperaturas do forno de 850 °C, 650 °C e 293 °C. Linha — ● — $T_\infty=293$ °C, —▲— $T_\infty=650$ °C, —■— $T_\infty=850$ °C.....	22
Figura 2.11 - Distribuição temporal da temperatura média do disco para um coeficiente de convecção de 350 W/m ² ·°C e para temperaturas do forno de 850 °C, 650 °C e 293 °C. Linha — ● — $T_\infty=293$ °C, —▲— $T_\infty=650$ °C, —■— $T_\infty=850$ °C.....	23
Figura 2.12 - Distribuição temporal da temperatura média do disco e da temperatura instantânea no ponto de coordenadas: $z = 0$ e $r = 0,1$ m, $r/R = 0,870$, com a temperatura do forno de 850 °C e um coeficiente de convecção de 350 W/m ² ·°C. Linha — Temperatura média, ... ponto do disco de coordenadas: $z = 0$ e $r = 0,1$ m.	24
Figura 2.13 – Evolução do quociente entre o tempo real e a constante de tempo ($t_{99\%}/\tau$) em função da própria constante de tempo (τ). Linha — $t_{99\%}/\tau = 4,61$	26

Figura 2.14 - Evolução do quociente entre o tempo real e a constante de tempo ($t_{99\%}/\tau$) em função do número de Biot (Bi)	26
Figura 2.15 - Evolução da temperatura média e da temperatura dos pontos B, C e D em função do tempo com um coeficiente de convecção de $350 \text{ W/m}^2\cdot^\circ\text{C}$ e com temperaturas do forno de 850°C e 650°C . Linha — Temperatura média, ... ponto B, — · — ponto C, - - - ponto D.	27
Figura 2.16 - Distribuição temporal da temperatura média do disco para um coeficiente de convecção de $350 \text{ W/m}^2\cdot^\circ\text{C}$ e para temperaturas do forno de 850°C e 650°C . Linha —▲— $T_\infty=650^\circ\text{C}$, —■— $T_\infty=850^\circ\text{C}$, ... $T = 543^\circ\text{C}$, — redução do tempo de aquecimento...	28
Figura 3.1 - Esquema do escudo de radiação. Legenda: 1 – Forno, 2 – Escudo exterior, 3 – Escudo interior, 4 – Termopar, linha ---- A_1'' , — A_1'	29
Figura 3.2 – Esquema de resistências usado no estudo da transferência de calor existente no escudo.	30
Figura 3.3 – Erro na medição da temperatura em função do comprimento do cilindro	35
Figura 3.4 - Erro na medição da temperatura em função da emissividade interior do escudo de radiação.....	36
Figura 3.5 – Representação esquemática 3D do escudo de radiação	37
Figura 3.6 – Projecto 2D do escudo de radiação	38
Figura 3.7 - Escudo de radiação realizado pela F. Ramada.....	38
Figura 4.1 - Evolução temporal da temperatura do ponto D com valor inicial igual a 10 segundos	40
Figura 4.2 - Evolução temporal da temperatura do ponto D com valor inicial igual a 1 segundo	40
Figura 4.3 - Evolução temporal da temperatura do ponto D com valor inicial igual a 1×10^{-6} segundos	41
Figura 4.4 - Malha 1	42
Figura 4.5 - Malha 2	43
Figura 4.6 - Malha 3	43
Figura 4.7 - Evolução temporal da temperatura do ponto D obtida no Abaqus para cinco tipos de malhas e utilizando soluções analíticas com a temperatura do forno de 650°C e um coeficiente de convecção de $350 \text{ W/m}^2\cdot^\circ\text{C}$. Linha —■— Malha 1, —◆— Malha 2, —●— Malha 3, —▲— Malha 4, —■— Malha 5, ... Solução analítica.	44
Figura 4.8 - Evolução temporal da temperatura do ponto A com a temperatura do forno de 650°C e um coeficiente de convecção de $350 \text{ W/m}^2\cdot^\circ\text{C}$. Linha — Solução numérica, ... Solução analítica.....	45
Figura 4.9 - Evolução temporal da temperatura do ponto C com a temperatura do forno de 650°C e um coeficiente de convecção de $350 \text{ W/m}^2\cdot^\circ\text{C}$. Linha — Solução numérica, ... Solução analítica.....	46

Figura 4.10 - Evolução temporal da temperatura do ponto D com a temperatura do forno de 650 °C e um coeficiente de convecção de 350 W/m ² ·°C. Linha — Solução numérica, ... Solução analítica.....	46
Figura 4.11 – Evolução do erro médio nos primeiros 100 segundos para cada variação máxima de temperatura admissível por cada incremento no tempo para o caso do ponto D com a temperatura do forno de 650 °C e um coeficiente de convecção de 350 W/m ² ·°C. Linha — · — 100 °C, — 10 °C, - - - 1 °C, ... 0,1 °C.	48
Figura 5.1 - Disco de teste	49
Figura 5.2 - Peças dentro do forno antes de ser efectuada a têmpera. Legenda: 1 – Disco de teste, 2 – Escudo de radiação.....	50
Figura 5.3 - Evolução temporal da temperatura das paredes do forno, da temperatura do gás e da temperatura do disco num tratamento térmico de têmpera no ensaio experimental. Linha — Temperatura das paredes do forno, — — temperatura do termopar dentro do escudo, — · — temperatura do disco no furo de menor profundidade.....	51
Figura 5.4 - Esquema de três matrizes no interior do forno. Legenda: 1 – forno, mat – matriz	53
Figura 5.5 - Esquema de resistências usado no estudo da transferência de calor por radiação do forno para a matriz central esquematizada na Figura 5.4	53
Figura 5.6 - Ajuste entre as temperaturas adimensionais obtidas experimentalmente e com recurso às soluções analíticas no estágio 1. Linha Temperatura adimensional experimental, — temperatura adimensional obtida com recurso às soluções analíticas.	55
Figura 5.7 – Evolução do coeficiente de convecção e do coeficiente de radiação ao longo do ensaio de têmpera. Linha — h_c , — — h_r	56
Figura 5.8 – Curva de temperatura do forno obtida experimentalmente e implementada no Abaqus. Linha — Temperatura experimental, ... temperatura implementada no Abaqus.	59
Figura 5.9 – Curva de temperatura do gás obtida experimentalmente e implementada no Abaqus. Linha — Temperatura experimental, ... temperatura implementada no Abaqus.	60
Figura 5.10 - Curvas de temperatura versus tempo experimental e obtida por simulação com distância entre discos de 5 cm. Linha — Temperatura experimental, ... temperatura obtida por simulação.....	61
Figura 5.11 – Curvas de temperatura versus tempo experimental e obtida por simulação com distância entre discos de 1 cm. Linha — Temperatura experimental, ... temperatura obtida por simulação.....	62
Figura 5.12 - Curvas de temperatura versus tempo experimental e obtida por simulação com distância entre discos de 1 cm e emissividade dos discos de 0,35. Linha — Temperatura experimental, ... temperatura obtida por simulação.....	63
Figura 5.13 – Evolução da temperatura do ponto A e do ponto D do disco obtidas numericamente durante a fase de aquecimento da têmpera. Linha Ponto A, — Ponto D.	64
Figura 6.1 - Evolução temporal da temperatura das paredes do forno, da temperatura do gás e da temperatura do disco durante a fase de aquecimento de um tratamento térmico de têmpera.	

Linha — Temperatura das paredes do forno, — — temperatura do gás, — · — temperatura do disco, obtida por simulação. 66

Figura 6.2 – Temperatura versus tempo durante a fase de aquecimento no caso da ensaio experimental e implementando o processo de optimização. Linha — ensaio experimental, — · — optimização..... 66

Figura 6.3 - Curva de temperatura versus tempo na fase de aquecimento da têmpera obtida por simulação no caso experimental e utilizando uma pressão 3 vezes superior. Linha pressão 3 vezes superior, — ensaio experimental. 68

Índice de tabelas

Tabela 2.1 - Propriedades térmicas	18
Tabela 2.2 - Coordenadas dos pontos da Figura 2.5.....	18
Tabela 2.3 - Tempo para a temperatura média do disco atingir 99% da resposta	25
Tabela 3.1 - Dados conhecidos.....	34
Tabela 4.1 - Número de células e tempo de simulação de cada uma das cinco malhas	42
Tabela 4.2 - Erro médio nos primeiros 100 segundos para as três malhas.....	45
Tabela 4.3 - Erros médios nos primeiros 100 segundos na evolução temporal da temperatura dos pontos A, C e D.....	47
Tabela 4.4 - Erros médios nos primeiros 100 segundos na evolução temporal da temperatura dos pontos A, C e D para diferentes valores da variação máxima de temperatura admissível por incremento no tempo e os respectivos tempos de simulação	48
Tabela 5.1 - Coeficientes de convecção presentes em cada um dos três estágios iniciais a baixas temperaturas	55
Tabela 5.2 - Coeficientes de convecção necessários para o cálculo da incerteza do coeficiente de convecção.....	58

Nomenclatura

Símbolo	Descrição	Unidades
a	Espessura do disco	[m]
A_{cond}	Área da secção da bainha do termopar	[m ²]
A_k	Área do corpo k	[m ²]
A_{ke}	Área exterior do corpo k	[m ²]
A_{ki}	Área interior do corpo k	[m ²]
A_s	Área superficial do disco	[m ²]
A_1'	Áreas dos topos existentes entre o exterior do escudo interior e interior do escudo exterior	[m ²]
A_1''	Áreas dos topos do escudo interior	[m ²]
b	Espessura da barra	[m]
Bi	Número de Biot	
C_n	Coeficiente dependente da geometria	
c_p	Calor específico do disco	[J Kg ⁻¹ K ⁻¹]
E_{ent}	Energia que entrou na parede plana	[J]
E_{sai}	Energia que sai da parede plana	[J]
EES	Engineering Equation Solver	
F_{k-j}	Factor de forma entre o corpo k e o corpo j	
Fo	Número de Fourier	
h_c	Coeficiente de convecção	[W m ⁻² K ⁻¹]
h_r	Coeficiente de radiação	[W m ⁻² K ⁻¹]
h_{real}	Coeficiente de convecção real	[W m ⁻² K ⁻¹]
J_0	Função de Bessel de primeira espécie	
J_1	Função de Bessel de primeira espécie	
k	Condutividade térmica do disco	[W m ⁻¹ K ⁻¹]
k_{cond}	Condutividade térmica da bainha do termopar	[W m ⁻¹ K ⁻¹]
L	Metade da espessura da placa plana	[m]
L_{cond}	Comprimento da bainha do termopar	[m]
L_e	Comprimento equivalente do disco	[m]
$q_{0,k}$	Radiosidade do corpo k	[W m ⁻²]
Q	Energia total transferida	[J]
Q_0	Máxima transferência de energia possível	[J]

$\left(\frac{Q}{Q_0}\right)$	Razão entre a quantidade total de energia transferida a partir do disco ao longo do tempo t e a transferência máxima possível	
$\left(\frac{Q}{Q_0}\right)_{ci}$	Razão entre a quantidade total de energia transferida a partir do cilindro infinito ao longo do tempo t e a transferência máxima possível	
$\left(\frac{Q}{Q_0}\right)_{esf}$	Razão entre a quantidade total de energia transferida a partir da esfera ao longo do tempo t e a transferência máxima possível	
$\left(\frac{Q}{Q_0}\right)_{pp}$	Razão entre a quantidade total de energia transferida a partir da parede plana ao longo do tempo t e a transferência máxima possível	
r	Coordenada espacial (cilindro infinito e esfera)	[m]
r^*	Coordenada espacial adimensional (cilindro infinito e esfera)	
r_0	Raio do disco	[m]
R_k	Resistência do corpo k	
t	Instante de tempo t	[s]
t^*	Tempo adimensional	
$t_{99\%}$	Tempo real	[s]
T	Temperatura do disco	[°C ou K]
T_i	Temperatura inicial do disco	[°C ou K]
T_∞	Temperatura do fluido	[°C ou K]
$\overline{T}$	Temperatura média do disco	[°C ou K]
U	Incerteza	
V	Volume do disco	[m ³]
x	Coordenada espacial (parede plana)	[m]
x^*	coordenada espacial adimensional (parede plana)	

Símbolos do alfabeto grego

α	Difusividade térmica	[m ² s ⁻¹]
ΔE_{acu}	Energia acumulada na parede plana durante um instante de tempo t	[J]
ΔT	Diferença entre temperatura final e inicial	[°C ou K]
ε_k	Emissividade do corpo k	
ε_{ke}	Emissividade exterior do corpo k	
ε_{ki}	Emissividade interior do corpo k	
θ^*	Temperatura adimensional do disco	
θ_{ci}^*	Temperatura adimensional do cilindro infinito	
θ_{esf}^*	Temperatura adimensional da esfera	

θ_{pp}^*	Temperatura adimensional da parede plana	
ξ_n	Valores próprios	
σ	Constante de Stefan-Boltzmann	$[\text{W m}^{-2} \text{K}^{-4}]$
τ	Constante de tempo	$[\text{s}]$

1. Introdução

A presente dissertação incide sobre o estudo do processo de aquecimento durante o tratamento térmico de têmpera de matrizes maciças de aço com o intuito de otimizar a referida fase. Neste capítulo irá ser descrita alguma da informação necessária para compreensão dos capítulos seguintes. Para tal inicializa-se com uma breve revisão do estado da arte, seguindo-se a apresentação da empresa, dos tratamentos térmicos a analisar bem como da abordagem adoptada face ao problema em estudo, finalizando com apresentação da estrutura da dissertação.

1.1. Tratamentos térmicos e estado da arte

Os tratamentos térmicos dos aços consistem num aquecimento e arrefecimento a que se submetem os aços com o fim de modificar a sua estrutura metalúrgica e assim melhorar as suas características mecânicas sem alterar, contudo, a sua composição química. Os aços, no estado sólido, são submetidos a um ou vários ciclos de aquecimento seguido de um arrefecimento para lhes conferirem certas propriedades (Soares, 1992).

1.1.1. Têmpera

Designa-se por têmpera o tratamento térmico em que se procede a uma austenitização do aço seguida de arrefecimento rápido, no mínimo com uma velocidade igual à velocidade crítica superior de têmpera, VCST (que consiste na menor velocidade de arrefecimento que permite obter uma estrutura martensítica). Ao se arrefecer o aço a uma velocidade superior à VCST vai se evitar a transformação da austenite em perlite ou bainite, sendo a microestrutura do aço temperado totalmente martensítica ou constituída por martensite e austenite não transformada, chamada habitualmente austenite residual. Contudo, é de ter em conta que esta austenite residual não é benéfica e deve ser evitada já que é uma fase mais macia que a martensite tornando por isso o aço com propriedades heterogéneas. A austenite residual existe se a temperatura mínima atingida no arrefecimento for superior à temperatura correspondente ao fim da transformação da martensite (Soares, 1992).

A têmpera, tal como os outros tratamentos térmicos, é constituída por três fases: aquecimento, estágio e arrefecimento. Este tratamento térmico confere aos aços as seguintes propriedades (Soares, 1992):

- Aumento da dureza;
- Aumento do limite de elasticidade;
- Aumento da resistência mecânica;
- Aumento da resistência ao desgaste.

O aquecimento deve ser feito de uma forma suficientemente lenta para minimizar os gradientes térmicos na peça a temperar e, para os aços com temperatura de austenitização superior a 900 °C, devem ser aquecidos e mantidos a uma temperatura intermédia (aquecimento em degraus) antes de serem aquecidos à temperatura de austenitização. Os aços

com temperatura de austenitização superior a 1000 °C já devem ser aquecidos em dois ou três degraus. O ideal seria fazer-se sempre um aquecimento em degraus: um degrau para temperaturas até 900 °C, dois degraus para temperaturas até 1000 °C e três degraus para temperaturas superiores. O número destes degraus é também função da geometria mais ou menos complexa da peça a temperar. Este aquecimento em degraus assegura um aquecimento uniforme em toda a secção da peça. Para um aquecimento uniforme é também importante considerar uma relação entre as dimensões do forno e as da peça. Dentro do possível, apenas 1/3 do volume do forno deve ser ocupado pelo aço, caso contrário não será de esperar um aquecimento uniforme (Soares, 1992).

O estágio à temperatura de austenitização tem como objectivo formar austenite ou carbonetos dispersos na austenite na microestrutura do aço antes do arrefecimento. O tempo de estágio a esta temperatura depende da composição química do aço, dimensão da peça, temperatura e modo como se processa o aquecimento até esta temperatura. Como regra geral para cálculo do tempo de estágio à temperatura de austenitização pode indicar-se o seguinte (Soares, 1992):

- Sem liga ou pequena liga: 5 minutos por 10 mm de espessura;
- Liga média: 7 minutos por 10 mm de espessura;
- Muita liga: 10 minutos por cada 10 mm de espessura;

A utilização de tempos de estágio exagerados dá origem à formação de um grão demasiadamente grande e, a um aumento da austenite residual (Soares, 1992).

1.1.2. Estado da arte

A fase crítica no processo de têmpera é o arrefecimento das peças, como ilustram por exemplo os trabalhos de Elkatatny et al. (2002), Lior (2004), Macchion *et al.* (2006) e Liscic (2009) onde um arrefecimento rápido e homogéneo das peças não é fácil de alcançar, mas com a sua existência é possível obter peças de aço com melhores propriedades. Para tal ocorrer é necessário ter em conta alguns aspectos fundamentais (Macchion et al., 2006):

- geometria do forno;
- disposição das peças no interior do forno;
- geometria das peças.

Desta forma, um forno deve ser projectado com uma configuração que possibilite uma distribuição de calor uniforme no seu interior. Contudo, deve ter-se sempre em consideração factores como a sua geometria, o peso e o custo. Uma solução vantajosa seria adaptar a largura do forno à largura da peça a ser tratada (O. Macchion et al., 2006).

A disposição das peças no interior do forno é do mesmo modo importante visto que as peças centrais estão sujeitas a transferências de calor mais homogéneas que as peças da periferia. Uma solução poderia passar por utilizar apenas a parte central do forno para efectuar a têmpera (O. Macchion et al., 2006).

Em relação à geometria das peças, quando se efectua uma têmpera em peças rombudas ocorre separação do escoamento que resulta numa variação local da transferência de calor por convecção (O. Macchion et al., 2006).

Na fase de arrefecimento os trabalhos publicados normalmente não entram com a troca de calor por radiação já que tanto as paredes do forno como as peças estão a arrefecer, não

sendo certamente significativo para o processo este modo de transferência de calor dada a proximidade da temperatura superficial das peças a temperar e a temperatura das paredes. É também importante mencionar que apesar dos trabalhos publicados se referirem a arrefecimentos dentro do forno, este também é muitas vezes realizado em água, óleo, banho de sais ou ar. Contudo, é de prever que tais arrefecimentos fora do forno não permitam um controlo como o que se verifica dentro do forno.

Relativamente à fase de aquecimento, o processo é seguramente mais fácil daí a ausência de trabalhos publicados, pelo menos que se tenha conhecimento, sobre essa parte do processo de têmpera. Nesta fase o objectivo é aquecer, e manter durante um certo período de tempo, as peças a uma dada temperatura. A troca de calor por radiação já é significativa nesta fase sendo, aliás, o único modo de transferência envolvido para o aquecimento entre os 850 °C e os 1300 °C (Elkatatny et al., 2002), já que o azoto, gás normalmente usado nos aquecimentos abaixo dos 850 °C, é removido para patamares de temperatura superior aquela por recomendação dos fabricantes de fornos.

Mesmo na fase de aquecimento é de esperar grandes variações no coeficiente de convecção global. Macchion *et al.* (2006) constatarem variações da ordem dos 125% entre as várias peças a tratar. Como tal estudo foi realizado com todas as peças idênticas e uniformemente colocadas no forno, esta situação é muito distante daquilo que se passa na prática pelo que a ocorrência de variações superiores a 125% não será de admirar. Tal facto dever-se-á à não homogeneidade dos escoamento de gás, e da radiação incidente, entre as diversas peças a tratar, não só num tratamento específico como entre tratamentos já que a colocação/disposição das peças a tratar, e a respectiva geometria, dificilmente é a mesma. Este facto dá ao trabalho experimental uma relevância grande na obtenção, e avaliação da variabilidade, de valores experimentais de coeficientes de transferência de calor e que posteriormente poderão ser usado noutras ferramentas, como sejam as soluções analíticas e numéricas.

Com toda esta informação é possível verificar, como no caso presente, quais os tempos necessários para aquecer uma peça até uma dada temperatura na pior situação possível, que será também a de mais baixo coeficiente global de transferência de calor, e comparar com os valores usados actualmente, procurando-se assim otimizar o processo em causa actuando nas variáveis disponíveis como sejam o tempo, a temperatura dos vários estágios de aquecimento, a pressão do gás dentro do forno e a localização das peças no suporte, colocando as peças maciças em locais onde a transferência de calor seja mais intensa. O conhecimento dos coeficientes de transferência de calor pode ainda ser utilizado para a realização de previsões sobre o comportamento de peças semelhantes mas com dimensões distintas.

1.2. Tratamentos térmicos de matrizes em aço, caso da F. Ramada

1.2.1. A empresa

A F. Ramada, Aços e Indústrias SA é uma empresa sediada em Ovar mas também representada no litoral norte e centro de Portugal. A empresa actua nas seguintes áreas de negócio (<http://www.ramada.pt>):

- Comercialização de Aços;
- Produção de Aço estirado;
- Fabrico de Serras e Ferramentas;
- Realização de Tratamentos Térmicos;
- Comercialização de Ferramentas de Corte;

E lidera o mercado nacional em cinco 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.

1.2.2. Tratamento de matrizes de aço na F. Ramada

A F. Ramada tem uma elevada procura no tratamento térmico de peças de aço que são usadas em ferramentas. Entre essas peças também são tratadas matrizes, que permitem realizar a extrusão de perfis de alumínio com as mais diversas secções pretendidas pelos clientes. Como tal, normalmente, após maquinar as matrizes de aço com a geometria pretendida procede ao tratamento térmico de têmpera para conferir às matrizes, em forma de disco, as melhores propriedades para suportar as solicitações mecânicas a que vão ser sujeitas. A Figura 1.1 e a Figura 1.2 mostram o tipo de matriz prestes a ser tratada e o forno onde esse tratamento se efectua, respectivamente. A Figura 1.3 mostra o ciclo de têmpera a que são submetidas as matrizes. Como é visível, o aquecimento faz-se em 3 estágios e a temperatura de austenitização é 1020 °C. Até os 850 °C existe transferência de calor por convecção forçada e radiação. Para temperaturas superiores apenas há transferência de calor por radiação. É também importante salientar que existe uma variação da pressão do gás desde o início ao fim da têmpera. A primeira redução de pressão está associada com a remoção do ar que está dentro do forno. O posterior aumento da pressão é devido à injeção de azoto, gás usado no processo. Após a remoção do azoto durante o terceiro estágio de têmpera, este é novamente introduzido para posteriormente se proceder ao arrefecimento. Quanto maior a pressão maior é o coeficiente de convecção, daí ser usada uma pressão maior na fase de arrefecimento para garantir uma maior velocidade de arrefecimento.



Figura 1.1 - Matrizes de aço que vão ser temperadas



Figura 1.2 - Forno utilizado para efectuar a têmpera



Figura 1.3 - Ciclo de têmpera (temperatura e pressão)

A maior simplicidade de cálculo associada à modelização do tratamento térmico de uma carga de fieiras (geometrias mais simples e distribuição de peças pela carga com menor grau de variabilidade) levou a empresa a seleccionar este tipo de tratamento térmico para início do estudo do processo de têmpera. Dada a complexidade da tarefa optou-se por iniciar este estudo pela fase de aquecimento, com o intuito de otimizar os tempos de aquecimento, ficando a fase de arrefecimento para um trabalho posterior. Esta optimização reveste-se de bastante interesse visto que poderá originar uma redução dos consumos energéticos envolvidos.

1.3. Ferramentas de análise utilizadas

O processo de aquecimento por convecção/radiação no tratamento térmico de matrizes em aço é um processo de transferência de calor dependente do tempo. Durante esse aquecimento, a temperatura em cada ponto da matriz estará a aumentar, e este aumento vai permanecer até que seja alcançada uma distribuição de temperaturas uniforme. Desta forma, não desprezando os gradientes de temperatura, é possível utilizar soluções analíticas, obtidas pela integração da equação de conservação de energia, para calcular a dependência da temperatura no interior da matriz com a posição e o tempo (Incropera, 1996). Para além das soluções analíticas utilizadas para uma peça em forma de disco, caso presentemente em estudo, foram também implementadas num ficheiro Excel soluções analíticas para geometrias simples (paralelepípedo e esfera) para que a F. Ramada possa utilizar quando necessário. No ficheiro Excel apenas é necessário introduzir as dimensões da geometria a analisar, o coeficiente de convecção, as propriedades relevantes do material e seleccionar o ponto de análise. Uma vez concluído este procedimento e utilizando uma macro do Excel elaborada para o efeito, são obtidas as temperaturas ao longo do tempo no ponto de análise bem como a

temperatura média da peça ao longo do tempo. É importante salientar que apenas se pode analisar uma geometria de cada vez, isto é, não é possível fazer a análise simultânea de um disco e de um paralelepípedo, por exemplo.

O disco maciço, situação também frequente na prática, é o caso mais crítico em termos de tempo necessário para o aquecimento, pelo que será aquele que será estudado neste trabalho.

Para além de uma ferramenta de trabalho para a empresa F. Ramada as soluções analíticas vão também permitir, como veremos, estimar os coeficientes de convecção reais e permitir validar os métodos numéricos que posteriormente também serão utilizados para simular o aquecimento em situações mais próximas das reais, i.e., com temperaturas da parede do forno e, eventualmente a temperatura do gás, a variar no tempo e propriedades do aço a variar com a temperatura.

O estudo numérico irá ser efectuado com o auxílio do software Abaqus, que tem a vantagem de, para além de efectuar o cálculo térmico, permitir calcular as tensões mecânicas geradas na peça em virtude dos gradientes térmicos que se geram durante o aquecimento. Os dados sobre os coeficientes de convecção, obtidos experimentalmente, poderão ser usados posteriormente nas simulações numéricas.

Para que a temperatura do gás, necessária para o cálculo dos coeficientes de convecção experimentais, fosse medida com o menor erro possível, realizaram-se cálculos com o programa Engineering Equation Solver, EES, de forma a projectar um escudo de radiação que permitirá determinar a temperatura do gás, com recurso a um termopar, reduzindo ao mínimo o efeito da radiação que, pelo facto das paredes do forno estarem mais quentes que o gás, fará com que o termopar meça sistematicamente uma temperatura superior à do gás. Os resultados do referido programa permitiram ainda fazer uma estimativa do erro sistemático envolvido na medição da temperatura do gás por este processo e proceder à respectiva redução.

1.4. Organização da dissertação

Esta dissertação iniciar-se-á com um estudo analítico da transferência de calor em regime transiente em matrizes maciças de aço, apresentada no capítulo 2.

Posteriormente, no capítulo 3, apresentam-se os cálculos realizados para o projecto do escudo de radiação bem como os desenhos usados para a sua construção.

No capítulo 4 apresenta-se o trabalho de validação do método numérico e no capítulo 5 descreve-se a metodologia de ensaio de têmpera actualmente utilizada bem como se mostram os resultados do trabalho experimental realizado na F. Ramada, os coeficientes de convecção calculados com base nos referidos resultados e avalia-se o desempenho do modelo numérico na previsão dos resultados actuais.

No capítulo 6 são estudadas medidas destinadas a optimizar o processo de aquecimento da têmpera.

Finalmente, no capítulo 7, apresentam-se as conclusões e também sugestões para trabalhos futuros.

2. Soluções analíticas

As soluções analíticas expostas neste capítulo têm a finalidade de, inicialmente, permitir a determinação da dependência da temperatura no interior da matriz maciça com a posição e o tempo. Posteriormente, servirão para estimar os coeficientes de convecção reais e permitir validar os métodos numéricos.

Habitualmente, os problemas que envolvem transferência de calor em regime transiente são bi e mesmo tridimensionais. Porém, como veremos, a maior parte das soluções para este tipo de problemas pode ser obtida a partir de soluções unidimensionais (Incropera, 1996).

No presente estudo, pretende-se analisar a transferência de calor em regime transiente num disco maciço. Como a sua espessura e raio são comparáveis, a transferência de calor por condução será significativa nestas duas direcções. Neste caso, a solução bidimensional pode ser obtida pelo produto de duas soluções unidimensionais: parede plana e cilindro infinito (Incropera, 1996), ver Figura 2.1.

É importante referir que outras soluções bi e tridimensionais podem ser obtidas pelo produto de soluções unidimensionais, como está exposto na Figura 2.2.

Existem soluções analíticas exactas para problemas de condução transiente para várias geometrias como sejam a parede plana, o cilindro infinito e a esfera. Estas soluções têm a forma de uma série infinita e estão expostas nas próximas secções.

