Estudo da fase de aquecimento em tratamentos térmicos de peças em aço de grandes dimensões

Pedro Miguel Ramos de Azevedo Maia

Dissertação do MIEM

Orientador na F. Ramada: Engenheiro António Paulo Cerqueira Duarte

Orientadores na FEUP: Professor Paulo José da Silva Martins Coelho

Professor José Duarte Ribeiro Marafona



Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica

Junho de 2013

Resumo

O tratamento térmico de peças em aço de grandes dimensões é um processo moroso e de elevado custo. O presente trabalho foi realizado numa parceria da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto com a F. Ramada, Aços e Indústrias, S. A., e pretendeu otimizar o processo de tratamento de têmpera.

A análise a efetuar envolveu uma comparação entre os resultados analíticos e numéricos para peças de geometria simples, de forma a obter informação sobre a capacidade do modelo numérico em simular peças de grandes dimensões no computador disponível para o efeito, e posteriormente a definição e construção da malha da peça simplificada que irá representar a peça real tratada na empresa.

Por forma a colmatar a falta de informação experimental de parâmetros como o coeficiente de convecção e a emissividade do material da peça foi feito um ajustamento destes parâmetros de entrada de forma aos resultados do modelo numérico se aproximarem o melhor possível aos dados experimentais da fase de aquecimento da têmpera fornecidos pela empresa.

A obtenção de um modelo ajustado permitiu analisar outros pontos da peça, assim como o estado de tensão de origem térmica inerente ao aquecimento desta.

Foram por fim realizadas simulações com diferentes curvas de temperatura do forno, com o intuito de obter uma fase de aquecimento mais célere, sem com isso causar dano à peça, e se possível reduzir o nível de tensões atual. Concluiu-se que a combinação de diferentes alterações pode conduzir às melhorias pretendidas na fase de aquecimento, embora seja necessário realizar mais trabalho de simulação nesta área.

Na fase final deste trabalho foram ainda comparados os dados experimentais fornecidos para o tratamento de revenido da peça estudada, realizado num forno distinto, com os resultados da simulação numérica usando o mesmo modelo definido na presente dissertação.

Study of the heating phase of large steel parts heat treatment

Abstract

The heat treatment of large steel parts is time consuming and expensive. This work is carried out in a partnership between Faculty of Engineering, University of Porto and F. Ramada, Aços e Indústrias, S. A., and his main goal was to optimize the hardening treatment process of large steel parts.

The proposed analysis begun with the comparison between the analytical and numerical results for simple geometry parts, as a way of obtain information regarding the ability to simulate large numerical problems in available equipment, and then was made the definition and mesh construction of the simplified model that represents the real part treated in the company.

In order to address the lack of experimental data for some parameters, such as the convection coefficient and emissivity of the material, it was made an adjustment of these parameters so that the numerical model results the best possible correspondence to the experimental data of the heating phase of the quenching process provided by the company.

Obtaining a fitted model allowed us to analyze other regions of the treated part, as wells as to analyze the existing thermal stress field.

There were made several simulations with different curve temperatures in order to obtain a more rapid heating phase without thereby causing damage to the part, and if possible reduce the thermal induced stresses of the actual treatment. It was concluded that the combination of different parameter changing could lead to improvements in the heating phase of quenching treatment; therefore it is necessary to do more research in this field.

In the end of this study we also made the numerical simulation of the tempering process, made in a different hoven, using the model defined in this dissertation for the quenching treatment. The results obtained were compared with experimental data obtained by the company.

Agradecimentos

Quero agradecer ao Professor Paulo José da Silva Martins Coelho a constante disponibilidade e o sentido crítico que permitiu que o presente trabalho atingisse os seus objetivos, quero agradecer igualmente ao Professor José Duarte Ribeiro Marafona pela disponibilidade e pela ajuda prestada ao longo do trabalho. Deixo ainda um agradecimento à F. Ramada e ao Engenheiro António Paulo Cerqueira Duarte pela disponibilidade em responder às questões que se levantaram ao longo do trabalho e pela oportunidade de realizar esta dissertação.

Agradeça ainda a todos os amigos que ao longo deste semestre me acompanharam nos dias passados na Faculdade de Engenharia, tanto pelas críticas construtivas que fizeram como pelos momentos de descontração e partilha que proporcionaram.

Agradeço por fim à minha mãe, Fernanda, e às minhas irmãs, Ana Sofia e Ana Isabel, por me terem acompanhado ao longo deste semestre e um obrigado muito especial à minha namorada Fátima por ter estado sempre do meu lado.

Um muito obrigado a todos os que contribuíram para o finalizar deste trabalho

Índice

1 INTRODUÇÃO 1

1.1 F. Ramada, Aços e Indústrias S.A. 1

1.1.1 Caracterização do tratamento de têmpera 2

1.1.2 Revisão da literatura na análise das fases da têmpera 3

1.1.3 Forno 3

1.2 Aços para trabalho a quente: Aço AISI H13 4

1.3 Trabalhos anteriores 5

1.3.1 Tratamento térmico de matrizes em aço, estudo do seu aquecimento por convecção/radiação 5

1.3.2 Tratamento térmico de matrizes em aço, otimização do seu aquecimento por convecção/radiação 6

1.4 Âmbito, objetivos e estrutura 6

1.4.1 Estrutura da dissertação 7

2 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO USANDO UMA SOLUÇÃO ANALÍTICA 9

2.1 Condução transiente de calor: abordagens e métodos 10

2.1.1 Método do sistema global 11

2.2 Variação transiente e espacial da temperatura em sistemas sólidos multidimensionais 12

2.2.1 Pressupostos e valores de entrada 14

2.2.2 Estimativa do erro de truncatura da série 14

2.2.3 Resultados obtidos a partir da solução analítica 16

2.3 Análise numérica do aquecimento, sua otimização e validação 17

2.3.1 Definição do sistema e de valores de entrada 18

2.3.2 Procedimento de cálculo do erro cometido 19

2.3.3 Definição das malhas simuladas 19

2.3.4 Influência do refinamento da malha e da variação espacial máxima de temperatura no erro cometido 20

2.3.5 Influência do incremento de tempo inicial no erro cometido 23

2.4 Parâmetros de simulação selecionados: resumo 24

3 ANÁLISE, SIMPLIFICAÇÃO E ESTUDO DO REFINAMENTO DA MALHA DA PEÇA TESTADA NA F. RAMADA 25

3.1 Definição e simplificação do desenho da peça 25

3.1.1 Efeito do posicionamento dos sensores nos resultados, incerteza associada e procedimentos de cálculo 26

3.2 Estudo da dependência dos resultados com o refinamento da malha 27

3.2.1 Parâmetros de simulação 28

3.2.2 Análise de resultados e conclusões 29

4 AJUSTE DOS RESULTADOS NUMÉRICOS DO TRATAMENTO TÉRMICO DE TÊMPERA AOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS 31