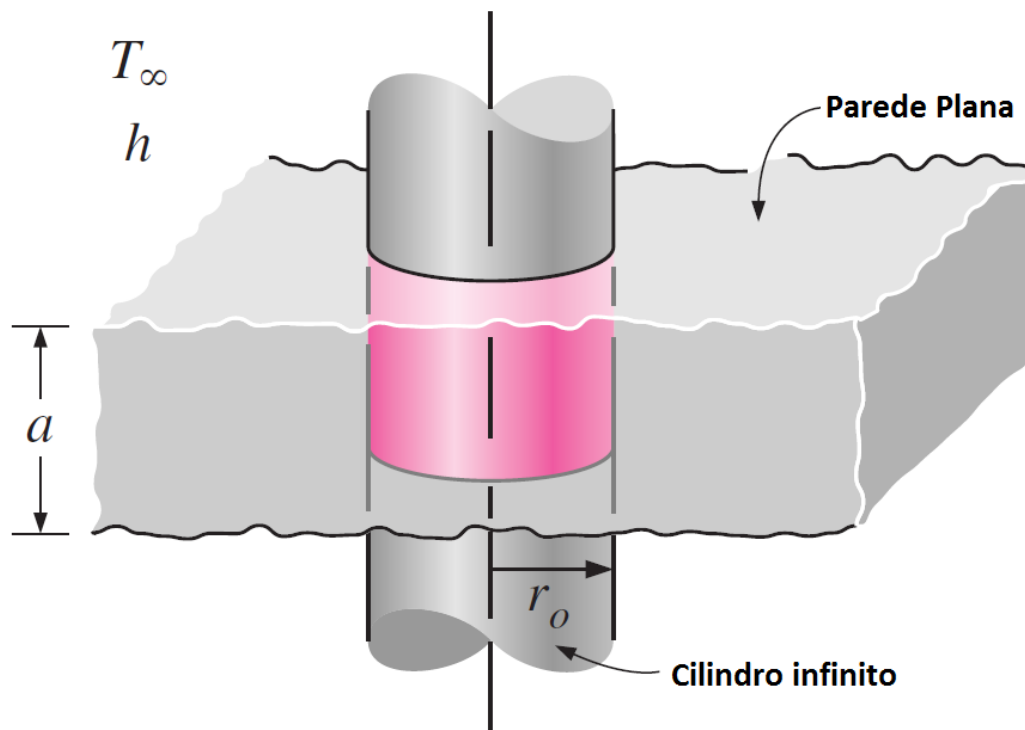


Figura 2.1 - Um disco com raio r_0 e espessura a resulta da intersecção de um cilindro infinito com raio r_0 e uma parede plana com espessura a . (Figura adaptada de (Cengel, 2008))

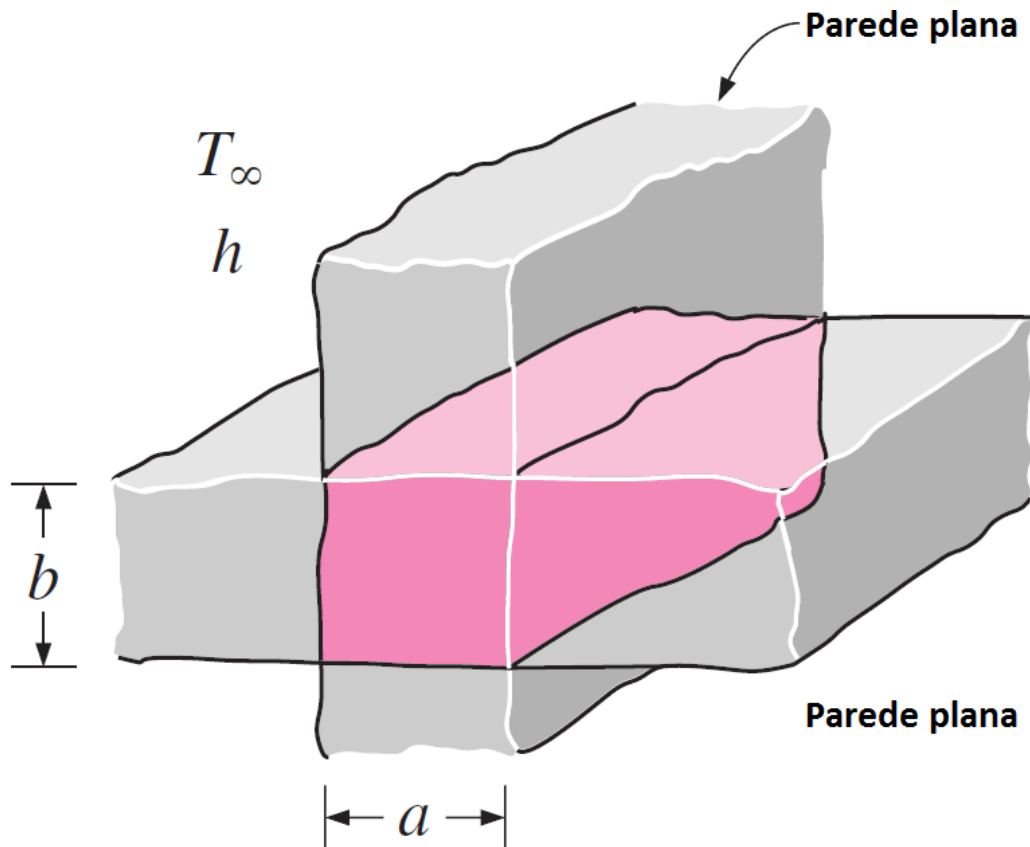


Figura 2.2 - Uma barra infinita de secção rectangular $a \times b$ resulta da intersecção de duas paredes planas de espessuras a e b . (Figura adaptada de (Cengel, 2008))

2.1. Parede plana

Considerando a parede plana com espessura $2L$, ver Figura 2.3, se a espessura for pequena quando comparada à largura e à altura da parede, é razoável supor que a condução ocorra exclusivamente na direcção x .

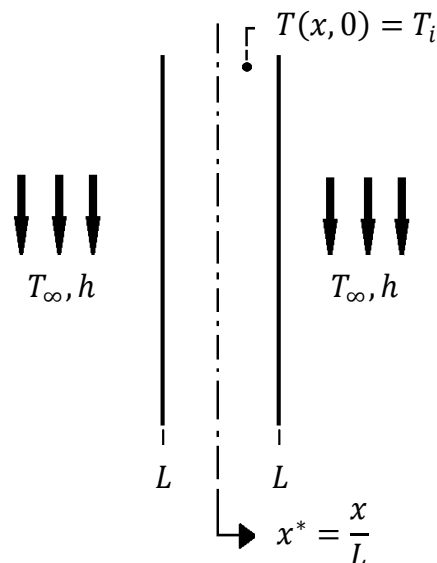


Figura 2.3 - Sistema unidimensional com uma temperatura inicial uniforme submetido subitamente a condições convectivas: parede plana

Se a parede se encontra inicialmente a uma temperatura uniforme, $T(x, 0) = T_i$, e é subitamente imersa num fluido com temperatura T_∞ , diferente da temperatura inicial da parede e com um coeficiente de convecção h , as temperaturas resultantes podem ser obtidas através da solução da equação de energia adimensional (2.1) sujeita às condições dadas pelas equações (2.2) a (2.4) (Incropera, 1996).

$$\frac{\partial^2 \theta^*}{\partial x^{*2}} = \frac{\partial \theta^*}{\partial Fo} \quad (2.1)$$

$$\theta^*(x^*, 0) = 1 \quad (2.2)$$

$$\left. \frac{\partial \theta^*}{\partial x^*} \right|_{x^*=0} = 0 \quad (2.3)$$

$$\left. \frac{\partial \theta^*}{\partial x^*} \right|_{x^*=1} = -Bi \cdot \theta^*(1, t^*) \quad (2.4)$$

onde

$$\theta^* \equiv \frac{\theta}{\theta_i} = \frac{T - T_\infty}{T_i - T_\infty} \quad (2.5)$$

é a forma adimensional da temperatura: quociente entre a diferença de temperaturas e a máxima diferença de temperaturas possível. Consequentemente, deve estar no intervalo $0 \leq \theta^* \leq 1$. A coordenada espacial adimensional pode ser definida como

$$x^* \equiv \frac{x}{L} \quad (2.6)$$

onde L é metade da espessura da parede plana, Figura 2.3. O tempo adimensional pode ser definido como

$$t^* \equiv \frac{\alpha t}{L^2} \equiv Fo \quad (2.7)$$

onde t^* é equivalente ao número de Fourier que representa o quociente entre a taxa de calor transferida por condução e a taxa de calor armazenada, $(kAdT/dx)/(\rho V c_p dT/dt) \propto (kL^2 \Delta T/L)/(\rho L^3 c_p \Delta T/t) = Fo$, sendo α a difusividade térmica que é definida como

$$\alpha = \frac{k}{\rho c_p} \quad (2.8)$$

onde k é a condutividade térmica, ρ é a massa volúmica e c_p é o calor específico do corpo.

O número de Biot, $Bi = hL/k$, representa a relação entre a resistência interna do corpo à condução de calor e a resistência externa à transferência de calor por convecção.

As equações adimensionalizadas são obtidas pela substituição das definições representadas pelas equações (2.5) a (2.7) nas equações dimensionais (2.9) a (2.12).

Equação de conservação de energia num sólido sem geração interna de calor:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.9)$$

Condição inicial:

$$T(x, 0) = T_i \quad (2.10)$$

Condições de fronteira:

$$\left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=0} = 0 \quad (2.11)$$

$$-k \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=L} = h[T(L, t) - T_\infty] \quad (2.12)$$

Como as condições fronteira nas superfícies em $x^* = \pm 1$ são as mesmas, a distribuição de temperaturas em qualquer instante tem que ser simétrica em relação ao plano central ($x^* = 0$). A solução exacta para esse problema tem a seguinte forma (Incropera, 1996)

$$\theta_{pp}^* = \sum_{n=1}^{\infty} C_n \cdot \exp(-\zeta_n^2 \cdot Fo) \cdot \cos(\zeta_n \cdot x^*) \quad (2.13)$$

onde $Fo = \alpha t / L^2$, o coeficiente C_n é dado por

$$C_n = \frac{4 \operatorname{sen}(\zeta_n)}{2\zeta_n + \operatorname{sen}(2\zeta_n)} \quad (2.14)$$

e os valores discretos (valores próprios) de ζ_n são raízes positivas da equação transcendental

$$\zeta_n \tan(\zeta_n) = Bi \quad (2.15)$$

O conhecimento da energia total que deixou (ou entrou) numa parede plana até um dado tempo t num processo transiente é essencial. Desta forma, a exigência de conservação de energia pode ser aplicada no intervalo de tempo delimitado pela condição inicial ($t = 0$) e por qualquer tempo $t > 0$

$$E_{ent} - E_{sai} = \Delta E_{acu} \quad (2.16)$$

Igualando a quantidade de energia transferida a partir da parede, Q , a E_{sai} e estabelecendo $E_{ent} = 0$ e $\Delta E_{acu} = E(t) - E(0)$, segue-se que

$$Q = -[E(t) - E(0)] \quad (2.17)$$

ou

$$Q = - \int_V \rho c_p [T(x, t) - T_i] dV \quad (2.18)$$

onde a integração é efectuada em todo o volume do corpo. É conveniente adimensionalizar esse resultado com a introdução da grandeza

$$Q_0 = \rho c_p V (T_i - T_\infty) \quad (2.19)$$

que pode ser interpretada como a energia transferida de ou para o corpo, quando este é sujeito à variação máxima de temperatura $T_i - T_\infty$. Ela é pois a quantidade máxima de transferência de energia que poderia ocorrer se o processo se estendesse até $t = \infty$. Dessa forma, supondo propriedades constantes, a razão entre a quantidade total de energia transferida a partir da parede ao longo do tempo t e a transferência máxima possível é

$$\frac{Q}{Q_0} = \int \frac{-[T(x, t) - T_i]}{T_i - T_\infty} \frac{dV}{V} = \frac{1}{V} \int (1 - \theta^*) dV \quad (2.20)$$

Utilizando a solução exacta da distribuição de temperaturas para a parede plana, equação (2.13), a integração especificada na equação (2.20) pode ser efectuada, obtendo-se a seguinte expressão

$$\left(\frac{Q}{Q_0}\right)_{pp} = 1 - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\text{sen}(\zeta_n)}{\zeta_n} \cdot C_n \exp(-\zeta_n^2 \cdot Fo) \quad (2.21)$$

2.2. Cilindro de comprimento infinito e esfera

Para um cilindro de comprimento infinito, ou uma esfera, com raio r_0 , ver Figura 2.4, que está inicialmente a uma temperatura uniforme e é sujeita a troca de calor por convecção na superfície no instante $t = 0$, existem também soluções exactas na forma de série infinita para a dependência temporal da distribuição radial de temperaturas. O cilindro infinito é uma idealização que permite a adopção da hipótese de condução unidimensional na direcção radial. Ela é uma aproximação razoável para cilindros com $L/r_0 > 10$ (Incropera, 1996).

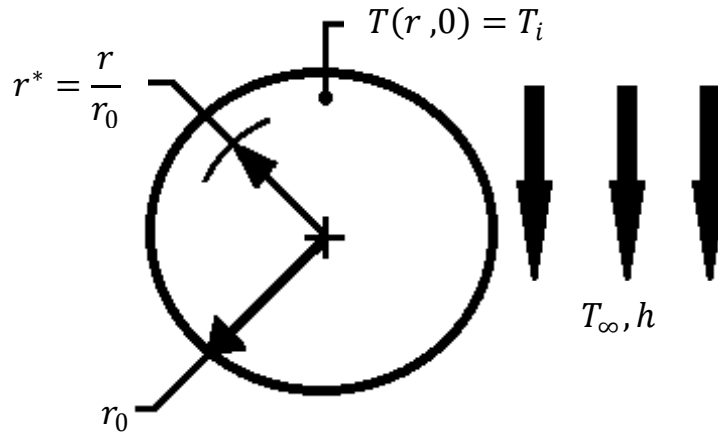


Figura 2.4 - Sistema unidimensional com uma temperatura inicial uniforme submetido subitamente a condições convectivas: Cilindro infinito ou esfera

Para uma temperatura inicial uniforme e condições fronteira com troca de calor por convecção, as soluções analíticas são apresentadas a seguir (Incropera, 1996).

Cilindro infinito: Na forma adimensional, a distribuição de temperaturas é dada por

$$\theta_{ci}^* = \sum_{n=1}^{\infty} C_n \cdot \exp(-\zeta_n^2 \cdot Fo) \cdot J_0(\zeta_n \cdot r^*) \quad (2.22)$$

onde $Fo = \alpha t / r_0^2$, e C_n é dado pela seguinte expressão,

$$C_n = \frac{2}{\zeta_n} \frac{J_1(\zeta_n)}{J_0^2(\zeta_n) + J_1^2(\zeta_n)} \quad (2.23)$$

os valores discretos de ζ_n são as raízes positivas da equação transcendental

$$\zeta_n \frac{J_1(\zeta_n)}{J_0(\zeta_n)} = Bi \quad (2.24)$$

onde $Bi = hr_0/k$. As grandezas J_1 e J_0 são as funções de Bessel de primeira espécie.

Esfera: Analogamente, para a esfera

$$\theta_{esf}^* = \sum_{n=1}^{\infty} C_n \cdot \exp(-\zeta_n^2 \cdot Fo) \cdot \frac{1}{\zeta_n r^*} \text{sen}(\zeta_n \cdot r^*) \quad (2.25)$$

onde $Fo = \alpha t/r_0^2$, e C_n é dado pela seguinte expressão,

$$C_n = \frac{4[\text{sen}(\zeta_n) - \zeta_n \cos(\zeta_n)]}{2\zeta_n - \text{sen}(2\zeta_n)} \quad (2.26)$$

os valores discretos de ζ_n são raízes positivas da equação transcendental

$$1 - \zeta_n \cot(\zeta_n) = Bi \quad (2.27)$$

onde $Bi = hr_0/k$.

Tal como para a parede plana, o conhecimento da energia total transferida a partir de um cilindro infinito ou de uma esfera ao longo do tempo t é importante. Assim, efectuando um balanço de energia semelhante ao da parede plana, utilizando as soluções exactas, (2.22) e (2.25), e introduzindo Q_0 a partir da equação (2.19), os resultados são:

Cilindro infinito

$$\left(\frac{Q}{Q_0}\right)_{ci} = 1 - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2 \cdot J_1(\zeta_n)}{\zeta_n} \cdot C_n \exp(-\zeta_n^2 \cdot Fo) \quad (2.28)$$

Esfera

$$\left(\frac{Q}{Q_0}\right)_{esf} = 1 - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{3 \cdot C_n \exp(-\zeta_n^2 \cdot Fo)}{\zeta_n^3} \cdot [\text{sen}(\zeta_n) - \zeta_n \cos(\zeta_n)] \quad (2.29)$$

2.3. Determinação da temperatura num disco

Como referido no início deste capítulo, a solução bidimensional da transferência de calor em regime transiente num disco maciço pode ser obtida pelo produto de duas soluções analíticas unidimensionais. Desta forma, a multiplicação da equação (2.13) pela equação (2.22), equação (2.30), permite obter a evolução da temperatura instantânea com o tempo num determinado ponto do disco.

$$\theta^* = \theta_{pp}^* \times \theta_{ci}^* = \frac{T - T_\infty}{T_i - T_\infty} \quad (2.30)$$

Após o conhecimento da energia total transferida nas diversas geometrias, é possível determinar a temperatura média do corpo em cada instante. Tendo em conta que Q_0 pode ser obtido pela equação (2.19) e que Q , para um volume conhecido, pode ser determinado por

$$Q = -\rho c_p V (\bar{T} - T_i) \quad (2.31)$$

a temperatura média, $\bar{T}$, pode então ser obtida com recurso à equação (2.32)

$$\frac{Q}{Q_0} = \frac{\bar{T} - T_i}{T_\infty - T_i} \quad (2.32)$$

A equação (2.32) permite então obter a temperatura média $\bar{T}$ em cada instante para qualquer uma das três geometrias referidas anteriormente, ou seja, apenas permite a obtenção da distribuição da temperatura média para problemas unidimensionais.

Contudo, a determinação da energia total transferida a partir de geometrias multidimensionais também pode ser obtida utilizando valores unidimensionais.

No presente caso, estudo de um disco maciço de aço, sabendo que tal geometria pode ser obtida pela intersecção de um cilindro infinito e de uma placa plana, Figura 2.1, a determinação da temperatura média do disco pode ser obtida com recurso à equação (2.33) Cengel (2008).

$$\frac{Q}{Q_0} = \left(\frac{Q}{Q_0}\right)_{pp} + \left(\frac{Q}{Q_0}\right)_{ci} - \left(\frac{Q}{Q_0}\right)_{pp} \cdot \left(\frac{Q}{Q_0}\right)_{ci} = \frac{\bar{T} - T_i}{T_\infty - T_i} \quad (2.33)$$

2.4. Estudo da influência do número de raízes no resultado

O primeiro estudo a ser efectuado neste capítulo foi na análise do número de termos que deveria ter a solução em série infinita para proporcionar resultados fiáveis. Desta forma, foram utilizados os primeiros 30, 20 e 10 termos da série para tempos discretos entre 10 segundos e 5550 segundos (com incrementos de 20 segundos entre cada tempo). Este estudo foi efectuado em quatro pontos diferentes do disco, ver Figura 2.5. Para além de se estudar o efeito do número de raízes na temperatura de diferentes pontos do disco também se estudaram as variações das condições exteriores e a sua influência no número de raízes necessárias, mais concretamente, foi estudada a influência do coeficiente de convecção (150 e $350 \text{ W/(m}^2\cdot\text{K)}$) bem como da temperatura do forno (293 , 650 e $850 \text{ }^\circ\text{C}$). Finalmente, foi também estudada a influência do número de raízes na evolução da temperatura média.

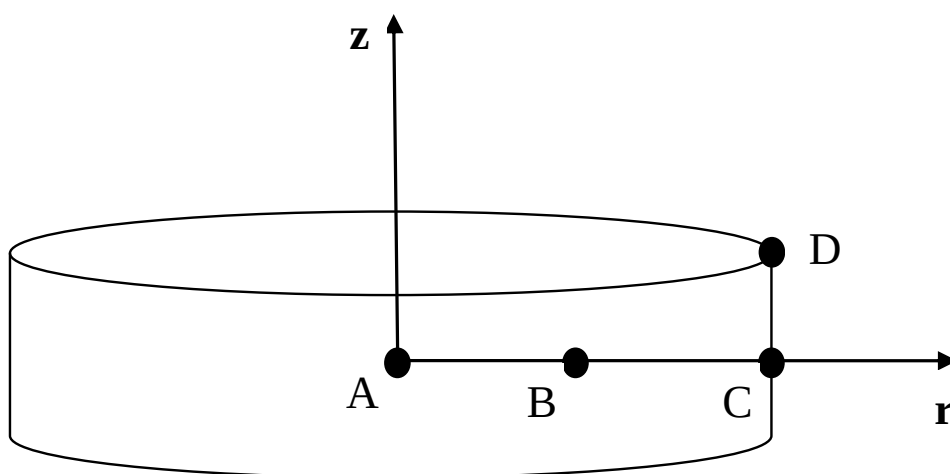


Figura 2.5 - Exemplo do disco em estudo e localização dos pontos que vão ser analisados

Tanto para o estudo da sensibilidade ao número de raízes da temperatura média como para o estudo da sensibilidade ao número de raízes da temperatura instantânea num dado ponto se verificou que o instante inicial (10 segundos) é o mais sensível ao número de termos utilizados, razão pela qual foi o único estudado.

Perante este estudo detalhado chegou-se a uma conclusão interessante. Utilizando os primeiros 20 termos da série infinita obtêm-se soluções com a mesma utilidade do que se forem utilizados os primeiros 30 termos. O estudo efectuado sobre o número de raízes utilizadas permitiu verificar que o erro existente, no caso em análise, por se utilizarem os primeiros 20 termos da série em vez de os primeiros 30 termos é nulo, admitindo como correcta a solução para 30 raízes. Em relação à utilização de 10 raízes verificou-se que, o erro máximo obtido por se utilizarem os primeiros 10 termos da série em vez de os primeiros 30 termos foi de 10 %.

Com este estudo foi também possível analisar em que local da peça existe uma maior influência do número de raízes utilizadas. A influência do número de raízes utilizadas é mais notória quando se estudam os vários pontos do disco. Verificou-se então que a evolução da temperatura com o tempo do ponto D é a mais influenciada pelo número de raízes utilizada. A análise da distribuição temporal de temperaturas neste ponto com a utilização dos primeiros 10 termos ao invés dos primeiros 30 termos leva a um erro máximo de 10 %. Nos restantes

pontos a influência do número de raízes utilizadas já não é tão significativa. A utilização dos primeiros 10 termos ao invés dos primeiros 30 termos no cálculo da distribuição temporal de temperaturas nesses pontos leva a um erro máximo de 0,4 %. Esta avaliação dos erros foi determinada para um coeficiente de convecção de $350 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$. Isto é importante referir pois o coeficiente de convecção também influencia o número mínimo de raízes a utilizar, isto é, a presença de um coeficiente de convecção mais elevado necessita de maior número de raízes do que um coeficiente de convecção mais baixo para possuírem o mesmo erro na distribuição temporal de temperaturas. Por exemplo, para um mesmo ponto, a utilização dos primeiros 10 termos ao invés dos primeiros 30 termos para um coeficiente de convecção de $350 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ leva a um erro máximo na distribuição temporal da temperatura de 10 % enquanto que, para um coeficiente de convecção de $150 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ em que se utilizaram os primeiros 10 termos ao invés dos primeiros 30 termos se obtém um erro máximo na distribuição temporal da temperatura de 4,5 %.

Em relação à temperatura do forno, verificou-se que esta em nada influenciava o número de termos utilizados. Para um determinado coeficiente de convecção e um dado ponto, a mudança da temperatura do forno leva a iguais erros para o mesmo número de raízes.

A influência do número de raízes na evolução temporal da temperatura média é, como se esperava, reduzida. O erro existente devido à utilização dos primeiros 20 termos ao invés dos primeiros 30 termos é novamente nulo. A utilização dos primeiros 10 termos ao invés dos primeiros 30 termos leva a um erro máximo de $4,1 \times 10^{-6} \%$, para um coeficiente de convecção de $350 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ e para o coeficiente de $150 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ o erro é de $1,7 \times 10^{-6} \%$, ou seja, 10 raízes é um valor adequado para analisar a evolução da temperatura média. Estes erros mantêm-se se for mudada a temperatura do forno.

Neste caso pretende-se estudar com rigor todo o tempo de aquecimento, mas caso se pretendesse desprezar os tempos iniciais, mais propriamente, para $Fo > 0,2$, esta série poderia ser aproximada por um único termo (o primeiro termo da série). A utilização de um número elevado de raízes é importante quando o objectivo for estudar os primeiros instantes de aquecimento.

É também importante salientar que as raízes utilizadas nas soluções analíticas das diversas geometrias foram obtidas através de um processo iterativo realizado na folha de cálculo Excel.

2.5. Análise de soluções analíticas no caso de um disco em aquecimento

O estudo da influência do coeficiente de convecção e da temperatura do forno na evolução da temperatura que o disco adquire ao longo do tempo, foi realizado utilizando as seguintes propriedades para o aço, Tabela 2.1:

Tabela 2.1 - Propriedades térmicas

Condutividade térmica (k)	36,8 W/(m°C)
Calor específico (c_p)	460 J/(kg°C)
Massa volúmica (ρ)	7700 kg/m ³
Difusividade térmica (α)	1,6 x 10 ⁻⁵ m ² /s

A temperatura a que o disco está inicialmente é de 25 °C e as suas dimensões são: 230 mm de diâmetro e espessura de 95 mm. Tal como já anteriormente referido, foram analisados 4 pontos do disco. A Figura 2.5 elucida os pontos em análise e a Tabela 2.2 refere as coordenadas desses pontos no referencial da mesma figura.

Tabela 2.2 - Coordenadas dos pontos da Figura 2.5.

	Eixo r [mm]	Eixo z [mm]
Ponto A	0	0
Ponto B	57,5	0
Ponto C	115	0
Ponto D	115	47,5

Neste estudo sobre o disco, foi analisada a evolução da temperatura em cada um dos quatro pontos com a variação da temperatura do forno e do coeficiente de convecção. Foi também efectuado o estudo da evolução da temperatura média do disco com a variação do coeficiente de convecção, h , e da temperatura do forno, T_∞ . Este estudo bem como os respectivos resultados são apresentados seguidamente.

2.5.1. Resultados das soluções analíticas

Para um coeficiente de convecção de $350 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ e uma temperatura do forno, T_∞ , de 850°C , obtém-se a seguinte distribuição de temperaturas patente na Figura 2.6.

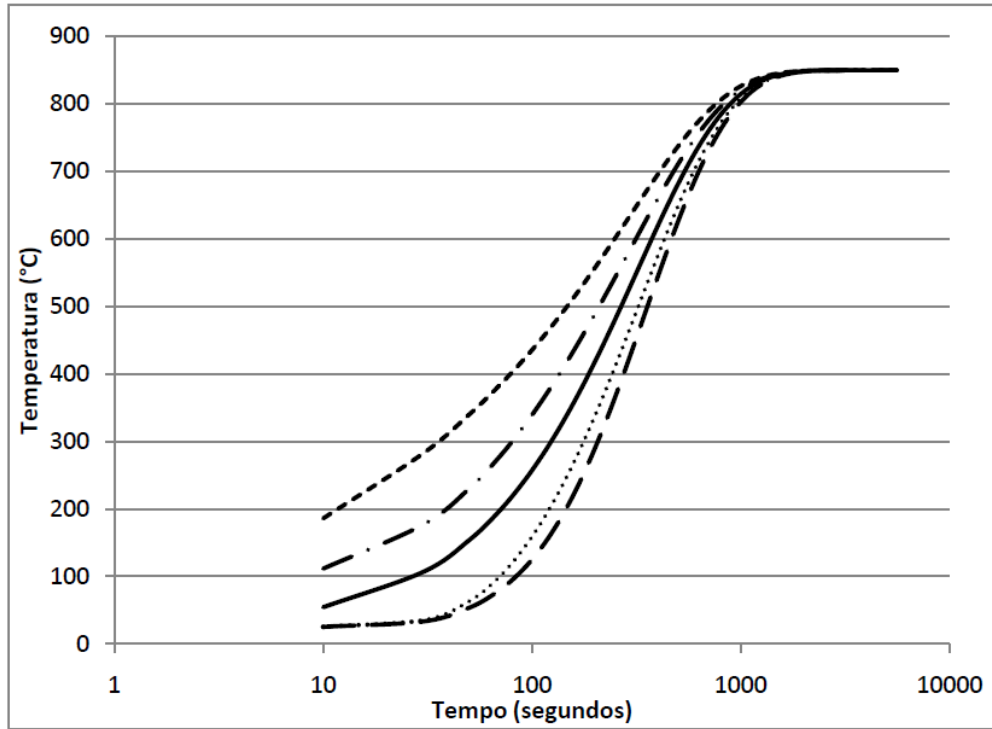


Figura 2.6 – Evolução da temperatura média do disco e da temperatura nos pontos em análise em função do tempo com a temperatura do forno de 850°C e um coeficiente de convecção de $350 \text{ W}/\text{m}^2 \cdot ^\circ \text{C}$. Linha — Temperatura média, — — ponto A, ... ponto B, — · — ponto C, - - - ponto D.

Na Figura 2.6 mostra-se a evolução da temperatura com o tempo para cada um dos quatro pontos do disco bem como da correspondente temperatura média. Verifica-se que a evolução da temperatura do ponto A e do ponto B são bastante semelhantes. Já o ponto C e D têm uma evolução muito mais rápida, sendo o último, o ponto que atinge mais rapidamente a temperatura do forno, tal como era de esperar pois é ponto que se encontra mais afastado do centro e que está mais exposto à transferência de calor. A temperatura média do disco apresenta uma evolução mais rápida que os pontos A e B mas mais lenta que os pontos C e D.