4.1 Definição de parâmetros impostos e ajustáveis 31

4.1.1 Temperatura da parede do forno 32

4.1.2 Emissividade das cavidades do sistema 33

4.1.3 Distribuição e quantificação do coeficiente de convecção 34

4.2 Ajustamento da fase de aquecimento do tratamento de têmpera 36

4.2.1 Verificação da emissividade da peça para o ajustamento obtido 38

4.3 Questões levantadas pelo estudo precedente, sua análise e influência nos resultados numéricos 38

4.3.1 Variação das propriedades do aço AISI H13 com a temperatura 40

4.3.2 Diferença entre a temperatura do gás e a temperatura da parede do forno 41

4.3.3 Variação da emissividade do aço com a temperatura 42

4.3.4 Comparação dos erros no ajuste inerente aos diferentes modelos e discussão 45

4.4 Ajuste da fase de arrefecimento do tratamento de têmpera 48

4.4.1 Modelo utilizado e resultados 49

4.4.2 Utilização de coeficientes de convecção diferentes na peça 52

4.5 Síntese do ajustamento efetuado 53

5 ESTUDOS COMPLEMENTARES À ANÁLISE DA TÊMPERA 55

5.1 Análise aos resultados obtidos para o campo de temperaturas 56

5.2 Resultados numéricos em pontos pertinentes da peça 56

5.3 Análise do campo de tensões na peça utilizando um modelo simplificado 58

5.3.1 Propriedades mecânicas do aço e dados da simulação 58

5.3.2 Resultados da análise sequencialmente acoplada 59

5.3.3 Tensão de cedência do aço AISI H13 e fator de segurança 60

5.4 Análises do campo de tensões utilizando diferentes graus de complexidade 62

5.4.1 Variação das propriedades mecânicas com a temperatura 63

5.4.2 Implementação do efeito da gravidade no campo de tensões 66

5.5 Análise aos deslocamentos sofridos pela peça ao longo da fase de aquecimento 67
5.5.1 Estimativa do valor das deformações plásticas 69
5.6 Diferenças entre uma análise sequencialmente acoplada e completamente acoplada 71
5.7 Estimativa das tensões térmicas na fase de arrefecimento 74
5.8 Síntese das análises complementares efetuadas 76

6 OTIMIZAÇÃO DA FASE DE AQUECIMENTO DO TRATAMENTO DE TÊMPERA 79
6.1 Critérios de comparação 80
6.2 Efeito da exclusão de estágios intermédios da fase de aquecimento 81
6.2.1 Cenário 1, exclusão dos estágios a 650°C e 750°C 82
6.2.2 Cenário 2, exclusão do estágio a 650ºC 83
6.2.3 Comparação de resultados 83
6.3 Cenário 3, efeito da variação da taxa de aquecimento na passagem de 850°C para 1030°C 86
6.3.1 Cenário 4, diminuição do tempo de estágio a 850ºC 90
6.4 Discussão e síntese do processo de otimização 91

7 ESTUDO DO TRATAMENTO DE REVENIDO 95
7.1 Modificações na curva de temperatura do forno 95
7.2 Análise térmica do tratamento de revenido 96
7.2.1 Análise ao campo de tensões 98

8 CONCLUSÕES 101
8.1 Perspectivas de trabalhos futuros 103

REFERÊNCIAS 105

ANEXO A MODELIZAÇÃO DA PEÇA DE 1300 KG MONITORIZADA NA EMPRESA F. RAMADA .. 107
A.1 Simplificação da peça 107
A.2 Parâmetros de simulação usados e considerações para comparação das peças simplificadas 108
A.3 Resultados e conclusões da comparação das simplificações testadas 109

ANEXO B MODELOS DE RADIAÇÃO UTILIZADOS PELO PROGRAMA ABAQUS™ 111
B.1 Análise de radiação completamente implícita 111
B.2 Análise aproximada de radiação 112
B.2.1 Cálculo da emissividade aproximada equivalente 113

ANEXO C PARTIÇÃO E GERAÇÃO DE MALHA ESTRUTURADA EM PEÇAS COMPLEXAS 115

C.1 Refinamento inerente às partições efetuadas 116

ANEXO D PASSAGEM DO MODELO TÉRMICO PARA MECÂNICO 117

D.1 Alterações efetuadas na análise sequencialmente acoplada 117

D.1.1 Condições de fronteira do modelo mecânico 118

D.2 Implementação do comando *RESTART na análise sequencialmente acoplada 119

Lista de Figuras

Figura 1-1 – Esquema ilustrativo do tratamento térmico de têmpera com dois estágios intermédios. 2

Figura 1-2 – Desenho esquemático do forno utilizado no tratamento das peças em aço. 3

Figura 1-3 – Forno utilizado para o tratamento de peças ou conjuntos de peças de grandes dimensões na empresa F. Ramada, Aços e Indústrias S. A. 4

Figura 1-4 – Diagrama da organização da dissertação 8

Figura 2-1 – Esquema do sólido analisado analiticamente e usado para validação do modelo numérico e posição do sistema de eixos e dos pontos estudados. 10

Figura 2-2 – Esquema ilustrativo da placa plana com convecção nas faces, simetria em $\boldsymbol{x = 0}$ e temperatura inicial uniforme de $\boldsymbol{Ti}$. (Adaptação de Çengel (2007 p. 217)) 12

Figura 2-3 – Exemplo de sólido bidimensional obtido por sobreposição de duas placas planas. (Adaptado de Çengel (2007 p. 232)) 13

Figura 2-4 – Tendência da função $\boldsymbol{\theta *}$ e respetivo erro de truncatura em função do número de raízes (parcelas da série) para t=10 s no ponto B, colocado num vértice. 15