A Figura 2.7 e Figura 2.8 mostram a evolução temporal da temperatura para condições de temperatura de forno de 650°C e coeficiente de convecção de $150 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$, e temperatura de forno de 293°C e coeficiente de convecção de $350 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$, respectivamente. Nestas figuras pretende-se mostrar a evolução temporal da temperatura para situações em que o coeficiente de convecção é distinto mas o produto $h(T_\infty - T_i)$ é o mesmo. Isto é, sabendo que o calor transferido para o disco nos instantes iniciais, quando a temperatura do forno é 650°C e o coeficiente de convecção é $150 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$, é de

$$Q = h_1(T_{\infty,1} - T_i) = 150 \times (650 - 25) \quad (2.34)$$

e igualando a equação anterior a

$$150 \times (650 - 25) = h_2(T_{\infty,2} - T_i) \quad (2.35)$$

é possível calcular h_2 ou $T_{\infty,2}$ de forma a comparar a evolução temporal da temperatura de um caso em que o coeficiente de convecção é $150 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ e a temperatura do forno é 650°C com outro caso em que o coeficiente de convecção é h_2 e a temperatura do forno é $T_{\infty,2}$ mantendo-se constante a potência calorífica fornecida no instante $t = 0$. Desta forma, fazendo $h_2 = 350 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$, obtém-se

$$150 \times (650 - 25) = 350(T_{\infty,2} - 25) \quad (2.36)$$

$$\Leftrightarrow T_{\infty,2} = 293^\circ\text{C} \quad (2.37)$$

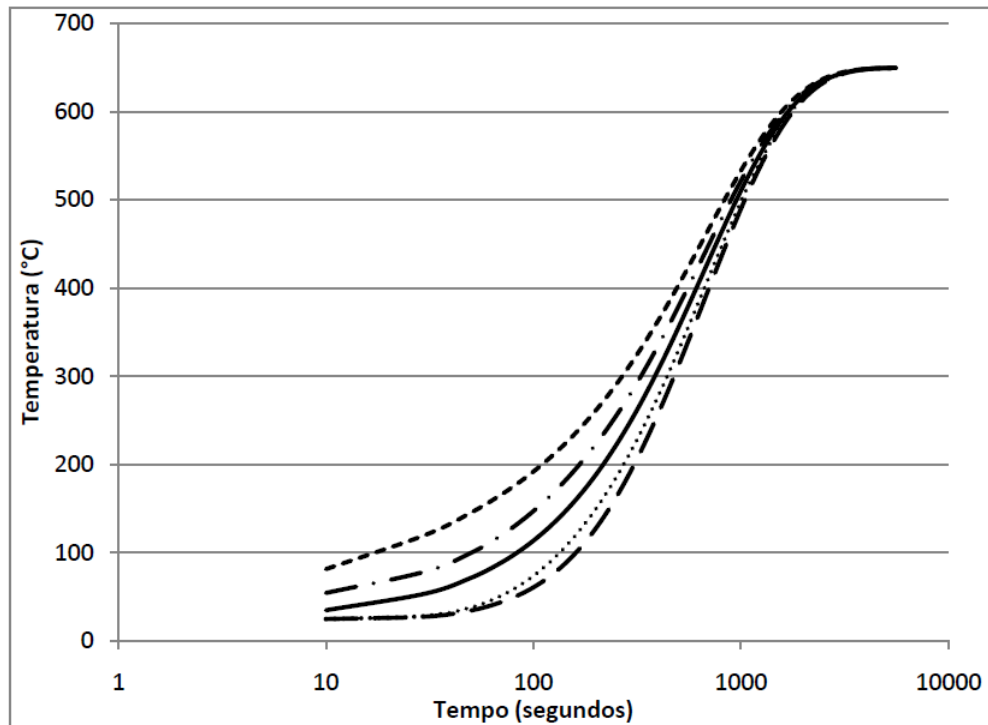


Figura 2.7 - Evolução da temperatura média do disco e da temperatura nos pontos em análise em função do tempo com a temperatura do forno de 650°C e um coeficiente de convecção de $150 \text{ W}/\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$. Linha — Temperatura média, — — ponto A, ... ponto B, — · — ponto C, - - - ponto D.

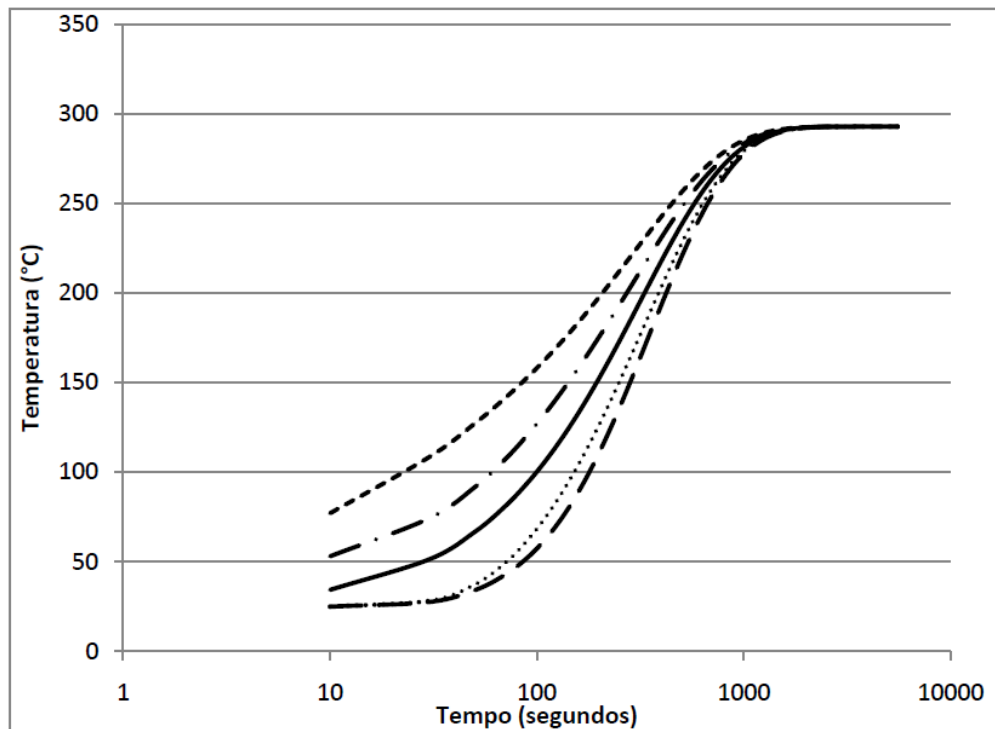


Figura 2.8 - Evolução da temperatura média do disco e da temperatura nos pontos em análise em função do tempo com a temperatura do forno de 293 °C e um coeficiente de convecção de 350 W/m²·°C. Linha — Temperatura média, — — ponto A, ... ponto B, — · — ponto C, - - - ponto D.

A análise da Figura 2.7 e da Figura 2.8 permite concluir que, apesar de o calor no instante inicial transferido para o disco ser o mesmo em ambos os casos, um coeficiente de convecção maior leva a um aquecimento mais rápido do disco.

A Figura 2.9 mostra a influência do coeficiente de convecção na temperatura média do disco. A análise da figura permite verificar que um coeficiente de convecção maior promove um aquecimento mais rápido do disco permitindo atingir a temperatura do forno mais cedo do que no caso do coeficiente de convecção for menor, como aliás seria de esperar.

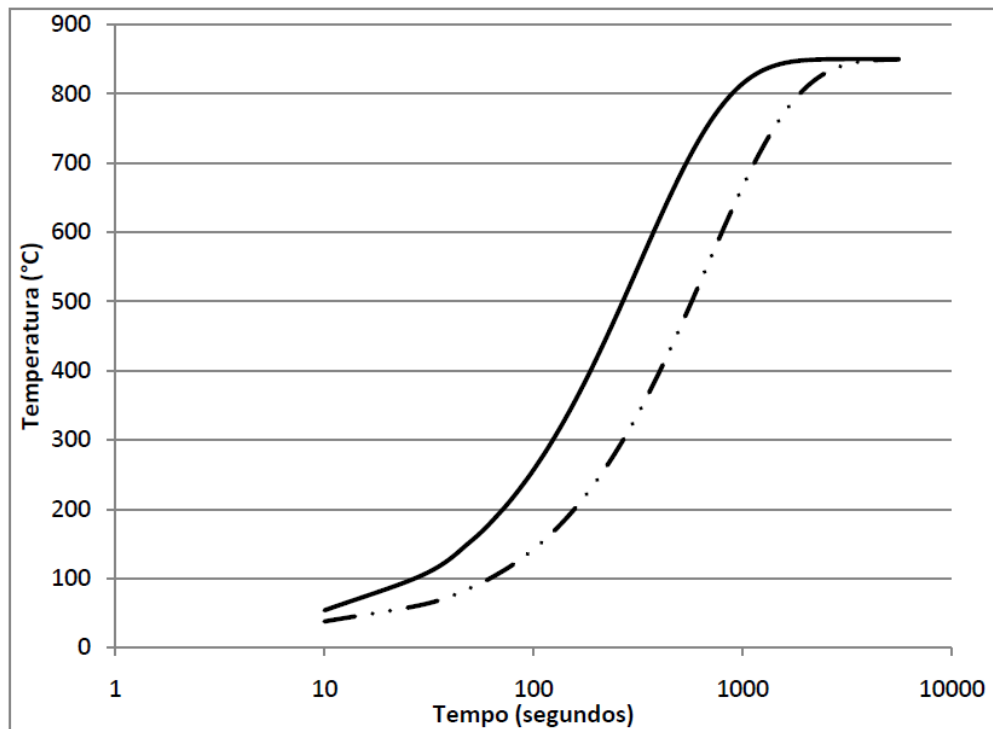


Figura 2.9 - Distribuição temporal da temperatura média do disco para uma temperatura do forno de 850 °C e para coeficientes de convecção de 150 W/m²·°C e de 350 W/m²·°C. Linha — · · — $h=150 \text{ W/m}^2\cdot^\circ\text{C}$, — $h=350 \text{ W/m}^2\cdot^\circ\text{C}$.

A Figura 2.10 e a Figura 2.11 mostram a influência da temperatura do forno na distribuição temporal da temperatura média do disco. A Figura 2.10 é para um coeficiente de convecção de 150 W/(m²·K) e a Figura 2.11 é para um coeficiente de convecção de 350 W/(m²·K).

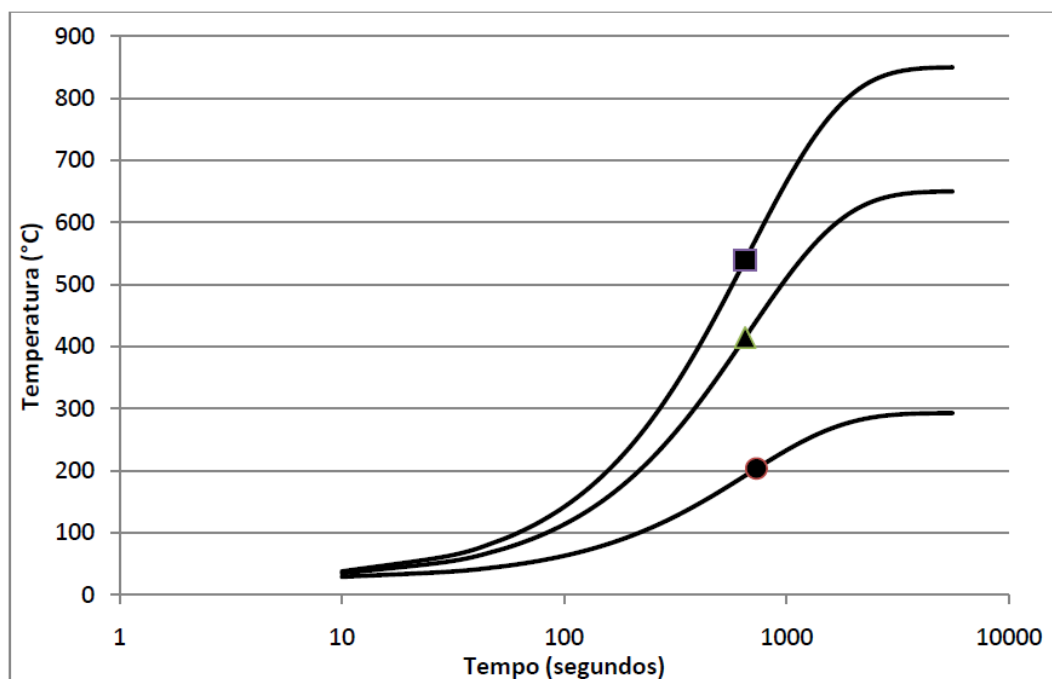


Figura 2.10 - Distribuição temporal da temperatura média do disco para um coeficiente de convecção de 150 W/m²·°C e para temperaturas do forno de 850 °C, 650 °C e 293 °C. Linha —●— $T_\infty=293 \text{ }^\circ\text{C}$, —▲— $T_\infty=650 \text{ }^\circ\text{C}$, —■— $T_\infty=850 \text{ }^\circ\text{C}$.

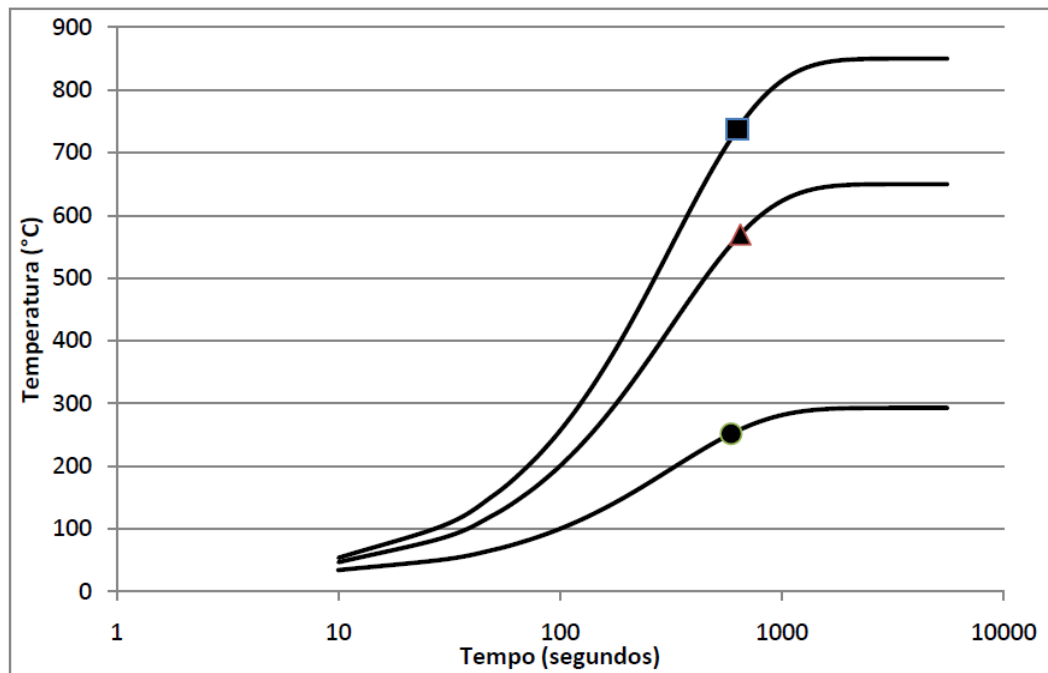


Figura 2.11 - Distribuição temporal da temperatura média do disco para um coeficiente de convecção de $350 \text{ W/m}^2\cdot^{\circ}\text{C}$ e para temperaturas do forno de 850°C , 650°C e 293°C . Linha —●— $T_{\infty}=293^{\circ}\text{C}$, —▲— $T_{\infty}=650^{\circ}\text{C}$, —■— $T_{\infty}=850^{\circ}\text{C}$.

A análise das Figura 2.10 e Figura 2.11 mostra, para além da diminuição do tempo de aquecimento com o aumento de h , que o aumento da temperatura do forno, para o mesmo h , causa um aumento do gradiente de temperatura, dT/dt , do disco, mas não altera o tempo necessário para atingir a temperatura final, independentemente de qual seja o seu valor. A temperatura de aquecimento é mais elevada mas a temperatura final também. Obviamente o tempo para a temperatura média atingir 293°C é muito mais rápido se a temperatura do forno estiver a 850°C do que se estiver a 293°C , algo que poderá ser usado para diminuir o tempo de aquecimento do disco, conforme será discutido na secção 2.5.3. Aparentemente, o tempo de aquecimento médio do disco só irá depender da constante de tempo do sistema, algo que se irá averiguar na próxima secção.

Na Figura 2.12, compara-se a evolução da temperatura média do disco com a temperatura num ponto situado no plano de simetria $(0,r)$ e permite tirar uma conclusão importante. Ao se estudar a evolução temporal do ponto do disco com coordenadas: $z = 0 \text{ m}$ e $r = 0,1 \text{ m}$, $r/R = 0,870$, está-se simultaneamente a estudar a evolução da temperatura média do disco com o tempo, para as mesmas condições. Visto que as duas curvas correspondentes à temperatura média e à temperatura instantânea possuem um comportamento temporal semelhante pode, em termos práticos, obter-se uma vantagem, isto é, fazendo-se medições de temperatura em função do tempo naquele ponto está-se também a analisar a evolução da temperatura média do disco com o tempo.

Para além da temperatura do forno e das condições convectivas estudadas na Figura 2.12, foram estudadas outras condições para se analisar qual o ponto do disco que tinha uma evolução temporal mais próxima da temperatura média. Verificou-se que o mesmo ponto, de coordenadas: $z = 0 \text{ m}$ e $r = 0,1 \text{ m}$, $r/R = 0,870$, é o ponto que continua a exibir uma evolução da temperatura mais próxima da evolução da temperatura média do disco para outras situações de coeficiente de convecção e de temperatura do forno.

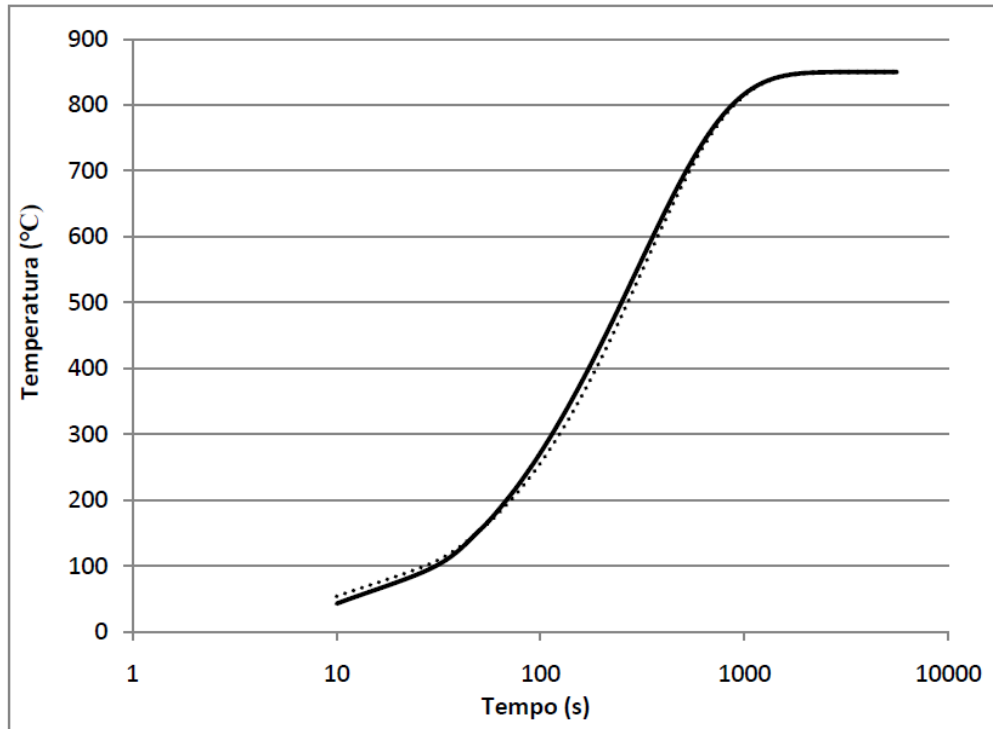


Figura 2.12 - Distribuição temporal da temperatura média do disco e da temperatura instantânea no ponto de coordenadas: $z = 0$ e $r = 0,1$ m, $r/R = 0,870$, com a temperatura do forno de 850 °C e um coeficiente de convecção de 350 W/m²·°C. Linha — Temperatura média, ... ponto do disco de coordenadas: $z = 0$ e $r = 0,1$ m.

2.5.2. Análise complementar à evolução temporal da temperatura média do disco

O método do sistema global pressupõe que quando a resistência interna de condução é muito inferior à resistência externa de convecção, número de Biot menor que $0,1$ Incropera, (1996), é possível admitir que a temperatura do corpo é uniforme em todo ele e só varie no tempo. Obviamente esta situação não se aplica ao caso em estudo mas o tempo de resposta deste sistema mais simples, muito fácil de calcular, pode ser comparado com o obtido para o caso do disco em estudo. Algo que será realizado nesta secção.

Para um corpo cuja evolução da temperatura pode ser aproximada pelo sistema global, a constante de tempo correspondente, τ , é dada pela expressão

$$\tau = \frac{\rho V c_p}{h A_s} \quad (2.38)$$

onde, V é o volume do disco e A_s é a área superficial do disco em contacto com o fluído envolvente. Sendo a equação da temperatura em função do tempo dada por

$$\frac{T - T_\infty}{T_i - T_\infty} = e^{(-t/\tau)} \quad (2.39)$$

Quando $\frac{T - T_\infty}{T_i - T_\infty} = 0,01$ o quociente t/τ é igual a $4,61$, ou seja, é necessário aguardar o equivalente a $4,6$ constantes de tempo para o sistema ficar a 1% do resultado final.

Na Tabela 2.3 mostra-se, para os vários casos estudados, o tempo real, $t_{99\%}$, necessário para que o quociente $\frac{\bar{T}-T_{\infty}}{T_i-T_{\infty}}$ alcance o valor de 0,01 sendo $\bar{T}$ a temperatura média do disco, a constante de tempo correspondente, τ , de um sistema de primeira ordem bem como se apresenta o quociente $t_{99\%}/\tau$ correspondente, que teria de ter o valor de 4,61 caso fosse válida a aproximação de sistema global.

Tabela 2.3 - Tempo para a temperatura média do disco atingir 99% da resposta

			$t_{99\%}$ (s)	τ (s)	$t_{99\%}/\tau$
$h = 50 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$	$Bi = 0,035$	$T_{\infty} = 850 \text{ }^{\circ}\text{C}$	8730	1843	4,74
		$T_{\infty} = 650 \text{ }^{\circ}\text{C}$	8730	1843	4,74
		$T_{\infty} = 293 \text{ }^{\circ}\text{C}$	8730	1843	4,74
$h = 150 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$	$Bi = 0,106$	$T_{\infty} = 850 \text{ }^{\circ}\text{C}$	3077	614	5,01
		$T_{\infty} = 650 \text{ }^{\circ}\text{C}$	3077	614	5,01
		$T_{\infty} = 293 \text{ }^{\circ}\text{C}$	3077	614	5,01
$h = 250 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$	$Bi = 0,177$	$T_{\infty} = 850 \text{ }^{\circ}\text{C}$	1951	369	5,29
		$T_{\infty} = 650 \text{ }^{\circ}\text{C}$	1951	369	5,29
		$T_{\infty} = 293 \text{ }^{\circ}\text{C}$	1951	369	5,29
$h = 350 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$	$Bi = 0,247$	$T_{\infty} = 850 \text{ }^{\circ}\text{C}$	1465	263	5,57
		$T_{\infty} = 650 \text{ }^{\circ}\text{C}$	1465	263	5,57
		$T_{\infty} = 293 \text{ }^{\circ}\text{C}$	1465	263	5,57
$h = 450 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$	$Bi = 0,318$	$T_{\infty} = 850 \text{ }^{\circ}\text{C}$	1196	205	5,84
		$T_{\infty} = 650 \text{ }^{\circ}\text{C}$	1196	205	5,84
		$T_{\infty} = 293 \text{ }^{\circ}\text{C}$	1196	205	5,84

Verifica-se então que o tempo de resposta obtido pelo método do sistema global apenas permite estimar o tempo de resposta de um sistema real quando a constante de tempo deste último é elevada. Esta conclusão é posta em evidência através da observação da Figura 2.13. Nesta é mostrada a evolução do quociente entre o tempo real e a constante de tempo em função da própria constante de tempo com base nos resultados mostrados na Tabela 2.3. É pois visível que o aumento da constante de tempo do sistema faz tender o quociente $t_{99\%}/\tau$ para o valor de um sistema de primeira ordem, ou seja 4,61.

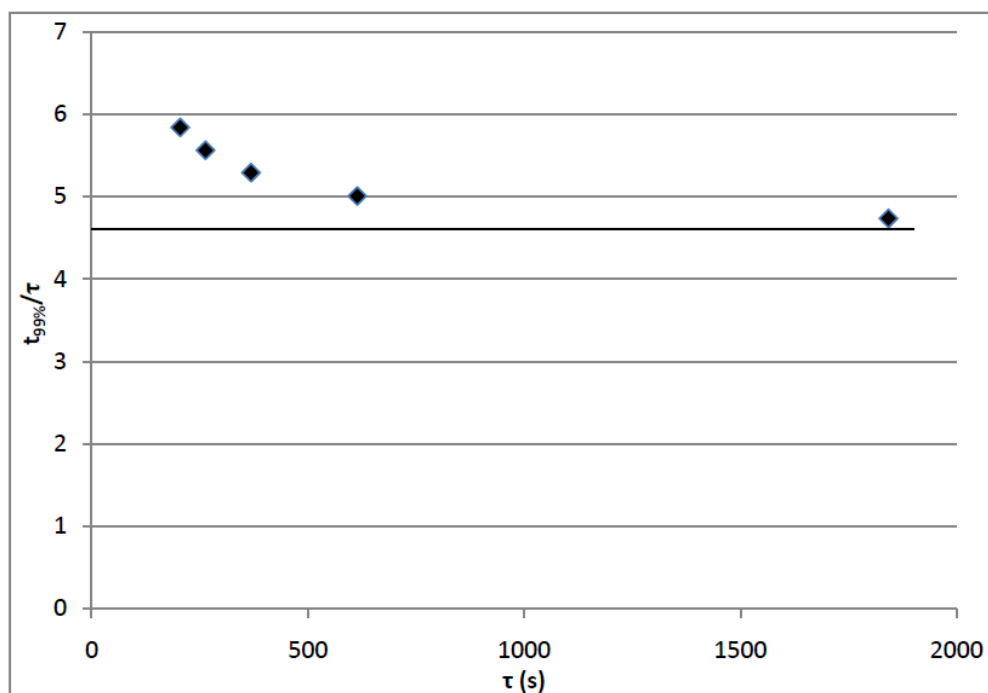


Figura 2.13 – Evolução do quociente entre o tempo real e a constante de tempo ($t_{99\%}/\tau$) em função da própria constante de tempo (τ). Linha — $t_{99\%}/\tau = 4,61$

Contudo, se representarmos o quociente $t_{99\%}/\tau$ em função do número de Biot, conforme se mostra na Figura 2.14, vemos que existe uma excelente correlação entre ambos. Embora se tenha que realizar um estudo mais detalhado para se poder generalizar esta conclusão, pelo menos para o caso em estudo parece ser possível obter o quociente $t_{99\%}/\tau$ a partir do conhecimento do número de Biot.

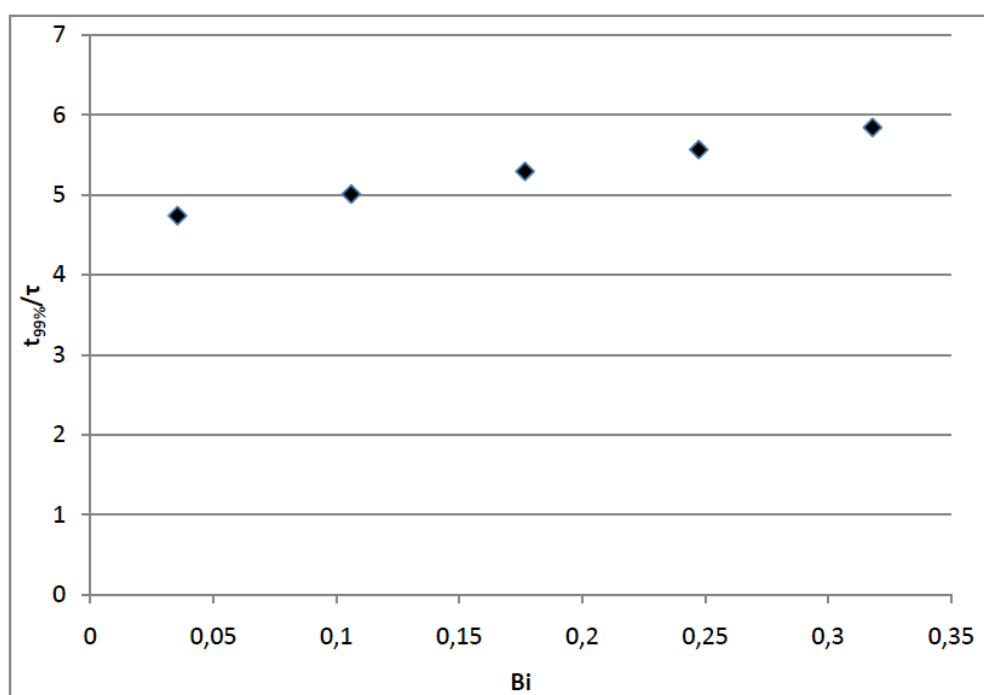


Figura 2.14 - Evolução do quociente entre o tempo real e a constante de tempo ($t_{99\%}/\tau$) em função do número de Biot (Bi)

2.5.3. Possível processo de diminuir o tempo de aquecimento

Como se viu anteriormente e se comprova na Figura 2.15, onde se apresentam as curvas de aquecimento do disco para um coeficiente de convecção constante e temperaturas do forno, T_{∞} , distintas, o tempo necessário para a temperatura de um dado ponto atingir um dado valor é menor quando, para o mesmo h , a temperatura do forno aumenta.