Figura 2-5 – Curva de temperatura para os pontos A e B da Figura 2-1, no vértice e centro do paralelepípedo respetivamente, em função do tempo, obtidas analiticamente. 16

Figura 2-6 – Ilustração do paralelepípedo com três malhas distintas, usadas para constatar a influência do refinamento da malha no erro cometido. 20

Figura 2-7 – Comparação da curva numérica com a curva analítica e respetiva variação do erro ao longo do tempo, referente à simulação III e ao ponto B, localizado no vértice do paralelepípedo, com representação de detalhe entre os 10 e 100 segundos. 22

Figura 2-8 – Variação do erro médio entre 10 s e 100 s e do erro no instante $\boldsymbol{t = 100s}$ para seis valores distintos do incremento de tempo inicial para a Simulação III. 23

Figura 3-1 – Dimensões de atravancamento da peça testada e localização dos pontos de monitorização de temperatura (a), imagem real do posicionamento dos pontos de medição (b). 25

Figura 3-2 – Face frontal da peça tratada e monitorizada na F. Ramada, pesando cerca de 1300kg. 26

Figura 3-3 – Representação da peça com as partições criadas para geração da malha (a) e peça com a malha gerada usando um espaçamento médio entre nós de 15mm (b). 28

Figura 3-4 – Temperaturas obtidas a partir das simulações de diferentes malhas para 100s do tempo total e para três pontos da peça (A, B e C) 30

Figura 4-1 – Curva de temperatura com quatro patamares implementada no Abaqus™ de modo a simular a fase de aquecimento do tratamento de têmpera realizado na F. Ramada 32

Figura 4-2 – Efeito da emissividade equivalente, ε, nas curvas de temperatura obtidas numericamente para o primeiro patamar da fase de aquecimento da têmpera, para o ponto C da peça e sem recurso a convecção 33

Figura 4-3 – Gráfico ilustrativo do comportamento do coeficiente de convecção ao longo de uma placa plana de temperatura constante e abordagem simplificada usada na representação do coeficiente de convecção implementado no programa Abaqus™ 35

Figura 4-4 – Efeito do coeficiente de convecção nas curvas de temperatura do ponto C da peça, usando um coeficiente aplicado globalmente à peça, uma emissividade equivalente de 0,1 e o primeiro estágio de aquecimento do tratamento de têmpera 35

Figura 4-5 – Melhor aproximação obtida nesta fase para as curvas numéricas da fase de aquecimento em relação aos resultados obtidos experimentalmente nos três pontos de monitorização 37

Figura 4-6 – Diferença entre as curvas numéricas obtidas para o ponto A, devido à introdução da variação do calor específico com a temperatura para os mesmos parâmetros de ajustamento 41

Figura 4-7 – Comparação entre a curva de temperatura imposta à parede do forno e a temperatura do gás obtida pela equação 4.3 42

Figura 4-8 – Representação da aproximação por degraus da emissividade obtida de Wen (2009) para diferentes temperaturas do aço AISI H13, incluindo os valores calculados para a emissividade total a cada temperatura 43

Figura 4-9 – Comparação dos resultados obtidos numericamente por simulação do modelo 4-4 com os dados experimentais nos pontos monitorizados (A, B e C) 47

Figura 4-10 – Curvas experimentais do arrefecimento e intervalo de tempo simulado 50

Figura 4-11 – Comparação entre as curvas obtidas por ajustamento ao ponto A (esquerda) e aos pontos B e C (direita) 51

Figura 4-12 – Esquema ilustrativo da aplicação de coeficientes de convecção diferentes no arrefecimento e resultados da respetiva simulação 53

Figura 5-1 – Campo de temperaturas obtido por simulação do aquecimento recorrendo ao modelo 4-4 do Capítulo 4 para o instante t≈10000s, representado na vista tridimensional (a) e frontal e de topo (b), as temperaturas encontram-se indicadas em °C 56

Figura 5-2 – Comparação das curvas de temperatura obtidas experimentalmente para os nós com aquecimento mais rápido e mais lento com os dados experimentais dos pontos monitorizados com comportamento equivalente 57

Figura 5-3 – Campo de tensões na peça no instante em que estas tomam o valor mais elevado; representações detalhadas do campo de tensões junto a quatro pontos críticos (I, II, III e IV), as tensões são indicadas em MPa 59

Figura 5-4 – Tensão de Von Mises ao longo da fase de aquecimento do tratamento de têmpera para os quatro pontos críticos identificados (I, II, III e IV) 60

Figura 5-5 – Fator de segurança calculado ao longo do tratamento de têmpera para os quatro pontos críticos 62

Figura 5-6 – Comparação entre a tensão de Von Mises obtida a partir dos modelos 5-1 e 5-2 para os quatro pontos críticos identificados na Figura 5-3. 64

Figura 5-7 – Fator de segurança calculado ao longo da fase de aquecimento do tratamento de têmpera para o modelo 5-2 em quatro pontos críticos identificados na Figura 5-3 65

Figura 5-8 – Curvas de tensão de Von Mises ao longo da fase de aquecimento para cada um dos modelos analisados e referentes ao ponto I, ver Figura 5-3, ponto de maior tensão ao longo da fase de aquecimento. 66

Figura 5-9 – Deslocamento dos pontos críticos relativamente à sua posição inicial e comparação entre os resultados obtidos a partir dos modelos 5-2 e 5-3 68

Figura 5-10 – Representação esquemática da mudança de posição dos diversos pontos da peça entre o início e o final da fase de aquecimento 69

Figura 5-11 – Distância medida para efeitos de estimativa das deformações plásticas em dois pontos críticos da peça 70

Figura 5-12 – Peça de pequena dimensão (a) e respetiva malha de elementos finitos (b) utilizada na verificação das diferenças entre as duas análises possíveis para obtenção do campo de tensões de origem térmica 71

Figura 5-13 – Comparação entre os resultados obtidos entre a análise sequencialmente e a completamente acoplada, visualização da tensão em quatro pontos da peça analisada, a tensão é apresentada em MPa e no instante t = 5000 s 73

Figura 5-14 – Distribuição do campo de tensões (em MPa) no instante em que são obtidas tensões máximas na fase de arrefecimento do tratamento de têmpera 75