É visível nesta figura, principalmente para os instantes iniciais, que uma temperatura do forno mais elevada promove um maior aumento da temperatura do disco para o mesmo instante. Na figura apenas estão representados os pontos B, C e D visto que o ponto A apresenta um comportamento semelhante ao ponto B.

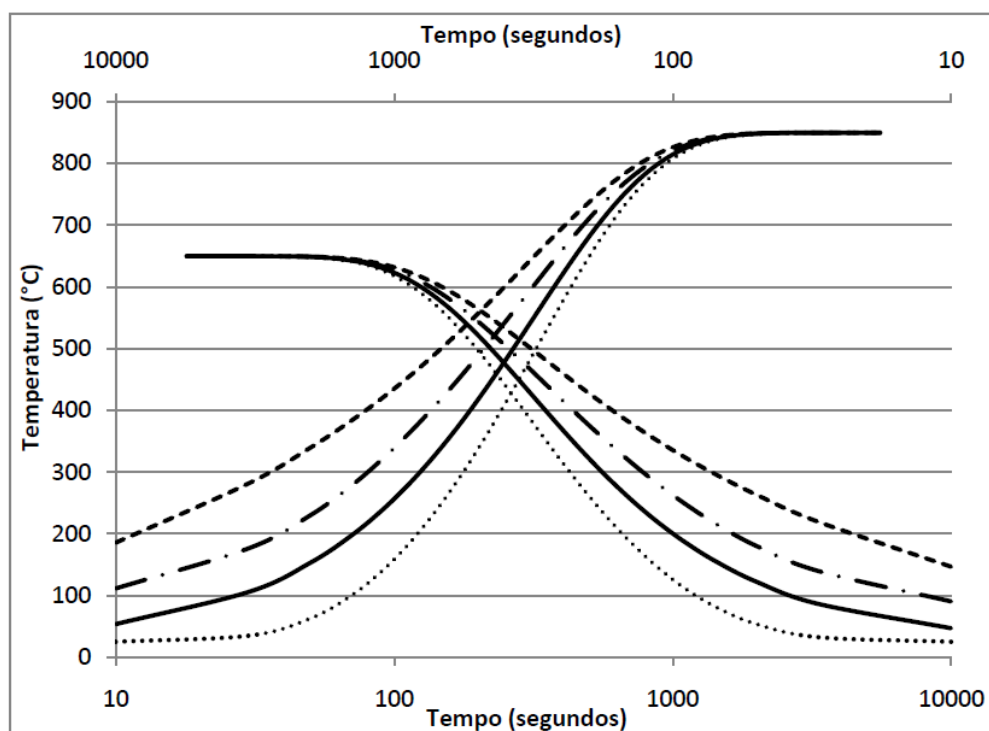


Figura 2.15 - Evolução da temperatura média e da temperatura dos pontos B, C e D em função do tempo com um coeficiente de convecção de $350 \text{ W/m}^2\cdot\text{°C}$ e com temperaturas do forno de 850 °C e 650 °C . Linha — Temperatura média, ... ponto B, — · — ponto C, - - - ponto D.

Na Figura 2.15 pode-se ver que para a temperatura do ponto D atingir 644 °C , correspondente a $(T_D - T_{\infty})/(T_i - T_{\infty}) = 0,01$, são precisos 1337 segundos quando $T_{\infty} = 650 \text{ °C}$ e 309 segundos quando $T_{\infty} = 850 \text{ °C}$. Analisando a Figura 2.15 e os dados que estão na sua origem, verifica-se que, passados 309 segundos, a temperatura média do disco é de 543 °C se for utilizada uma temperatura do forno de 850 °C . Por outro lado, com a utilização de uma temperatura do forno de 650 °C , o disco apenas atinge a temperatura média de 543 °C passados 557 segundos. Então, para reduzir o tempo de aquecimento, por exemplo até o disco atingir a temperatura 650 °C , basta colocar a temperatura do forno a 850 °C durante 309 segundos e depois levar a temperatura do forno para os 650 °C , conforme se mostra na Figura 2.16. Assim, consegue-se obter uma redução do tempo de aquecimento em 248 segundos ($557 - 309 \text{ s}$), cerca de 17% do tempo total que é de 1465 s, Tabela 2.3. Naturalmente que nesta

nova metodologia de aquecimento os gradientes de temperatura dentro do disco vão ser maiores já que $T_D - T_A$ máximo passa de 235 °C para 310 °C o que nem sempre poderá ser admissível, contudo esta é uma possibilidade que poderá vir a ser explorada no futuro.

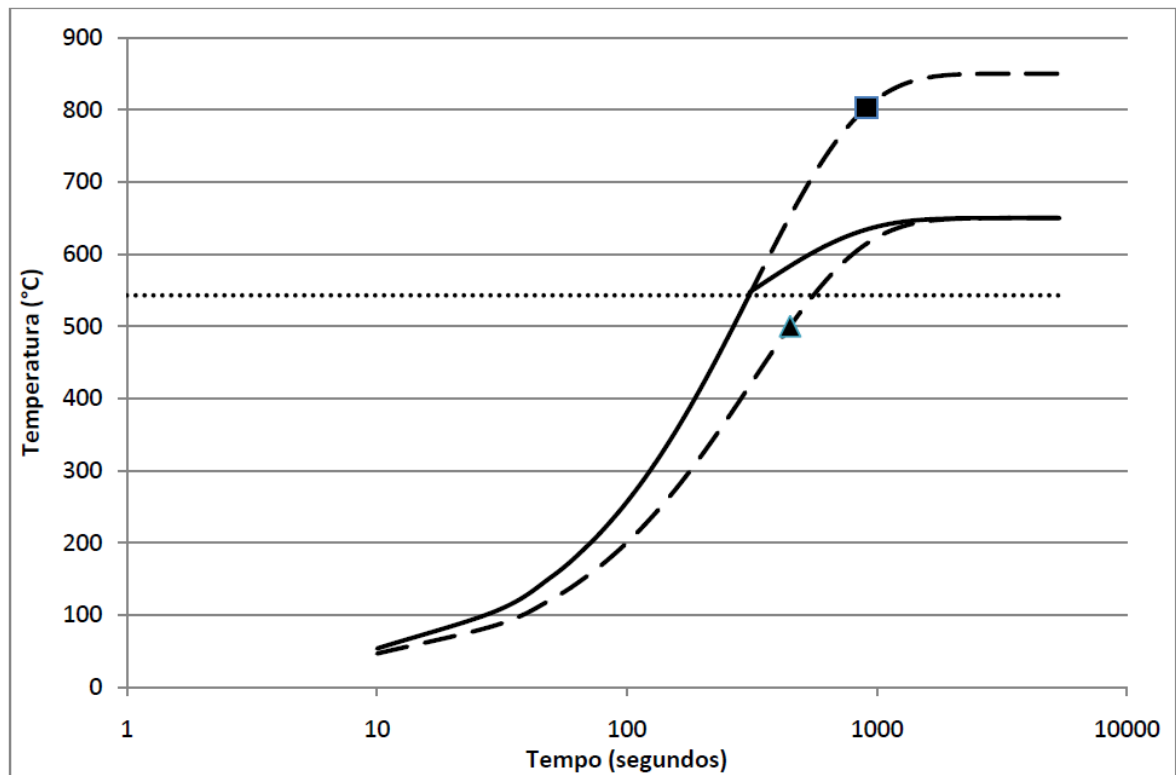


Figura 2.16 - Distribuição temporal da temperatura média do disco para um coeficiente de convecção de 350 W/m²•°C e para temperaturas do forno de 850 °C e 650 °C. Linha —▲— $T_{\infty}=650$ °C, —■— $T_{\infty}=850$ °C, ... T = 543 °C, — redução do tempo de aquecimento.

3. Dimensionamento do escudo de radiação

O interesse de projectar um escudo de radiação está relacionado com o facto de ser necessário conhecer a temperatura do azoto dentro do forno ao longo do processo de aquecimento. Esta temperatura é essencial para a determinação dos coeficientes de convecção experimentais. Assim, o termopar ao ser colocado dentro do escudo de radiação mede uma temperatura do gás mais próxima da real porque a influência da radiação proveniente das paredes do forno é minimizada.

3.1. Analogia reo-eléctrica

As dimensões do escudo de radiação foram fruto de um estudo realizado no programa Engineering Equation Solver da FChart, EES. Para tal fez-se um estudo das trocas de energia sob os modos de radiação e convecção tendo-se realizado balanços de energia nos três elementos que constituem o escudo. O escudo de radiação é constituído por dois cilindros concêntricos e no interior destes encontra-se a junta quente do termopar, ver Figura 3.1, tendo sido considerada também a troca de calor por condução de calor ao longo do termopar. É importante salientar que o termopar (número 4 na Figura 3.1) se encontra centrado no interior do cilindro 3 e que os dois cilindros possuem o mesmo comprimento. As trocas de calor por radiação foram realizadas recorrendo à analogia reo-eléctrica. Na Figura 3.2 apresenta-se o esquema de resistências que permitiu realizar os balanços de energia tendo por base o esquema do escudo de radiação representado na Figura 3.1.

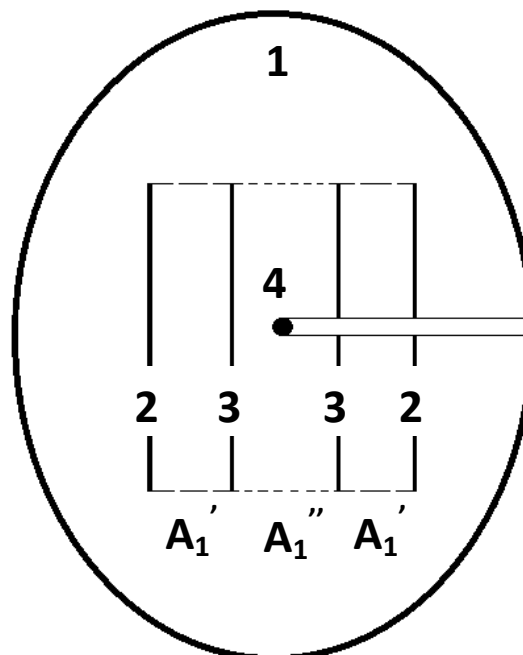


Figura 3.1 - Esquema do escudo de radiação. Legenda: 1 – Forno, 2 – Escudo exterior, 3 – Escudo interior, 4 – Termopar, linha ----- A_1'' , — A_1' .

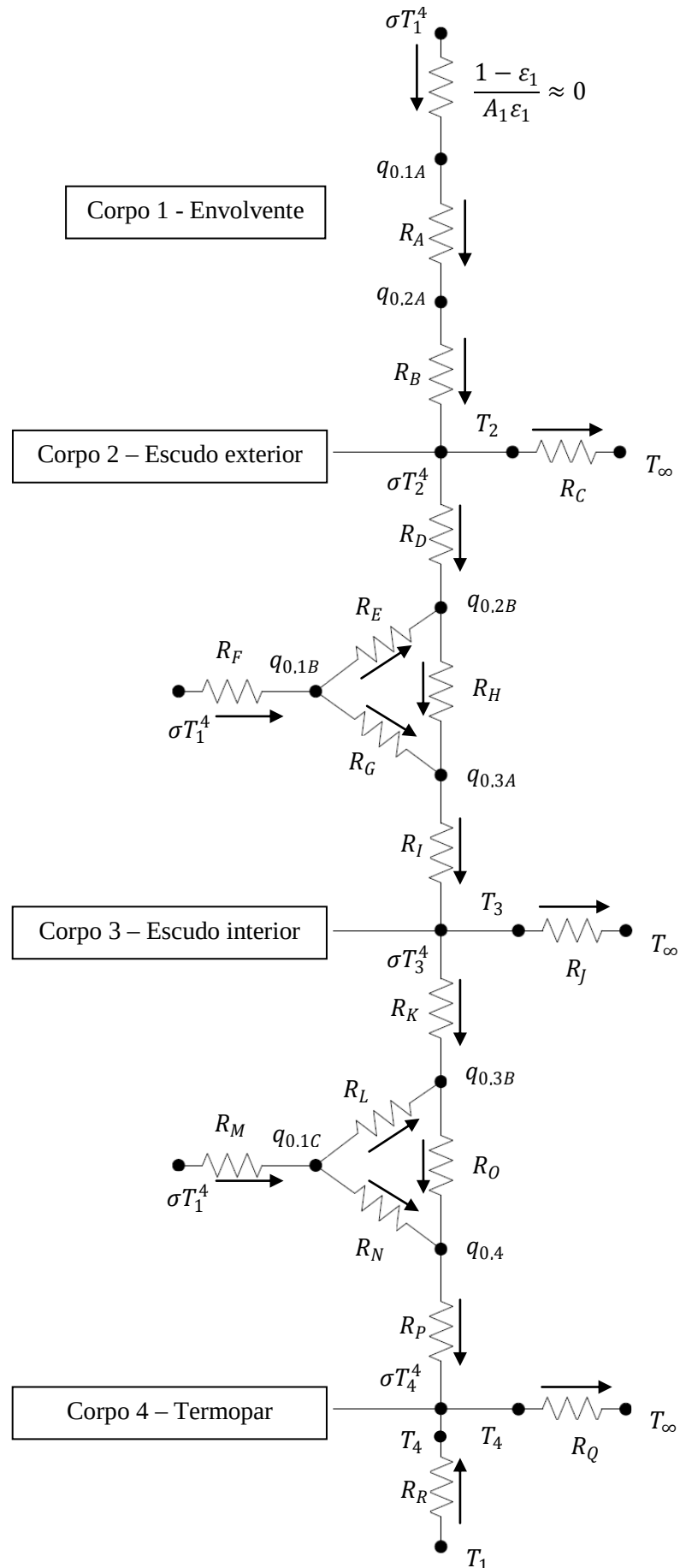


Figura 3.2 – Esquema de resistências usado no estudo da transferência de calor existente no escudo.

O sentido das setas representadas na Figura 3.2 indicam o sentido arbitrado do fluxo de calor. As resistências R_i são expressas por:

$$\frac{1 - \varepsilon_1}{A_1 \varepsilon_1} \approx 0 \quad (3.1)$$

$$R_A = \frac{1}{A_1 F_{1-2e}} \approx 0 \quad (3.2)$$

$$R_B = \frac{1 - \varepsilon_2}{A_{2e} \varepsilon_2} \quad (3.3)$$

$$R_C = \frac{1}{h(A_{2e} + A_{2i})} \quad (3.4)$$

$$R_D = \frac{1 - \varepsilon_2}{A_{2i} \varepsilon_2} \quad (3.5)$$

$$R_E = \frac{1}{A'_1 F_{1-2i}} \quad (3.6)$$

$$R_F = \frac{1 - \varepsilon_1}{A'_1 \varepsilon_1} \quad (3.7)$$

$$R_G = \frac{1}{A''_1 F_{1-3e}} \quad (3.8)$$

$$R_H = \frac{1}{A_{2i} F_{2i-3e}} \quad (3.9)$$

$$R_I = \frac{1 - \varepsilon_{3e}}{A_{3e} \varepsilon_{3e}} \quad (3.10)$$

$$R_J = \frac{1}{h(A_{3e} + A_{3i})} \quad (3.11)$$

$$R_K = \frac{1 - \varepsilon_{3i}}{A_{3i} \varepsilon_{3i}} \quad (3.12)$$

$$R_L = \frac{1}{A''_1 F_{1-3i}} \quad (3.13)$$

$$R_M = \frac{1 - \varepsilon_1}{A_1'' \varepsilon_1} \quad (3.14)$$

$$R_N = \frac{1}{A_1'' F_{1-4}} \quad (3.15)$$

$$R_O = \frac{1}{A_{3i} F_{3i-4}} \quad (3.16)$$

$$R_P = \frac{1 - \varepsilon_4}{A_4 \varepsilon_4} \quad (3.17)$$

$$R_Q = \frac{1}{h A_4} \quad (3.18)$$

em que A_k é a área superficial do corpo k , ε_k é a emissividade do corpo k , F_{k-j} é o factor de forma entre o corpo k e o corpo j e os índices “i” e “e” significam interior e exterior, respectivamente, isto porque dada a espessura dos escudos a área exterior é diferente da área interior. $A_{1,i}$ é a área existente nos dois topos entre o exterior do corpo 3 e o interior do corpo 2, $A_{1,e}$ é a área dos dois topos do interior do corpo 3. Estas duas áreas são utilizadas para o cálculo do factor de forma e representam a área do corpo 1 que “vê” o outro corpo. A sua representação é visível na Figura 3.1.

A influência da temperatura do forno também se faz sentir no termopar, pelo que não deve ser desprezada a transferência de calor por condução através deste. Desta forma, foi também introduzida a resistência

$$R_R = \frac{L_{cond}}{k_{cond} A_{cond}} \quad (3.19)$$

em que L_{cond} é o comprimento da bainha do termopar, A_{cond} é a área da secção da referida bainha na qual existe transferência de calor por condução e k_{cond} é a sua condutividade térmica. As resistências das equações (3.1) e (3.2) são aproximadamente iguais a zero pois A_1 tem um valor muito elevado.

Para se projectar o escudo de radiação foi feito um estudo detalhado. Começou-se por fazer um balanço de energia aos nós, obtendo-se as seguintes equações:

$$\frac{\sigma T_1^4 - \sigma T_2^4}{R_A + R_B} = \frac{\sigma T_2^4 - q_{0,2B}}{R_D} + \frac{T_2 - T_\infty}{R_C} \quad (3.20)$$

$$\frac{\sigma T_2^4 - q_{0,2B}}{R_D} + \frac{q_{0,1B} - q_{0,2B}}{R_E} = \frac{q_{0,2B} - q_{0,3A}}{R_H} \quad (3.21)$$

$$\frac{\sigma T_1^4 - q_{0,1B}}{R_F} = \frac{q_{0,1B} - q_{0,2B}}{R_E} + \frac{q_{0,1B} - q_{0,3A}}{R_G} \quad (3.22)$$

$$\frac{q_{0,2B} - q_{0,3A}}{R_H} + \frac{q_{0,1B} - q_{0,3A}}{R_G} = \frac{q_{0,3A} - \sigma T_3^4}{R_I} \quad (3.23)$$

$$\frac{q_{0,3A} - \sigma T_3^4}{R_I} = \frac{\sigma T_3^4 - q_{0,3B}}{R_K} + \frac{T_3 - T_\infty}{R_J} \quad (3.24)$$

$$\frac{\sigma T_3^4 - q_{0,3B}}{R_K} + \frac{q_{0,1C} - q_{0,3B}}{R_L} = \frac{q_{0,3B} - q_{0,4}}{R_O} \quad (3.25)$$

$$\frac{\sigma T_1^4 - q_{0,1C}}{R_M} = \frac{q_{0,1C} - q_{0,3B}}{R_L} + \frac{q_{0,1C} - q_{0,4}}{R_N} \quad (3.26)$$

$$\frac{q_{0,3B} - q_{0,4}}{R_O} + \frac{q_{0,1C} - q_{0,4}}{R_N} = \frac{q_{0,4} - \sigma T_4^4}{R_P} \quad (3.27)$$

$$\frac{q_{0,4} - \sigma T_4^4}{R_P} + \frac{(T_1 - T_4) \times a}{R_R} = \frac{T_4 - T_\infty}{R_Q} \quad (3.28)$$

Em que a , equação (3.28), considerou-se ter o valor de 0,6 e é o peso atribuído à diferença entre a temperatura do forno e a temperatura que o termopar mede. Foi assumido este valor devido a desconhecer-se a temperatura na extremidade da bainha do termopar oposta à junta quente, ao arbitrar um valor de a está-se implicitamente a arbitrar a referida temperatura.

Este sistema de equações foi resolvido no EES para se poder estudar correctamente o comportamento do escudo de radiação.

3.2. Estudo no EES

Os factores de forma foram todos obtidos com o auxílio do EES e os parâmetros conhecidos estão expostos na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 - Dados conhecidos

T_1 (K)	973,15
T_∞ (K)	298,15
h (W/m ² ·K)	250
ε_1	0,9
ε_2	0,3
ε_{3i}	0,8
ε_{3e}	0,3
ε_4	0,4
r_4 (m)	0,0015
A_4 (m ²)	$\pi \times r_4^2$
k_{cond} (W/m·K)	52,9
L_{cond} (m)	0,5
r_{bainha} (m)	0,0015
e_{bainha} (m)	0,0005
A_{cond} (m ²)	$\pi \times (r_{bainha}^2 - (r_{bainha} - e_{bainha})^2)$

O primeiro estudo a ser realizado foi sobre as dimensões dos cilindros concêntricos. Foram estudadas uma série de dimensões de tubagens existentes no mercado e para tal foi utilizada uma tabela de dimensões segundo a norma DIN 2448. Verificou-se que, o cilindro interior, cilindro 3, é o principal responsável pela redução do erro de leitura da temperatura do gás isto é, quanto menor for o diâmetro do cilindro 3, mais próxima é a temperatura que o termopar mede, T_4 , da temperatura real do gás, T_∞ . Contudo, uma secção de passagem pequena do cilindro 3 não permite uma passagem franca de gás reduzindo drasticamente o coeficiente de convecção nesta região e desta forma aumentando T_4 e consequentemente o erro. Por este motivo, foi escolhido um diâmetro nominal do escudo 3 de 3/4" ($\phi_{2e} = 26,9$ mm). Em relação ao escudo exterior, cilindro 2, o seu diâmetro externo fixou-se em 1 1/2" ($\phi_{3e} = 48,3$ mm). Para ambos os cilindros, a espessura de parede usada foi de 2,6 mm e admitiu-se que a sua temperatura era uniforme ao longo de toda a espessura.

Em relação ao comprimento dos cilindros verificou-se que, como esperado, quanto maior o seu comprimento menor era a influência da radiação na temperatura medida pelo termopar. Contudo, a partir de um comprimento de, aproximadamente, 150 mm o efeito deste passa a ser desprezável, conforme se constata pela análise da Figura 3.3, onde se representa a evolução do erro na medição da temperatura com a variação do comprimento do cilindro. Este

erro na medição da temperatura é definido por $(T_4 - T_\infty)/T_\infty$. Desta forma, o comprimento escolhido para os cilindros foi de 120 mm (L).

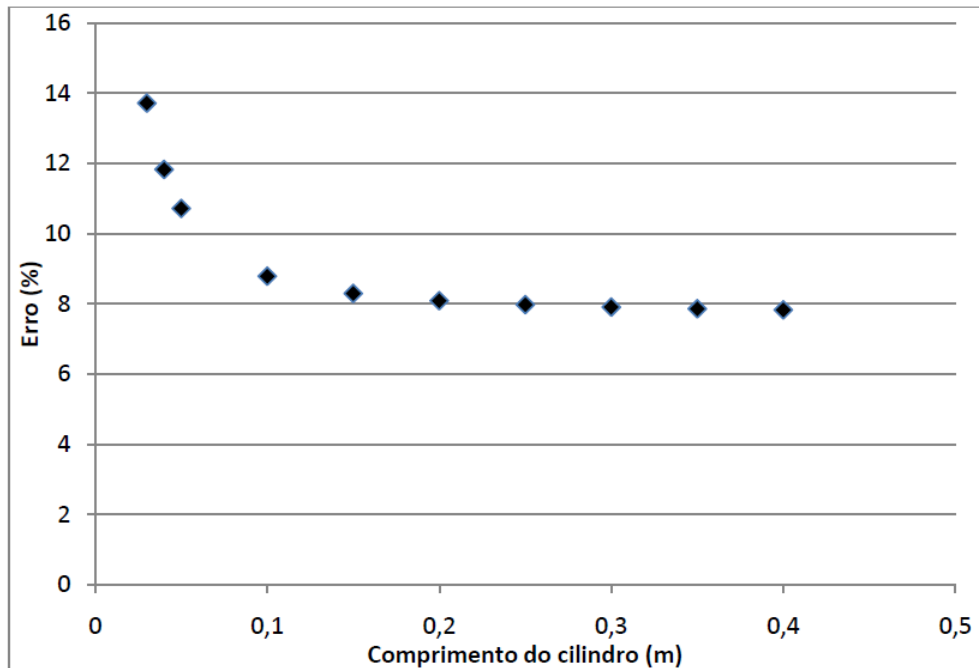


Figura 3.3 – Erro na medição da temperatura em função do comprimento do cilindro

Escolhidas as dimensões do cilindro, foram estudados outros parâmetros. Verifica-se que a temperatura medida pelo termopar é menos influenciada pela radiação com o aumento do coeficiente de convecção.

O coeficiente introduzido a origina um erro mínimo de leitura de temperatura de 0,9 % quando tem o valor de zero, temperatura na extremidade oposta à junta quente igual a T_4 , e admite um erro máximo de 13,3 % quando tem o valor de 1, temperatura na extremidade oposta à junta quente igual a T_1 .

Porém, o estudo mais importante efectuado no projecto do escudo de radiação foi o estudo das emissividades. Como esperado, quanto maior a emissividade do forno, corpo 1, maior o erro cometido pelo termopar na leitura da temperatura do gás. Contudo, essa variação do erro com a emissividade não é muito significativa tendo em conta que a utilização de uma emissividade baixa também causa um erro semelhante de leitura. O máximo erro cometido com a utilização de uma emissividade da superfície do forno de $\varepsilon_1 = 0,99$ tem o valor máximo de 8,6 % e o erro existente se a emissividade for de $\varepsilon_1 = 0,01$ tem o valor de 7,6 %.

Verifica-se também que a emissividade do termopar, corpo 4, quando possui valores baixos traduz melhores resultados de leitura do que quando possui valores elevados. Contudo, o erro mínimo de leitura da temperatura é de 7,7 %, obtido para uma emissividade de $\varepsilon_4 = 0,01$, e o máximo é de 9,5 %, obtido para uma emissividade de $\varepsilon_4 = 0,9$. Assim como se verificou para o corpo 1, no corpo 4 a influência da sua emissividade é desprezável.

Em relação ao corpo 2, ao contrário do que se esperava, a sua emissividade em nada influencia a temperatura lida no termopar, embora a sua existência conduza a um menor erro na leitura da temperatura do gás.

Muitas vezes são encontrados escudos de radiação apenas com uma protecção, ou seja, apenas com um cilindro a envolver o termopar. Porém, decidiu-se projectar um escudo de radiação com duas protecções pois verificou-se que, desta forma, a influência da radiação das paredes do forno é menor, isto é, com um escudo de radiação a leitura da temperatura do gás com o termopar tem um erro mínimo de 22,6% enquanto que com dois escudos de radiação o erro mínimo é de 8,5 %.

O escudo interior, corpo 3, foi o que conduziu a conclusões mais interessantes. Verificou-se que, se for utilizada uma emissividade interior e exterior igual, quanto maior for esta emissividade menor é o erro na leitura da temperatura do gás. Todavia, a utilização de uma emissividade exterior baixa e uma emissividade interior elevada permite obter resultados com os menores erros possíveis, isto é, o menor erro obtido é de 8,3 %. A Figura 3.4 mostra a influência da emissividade interior na temperatura medida pelo termopar para uma emissividade exterior de 0,2.

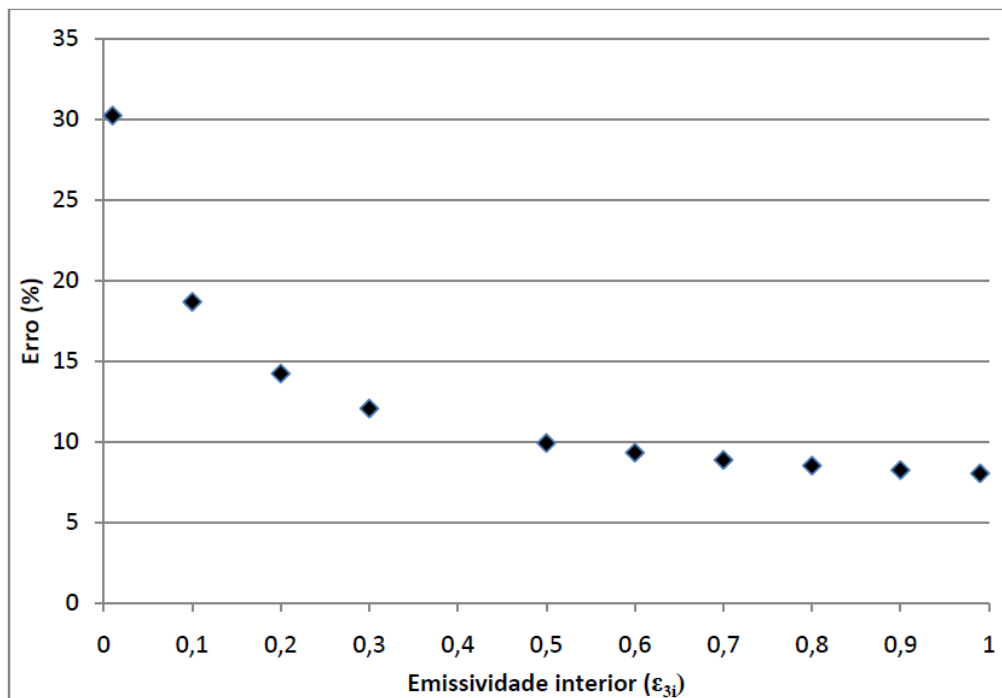


Figura 3.4 - Erro na medição da temperatura em função da emissividade interior do escudo de radiação

3.3. Projecto do escudo de radiação

Determinadas as dimensões e características do escudo de radiação, foi então executado o desenho do escudo de radiação, com recurso ao SolidWorks, para assim poder ser construído pela F. Ramada.