Figura 5-15 – Curvas de tensão e fator de segurança para os quatro pontos representados na Figura 5-14 durante 10000 segundos da fase de arrefecimento 76

Figura 6-1 – Comparação entre as curvas de temperatura da hipótese 1 e do tratamento original, nos pontos de aquecimento mais rápido e mais lento 82

Figura 6-2 – Comparação entre as curvas de temperatura da hipótese 2 e do tratamento original, nos pontos de aquecimento mais rápido e mais lento 83

Figura 6-3 – Comparação entre os fatores de segurança, calculados ao longo da fase de aquecimento, do tratamento original e nos cenários 1 e 2 84

Figura 6-4 – Curvas de temperatura do forno e curvas de tensão de Von Mises e do fator de segurança para o ponto crítico I para cada velocidade de aquecimento 88

Figura 6-5 – Curvas de temperatura do forno, tensão de Von Mises e do fator de segurança para o ponto crítico I obtidas por simulação do cenário 4 e do aquecimento original 90

Figura 7-1 – Curva implementada no programa Abaqus™ e curva obtida experimentalmente pelo termopar de regulação para o tratamento de revenido 96

Figura 7-2 – Curvas de temperatura obtidas numericamente em comparação com os resultados numéricos para os três pontos monitorizados, Figura 3-1.a). 97

Figura 7-3 – Curvas de tensão de Von Mises obtidas por simulação numérica para o primeiro ciclo de revenido e para os quatro pontos críticos identificados na secção 5.3 98

Figura 7-4 – Curvas do fator de segurança calculado para o primeiro ciclo de revenido e para os quatro pontos críticos identificados na secção 5.3 99

Figura A-1 – Simplificações da peça testada na empresa F. Ramada, Aços e Indústrias S.A. com diferentes graus de complexidade. 107

Figura A-2 – Variação da temperatura da peça, em três pontos (A, B e C), com o tempo para as diferentes simplificações (1, 2 e 3). 110

Figura B-1 – Esquema ilustrativo do procedimento usado para o cálculo do fluxo de calor pelo Abaqus™ no caso de o modelo ser completamente implícito (a) ou aproximado (b). (Figura adaptada de Dassault Sistèmes (2010b)) 112

Figura B-2 – Analogia reo-elétrica aplicada à peça no interior do forno usando emissividades distintas em cada corpo (a) e uma emissividade equivalente (b) 113

Figura C-1 – Representação da peça antes (a) e após (b) a realização das partições na peça que permitiram a obtenção de regiões passiveis de geração estruturada da malha 115

Figura C-2 – Ilustração do efeito das partições do rasgo (a) na geração da malha de 15mm de espaçamento na peça (b) 116

Figura D-1 – Esquema ilustrativo das condições de fronteira aplicadas na peça para efetuar a análise mecânica 119

Figura D-2 – Código do ficheiro de entrada (*input file*) da simulação do Abaqus™ utilizando o comando *RESTART 120

Lista de Tabelas

Tabela 1-1 – Composição típica de um aço AISI H13 segundo o catálogo da F. Ramada (RAMADA, 2012) 4

Tabela 1-2 – Propriedades térmicas e físicas do aço AISI H13 segundo base de dados do programa CES Edupack™ à temperatura ambiente. 5

Tabela 2-1 – Dimensões do sólido usado para validação do modelo numérico. 9

Tabela 2-2 – Tabela de propriedades do aço e valores da entrada para cálculo da solução analítica. 14

Tabela 2-3 – Valores do erro de truncatura, Eq. 2.11, para 25 e 50 raízes e diferença nos valores de $\boldsymbol{\theta}^*$ no vértice do sólido entre os 10s e os 10000s 16

Tabela 2-4 – Números adimensionais de Biot para as diferentes direções do sólido. 16

Tabela 2-5 – Valores iniciais para os parâmetros a otimizar na simulação do paralelepípedo de dimensões enunciadas na Tabela 2-1 19

Tabela 2-6 – Definição das malhas e do número de elementos em cada direção do paralelepípedo. 19

Tabela 2-7 – Enumeração das simulações referentes às combinações efetuadas entre malha e variação máxima da temperatura. 20

Tabela 2-8 – Variação do tempo de processamento, do erro médio e do erro a cem segundos para as várias combinações simuladas. 21

Tabela 2-9 – Valores obtidos automaticamente pelo programa Abaqus™ para o incremento inicial de tempo partindo de um incremento de 2 segundos definido inicialmente. 22

Tabela 2-10 – Quadro resumo do Capítulo 2, com representação dos parâmetros do problema e dos parâmetros selecionados da simulação. 24

Tabela 3-1 – Cotas e incerteza no posicionamento dos termopares para monitorização da temperatura na peça, dimensões referidas ao canto superior esquerdo do esquema da Figura 3-1. 27

Tabela 3-2 – Resumo das malhas testadas para estimar a influência do refinamento da malha nos resultados da simulação da peça 28

Tabela 4-1 – Parâmetros impostos, ou definidos em Capítulos anteriores, utilizados nas simulações com vista ao ajustamento das curvas numéricas às respetivas experimentais 36

Tabela 4-2 – Parâmetros obtidos para o melhor ajustamento entre as curvas numéricas e as equivalentes experimentais, representado na Figura 4-5 37

Tabela 4-3 – Dados e resultados inerentes ao cálculo da emissividade da peça a partir da emissividade equivalente obtida através do ajustamento aos resultados experimentais 38

Tabela 4-4 – Enumeração dos modelos simulados na presente secção fazendo referência aos diferentes graus de complexidade 39

Tabela 4-5 – Parâmetros obtidos para o melhor ajustamento entre as curvas numéricas e as equivalentes experimentais considerando a variação do calor específico 40

Tabela 4-6 – Parâmetros obtidos para o ajustamento das curvas numéricas às curvas experimentais considerando a diferença entre as temperaturas do gás e da parede do forno 42

Tabela 4-7 – Parâmetros obtidos para o melhor ajustamento entre as curvas numéricas e as equivalentes experimentais considerando a variação da emissividade com a temperatura 44

Tabela 4-8 – Resumo dos erros médios e desvios padrões obtidos para a comparação entre os resultados numéricos e experimentais para os três pontos monitorizados (A, B e C) e globalmente 45