Um exemplo 3D do escudo de radiação pode ser observado na Figura 3.5 e o seu desenho 2D está representado na Figura 3.6.

Na Figura 3.7 está exposto o escudo de radiação realizado pela F. Ramada.

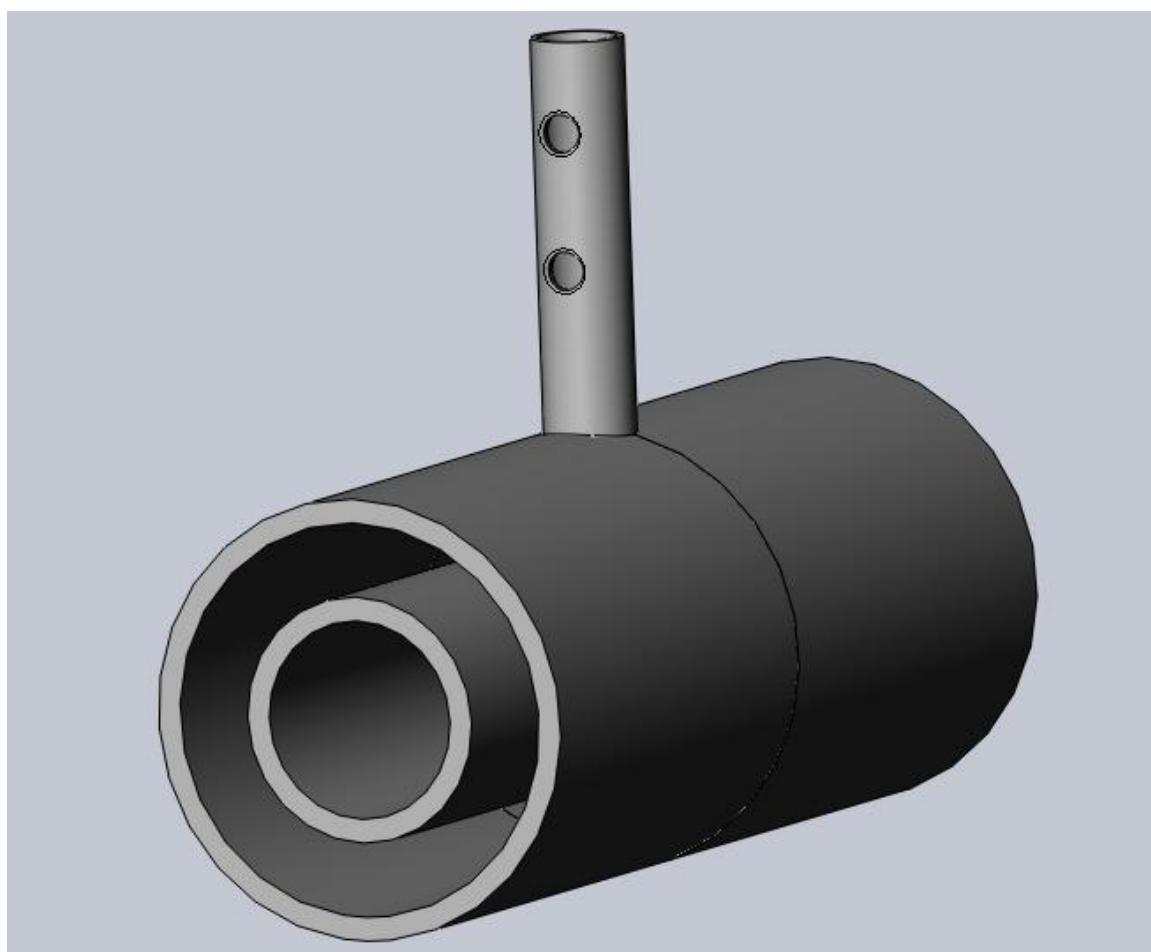


Figura 3.5 – Representação esquemática 3D do escudo de radiação

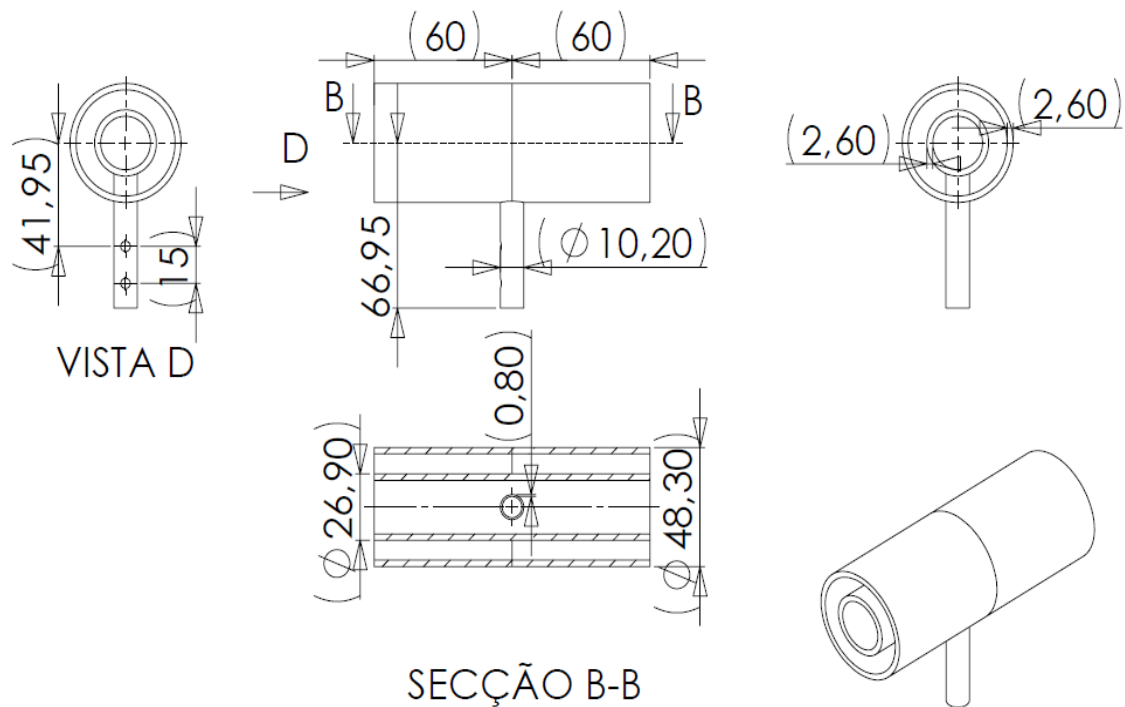


Figura 3.6 – Projecto 2D do escudo de radiação



Figura 3.7 - Escudo de radiação realizado pela F. Ramada

4. Método numérico

Neste capítulo é feita a validação do método numérico utilizado na simulação do aquecimento por intermédio do software Abaqus. Ou seja, são comparados os resultados provenientes do método numérico com os resultados obtidos analiticamente no ponto D, ver Figura 2.5, por ser o ponto mais crítico em termos de variação de temperatura com o tempo. A validação do método numérico foi efectuada para uma temperatura do forno de 650 °C e um coeficiente de convecção de 350 W/(m²·K), a utilização de um coeficiente de convecção elevado, como é o caso, origina maiores gradientes de temperatura, temporais e espaciais, o que é ideal para ser usado nestas validações dado que se trata de uma situação mais exigente.

Desta forma, começou-se por analisar o efeito do passo no tempo. Posteriormente, foi analisado o efeito do refinamento da malha, ou seja, foram estudadas malhas com refinamentos diferentes para verificar qual a sua influência no resultado obtido, i. e, evolução da temperatura do ponto D, e assim se seleccionar a malha a utilizar. Utilizando a malha escolhida pelo processo anterior, foram comparados os resultados analíticos com os numéricos para os pontos A, C e D da matriz, Figura 2.5, bem como se estudou o efeito da máxima variação de temperatura admissível por incremento no tempo.

4.1. Estudo do passo no tempo

O passo no tempo é o tempo associado a cada incremento, sendo este último constituído por um conjunto de iterações. Este passo no tempo é no geral definido por um valor inicial, e um valor mínimo e um valor máximo que enquadram o primeiro, sendo o valor usado em cada incremento função do critério de convergência estipulado. O conjunto total dos diversos incrementos dá a evolução no tempo do processo em análise.

Ao variar o valor inicial, referido anteriormente, o comportamento dos resultados obtidos também é afectado, sobretudo na fase inicial do aquecimento onde, em virtude do maior fluxo de calor fornecido à peça, as variações de temperatura em ordem ao tempo também são maiores. Desta forma a utilização de valores mais baixos para o valor inicial conduz a uma menor flutuação dos resultados e a uma mais rápida convergência, conforme se constata pela observação das Figura 4.1, Figura 4.2 e Figura 4.3.

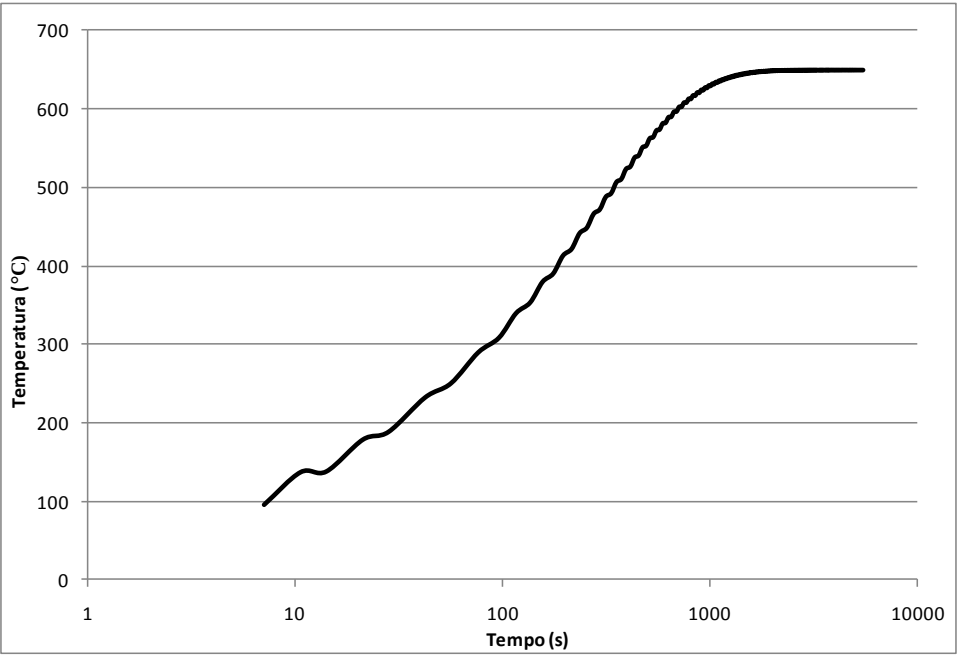


Figura 4.1 - Evolução temporal da temperatura do ponto D com valor inicial igual a 10 segundos

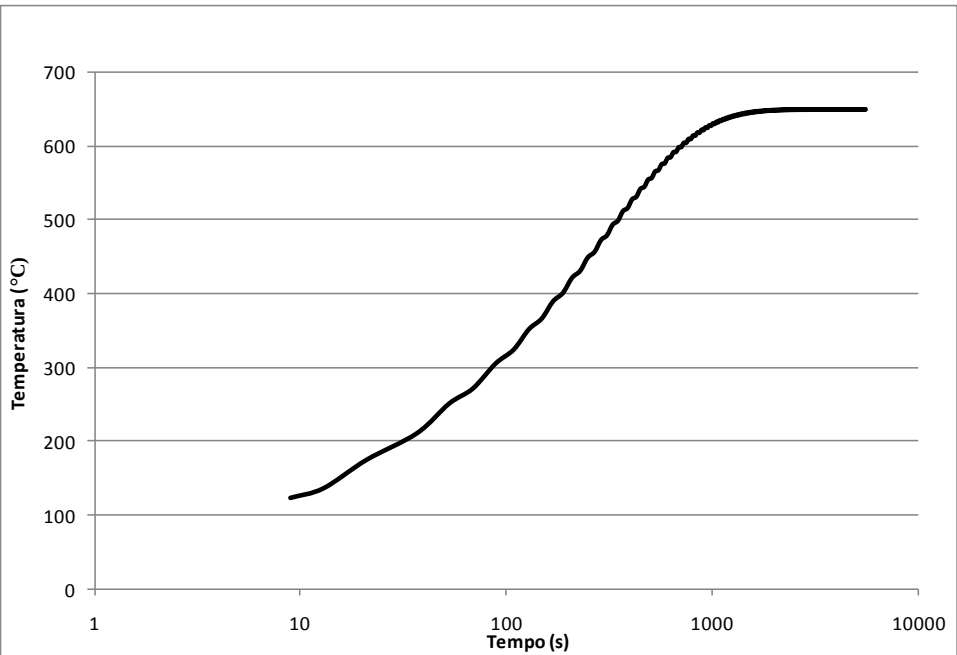


Figura 4.2 - Evolução temporal da temperatura do ponto D com valor inicial igual a 1 segundo

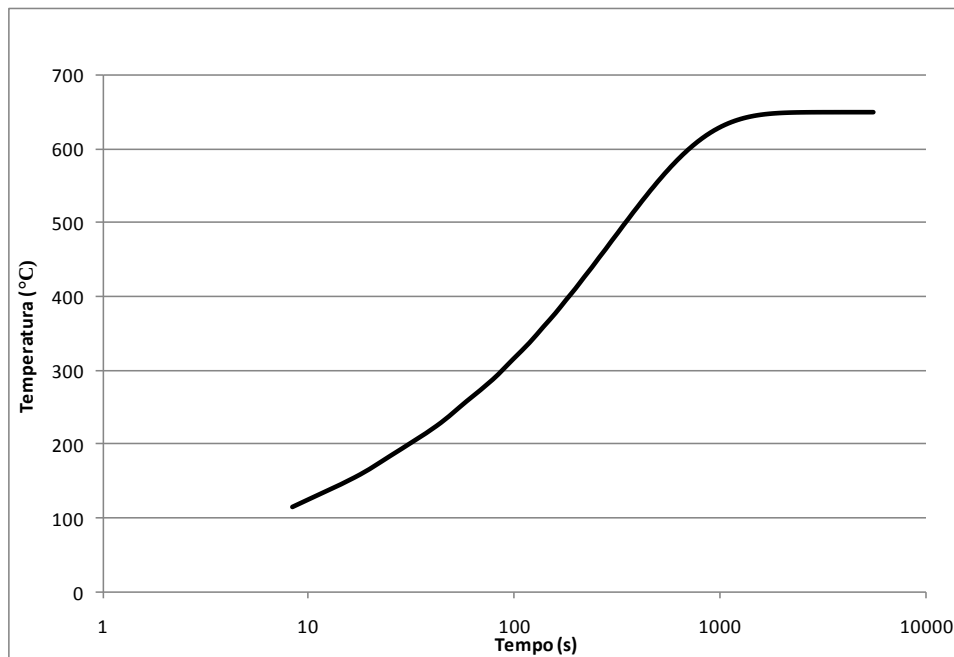


Figura 4.3 - Evolução temporal da temperatura do ponto D com valor inicial igual a 1×10^{-6} segundos

Assim, escolheu-se para valor inicial e valor mínimo 1×10^{-6} segundos e o valor máximo tem o valor de 20 segundos que é igual ao tempo usado entre cada incremento na secção das soluções analíticas, secção 2, e que é o valor usado pelo programa na fase intermédia e final da simulação.

4.2. Refinamento e escolha da malha a utilizar

Para a realização da simulação apenas se considerou metade da secção do disco visto o fenómeno em análise ser axissimétrico e, desta forma, o esforço de cálculo é menor.

Após ser escolhida a região a analisar foram estudadas cinco malhas designadas de Malha 1, Malha 2, Malha 3, Malha 4 e Malha 5, sendo a Malha 1 a mais grosseira e a Malha 5 a mais refinada. As três primeiras malhas estão patentes nas Figura 4.4, Figura 4.5 e Figura 4.6. É importante referir que as células utilizadas em cada uma das cinco malhas têm uma relação entre o comprimento e a altura que nunca ultrapassa o valor de 5, valor recomendado para este tipo de problemas em softwares tais como o Fluent. O número de células destas malhas assim como o tempo de simulação que cada malha acarreta podem ser consultados na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 - Número de células e tempo de simulação de cada uma das cinco malhas

Malha	Número de células	Tempo de simulação
Malha 1	19 × 16	50 segundos
Malha 2	38 × 32	1 minuto
Malha 3	75 × 62	2 minutos
Malha 4	150 × 124	8 minutos
Malha 5	300 × 248	30 minutos

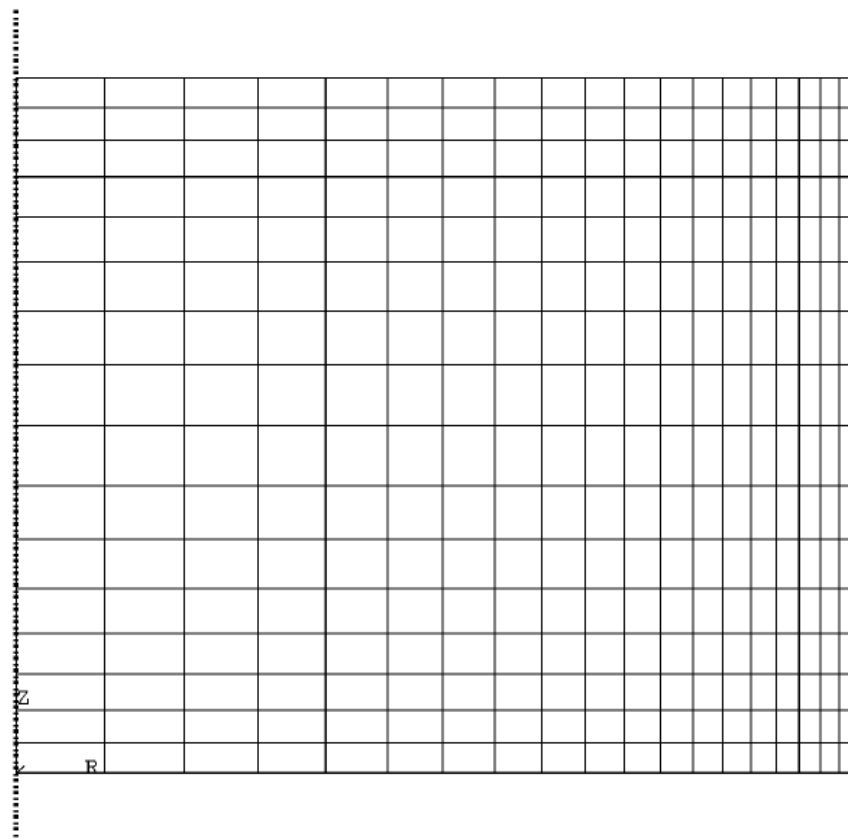


Figura 4.4 - Malha 1

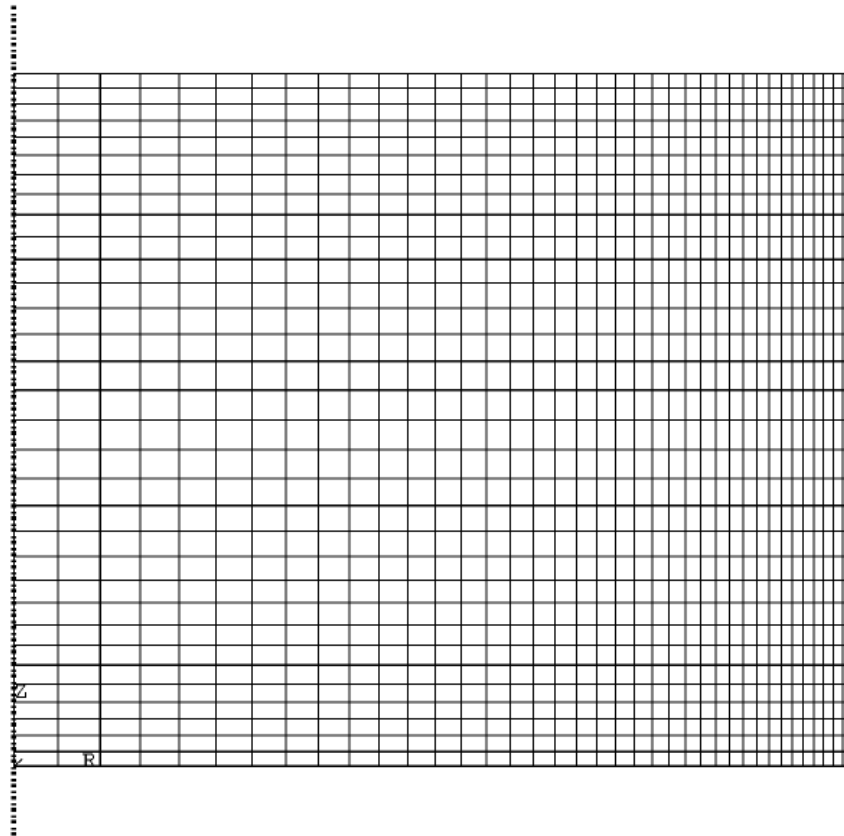


Figura 4.5 - Malha 2

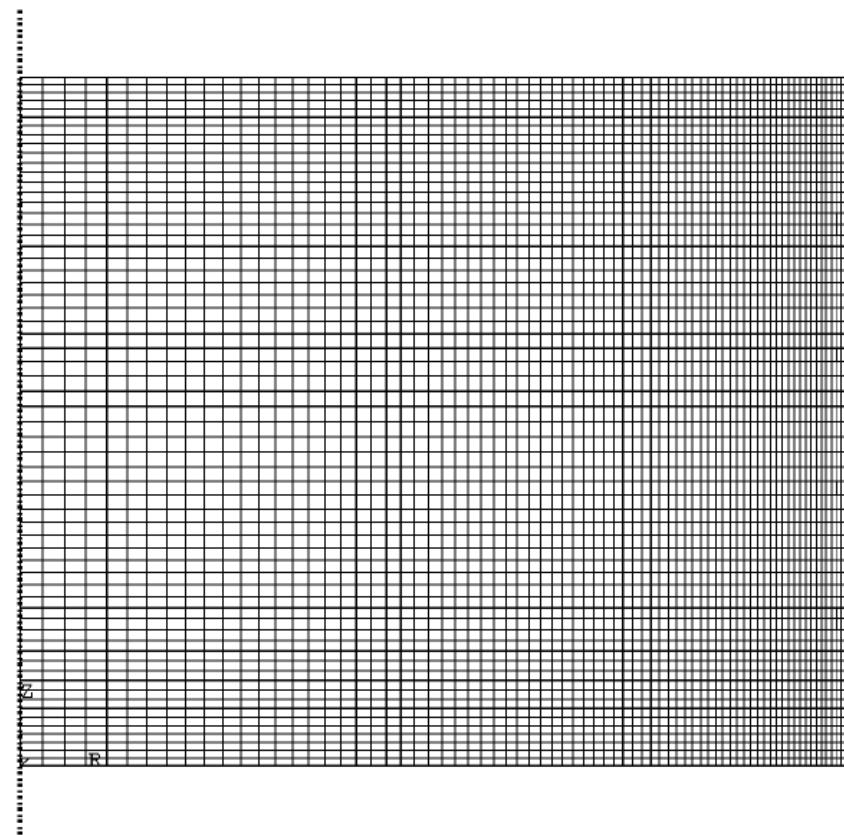


Figura 4.6 - Malha 3

Como referido anteriormente o ponto D é o ponto do disco que sofre as maiores variações de temperatura ao longo do tempo, este foi portanto o ponto utilizado para o estudo de selecção da malha a utilizar. Desta forma, utilizando um coeficiente de convecção de $350 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ e uma temperatura do forno de 650°C obtém-se a curva da temperatura em função do tempo, presente na Figura 4.7. Este gráfico mostra os resultados obtidos através da simulação utilizando as cinco malhas distintas bem como a curva da temperatura em função do tempo resultante das soluções analíticas.

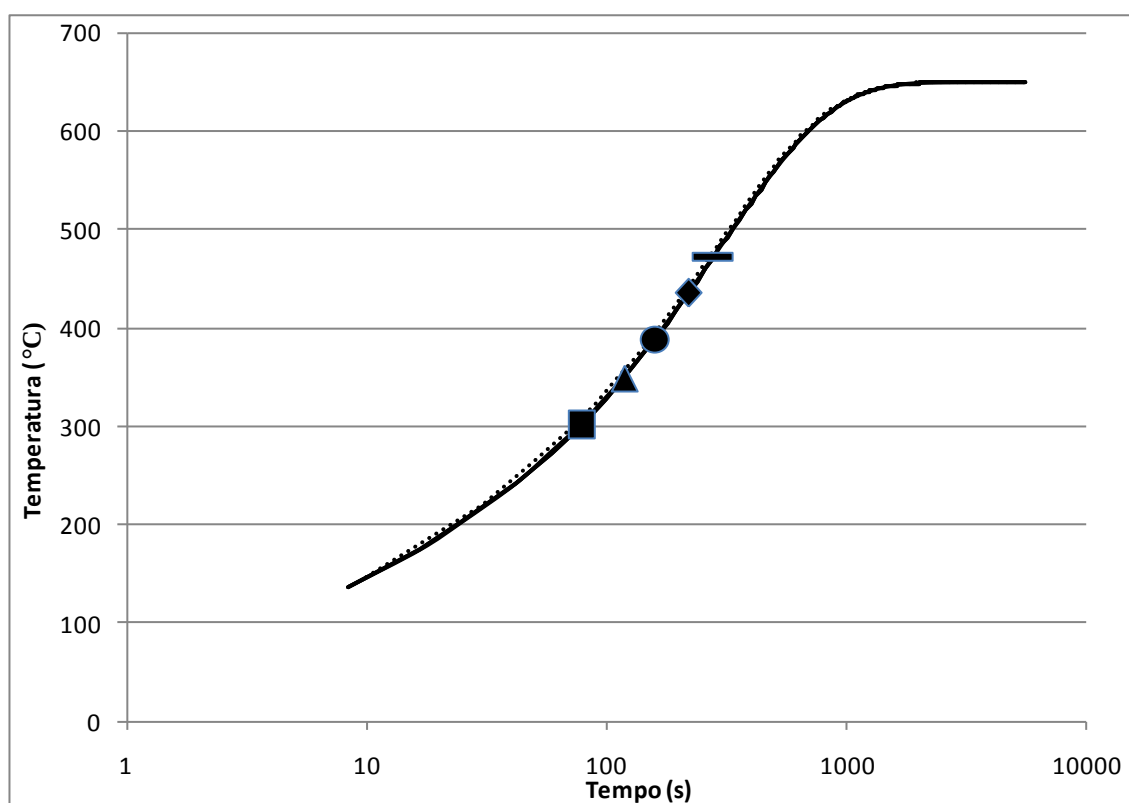


Figura 4.7 - Evolução temporal da temperatura do ponto D obtida no Abaqus para cinco tipos de malhas e utilizando soluções analíticas com a temperatura do forno de 650°C e um coeficiente de convecção de $350 \text{ W}/\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$.

Linha —■— Malha 1, —◆— Malha 2, —●— Malha 3, —▲— Malha 4, —■— Malha 5, ... Solução analítica.

Verifica-se que as cinco malhas conduzem a uma evolução temporal da temperatura do ponto D muito semelhante e próxima da solução analítica. Para se quantificar o erro inerente a cada malha em relação à evolução da temperatura do ponto D, em comparação com as soluções analíticas, foi estudado o erro médio existente nos primeiros 100 segundos, visto que nos instantes iniciais o erro é maior. É importante salientar que o cálculo deste erro médio existente nos primeiros 100 segundos iniciou-se por volta dos 8 segundos e finalizou nos 100 segundos com um passo máximo de 20 segundos por incremento, ou seja, foi calculado um erro médio com base no máximo de pontos disponibilizados pelo Abaqus nestes 100 segundos, ou seja, 7 pontos. O erro em causa foi calculado através da seguinte expressão $(T_{sa} - T_{sim})/T_{sa}$ em que T_{sa} é a temperatura proveniente das soluções analíticas e a T_{sim} é a temperatura proveniente do Abaqus. Na Tabela 4.2 estão expostos os valores médios do erro nos primeiros 100 segundos para as cinco malhas. No caso presente os números de células por malha estudados não afectam significativamente o erro máximo obtido embora haja uma ligeira diminuição deste com o aumento do número de células como seria de esperar. O facto

de se utilizar um número elevado de células não aumenta significativamente a qualidade dos resultados mas conduz contudo a tempos de cálculo excessivos, o que é desnecessário.

Feita esta análise foi escolhida a Malha 3. A Malha 2 também poderia ter sido usada já que conduz a resultados semelhantes e envolve um tempo de cálculo menor contudo, decidiu-se utilizar a Malha 3 pois o tempo de cálculo também é reduzido e o erro é menor.

Tabela 4.2 - Erro médio nos primeiros 100 segundos para as três malhas

Malha	Malha 1	Malha 2	Malha 3	Malha 4	Malha 5
Erro médio	2,27 %	2,01 %	1,93 %	1,91 %	1,91 %

4.2.1. Avaliação do comportamento do modelo numérico noutros pontos do disco

As Figura 4.8, Figura 4.9 e Figura 4.10 mostram a evolução temporal da temperatura nos pontos A, C e D do disco respectivamente, comparando-se em cada caso a curva obtida utilizando o método numérico com a curva obtida utilizando a solução analítica. A malha usada no método numérico foi a Malha 3.

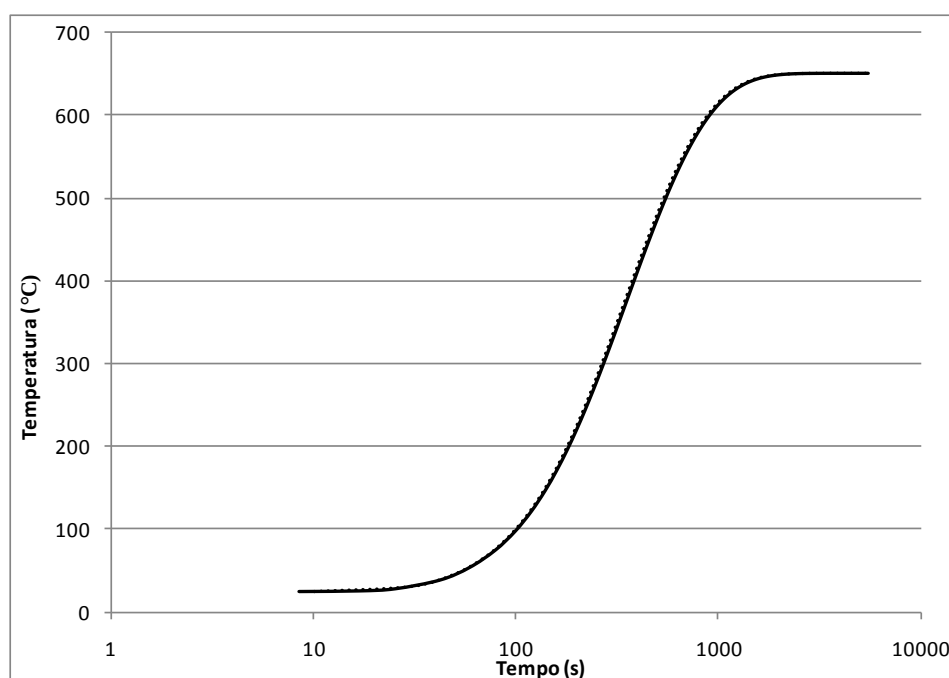


Figura 4.8 - Evolução temporal da temperatura do ponto A com a temperatura do forno de 650 °C e um coeficiente de convecção de 350 W/m².°C. Linha — Solução numérica, ... Solução analítica

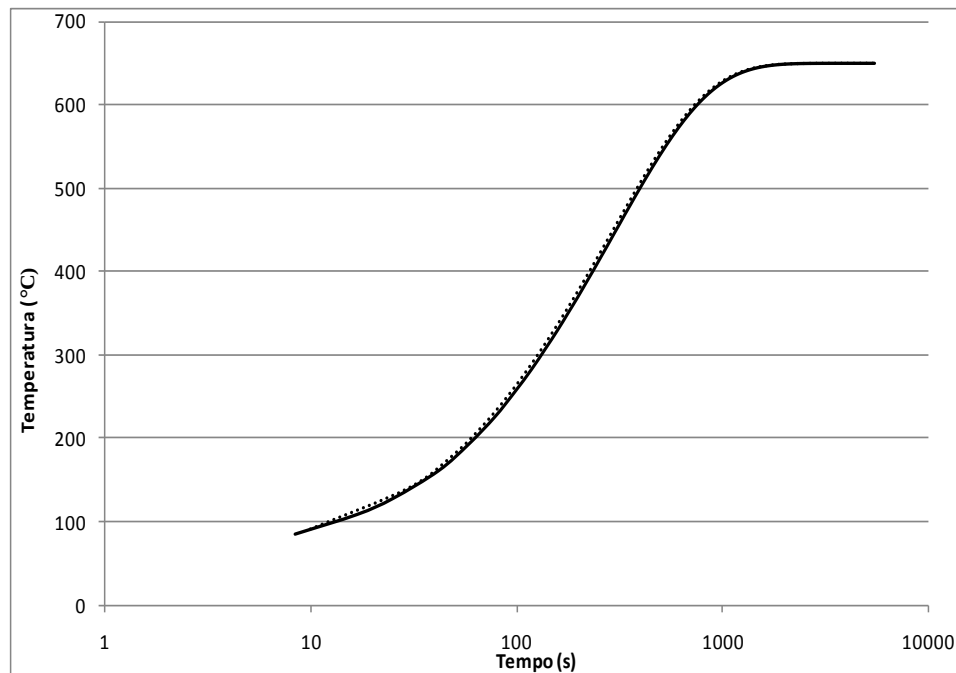


Figura 4.9 - Evolução temporal da temperatura do ponto C com a temperatura do forno de 650 °C e um coeficiente de convecção de 350 W/m²·°C. Linha — Solução numérica, ... Solução analítica

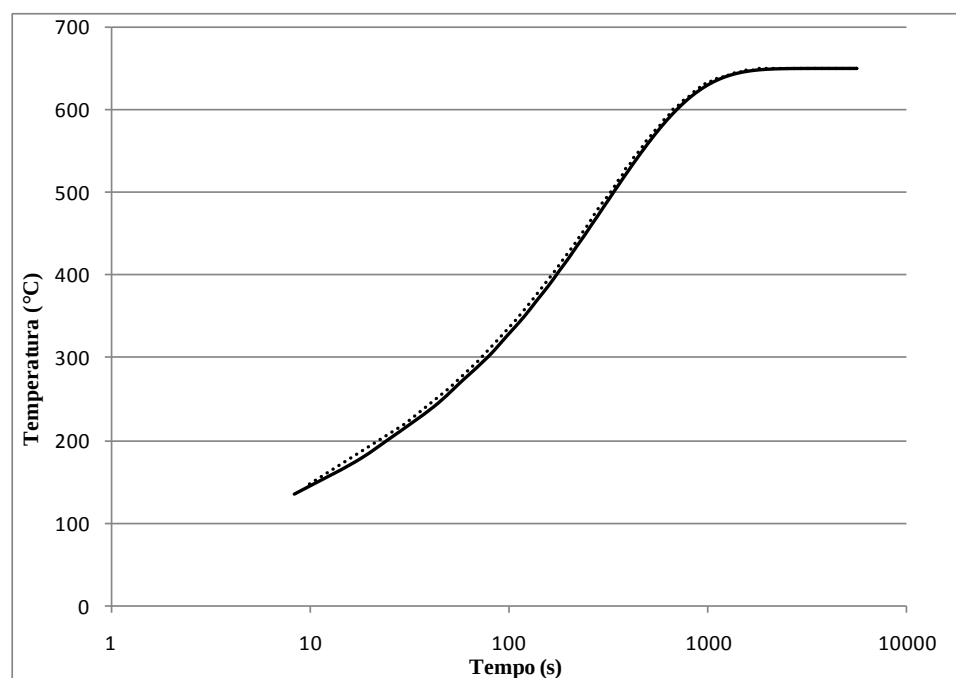


Figura 4.10 - Evolução temporal da temperatura do ponto D com a temperatura do forno de 650 °C e um coeficiente de convecção de 350 W/m²·°C. Linha — Solução numérica, ... Solução analítica

A análise destas figuras permite verificar que o método numérico pode ser utilizado como boa aproximação aos resultados analíticos em todos os pontos do disco. O ponto A é aquele cuja aproximação com o método numérico melhor se ajusta aos resultados analíticos. Já o ponto D é o ponto cuja aproximação com o método numérico menos se ajusta aos resultados analíticos. É então visível uma menor aproximação do método numérico pelas soluções analíticas à medida que o ponto se afasta do centro do disco, ou seja, se aproxima de pontos onde ocorrem maiores gradientes de temperatura. O ponto B não foi aqui representado

pois tem um comportamento muito semelhante ao ponto A, como já verificado na secção 2.5.1. Na Tabela 4.3 apresentam-se os erros médios para os primeiros 100 segundos provenientes da utilização do método numérico relativamente aos resultados obtidos com a solução analítica para cada um dos três pontos em estudo. O cálculo deste erro médio existente nos primeiros 100 segundos iniciou-se por volta dos 8 segundos e finalizou nos 100 segundos com um intervalo de tempo máximo de 20 segundos por incremento ou seja, foi calculado um erro médio com base no máximo de pontos disponibilizados pelo Abaqus nestes 100 segundos, ou seja, 7 pontos. O erro em causa foi calculado através da seguinte expressão $(T_{sa} - T_{sim})/T_{sa}$.

Tabela 4.3 - Erros médios nos primeiros 100 segundos na evolução temporal da temperatura dos pontos A, C e D

Ponto	Ponto A	Ponto C	Ponto D
Erro médio	0,88 %	1,59 %	1,93 %

4.3. Estudo dos resíduos e da máxima variação de temperatura admissível por intervalo de tempo

Os resíduos, que são uma estimativa do erro introduzido pela solução numérica, em cada incremento são usados como critério de paragem, convergência, podendo ser escolhido um valor maior ou menor. Foi então estudado o efeito deste valor do resíduo na solução numérica.

Desta forma, alterou-se o quociente entre o maior resíduo obtido na iteração adimensionalizado pelo correspondente módulo do fluxo médio de calor de 5×10^{-1} para 5×10^{-3} e posteriormente para 5×10^{-12} tendo-se concluído que a solução, curva da temperatura versus tempo, não sofria alterações. Concluiu-se então que o efeito do resíduo não é relevante dentro desta gama de valores.

Seguidamente foi estudada a máxima variação de temperatura admissível por incremento no tempo para o caso da malha 3. Na secção anterior, a variação máxima de temperatura admissível por incremento no tempo utilizada foi de 100 °C. Na presente secção foram estudadas também variações máximas de temperatura admissíveis de 10, 1 e 0,1 °C por cada incremento no tempo e o modo como estas afectam os resultados. De salientar que ao impor uma menor variação de temperatura por cada incremento no tempo o programa limita-se a reduzir o valor do passo no tempo de forma a assim reduzir as variações de temperatura e cumprir o requisito, desta forma o tempo de cálculo vai aumentando à medida que a variação de temperatura máxima permitida diminui. A Tabela 4.4 mostra, tal como já anteriormente se fez, os erros médios para os primeiros 100 segundos provenientes da utilização do método numérico relativamente aos resultados obtidos com a solução analítica para cada uma das variações máximas de temperatura admissíveis estudada. A Figura 4.11 mostra a evolução do erro médio nos primeiros 100 segundos igualmente para cada variação máxima de temperatura estudada no caso do ponto D. É importante referir que cálculo deste erro médio existente nos primeiros 100 segundos iniciou-se por volta dos 8 segundos e finalizou nos 100 segundos e o número de pontos utilizados para este cálculo é dependente da máxima mudança de temperatura admissível escolhida. Ou seja, para variações máximas de temperatura de 100,

10, 1 ou 0,1 °C o número de pontos utilizados para o cálculo do erro médio nos primeiros 100 segundos foi o máximo de pontos disponibilizados pelo Abaqus, isto é, 7, 40, 382 ou 3896, respectivamente.

Tabela 4.4 - Erros médios nos primeiros 100 segundos na evolução temporal da temperatura dos pontos A, C e D para diferentes valores da variação máxima de temperatura admissível por incremento no tempo e os respectivos tempos de simulação

Variação máxima de temperatura	Ponto A	Ponto C	Ponto D	Tempo de simulação
100 °C	0,88 %	1,59 %	1,93 %	2 minutos
10 °C	0,14 %	0,26 %	0,41 %	3 minutos
1 °C	0,06 %	0,03 %	0,09 %	15 minutos
0,1 °C	0,06 %	0,02 %	0,06 %	1 hora *

* tempo de cálculo numérico apenas para os primeiros 100 segundos

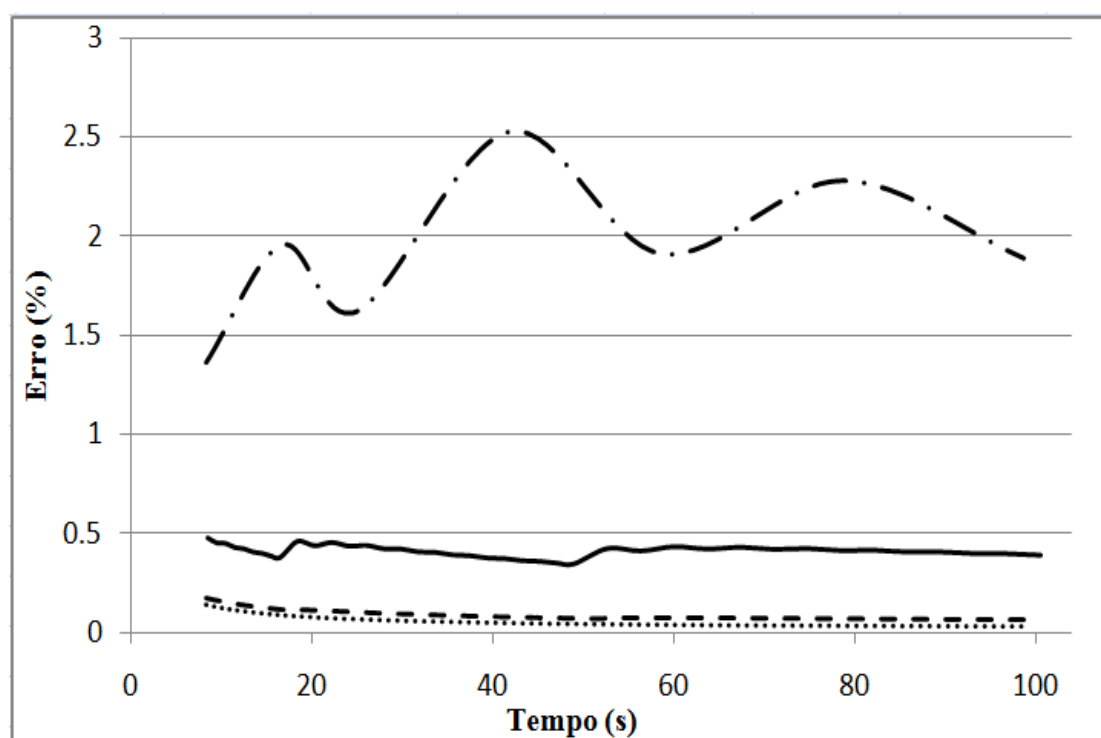


Figura 4.11 – Evolução do erro médio nos primeiros 100 segundos para cada variação máxima de temperatura admissível por cada incremento no tempo para o caso do ponto D com a temperatura do forno de 650 °C e um coeficiente de convecção de 350 W/m²·°C. Linha — · — 100 °C, — 10 °C, - - - 1 °C, ... 0,1 °C.

A análise da Tabela 4.4 e da Figura 4.11 permite concluir que, como se esperava, quanto menor for a máxima variação de temperatura admissível por intervalo de tempo mais próximos estão os resultados numéricos dos resultados obtidos pelas soluções analíticas. Desta forma, as simulações numéricas posteriores vão ser efectuadas impondo a máxima variação de temperatura admissível por intervalo de tempo igual a 1 °C.

5. Trabalho experimental realizado na F. Ramada

Neste capítulo são apresentados os resultados mais relevantes do trabalho experimental realizado na firma F. Ramada. Estes consistem em ensaios de aquecimento a baixa temperatura, para minimizar o efeito da radiação, com o objectivo de determinar experimentalmente o coeficiente de convecção entre o gás e a matriz, e de um tratamento de têmpera completo que irá servir como padrão com o qual se vai comparar o resultado da simulação do tratamento térmico na fase de aquecimento.

5.1. Resultados experimentais

A determinação do coeficiente de convecção médio existente em torno das peças colocadas no interior do forno, na fase de aquecimento de uma têmpera, foi realizada com o auxílio dos resultados de um ensaio de aquecimento a baixa temperatura fornecido pela F. Ramada. Desta forma, foi colocado dentro do forno, próximo da porta e juntamente com as peças a ser tratadas, um disco com um diâmetro de 230 mm e uma espessura de 95 mm que se denominou de disco de teste, ver Figura 5.1. Neste disco foram executados dois furos radialmente no plano de simetria do disco que é perpendicular ao eixo, assinalados por setas na Figura 5.1, sendo o desfasamento entre os dois furos de 90°. Um dos furos tem 35 mm de profundidade e o outro tem 65 mm.



Figura 5.1 - Disco de teste

Antes de se efectuar o tratamento térmico de têmpera, as peças foram submetidas a um aquecimento a baixas temperaturas composto por três estágios com o objectivo de serem usados no cálculo do coeficiente de convecção, isto é, primeiro aquecem até 50 °C, depois até 100 °C e finalmente até 150 °C, seguidamente dá-se início ao processo de têmpera propriamente dito. Nestes três estágios a temperatura do forno é mantida constante durante um certo intervalo de tempo. Com estes três patamares é possível estimar o coeficiente de

convecção para estas temperaturas que, em princípio, é aproximadamente igual ao coeficiente de convecção existente para temperaturas superiores. A escolha destes três estágios a baixas temperaturas antes de se efectuar a têmpera é propositada pois pretende-se minimizar os efeitos de transferência de calor por radiação.

A Figura 5.2 mostra as peças que vão sofrer o tratamento térmico bem como o disco de teste e também o escudo de radiação. Os fios visíveis são os termopares. Como é visível nesta figura, os resultados deste ensaio foram efectuados com o disco de teste próximo da ventoinha do forno, i.e., junto à porta.

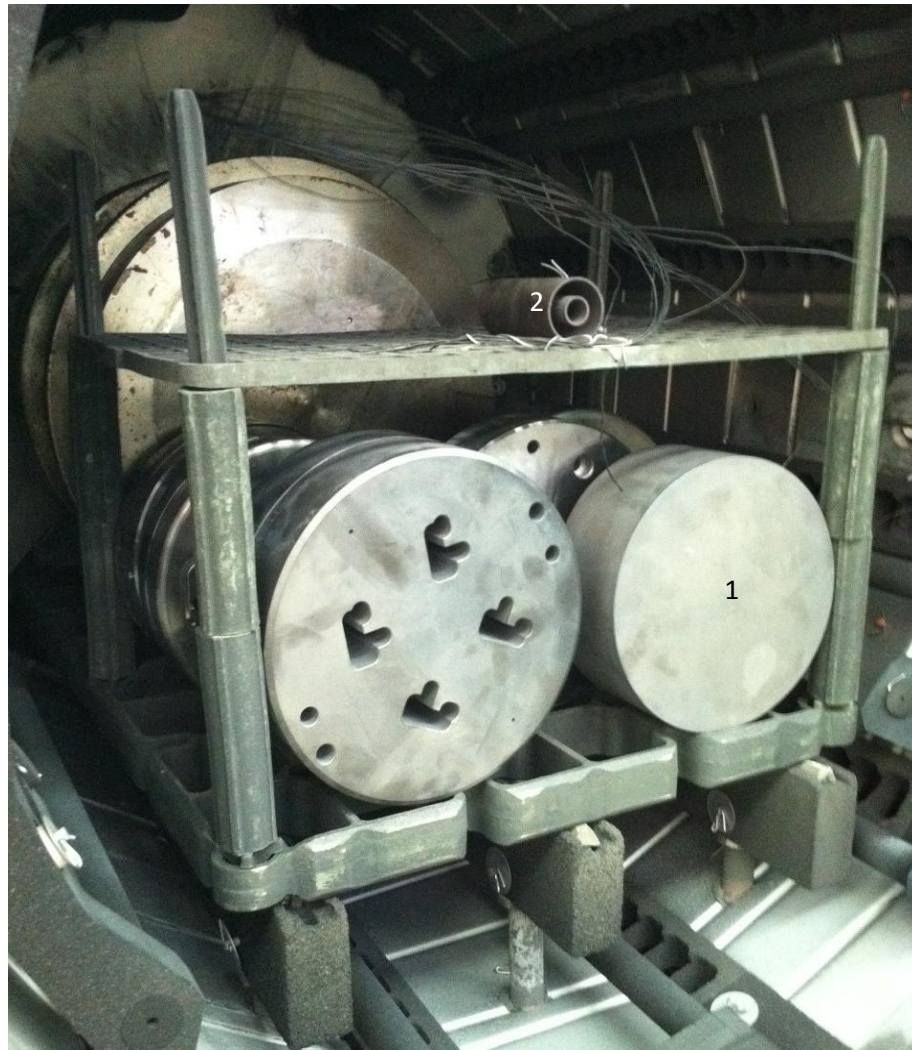


Figura 5.2 - Peças dentro do forno antes de ser efectuada a têmpera. Legenda: 1 – Disco de teste, 2 – Escudo de radiação.

Na Figura 5.3 está representado o conjunto de ensaios realizados na determinação do coeficiente de convecção bem como o tratamento de têmpera propriamente dito que é composto por dois estágios, um a 850 °C e outro a 900 °C. Nesta figura são mostradas as evoluções temporais da temperatura do forno, da temperatura do termopar dentro do escudo, doravante denominada de temperatura do gás, e da temperatura do disco de teste. O termopar introduzido no disco de teste foi colocado no furo mais próximo da superfície, ou seja, num local que está a 35 mm da superfície.

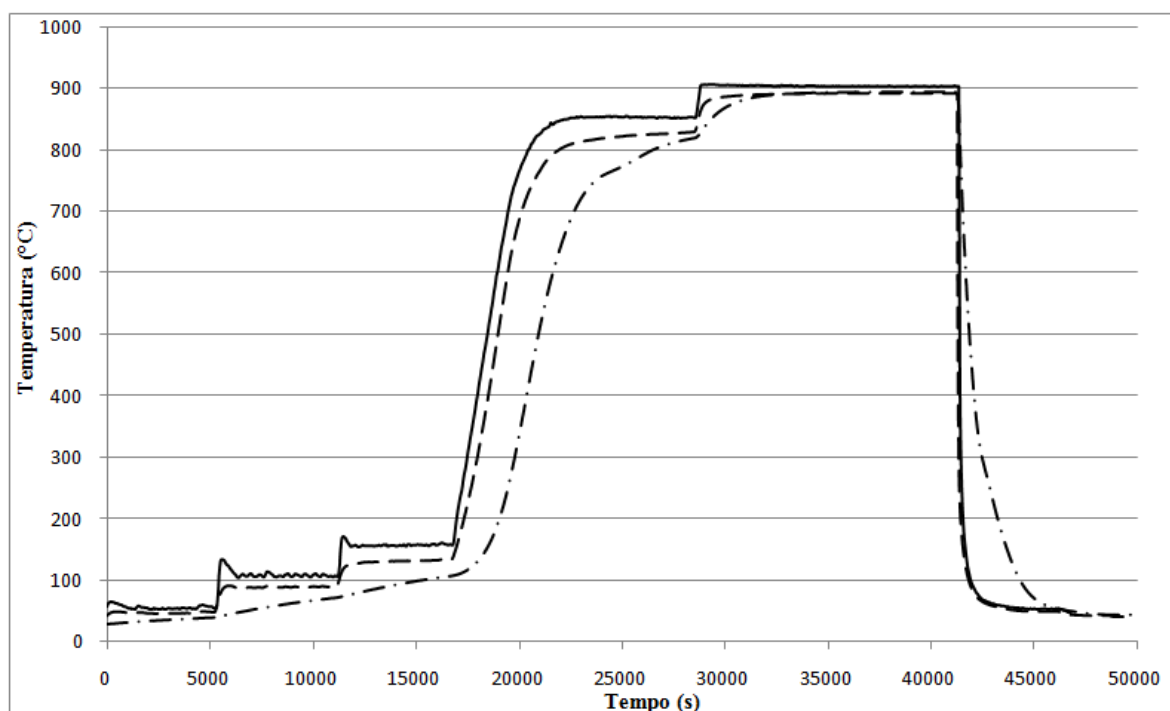


Figura 5.3 - Evolução temporal da temperatura das paredes do forno, da temperatura do gás e da temperatura do disco num tratamento térmico de têmpera no ensaio experimental. Linha — Temperatura das paredes do forno, — — temperatura do termopar dentro do escudo, — · — temperatura do disco no furo de menor profundidade.

Na Figura 5.3 é possível observar que, como se esperava, o disco demora algum tempo a responder à temperatura imposta pelo forno, devido à inércia daquele. É importante também relembrar que a temperatura do gás foi medida com o termopar colocado no interior do escudo de radiação, Figura 3.7. Ou seja, a influência da temperatura das paredes do forno é minimizada mas não anulada e isso é notório na Figura 5.3. Verifica-se que a temperatura do gás inicialmente está próxima da temperatura das paredes do forno, contudo, com o aumento desta, existe um maior desfasamento entre elas em virtude do maior calor que chega ao termopar por radiação. Porém, no último estágio de 900 °C, verifica-se que a temperatura do gás tende para a temperatura das paredes do forno pois nesta fase o azoto é removido e a temperatura do termopar tende para a temperatura da parede já que este deixou de transferir para o gás o calor que recebe por radiação. Quando a temperatura do forno diminui, em virtude da injeção do azoto a baixa temperatura, a temperatura do gás volta a acompanhar a temperatura da parede uma vez que os efeitos da radiação são desprezáveis.

5.1.1. Determinação do coeficiente de convecção

Com base nos resultados experimentais que permitiram traçar o gráfico da Figura 5.3 e utilizando as soluções analíticas estimou-se o coeficiente de convecção presente em cada um dos três estágios iniciais a baixas temperaturas através de um processo iterativo a ser descrito seguidamente.

O calor transferido por convecção e por radiação para uma matriz no interior deste forno pode ser substituído por uma temperatura média aparente e um coeficiente global de transferência de calor conforme se mostra na equação (5.1),

$$h_c(T_\infty - T_{mat}) + h_r(T_1 - T_{mat}) = h(\bar{T} - T_{mat}) \quad (5.1)$$

em que h_c é o coeficiente de convecção, h_r o coeficiente de radiação, T_{mat} é a temperatura superficial da matriz, T_∞ é a temperatura do azoto, T_1 é a temperatura das paredes do forno, $\bar{T}$ é uma temperatura média aparente que tem um valor entre T_∞ e T_1 e h é o coeficiente global de transferência de calor por convecção e por radiação, ou seja, $h_c + h_r = h$. Esta associação é possível devido à semelhança entre as resistências térmicas de convecção e radiação (Fernandes e Castro, 2009). Deste modo é pois possível usar a solução analítica apresentada no capítulo 2 e que tem como dados de entrada apenas uma temperatura e apenas um coeficiente de convecção que neste caso serão h e $\bar{T}$.

Pretende-se então retirar da equação (5.1) o coeficiente de convecção, h_c . Contudo, para além deste coeficiente, $\bar{T}$ e h também são desconhecidos. Desta forma, para se poder determinar o coeficiente de convecção recorreu-se a um processo iterativo. No processo iterativo começa-se então por se arbitrar para $\bar{T}$ o valor de

$$\bar{T} = \frac{T_\infty + T_1}{2} \quad (5.2)$$

Com o valor de $\bar{T}$ e recorrendo às soluções analíticas facilmente obtém-se o coeficiente global de transferência de calor por convecção e por radiação, determinado como sendo aquele que conduz a um melhor ajuste entre os valores experimentais e os valores analíticos, num processo que se descreve seguidamente.

Utilizando as soluções analíticas obtém-se a distribuição temporal da temperatura adimensional num ponto do disco ao serem atribuídos o coeficiente de convecção, a temperatura do forno, a temperatura do fluido, a condutividade do disco, a sua massa volumica, o seu calor específico e o ponto que se pretende analisar. Como também é conhecida a evolução temporal da temperatura experimental do disco, esta é adimensionalizada. Desta forma, ao serem também conhecidas as evoluções temporais da temperatura experimental do forno e do gás, vão-se arbitrando valores para o coeficiente de convecção até que as evoluções temporais da temperatura adimensional do disco obtidas analiticamente se ajustem o mais possível às evoluções temporais da temperatura adimensional do disco obtidas experimentalmente. Este ajustamento foi efectuado utilizando o método dos mínimos quadrados. Contudo, ao arbitram-se valores para este coeficiente de convecção ele é, na realidade, o coeficiente global de transferência de calor por convecção e por radiação pois está a ser feito um ajuste a uma evolução experimental que foi sujeita a fenómenos combinados de transferência de calor por convecção e por radiação.

Conhecendo o coeficiente global de transferência de calor por convecção e radiação é possível determinar o coeficiente de convecção pois o coeficiente de radiação pode ser calculado, como se verá de seguida. Assim, com o auxílio da equação (5.1), determina-se o novo $\bar{T}$. Seguidamente calcula-se novamente o coeficiente global de transferência de calor e, com recurso ao coeficiente de radiação, determina-se um novo coeficiente de convecção. Este processo iterativo termina quando o erro relativo entre o novo coeficiente de convecção e o coeficiente de convecção determinado na iteração anterior tem um valor máximo de 1%.

Uma estimativa do coeficiente de radiação pode ser obtida assumindo que dentro do forno se encontram três matrizes, tal como ilustra a Figura 5.4, e admitindo-se que estão todas

à mesma temperatura, pode-se desprezar as trocas de calor entre elas. O espaçamento entre as matrizes é igual e tem o valor de 5 cm.