Tabela 4-9 – Diferenças de temperatura médias, e respetivos desvios padrões, entre os resultados numéricos e os dados experimentais para os três pontos monitorizados (A, B e C) e globalmente 46

Tabela 4-10 – Parâmetros ajustados através da comparação das curvas numéricas aos dados experimentais na fase de arrefecimento da têmpera 50

Tabela 4-11 – Resumo dos dados iniciais do problema, das alterações efetuadas e dos resultados obtidos no Capítulo 4 54

Tabela 5-1 – Resumo dos modelos testados na presente secção de acordo com os diferentes graus de complexidade 63

Tabela 5-2 – Propriedades mecânicas do aço AISI H13 utilizadas no modelo 5-2 e 5-3 64

Tabela 5-3 – Fator de segurança mínimo e variação relativa deste entre os modelos 5-2 e 5-3 em cada estágio e para cada um dos pontos críticos 67

Tabela 5-4 – Cálculo da estimativa da deformação plástica obtida para o rasgo da peça (ponto I) 70

Tabela 5-5 – Parâmetros da simulação usada para verificação da diferença de resultados entre as análises sequencialmente e completamente acopladas 72

Tabela 5-6 – Comparação entre os tempos de processamento usando uma análise sequencialmente ou completamente acoplada 74

Tabela 6-1 – Tempos e temperaturas de estágio da fase de aquecimento da hipótese 1 e 2 81

Tabela 6-2 – Valores obtidos para o fator de segurança mínimo, $\boldsymbol{N\mathbf{min}}$, tensão de Von Mises máxima, $\boldsymbol{\sigma\mathbf{VM}}$; $\mathbf{num}$, e variação do tempo em regime plástico, $\boldsymbol{\Delta t\mathbf{p}}$, para os quatro pontos críticos e para as duas hipóteses implementadas 85

Tabela 6-3 – Velocidades de aquecimento entre os estágios a 850°C e 1030°C e tempos de aquecimento totais nos cenários 3 e 4 87

Tabela 6-4 – Valores obtidos para o fator de segurança mínimo, $\boldsymbol{N}\mathbf{min}$, tensão de Von Mises máxima, $\boldsymbol{\sigma}\mathbf{VM}$; $\mathbf{num}$, e variação do tempo em regime plástico, $\boldsymbol{\Delta t}\mathbf{p}$, para os quatro pontos críticos e para as duas velocidades de aquecimento testadas..... 89

Tabela 6-5 – Razão entre o tempo de permanência em regime plástica e o fator de segurança mínimo para o aquecimento e estágio a 1030°C 91

Tabela A-1 – Parâmetros usados nas simulações para comparação dos graus de simplificação da peça testada na F. Ramada..... 108

Tabela A-2 – Valores de massa e número de elementos para as três simplificações testadas. 109

Tabela A-3 – Diferença de temperaturas relativamente à solução da peça mais complexa (simplificação 3), para 100 e 1000 segundo de simulação..... 110

Nomenclatura

Variáveis (latinas)

A_{S}	Área superficial	[m^2]
A_{P}	Área superficial da peça	[m^2]
A_{F}	Área superficial interior do forno	[m^2]
Bi	Número adimensional de Biot	[-]
c	Calor específico	[$J\ kg^{-1}\ K^{-1}$]
$d_{\mathrm{i}}^{\mathrm{p}}$	Distância antes da deformação plástica	[mm]
$d_{\mathrm{f}}^{\mathrm{p}}$	Distância após deformação plástica	[mm]
e	Erro entre solução numérica e analítica	[-]
$\bar{e}_{10-100\mathrm{s}}$	Erro médio entre os 10 e os 100 segundos	[-]
$e_{100\mathrm{s}}$	Erro para 100 segundo de simulação	[-]
$E^{aço}$	Módulo de elasticidade	[GPa]
f	Fração de radiação emitida por um corpo negro	[-]
Fo	Número adimensional de Fourier	[-]
F_{ij}	Fator de forma entre as superfícies i e j	[-]
g	Aceleração da gravidade	[ms^{-2}]
g^e	Geratriz do forno	[mm]
h	Coeficiente de transferência de calor global	[$W\ m^{-2}\ K^{-1}$]
h_{centro}	Coeficiente de convecção na zona central da peça	[$W\ m^{-2}\ K^{-1}$]
h_{frontal}	Coeficiente de convecção na zona frontal da peça	[$W\ m^{-2}\ K^{-1}$]
h_{lateral}	Coeficiente de convecção na latera da peça	[$W\ m^{-2}\ K^{-1}$]
$h_{\mathrm{periferia}}$	Coeficiente de convecção na periferia da peça	[$W\ m^{-2}\ K^{-1}$]
k	Condutibilidade térmica	[$W\ m^{-2}\ K^{-1}$]
L_{C}	Comprimento característico de uma dimensão	[-]
N	Fator de segurança	[-]
N_{min}	Fator de segurança mínimo	[-]
$\dot{q}$	Fluxo de calor gerado no sólido	[$W\ m^{-3}$]
$\dot{q}_i^{\mathrm{c}}$	Fluxo de calor trocado por radiação	[$W\ m^{-2}$]

R_{eq}	Resistência equivalente	[°C W^{-1}]
$Rp_{0,2}$	Tensão de cedência a 0,2%	[MPa]
Rm	Tensão de rotura	[MPa]
R_n	Majorante do erro de truncatura de séries	[-]
S_X	Desvio padrão do erro entre resultados numéricos e experimentais	[°C]
$S_{\Delta T}$	Desvio padrão da diferença média entre temperaturas numéricas e experimentais	[°C]
T	Temperatura	[°C]
T_{i}	Temperatura inicial	[°C]
T_{∞}	Temperatura envolvente	[°C]
T_{F}	Temperatura da parede do forno	[°C]
$T_{\mathrm{gás}}$	Temperatura do gás no interior do forno	[°C]
T^{Z}	Temperatura de zero absoluto	[°C]
t_{p}	Tempo de permanência em regime plástico	[s]
$t_{\mathrm{total-CPU}}$	Tempo total de processamento	[s]
V	Volume	[m^3]
x^*	Coordenada espacial adimensional	[-]
$\bar{X}$	Erro médio entre resultados numéricos e experimentais	[°C]

Variáveis (gregas)