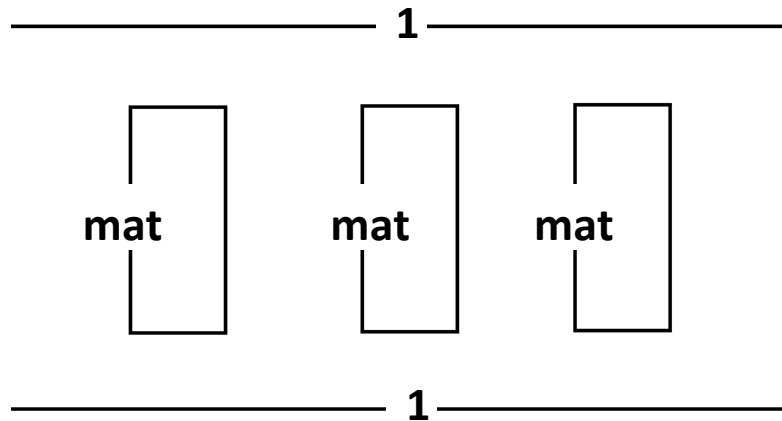


Figura 5.4 - Esquema de três matrizes no interior do forno. Legenda: 1 – forno, mat – matriz

Na Figura 5.5 apresenta-se o esquema de resistências que permitiu realizar os balanços de energia na matriz central representada na Figura 5.4.

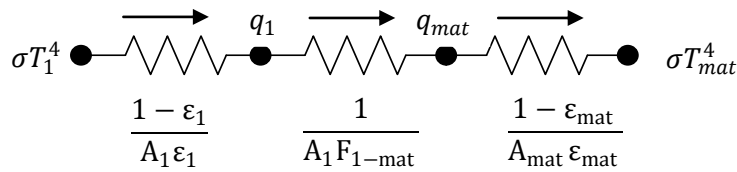


Figura 5.5 - Esquema de resistências usado no estudo da transferência de calor por radiação do forno para a matriz central esquematizada na Figura 5.4

Na Figura 5.5, A_1 é a área superficial do forno, A_{mat} é a área superficial da matriz, ϵ_{mat} é a emissividade da matriz, ϵ_1 é a emissividade do forno e F_{1-mat} é o factor de forma entre o forno e a matriz central.

Atendendo a que $A_1 \gg A_{mat}$ considera-se que $A_1 \cong \infty$, ou seja, a primeira resistência é aproximadamente igual a zero, $\frac{1-\epsilon_1}{A_1 \epsilon_1} \cong 0$. Porém, a segunda resistência não pode ser desprezada pois o factor de forma tem uma função muito importante e, desta forma, usando o teorema da reciprocidade, facilmente se calcula aquela resistência (Fernandes e Castro, 2009).

Fazendo um balanço de energia aos nós, Figura 5.5, o calor transferido por radiação do forno para a matriz é dado por:

$$Q_{rad} = \frac{\sigma(T_1^4 - T_{mat}^4)}{\frac{1}{A_{mat}F_{mat-1}} + \frac{1 - \epsilon_{mat}}{A_{mat}\epsilon_{mat}}} \quad (5.3)$$

A equação (5.3) também pode ser rescrita como:

$$Q_{rad} = h_{rad}A_{mat}(T_1 - T_{mat}) \quad (5.4)$$

em que h_{rad} , dado por

$$h_{\text{rad}} = \frac{\sigma(T_1^2 + T_{\text{mat}}^2)(T_1 + T_{\text{mat}})}{\frac{1}{F_{\text{mat}-1}} + \frac{1 - \varepsilon_{\text{mat}}}{\varepsilon_{\text{mat}}}} \quad (5.5)$$

é o coeficiente de radiação.

Na Figura 5.3 está exposta a evolução temporal da temperatura do azoto durante o tratamento térmico que foi obtida com o auxílio de um termopar colocado no centro do escudo de radiação. Contudo, as temperaturas do azoto recolhidas não são as temperaturas reais pois, nem mesmo com o escudo de radiação se consegue anular o efeito de transferência de calor por radiação das paredes do forno para o gás. Assim, com recurso ao programa feito no EES, referido no capítulo 3, efectua-se o procedimento contrário, ou seja, conhece-se a temperatura medida pelo termopar e pretende-se determinar a temperatura real do gás. Desta forma, efectuou-se nesse programa EES um estudo da variação da temperatura real do gás com a variação do coeficiente de convecção termopar-gás e verificou-se que quanto maior for o coeficiente de convecção mais a temperatura lida pelo termopar está próxima da temperatura real do gás. Dado que o coeficiente de convecção termopar-gás é desconhecido optou-se por realizar este estudo para dois valores do referido coeficiente, são eles um valor “infinito”, que corresponde a uma temperatura do gás igual à temperatura lida pelo termopar, $T_{\text{gás}}$, e um coeficiente de $15 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ e que será o valor mínimo admitido, e a que corresponde uma temperatura do gás inferior à temperatura lida pelo termopar e que será calculada caso a caso, denominada de temperatura mínima do gás, $T_{\text{mín. gás}}$.

A determinação da temperatura superficial da matriz, T_{mat} , necessária para o cálculo do h_{rad} , equação (5.5), foi feita por um método aproximado. Começou-se então por utilizar seis pontos da superfície do disco, determinou-se a evolução temporal da temperatura nesses pontos, através da solução analítica, e seguidamente determinou-se a evolução da temperatura média da superfície (média aritmética das seis temperaturas para cada instante) em função do tempo. Posteriormente, e utilizando estes valores, determinou-se a temperatura superficial média do disco ao longo do tempo até ao momento em que a temperatura estabiliza por intermédio de uma integração com recurso à regra dos trapézios. Ao adimensionalizar a temperatura assim obtida utilizando a temperatura da parede do forno, obteve-se a seguinte relação que foi usada posteriormente para os vários patamares:

$$T_{\text{mat}} = 0,83 \times T_1 \quad (5.6)$$

Para clarificar a qualidade do ajuste efectuado entre as evoluções temporais da temperatura adimensional do disco obtidas analiticamente e as evoluções temporais da temperatura adimensional do disco obtidas experimentalmente na determinação do coeficiente global de transferência de calor mostra-se, na Figura 5.6, o ajuste alcançado para o caso do estágio 1.

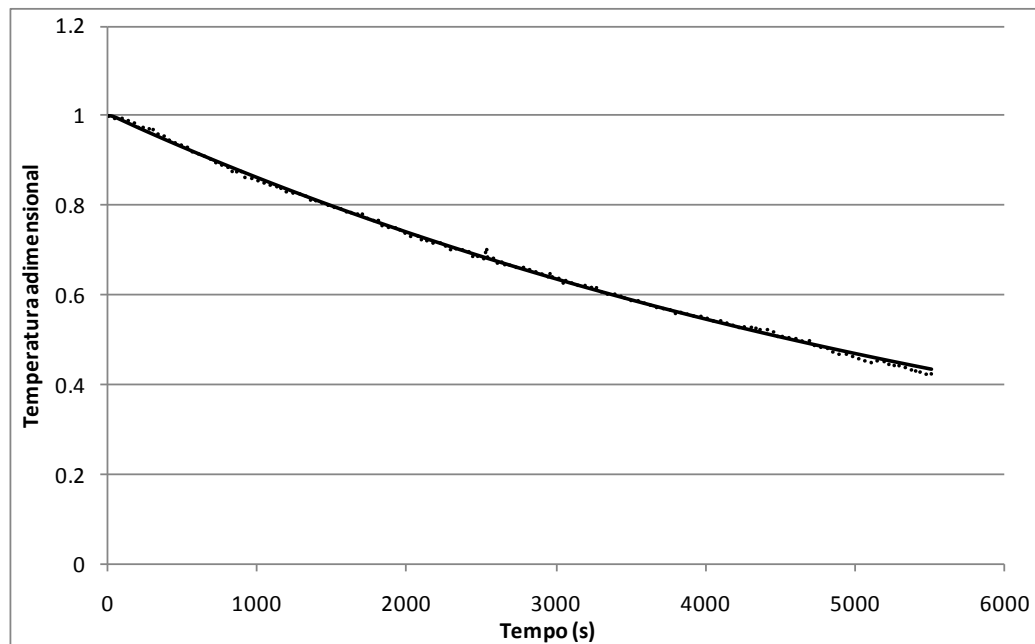


Figura 5.6 - Ajuste entre as temperaturas adimensionais obtidas experimentalmente e com recurso às soluções analíticas no estágio 1. Linha Temperatura adimensional experimental, — temperatura adimensional obtida com recurso às soluções analíticas.

Seguidamente são expostos na Tabela 5.1 os coeficientes de convecção e de radiação para cada um dos três estágios iniciais a baixas temperaturas bem como as respectivas temperaturas das paredes do forno e do azoto. Estes valores foram obtidos utilizando discos com 230 mm de diâmetro e 95 mm de espessura com as mesmas propriedades térmicas referidas na Tabela 2.1. Considerou-se que a matriz tem uma emissividade de 0,5 ($\epsilon_{\text{mat}} = 0,5$) e o factor de forma matriz-forno foi obtido com o auxílio do programa EES sendo o seu valor de 0,644.

Tabela 5.1 - Coeficientes de convecção presentes em cada um dos três estágios iniciais a baixas temperaturas

	Estágio 1		Estágio 2		Estágio 3	
	$T_1 = 56\text{ °C}$		$T_1 = 108\text{ °C}$		$T_1 = 157\text{ °C}$	
	$T_{\text{gas}} = 46\text{ °C}$	$T_{\text{mín. gás}} = 41\text{ °C}$	$T_{\text{gas}} = 88\text{ °C}$	$T_{\text{mín. gás}} = 78\text{ °C}$	$T_{\text{gas}} = 131\text{ °C}$	$T_{\text{mín. gás}} = 118\text{ °C}$
$h_c\text{ (W/m}^2\cdot\text{°C)}$	11	19	9	12	5	6,6
$h_r\text{ (W/m}^2\cdot\text{°C)}$	3		4,6		6,4	

Na Tabela 5.1 estão expostos os coeficientes de convecção calculados em cada um dos três estágios contudo, para cálculos futuros, apenas vai ser utilizado o coeficiente de convecção determinado para o estágio 1 em que $T_{\text{gas}} = 46\text{ °C}$, já que neste o efeito da radiação é mais reduzido e portanto o erro inerente ao cálculo de h_r , e consequentemente no cálculo de h_c , será menor. No estágio 2 e estágio 3, como a temperatura das paredes do forno é superior, a transferência de calor por radiação é mais intensa o que se traduz num aumento do coeficiente de radiação e, consequentemente, uma diminuição do coeficiente de convecção

pois o coeficiente global de transferência de calor mantém-se praticamente igual nos três estágios.

Na Figura 5.7 mostra-se a variação do coeficiente de convecção, comportamento estimado tendo em conta apenas a influência da variação das propriedades do gás com a temperatura, e do coeficiente de radiação, calculado com as temperatura instantâneas da parede e da matriz utilizando a equação (5.6), ao longo da fase de aquecimento do ensaio experimental realizado na empresa. A avaliar pelos resultados da Figura 5.7, não era de todo espectável que o coeficiente de convecção baixasse para um valor de 5 ($\text{W}/\text{m}^2\cdot^\circ\text{C}$) como se constatou experimentalmente, Tabela 5.1. Este comportamento pode ser indicador de que o coeficiente de radiação está a ser sobreavaliado em virtude da utilização de uma emissividade superior à real e, provavelmente será este segundo motivo a razão principal, o factor de forma forno-matriz real, é inferior ao utilizado. Conforme se pode ver pela Figura 5.2, as peças que envolvem a matriz causam uma obstrução adicional à radiação que não foi contabilizada no modelo, ao diminuir o referido factor de forma também diminui o coeficiente de radiação, cf. equação (5.5) e aumenta o coeficiente de convecção. De aqui se conclui que o valor do coeficiente de convecção determinado à temperatura mais baixa, estágio 1, é em princípio o mais fiável dos três.

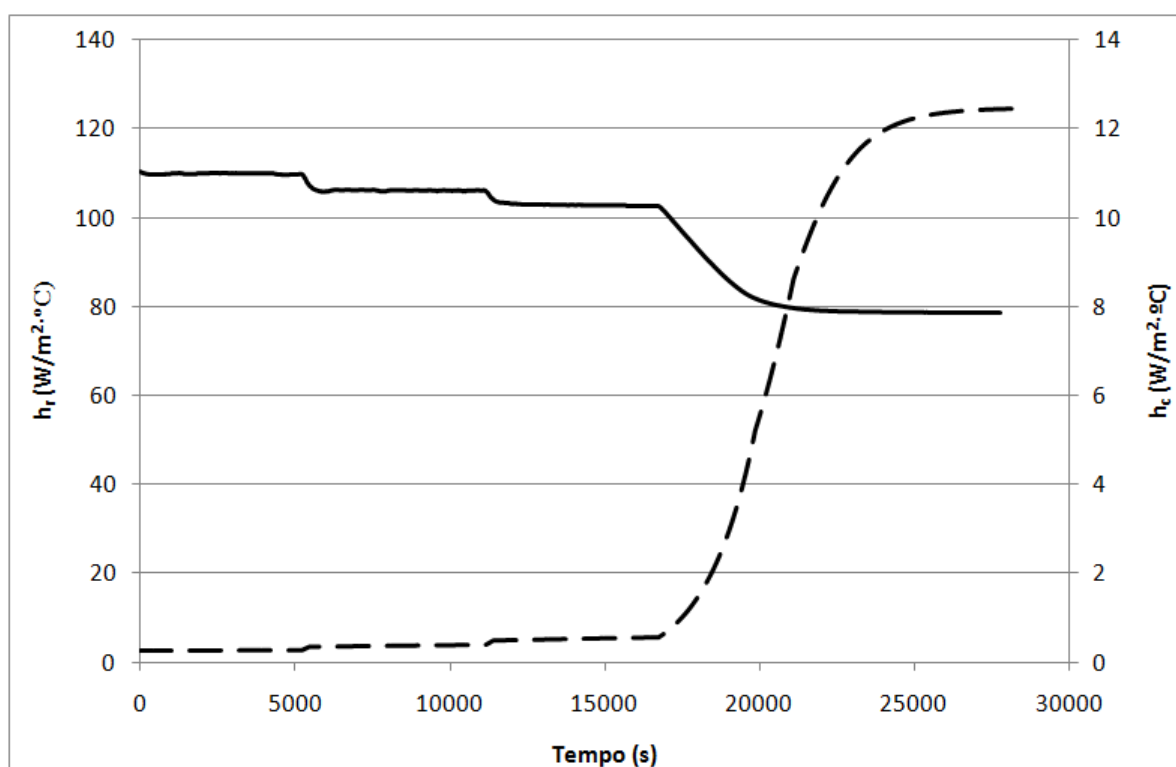


Figura 5.7 – Evolução do coeficiente de convecção e do coeficiente de radiação ao longo do ensaio de têmpera.
Linha — h_c , — h_r .

5.1.2. Incerteza sistemática no coeficiente de convecção

Como já referido, para a determinação do coeficiente de convecção foi necessário assumir alguns parâmetros. Porém, nem todos esses parâmetros têm a mesma influência no valor tomado pelo coeficiente de convecção, ou seja, existem parâmetros que afectam mais o valor tomado pelo coeficiente de convecção do que outros, o que se traduz numa incerteza para o coeficiente de convecção. Desta forma, é apresentado de seguida o cálculo da incerteza sistemática assimétrica do coeficiente de convecção obtido no estágio 1, de acordo com Coleman, 1999.

Os parâmetros que mais influenciam o valor da incerteza do coeficiente de convecção são a temperatura do azoto e a emissividade do disco já que são aqueles que possuem uma maior incerteza, ou seja, assumiu-se então que

$$h_c = f(T_{gas}, \varepsilon_{mat}) \quad (5.7)$$

pois admitiu-se que a incerteza na medição da temperatura da parede do forno era desprezável face às incertezas referidas anteriormente

$$U_{T_1} \cong 0 \quad (5.8)$$

Visto que a incerteza da temperatura do gás tem um comportamento assimétrico, isto é, ou toma o valor registado pelo termopar ou toma um valor abaixo deste, é necessário definir uma incerteza simétrica efectiva para a temperatura do azoto dada por

$$U_{T_{gas}} = \frac{(U_{T_{gas}})^+ + (U_{T_{gas}})^-}{2} \quad (5.9)$$

onde $(U_{T_{gas}})^+ = 0$ e $(U_{T_{gas}})^- = -4,8$ °C, este segundo valor foi calculado com o programa EES, conforme referido anteriormente, para uma temperatura de parede de 56 °C.

A incerteza da emissividade da matriz foi assumida como sendo de

$$U_{\varepsilon_{mat}} = \pm 0,2 \quad (5.10)$$

e a incerteza do coeficiente de convecção obtém-se pela seguinte equação

$$U_{h_c} = \sqrt{\left(\frac{\partial h_c}{\partial \varepsilon_{mat}} U_{\varepsilon_{mat}}\right)^2 + \left(\frac{\partial h_c}{\partial T_{gas}} U_{T_{gas}}\right)^2} \quad (5.11)$$

em que as derivadas são calculadas numericamente, ou seja,

$$\frac{\partial h_c}{\partial \varepsilon_{mat}} \cong \frac{h_{c(\varepsilon_{mat}=0,5)} - h_{c(\varepsilon_{mat}=0,3)}}{0,2} \quad (5.12)$$

ou

$$\frac{\partial h_c}{\partial \varepsilon_{mat}} \cong \frac{h_{c(\varepsilon_{mat}=0,5)} - h_{c(\varepsilon_{mat}=0,7)}}{0,2} \quad (5.13)$$

e

$$\frac{\partial h}{\partial T_{gas}} = \frac{h_{c(T_{gas})} - h_{c(T_{gas}+U_{T_{gas}})}}{2,4} \quad (5.14)$$

Como é óbvio, não vão ser utilizadas ambas as equações (5.12) e (5.13) pois dizem respeito ao mesmo valor. Então, vai-se utilizar aquela a que corresponde um maior valor de $\frac{\partial h_c}{\partial \varepsilon_{mat}}$.

Na Tabela 5.2 são expostos os coeficientes de convecção necessários para o cálculo da incerteza do coeficiente de convecção.

Tabela 5.2 - Coeficientes de convecção necessários para o cálculo da incerteza do coeficiente de convecção

	$T_{gas} = 46 \text{ °C}$			$T_{gas} = 46 - 2,4 \text{ °C}$
	$\varepsilon_{mat} = 0,3$	$\varepsilon_{mat} = 0,5$	$\varepsilon_{mat} = 0,7$	$\varepsilon_{mat} = 0,5$
$h_c \text{ (W/m}^2 \cdot \text{°C)}$	13	11	9	14

Na determinação de incertezas assimétricas é habitual introduzir um factor F , que é definido por (Coleman e Steele, 1999) da seguinte forma:

$$F = h_{c(T_{gas}+U_{T_{gas}};\varepsilon_{mat}=0,5)} - h_{c(T_{gas};\varepsilon_{mat}=0,5)} \quad (5.15)$$

e, sabendo que

$$h_{c(T_{gas};\varepsilon_{mat}=0,5)} - (U_{h_c} - F) \leq h_{real} \leq h_{c(T_{gas};\varepsilon_{mat}=0,5)} + (U_{h_c} + F) \quad (5.16)$$

o coeficiente de convecção real está compreendido neste intervalo

$$10,4 \leq h_{real} \leq 17,6 \quad \text{W/m}^2 \cdot \text{°C} \quad (5.17)$$

5.2. Simulação numérica da fase de aquecimento

Com a determinação do coeficiente de convecção, $h_c = 11 \text{ W/m}^2\cdot^\circ\text{C}$, e com o conhecimento das temperaturas das paredes do forno e do gás fez-se a simulação numérica para a fase de aquecimento do tratamento térmico recorrendo ao programa Abaqus. As temperaturas das paredes do forno e do gás implementadas no programa bem como as respectivas temperaturas experimentais estão expostas nas Figura 5.8 e Figura 5.9. De salientar que na última fase do aquecimento o gás é removido, pelo que o eixo da coordenada tempo não é o mesmo nos dois gráficos.

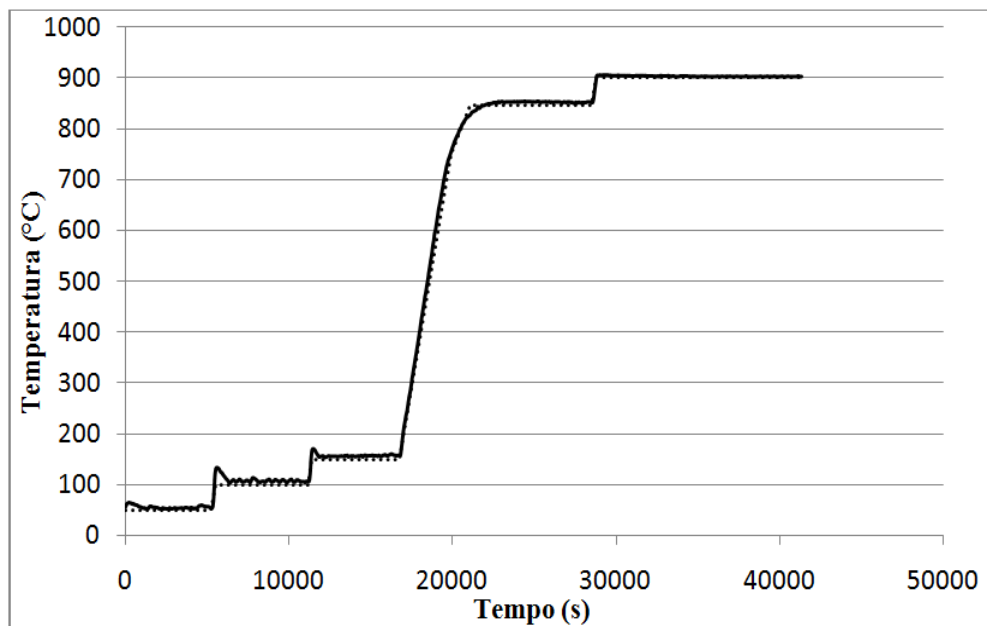


Figura 5.8 – Curva de temperatura do forno obtida experimentalmente e implementada no Abaqus.
Linha — Temperatura experimental, ... temperatura implementada no Abaqus.

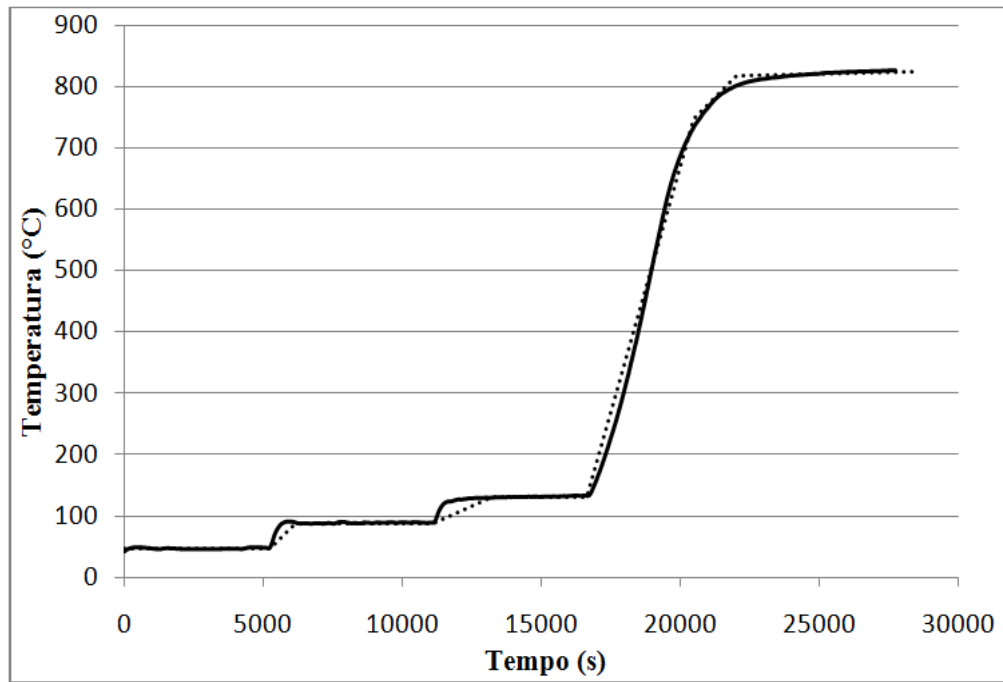


Figura 5.9 – Curva de temperatura do gás obtida experimentalmente e implementada no Abaqus.
Linha — Temperatura experimental, ... temperatura implementada no Abaqus.

A simulação executada no Abaqus foi realizada tendo em conta que se encontravam dentro do forno 7 discos igualmente espaçados de 5 cm e com emissividades iguais e de valor 0,5. Assumiu-se também que as paredes do forno tinham uma emissividade de 0,9 e que possuía uma geometria cilíndrica com diâmetro interior de 63 cm que envolvia todos os discos colocados de forma a existir simetria axial na transferência de calor. As dimensões dos discos usadas foram as habituais. O resultado desta simulação está apresentado na Figura 5.10.

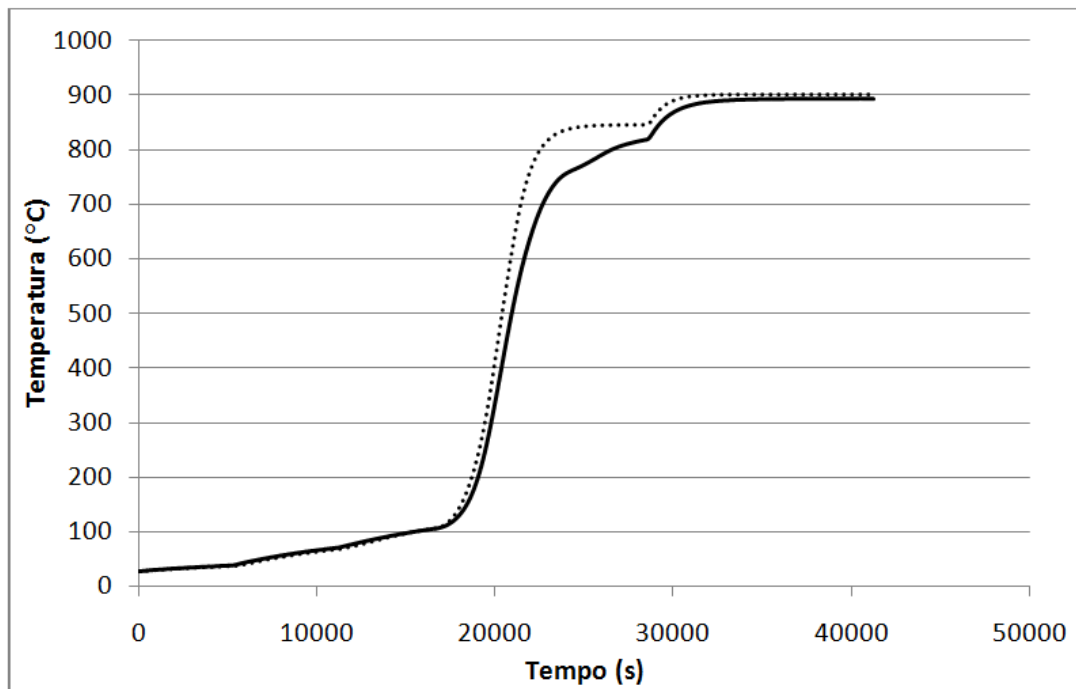


Figura 5.10 - Curvas de temperatura versus tempo experimental e obtida por simulação com distância entre discos de 5 cm. Linha — Temperatura experimental, ... temperatura obtida por simulação.

A análise da Figura 5.10 permite concluir que o resultado numérico representa com fiabilidade a fase de aquecimento do tratamento térmico apesar de começar a haver alguma discrepância entre as curvas logo após o terceiro estágio de têmpera assim que a temperatura da parede começa a aumentar. O desvio entre o resultado da simulação e o valor experimental fica certamente a dever-se à obstrução à transferência de calor por radiação, que as peças vizinhas do disco de teste causam e cujo efeito não foi contabilizado no modelo, conforme já referido na secção 5.1.1. Quanto mais elevadas são as temperaturas maior é o peso da radiação térmica, veja-se por exemplo a Figura 5.7 em que o h_r aumenta cerca de quarenta vezes com o aumento das temperaturas, e por conseguinte maior é o desvio do comportamento do modelo relativamente à realidade.

Posto isto, e para tentar introduzir um pouco o efeito da obstrução causado pelas peças vizinhas do disco de teste no modelo, fez-se uma nova simulação em que se utilizaram 9 discos dentro do forno igualmente espaçados mas agora de 1 cm. Discos mais próximos recebem menos calor da parede por radiação. Os resultados obtidos estão expostos na Figura 5.11.

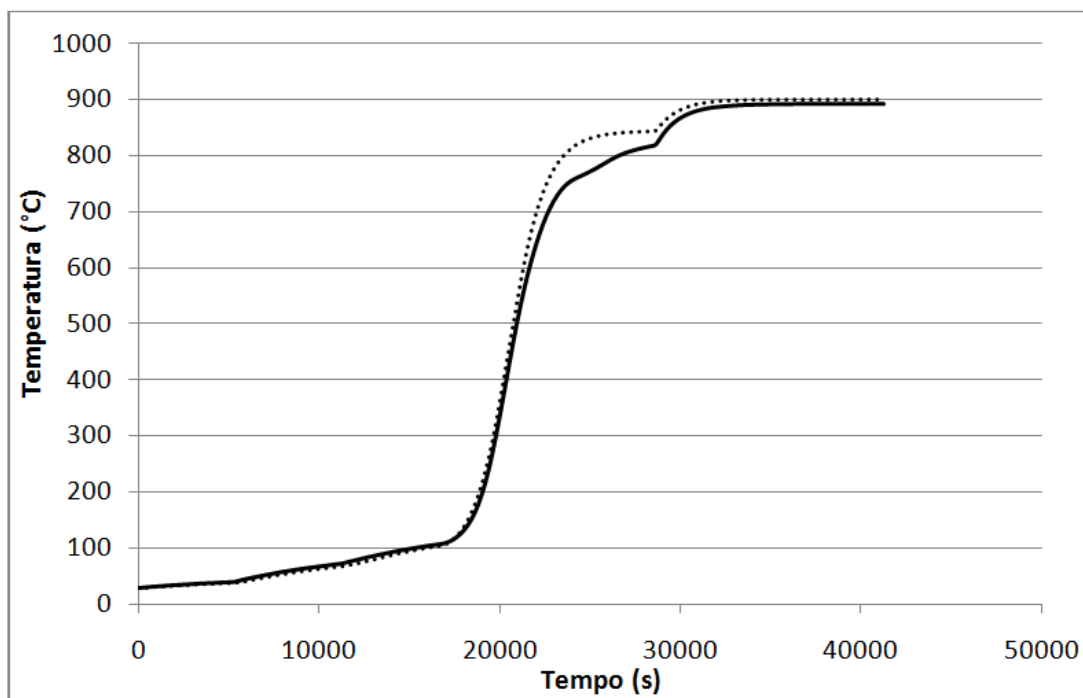


Figura 5.11 – Curvas de temperatura versus tempo experimental e obtida por simulação com distância entre discos de 1 cm. Linha — Temperatura experimental, ... temperatura obtida por simulação.

Analisando a Figura 5.11 verifica-se que existe uma melhoria nos resultados obtidos, ou seja, pode-se concluir que o factor de forma matriz-forno tem um papel importante na transferência de calor por radiação das paredes do forno para os discos.

Uma vez que o programa não permite reduzir mais o factor de forma de maneira a poder traduzir melhor o que se passa na realidade, optou-se por reduzir o valor da emissividade. Embora tomando valores mais baixos que o esperado na realidade, reduzir a emissividade tem um efeito idêntico à diminuição do factor de forma já que, como se pode ver pela equação (5.3), reduzir o factor de forma ou reduzir a emissividade tem como único efeito, o aumento da resistência à transferência de calor por radiação que é no fundo o que se pretende. Podemos pois concluir que uma maior resistência à transferência de calor por radiação aproxima os resultados numéricos dos experimentais, este facto fica pois a dever-se à presença de outras peças e da porta não aquecida, ver Figura 5.2, na vizinhança da peça a tratar e que o modelo não contabilizava.

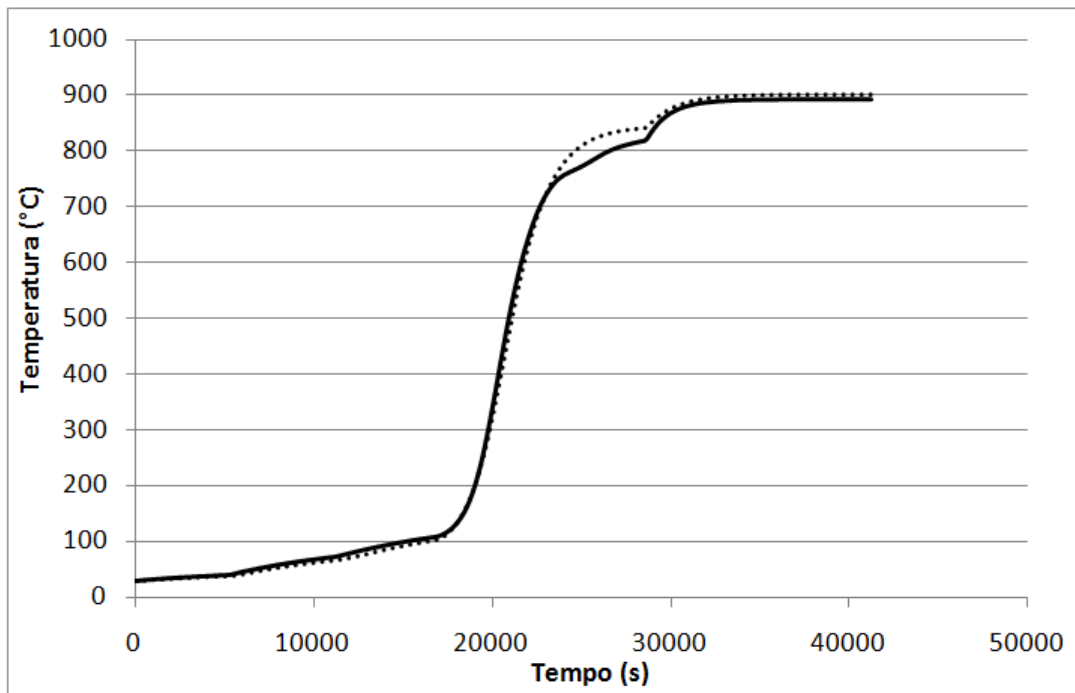


Figura 5.12 - Curvas de temperatura versus tempo experimental e obtida por simulação com distância entre discos de 1 cm e emissividade dos discos de 0,35. Linha — Temperatura experimental, ... temperatura obtida por simulação.

Foi também realizada uma simulação em que se testou o efeito da variação do coeficiente de convecção com a temperatura, tendo-se constatado que este não alterava os resultados obtidos na simulação numérica. Algo esperado dado o pequeno peso deste na transferência de calor, c. f. Figura 5.7. Finalmente, analisou-se a variação das propriedades do disco com a temperatura, i. e., condutibilidade e massa volúmica, e conclui-se o mesmo, ou seja, os resultados numéricos obtidos são iguais aos resultados numéricos em que tal não é considerado.

Para finalizar este capítulo, resta salientar que se verificou um comportamento muito importante, isto é, no decorrer do processo de aquecimento a evolução da temperatura do ponto D do disco é muito próxima da evolução da temperatura do ponto A, posições estas definidas na Figura 2.5, como é visível na Figura 5.13.

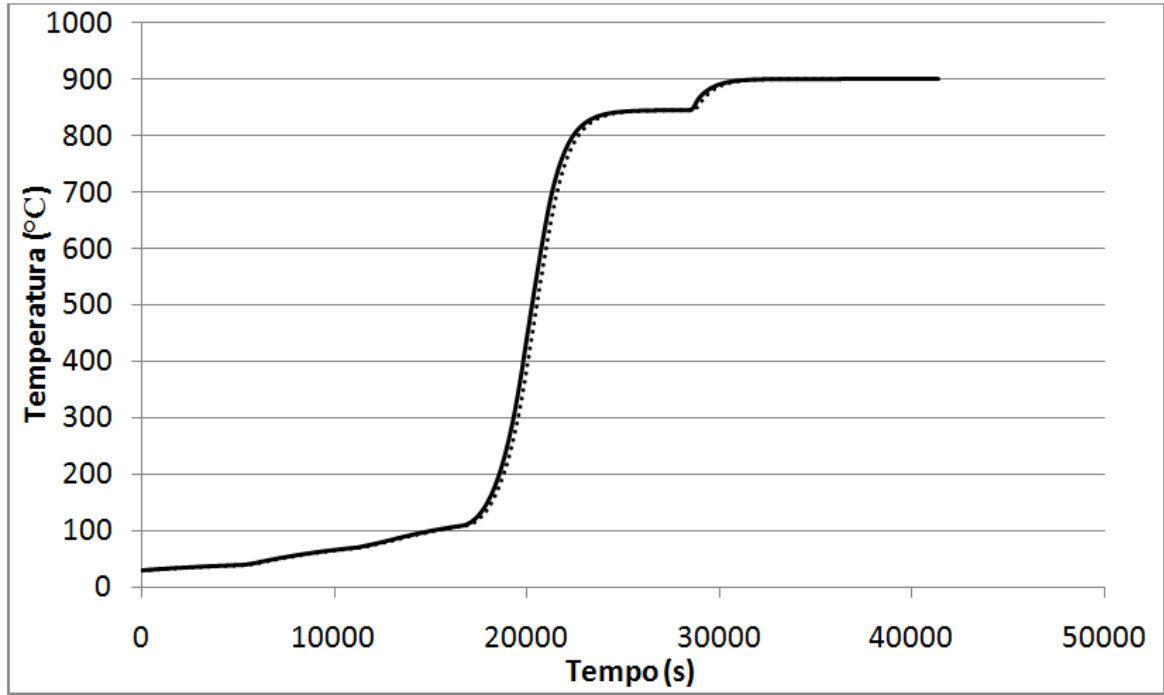


Figura 5.13 – Evolução da temperatura do ponto A e do ponto D do disco obtidas numericamente durante a fase de aquecimento da têmpera. Linha Ponto A, — Ponto D.

A análise da Figura 5.13 permite então concluir que esta é uma situação equivalente a considerar que o disco tem uma resistência interna de condução muito inferior à resistência exterior de transferência de calor, ou seja, a solução deste problema pode ser obtida pelo método do sistema global. Para corroborar este facto, calcula-se de seguida o número de Biot, utilizando o coeficiente global de transferência de calor igual ao máximo obtido que é de $130 \text{ W/m}^2\cdot\text{°C}$, valor este superior ao real em virtude da existência da obstrução à radiação que não foi contabilizada,

$$Bi = \frac{hL_e}{\alpha} \quad (5.18)$$

em que L_e é o comprimento equivalente do disco, i.e.,

$$L_e = \frac{V}{A_{sup}} \quad (5.19)$$

em que V é o volume do disco e A_{sup} é a sua área superficial.

Desta forma, obtém-se um número de Biot de

$$Bi = \frac{hL_e}{k} = \frac{130 \times 0,034}{36,8} = 0,12 \quad (5.20)$$

Ou seja, conclui-se que a variação espacial da temperatura, no disco, pode ser desprezada e que a solução deste problema pode ser obtida pelo método do sistema global já que o valor obtido de $Bi = 0,12$ está no limite do valor normalmente usado como critério ($Bi < 0,1$ para se poder considerar sistema global) e na realidade o valor do número de Biot vai ser menor, não só em virtude do menor coeficiente global de transferência de calor como também em virtude das matrizes serem normalmente furadas, ver Figura 1.1 e Figura 5.2, o que faz com que aumente a área de transferência, A_{sup} , e diminua o comprimento característico L_e , equação (5.19).

6. Optimização do tempo de aquecimento

Neste capítulo pretende-se propor possíveis métodos para redução do tempo de aquecimento no tratamento térmico de têmpera atrás definido. Para tal, vão ser estudadas duas abordagens.

6.1. Variação da temperatura do forno

Embora esta abordagem, já delineada na secção 2.5.3, possa ser aplicada a outras curvas de tratamentos térmicos vai-se, por uma questão de maior facilidade, analisar o seu desempenho no caso concreto do tratamento estudado no capítulo anterior.

Como foi possível reparar, este tratamento térmico de têmpera é composto por dois estágios, em que no último o disco só recebe calor por radiação. Verificou-se que, para a temperatura do disco atingir o primeiro estágio, 850 °C, se coloca o forno a esta temperatura. Assim, de maneira a reduzir o tempo de aquecimento, começa-se por colocar o forno a uma temperatura de 900 °C que é mantida até o disco atingir 850 °C. Quando o disco atinge tal temperatura, baixa-se a temperatura do forno para 850 °C e mantém-se esta temperatura até a temperatura do disco estabilizar, instante a partir do qual se sobe novamente a temperatura do forno para 900 °C e dá-se lugar ao segundo estágio de têmpera em que apenas existe transferência de calor por radiação. Visto que a variação espacial da temperatura no disco pode ser desprezada, o intervalo de tempo a que o forno vai ser mantido a 850 °C será reduzido. Mostra-se então na Figura 6.1 a evolução da temperatura das paredes do forno e do gás implementadas no Abaqus bem como a evolução da temperatura do disco num local a 35 mm de profundidade, furo radial, no seu plano de simetria perpendicular ao eixo. Nesta simulação foram desprezados os três estágios iniciais a baixas temperaturas, ver capítulo anterior, para assim ser efectuada uma comparação válida com os ensaios experimentais, ver Figura 6.2.

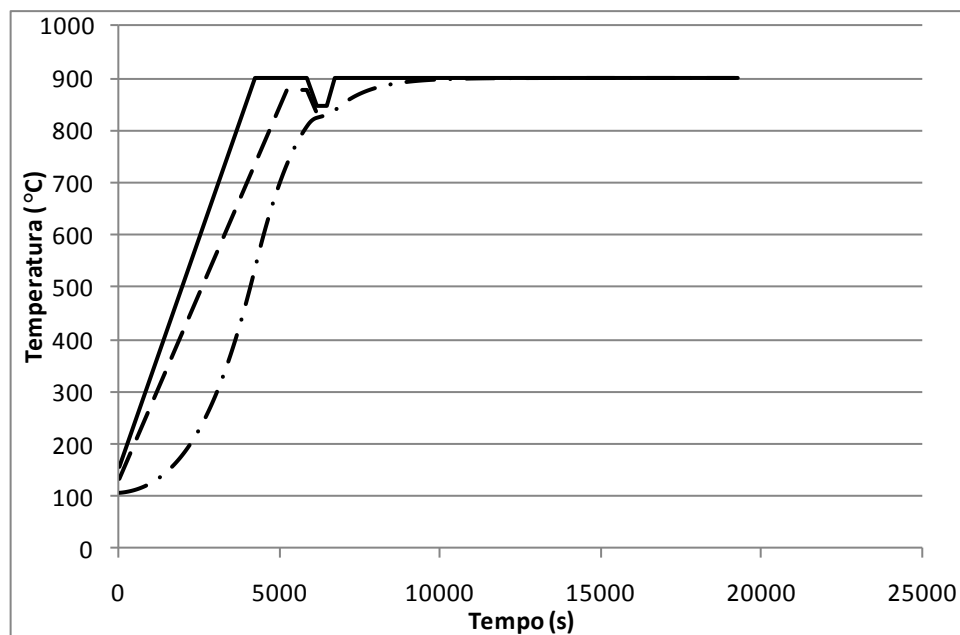


Figura 6.1 - Evolução temporal da temperatura das paredes do forno, da temperatura do gás e da temperatura do disco durante a fase de aquecimento de um tratamento térmico de têmpera. Linha — Temperatura das paredes do forno, — — temperatura do gás, — · — temperatura do disco, obtida por simulação.

Na Figura 6.2 são colocados os gráficos de temperatura versus tempo do disco utilizando o processo de otimização falado e o do caso do ensaio experimental anterior.

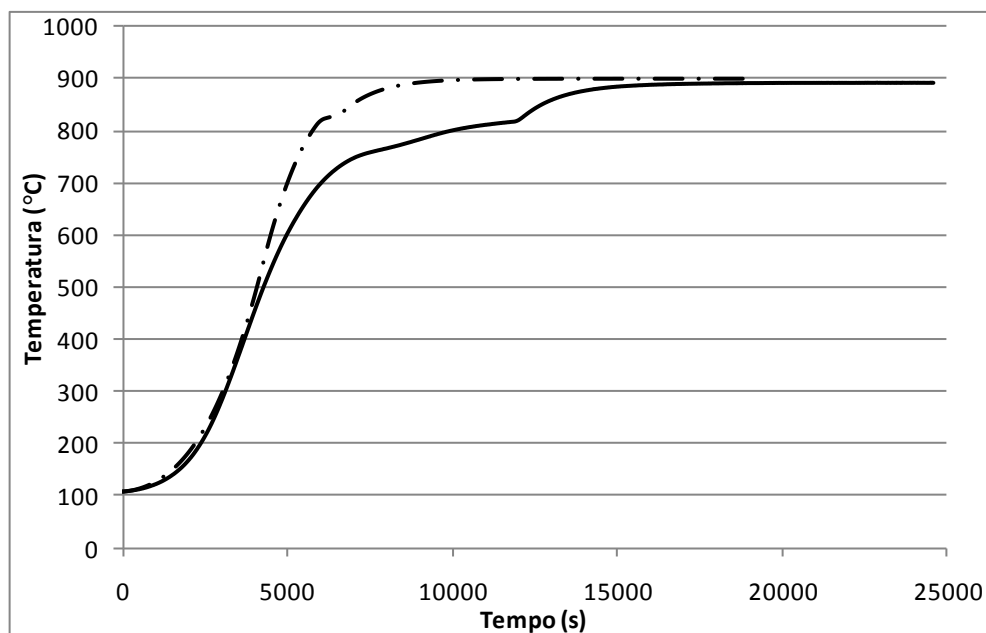


Figura 6.2 – Temperatura versus tempo durante a fase de aquecimento no caso da ensaio experimental e implementando o processo de otimização. Linha — ensaio experimental, — · — otimização.

Verifica-se então que, utilizando este processo de otimização, se consegue obter uma redução do tempo de aquecimento de pelo menos 5305 segundos, ou seja, de aproximadamente 1 hora e meia.

6.2. Aumento da pressão do azoto

Nesta secção pretende-se verificar se é possível reduzir o tempo de aquecimento aumentando a pressão do azoto, ou seja, basicamente vai ser estudada a influência do aumento da pressão do gás no coeficiente de convecção. Um aumento da pressão de azoto acarreta um aumento do número de moléculas e consequentemente promove um maior aumento da transferência de calor.

Desta forma, assumindo que a matriz em estudo pode ser aproximada por um cilindro e que o escoamento em torno deste ocorre transversalmente, podem ser utilizadas correlações para cilindros de acordo com Fernandes e Castro (2009) para se estimar o efeito que terá um aumento de pressão.

Iniciou-se o processo calculando o número de Nusselt, dado por

$$Nu = \frac{h_c D}{k_{gas}} = \frac{11 \times 0,23}{0,0276} = 92 \quad (6.1)$$

em que D é o diâmetro do disco e k_{gas} é a condutibilidade térmica do azoto.

De acordo com as correlações para cilindros circulares (Fernandes e Castro, 2009)

$$\overline{Nu} = C Re^n Pr^{1/3} \quad (6.2)$$

em que Pr é o número de Prandtl dado por

$$Pr = \frac{\mu_{gas} c_{p_{gas}}}{k_{gas}} \quad (6.3)$$

onde μ_{gas} é a viscosidade dinâmica do azoto e Cp_{gas} é o seu calor específico e Re o número de Reynolds dado por

$$Re = \frac{D \rho_{gas} v_{gas}}{\mu_{gas}} \quad (6.4)$$

em que ρ_{gas} é a massa volúmica do azoto e v_{gas} a velocidade do escoamento do azoto, as constantes C e n dependem do valor de Re .

Desta forma, verifica-se que para $Re = 4000$, $C = 0,683$ e $n = 0,466$ e obtém-se $Nu = 28$ e para $Re = 40000$, $C = 0,193$ e $n = 0,618$ e obtém-se $Nu = 120$, ou seja, o número de Reynolds tem um valor entre 4000 e 40000 a que lhe correspondem $C = 0,193$ e $n = 0,618$.

Combinando as equações (6.2), (6.3) e (6.4) obtém-se a dependência de h_c , ou seja,

$$h_c \propto \rho^{0,618} \mu^{-0,285} C p^{1/3} \lambda^{2/3} \quad (6.5)$$

Adimensionalizando este coeficiente de convecção, conhecido para o presente caso, por um coeficiente de convecção para um caso genérico vem

$$\frac{11}{h_{c_{T,p}}} = \frac{\rho_{11}^{0,618} \mu_{11}^{-0,285} C p_{11}^{1/3} \lambda_{11}^{2/3}}{\rho_T^{0,618} \mu_T^{-0,285} C p_T^{1/3} \lambda_T^{2/3}} \quad (6.6)$$

em que $h_{c_{T,p}}$ é o coeficiente de convecção para uma determinada pressão e temperatura e o subscrito 11 refere-se às propriedades correspondentes ao coeficiente de convecção de 11 W/m²·°C.

Assim, se se pretender aumentar a pressão do azoto para o triplo, o coeficiente de convecção resultante é de

$$h_{c_p} = 11 \times \left(\frac{\rho_p}{\rho_{11}} \right)^{0,618} = 11 \times \left(\frac{p}{p_{atm}} \right)^{0,618} = 11 \times 3^{0,618} \cong 22 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C} \quad (6.7)$$

Assim, mantendo as mesmas condições do ensaio experimental e alterando apenas o coeficiente de convecção de 11 para 22 W/m²·°C no programa de simulação, consegue-se uma pequena redução do tempo de aquecimento, ver Figura 6.3.

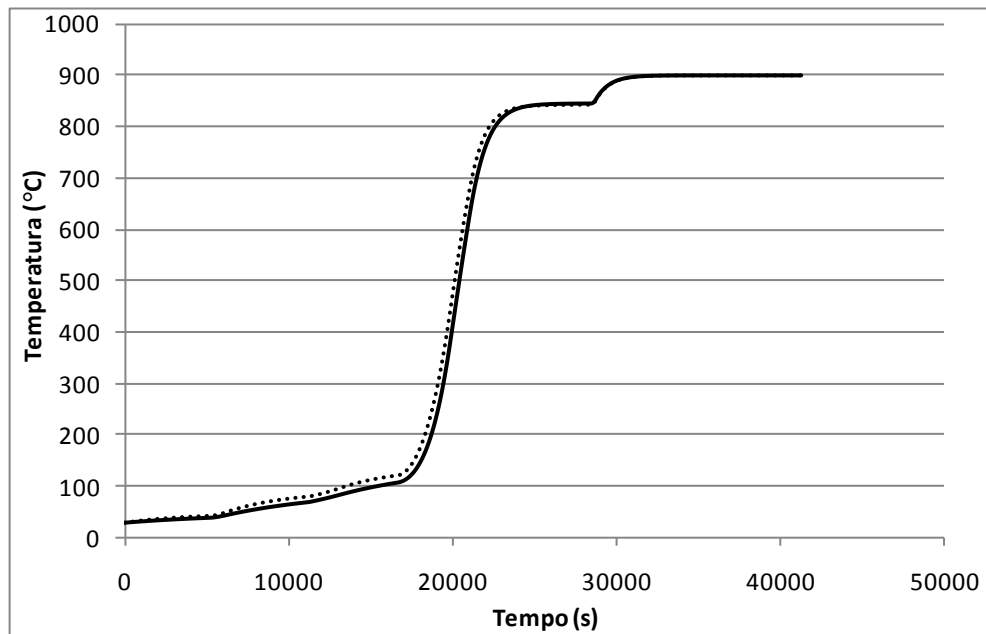


Figura 6.3 - Curva de temperatura versus tempo na fase de aquecimento da têmpera obtida por simulação no caso experimental e utilizando uma pressão 3 vezes superior. Linha pressão 3 vezes superior, — ensaio experimental.

Verifica-se então que aumentando a pressão há uma ligeira redução do tempo de aquecimento, contudo tal vantagem poderá não compensar os gastos necessários para aumentar a pressão do azoto.

7. Conclusões e perspectivas de trabalhos futuros

7.1. Conclusões

A solução bidimensional da transferência de calor em regime transiente num disco maciço pode ser obtida pelo produto das soluções analíticas unidimensionais de uma parede plana e de um cilindro infinito. Para esta solução em série infinita verificou-se que utilizando os primeiros 20 termos da série obtêm-se soluções com a mesma utilidade do que se forem utilizados os primeiros 30 termos. Também se verificou que a evolução temporal da temperatura num local do disco a 15 mm de profundidade da superfície e no seu plano de simetria perpendicular ao eixo é igual à evolução temporal da temperatura média do disco, para as mesmas condições.

As emissividades, interior e exterior, da protecção interior do escudo de radiação, feito com base em dois tubos concêntricos, têm uma influência significativa no resultado medido pelo termopar, colocado no seu interior. Verificou-se que, se for utilizada uma emissividade interior e exterior igual, quanto maior for esta emissividade menor é o erro na leitura da temperatura do gás. Todavia, a utilização de uma emissividade exterior baixa e uma emissividade interior elevada permite obter resultados com os menores erros possíveis, isto é, o menor erro obtido é de 8,3 % ($\varepsilon_{3i} = 0,9$ e $\varepsilon_{3e} = 0,2$).

O modelo numérico foi ajustado e validado tendo por referência a solução analítica num caso extremo de um coeficiente de convecção igual a $350 \text{ W/m}^2\cdot^\circ\text{C}$, ou seja, 2,5 vezes superior ao encontrado na prática, e o erro relativo médio entre os resultados obtidos por simulação e os resultados analíticos, nos primeiros 100 segundos, situação mais crítica, tem o valor máximo de 0,09%.

O coeficiente de convecção experimental foi determinado através de um processo iterativo de forma a ajustar os resultados experimentais aos analíticos. Obteve-se para este o valor de $11 \text{ W/m}^2\cdot^\circ\text{C}$ com um intervalo de confiança a 95% da incerteza assimétrica sistemática de $10,4 \leq h_{\text{real}} \leq 17,6 \text{ W/m}^2\cdot^\circ\text{C}$.

Constatou-se que a simulação completa da fase de aquecimento do tratamento térmico representa com fiabilidade o que ocorre na realidade apesar de haverem algumas discrepâncias a temperaturas mais elevadas. O referido desvio entre o resultado da simulação e o valor experimental fica a dever-se à obstrução à transferência de calor por radiação que as peças vizinhas do disco de teste causam e cujo efeito não foi contabilizado no modelo. Uma vez que quanto mais elevadas são as temperaturas maior é o peso da radiação térmica, e neste caso, o coeficiente de radiação chega mesmo a aumentar cerca de quarenta vezes com o aumento das temperaturas, também maior é o desvio do comportamento do modelo relativamente à realidade a temperaturas elevadas.

Na realidade, a variação espacial da temperatura, no disco, pode ser desprezada e a solução deste problema pode ser obtida pelo método do sistema global já que, a solução numérica aponta nesse sentido e também o valor obtido de $Bi = 0,12$ está no limite do valor normalmente usado como critério ($Bi < 0,1$ para se poder considerar sistema global). Na realidade o valor do número de Biot vai ser menor que 0,12, não só em virtude do menor coeficiente global de transferência de calor como também em virtude das matrizes serem

normalmente furadas o que faz com que aumente a área de transferência, A_{sup} , e diminua o comprimento característico L_e .

O método de otimização do tempo de aquecimento que consiste em colocar a temperatura do forno inicialmente a um valor mais elevado que o actual, para a temperatura da matriz atingir mais rapidamente a temperatura do primeiro estágio, permite obter uma redução do tempo de aquecimento significativa cujo valor estimado, para o caso analisado, é de 1 hora e meia.

Verificou-se também que é possível reduzir o tempo de aquecimento aumentando a pressão do azoto, triplicando a pressão, o coeficiente de convecção duplica mas apenas se verifica uma ligeira redução do tempo de aquecimento, que poderá não compensar os gastos necessários para aumentar a pressão do azoto.

7.2. Perspectivas de trabalhos futuros

Na sequência do presente estudo seria interessante determinar as tensões na matriz associadas aos gradientes térmicos.

Uma vez que o programa Abaqus deu bons resultados na simulação do aquecimento de matrizes, pode-se pensar em utilizá-lo na simulação de peças 3D de maiores dimensões que, por esse motivo, uma só peça ocupa a totalidade do forno.

Em relação ao trabalho experimental, era importante serem efectuados mais ensaios para avaliar a reprodutibilidade do coeficiente de convecção bem como ser estudada a sua variação com colocação da peça noutras zonas do forno.

Dado que o aquecimento pode ser modelado através do modelo de sistema global é importante explorar esta abordagem de forma a criar ferramentas de simulação que possam de forma expedita simular o comportamento da curva de aquecimento.

A alteração da forma da ventoinha que se encontra na porta do forno poderá trazer benefícios em termos de aumento do coeficiente de convecção.

Finalmente, e com vista a otimizar todo o processo do tratamento térmico de têmpera, era importante estudar a fase de arrefecimento, recorrendo ao programa Abaqus, tendo em vista compreender o que se passa no interior da peça nesta fase do processo em termos de temperaturas e tensões.

Referências bibliográficas

- Cengel, Yunus A.; Turner, Robert H.; Cimbala, John M., Fundamentals of Thermal-Fluid Sciences, 3rd edition, McGraw-Hill Higher Education, 2008
- Coleman, Hugh W.; Steele, W. Glenn, Experimentation and Uncertainty Analysis for Engineers, 2nd edition, Danvers: John Wiley & Sons, cop. 1999
- Elkattatny, I.; Morsi, Y.; Blicblau, A. S.; Das, S.; Doyle, E.D., Numerical analysis and experimental validation of high pressure gas quenching, International Journal of the Thermal Sciences 42 (2003) 417-423
- Incropera, Frank P.; DeWitt, David P., Fundamentals of Heat and Mass Transfer, 4th edition, Danvers: John Wiley & Sons, cop. 1996
- Lior, N., The cooling process in gas quenching, Journal of Materials Processing Technology 155-156 (2004) 1881-1888
- Liscic, B., Heat Transfer Control During Quenching, Materials and Manufacturing Processes, 24: 879-886, 2009
- Macchion, O.; Zahrai, S.; Bouwman, J. W., Heat transfer from typical loads within gas quenching furnace, Journal of Materials Processing Technology 172 (2006) 356-362
- Oliveira Fernandes, E.; Dias de Castro, M., Texto de Apoio às Aulas Práticas da unidade curricular de Transferência de Calor, 4º ano do Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica, 1º Semestre, 2009/2010
- Soares, Pinto, Aços - Características Tratamentos, 5ª Edição, Porto, Livraria Livroluz, 1992
- <http://www.ramada.pt> em 26/04/2011