α	Coeficiente de expansão térmica	[°C^{-1}]
$\Delta l_{\mathrm{nós}}$	Distância entre nós da malha de elementos finitos	[mm]
$\overline{\Delta l}_{\mathrm{nós;definida}}$	Distância média entre nós definida no programa	[mm]
$\Delta T_{\mathrm{espacial-máx}}$	Máxima variação espacial de temperatura	[°C]
$\overline{\Delta T}$	Diferença média entre temperaturas numéricas e experimentais	[°C]
Δt_{i}	Incremento inicial de tempo	[s]
$\Delta t_{\mathrm{máx}}$	Incremento máximo de tempo	[s]
Δt_{p}	Variação do tempo de permanência em regime plástico	[-]
ε_{F}	Emissividade do forno	[-]
ε_{P}	Emissividade da peça	[-]
$\bar{\varepsilon}$	Emissividade média equivalente	[-]
ζ	Raiz da solução analítica da transferência de calor transiente	[-]
λ	Comprimento de onda	[µm]
ρ	Massa volúmica	[Kg m^{-3}]
θ^*	Temperatura adimensional	[-]
σ	Constante de Stefan-Boltzmann	[W m^{-2} K^{-4}]
$\sigma_{\mathrm{VM;\ num}}$	Tensão de Von Mises de resultados numéricos	[MPa]

$\sigma_{\mathrm{VM;\,máx}}$	Tensão de Von Mises máxima	[MPa]
ν	Coeficiente de Poisson	[-]
ϕ	Diâmetro do forno	[mm]

Outras designações

Modelo 4-1	Modelo para análise térmica simplificado
Modelo 4-2	Modelo para análise térmica considerando a variação do calor específico com a temperatura
Modelo 4-3	Modelo para análise térmica considerando a variação do calor específico com a temperatura e a diferença entre a temperatura do gás e do forno
Modelo 4-4	Modelo para análise térmica considerando a variação do calor específico e da emissividade com a temperatura
Modelo 4-5	Modelo para análise térmica considerando a variação do calor específico e da emissividade com a temperatura e a diferença entre a temperatura do gás e do forno
Modelo 5-1	Modelo para análise mecânica simplificado
Modelo 5-2	Modelo para análise mecânica considerando a variação do módulo de elasticidade do aço com a temperatura
Modelo 5-3	Modelo para análise mecânica considerando a variação do módulo de elasticidade do aço com a temperatura e o efeito da gravidade
Cenário 1	Cenário de redução do número de estágio por exclusão dos estágios a 650°C e 750°C
Cenário 2	Cenário de redução do número de estágio por exclusão do estágio a 650°C
Cenário 3.a)	Cenário de diminuição da taxa de aquecimento entre os estágios a 850°C e 1030°C em 50%
Cenário 3.b)	Cenário de diminuição da taxa de aquecimento entre os estágios a 850°C e 1030°C em 75%
Cenário 4	Cenário de diminuição do tempo de estágio a 850°C para uma redução da taxa de aquecimento de 75%

1 Introdução

O presente trabalho de dissertação surge no término do curso de Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica, e incidiu no estudo da fase de aquecimento de peças em aço de grandes dimensões quando sujeitas a tratamentos térmicos, sendo este trabalho concretizado a par com a empresa F. Ramada, Aços e Indústrias S.A.. Pretendeu-se neste Capítulo introdutório reunir e condensar informação relativa aos intervenientes e às temáticas pertinentes, assim como verificar em que estado de desenvolvimento se encontra o assunto investigado.

Neste Capítulo efetuou-se uma apresentação da empresa parceira, dos equipamentos e processos utilizados, bem como foram analisados os trabalhos de dissertação precedentes assim como literatura pertinente ao estado da arte na temática. Este Capítulo termina com uma descrição do âmbito, objetivos e estrutura da presente dissertação.

1.1 F. Ramada, Aços e Indústrias S.A.

A empresa F. Ramada, Aços e Indústrias S.A. encontra-se sediada em Ovar tendo também escritórios distribuídos por outras cidades portuguesas, a sua atividade está centrada no aço, o seu volume de negócio ronda a casa dos 120 milhões de euros anuais, atuando como distribuidora de aço, possuindo a capacidade de maquinação de peças até 40 toneladas e retificação de peças até 10 toneladas e possuindo a maior capacidade instalada em Portugal relativamente a tratamentos térmicos. Debruçando-se assim sobre cinco áreas, nomeadamente: Aço Especiais (comercial), Aço Laminado a Frio, Aço Estirado a Frio, Sistemas de Armazenagem e Ferramentas para Madeira. (RAMADA, 2012) Para além do âmbito referido a empresa possui também uma secção dedicada a metais não ferrosos, nomeadamente ligas de alumínio cobre e latão.

O fornecimento de ferramentas e componentes em aço exige em múltiplas situações o seu tratamento térmico, estando a empresa equipada com variados equipamentos e possuindo a capacidade de efetuar uma gama extensa de tratamentos, nomeadamente em fornos de atmosfera controlada e vácuo. (RAMADA, 2012)

Os tratamentos térmicos em aço são constituídos por processos de aquecimento, estágio e arrefecimento com vista a melhorar as características mecânicas do aço sem contudo alterar a sua composição. (Soares, 2009 p. 72)

1.1.1 Caracterização do tratamento de têmpera

A têmpera trata-se de um tratamento térmico que visa pôr em evidência características latentes do aço, sendo para tal necessário proceder à sua austenitização, recorrendo a um tratamento cuidadoso nas suas três fases: aquecimento, estágio e arrefecimento, observadas a título de exemplo na Figura 1-1. (Soares, 2009 p. 77)

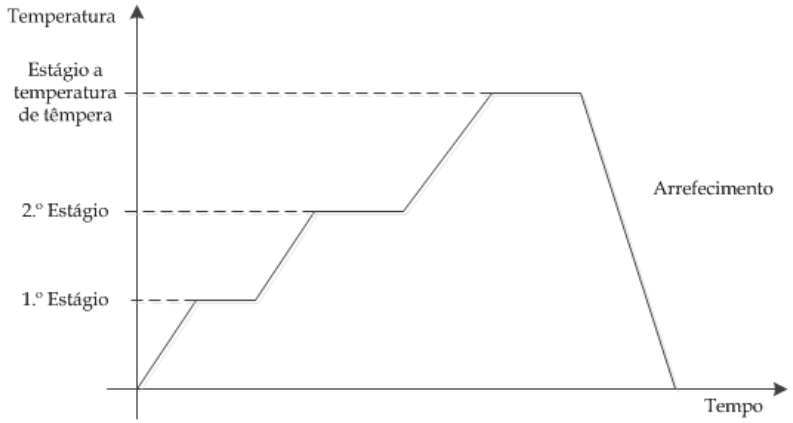


Figura 1-1 – Esquema ilustrativo do tratamento térmico de têmpera com dois estágios intermédios.

As três fases do tratamento de têmpera possuem em si próprias particularidades e exigências que devem ser tidas em consideração para a obtenção de tratamentos térmicos de resultados satisfatórios:

- O aquecimento do aço deve ser feito de tal modo que sejam minoradas as tensões inerentes aos gradientes de temperaturas, sendo estas causa de fraturas e distorções nas peças, a minoração destas tensões pode ser alcançada através da utilização de estágios intermédios de homogeneização da temperatura (ver **FIGURA 1-1**), sendo estes considerados essenciais em aços cuja temperatura de têmpera exceda os 900°C; (Soares, 2009 p. 77)
- O estágio à temperatura de têmpera visa a homogeneização da estrutura austenítica do aço, servindo pois como ponto de partida para o processo de têmpera propriamente dito (arrefecimento), o tempo de estágio deve portanto ser tal que toda a peça possua uma estrutura homogénea, não devendo no entanto ser usado um tempo de estágio exagerado, causando este um aumento do tamanho de grão indesejável nas peças; (Soares, 2009 pp. 78-79)
- O arrefecimento rápido é o responsável pela transformação da estrutura austenítica obtida através dos pontos anteriores numa estrutura de elevada dureza (martensite), o tempo e o meio de arrefecimento devem ser tais que, tal como referido no aquecimento, seja prevenido o aparecimento de constituintes indesejáveis e de tensões térmicas, tensões estas que podem provocar a fratura das peças. (Soares, 2009 pp. 79-80)

1.1.2 Revisão da literatura na análise das fases da têmpera

A fase de arrefecimento nos tratamentos térmicos é largamente estudada, sendo que a influência do meio de arrefecimento, da velocidade de arrefecimento, e da massa da peça na introdução de tensões residuais no material foram analisadas por Grum, *et al.*, (2001), onde os autores referem que as tensões residuais dependem efetivamente da massa da peça, aumentando com o aumento desta, havendo igualmente uma dependência clara da velocidade de arrefecimento, provocando, quando estas são mais elevadas, um aumento das tensões residuais (Grum, *et al*., 2001 pp. 66-67). Por sua vez, outro trabalho, incidindo maioritariamente na análise numérica do arrefecimento, foi desenvolvido por Lee, *et al.*, (2008) e estuda o efeito dos mecanismos de transformação presentes, sendo mais relevante o da martensite, no aparecimento de deformações em peças sujeitas a têmpera, usando para tal o método dos elementos finitos e fazendo recurso a funções definidas pelo utilizador para representar as transformações de fase.

O estudo do aquecimento das peças, até ao estágio à temperatura de têmpera, não possui grande incidência na literatura, considerando-se mais simples que o arrefecimento. Existem, ainda assim, variáveis pertinentes que influenciam esta fase do tratamento térmico. Nos trabalhos de Caballero, *et al.*, (2001) e Oliveira, *et al.*, (2007) foram estudados os efeitos da velocidade de aquecimento contínuo nos mecanismos de transformação morfológica do material, tendo sido obtidas relações entre este parâmetro e a diferença de temperaturas onde ocorre a transformação austenítica. Os autores verificam um aumento da diferença entre as temperaturas, de início e término da transformação, quando a velocidade de aquecimento aumenta, obtendo-se para uma velocidade de 1 °C/s uma diferença de 140 °C e para 16 °C/s uma diferença de 170 °C. No trabalho de Caballero, *et al.*, (2001) conclui-se ainda que esta diferença de temperaturas é também influenciada pela microestrutura inicial do aço a tratar.

1.1.3 Forno

Os tratamentos térmicos na empresa F. Ramada, realizados com vista à obtenção de resultados experimentais para realização do presente trabalho de dissertação, foram efetuados num forno de atmosfera controlada, modelo da B.M.I. Fours, cuja estrutura esquematizada pode ser observada na Figura 1-2.

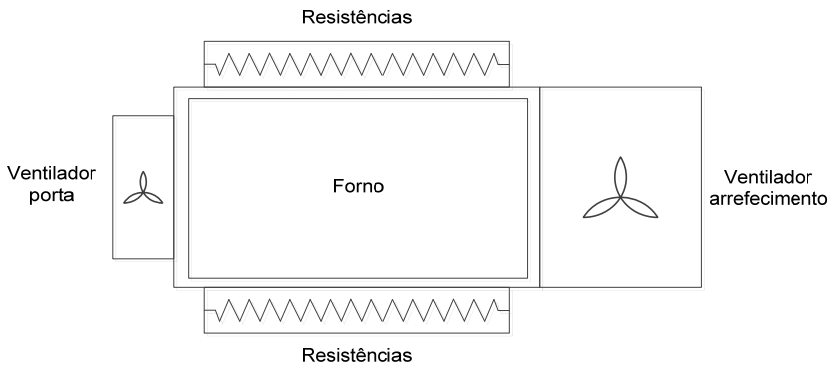


Figura 1-2 – Desenho esquemático do forno utilizado no tratamento das peças em aço.

O forno tem uma forma cilíndrica com $\phi = 1500\ \mathrm{mm}$, possuindo resistências ao longo da sua geratriz ($g^e = 1800\ \mathrm{mm}$) e um ventilador situado na porta do forno, é ainda constituído por equipamento de vácuo e de refrigeração de azoto, referido como ventilador de arrefecimento na Figura 1-2.

Na Figura 1-3 pode ser observada uma imagem real do forno localizado na secção de tratamentos térmicos da F. Ramada.



Figura 1-3 – Forno utilizado para o tratamento de peças ou conjuntos de peças de grandes dimensões na empresa F. Ramada, Aços e Indústrias S. A.

1.2 Aços para trabalho a quente: Aço AISI H13

O aço H13, segundo a norma ASTM, ou X40CrMoV5-1-1, segundo a norma europeia, é um aço ligado para ferramentas de trabalho a quente conhecido comercialmente por *Orvar Supreme*, é utilizado principalmente para moldes de termoplásticos e para fieiras de extrusão de alumínios e fundição injetada de ligas leves. (RAMADA, 2012) A sua composição típica pode ser observada na Tabela 1-1. Em termos de propriedades térmicas, e recorrendo à base de dados de materiais do produto comercial CES Edupack™ foram obtidos valores estimados para as propriedades térmicas e físicas do aço em questão e representados os seus valores na Tabela 1-2.

Tabela 1-1 – Composição típica de um aço AISI H13 segundo o catálogo da F. Ramada **(RAMADA, 2012)**

Carbono	Silício	Manganês	Crómio	Molibdénio	Vanádio
0,40%	1,00%	0,40%	5,20%	1,30%	1,00%

O trabalho a quente é considerado por Soares (2009 p. 135) como o regime de trabalho que sujeita uma ferramenta a uma temperatura permanente de no mínimo 200°C. Este regime de trabalho é exigente e pode causar fissuração na peça devido a distintos mecanismos, a

saber: fadiga térmica, decorrente dos ciclos térmicos; fissuras devido à forma da peça, decorrente essencialmente de arestas e relevos acentuados. (Soares, 2009 pp. 135-136)

Tabela 1-2 – Propriedades térmicas e físicas do aço AISI H13 segundo base de dados do programa CES Edupack™ à temperatura ambiente.

Propriedades		
α	10,2 x 10^{-6} – 10,7 x 10^{-6}	[$°C^{-1}$]
c	467 – 486	[$Jkg^{-1}K^{-1}$]
k	27,5 – 29,8	[$Wm^{-1}K^{-1}$]
ρ	7690 – 7840	[kgm^{-3}]
$E^{aço}$	210	[GPa]
ν	0,3	[-]

O aço em questão é, efetivamente, considerado como tendo uma boa tenacidade a quente e resistência à abrasão, assim como alta dureza a quente, é ainda possuidor de uma boa resistência a fissuras térmicas. (Tata Steel, 2012)

As fissuras térmicas definem-se como uma rede de pequenas fraturas causadas por flutuações cíclicas de temperatura e tensão, sendo que as fraturas se iniciam e propagam segundo as fronteiras entre grãos, sendo posteriormente preenchidas com óxidos e deste modo fragilizando a superfície do material. (Roberts, *et al*., 1998 p. 230)

1.3 Trabalhos anteriores

A presente dissertação encontra-se no seguimento de trabalhos anteriormente realizados por alunos da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto no âmbito da Unidade Curricular Dissertação da opção Energia Térmica do Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica, sendo estes trabalhos tidos em conta como o ponto de partida e a referência para o aprofundar desta temática.

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

O trabalho desenvolvido por Oliveira (2011) incidiu no estudo do comportamento térmico de matrizes em aço tendo sido realizadas as seguintes tarefas, a saber:

- Análise do estado da arte e implementação de soluções analíticas, para condução de calor não estacionária em folha de cálculo, como forma de validação de modelos numéricos subsequentes;
- Projeto de um escudo de radiação para um termopar, a utilizar no forno aquando do tratamento das peças, com o intuito de obter valores experimentais para temperatura do gás (Azoto). O escudo visa a redução da influência da radiação emitida pelas paredes do forno na medição da referida temperatura;

- Determinação experimental do coeficiente de transferência de calor por convecção entre o gás e a peça por recurso às soluções analíticas, e posterior utilização deste na simulação numérica, empregando o método dos elementos finitos, da fase de aquecimento de uma peça sujeita ao tratamento térmico referido previamente;
- Investigação de soluções alternativas, com o objetivo de reduzir o tempo de aquecimento das peças, através da manipulação de variáveis pertinentes para a realização do tratamento térmico, nomeadamente a pressão do gás e a curva de temperatura da parede do forno em função do tempo.

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

O trabalho concretizado por Amaro (2012) é uma continuação do trabalho referido anteriormente e incidiu na análise do comportamento térmico de matrizes em aço e da diminuição dos tempos de tratamento térmico das mesmas, tendo sido realizadas as seguintes tarefas, a saber:

- Determinação de coeficientes de transferência de calor com recurso a dados experimentais referentes a duas peças distintas, cilindro (0,38 kg) e disco (30,4 kg) colocadas em três pontos distintos do forno;
- Utilização dos coeficientes experimentais supra mencionados para posterior aplicação em modelo numérico e posterior simulação da fase de aquecimento do tratamento térmico das peças referidas;
- Ajustamento das curvas numéricas às curvas homólogas experimentais e implementação e análise de metodologias de diminuição do tempo de aquecimento das peças, tendo para tal sido exploradas as possibilidades sugeridas por Oliveira (2011) e já referida na subsecção 1.3.1 do presente trabalho;
- Verificação e análise da possibilidade de ocorrência de problemas estruturais inerentes à redução do tempo de aquecimento, recorrendo para tal ao estudo dos campos de tensões e deformações instalados na peça durante esta fase do tratamento;
- Realização de estudos diversos, nomeadamente verificação da sensibilidade do campo de tensões a uma variação da condutibilidade térmica do material e a necessidade, ou não, do funcionamento da ventoinha instalada na porta do forno (**FIGURA 1-2**).

1.4 Âmbito, objetivos e estrutura

O presente trabalho incidiu essencialmente no estudo da fase de aquecimento do tratamento térmico de têmpera, tanto ao nível do campo de temperaturas como ao nível do campo de tensões de origem térmica criadas durante a fase de aquecimento.

Deste modo os objetivos deste trabalho definem-se como:

- Análise das formulações analíticas de transferência de calor transiente e comparação com resultados numéricos de um problema simples de forma a avaliar o desempenho do modelo/computador a utilizar;
- Modelação da peça e construção da malha, com as inerentes simplificações, através da qual se irá estudar o comportamento do sistema real;
- Procura do modelo térmico de elementos finitos que melhor representa o sistema real;
- Definição de um modelo mecânico que permita representar da forma mais realista possível o campo de tensões criado durante a fase de aquecimento;
- Utilização dos modelos obtidos para simular situações alternativas e estudar a otimização do processo.

Para além dos objetivos definidos anteriormente, que representam o âmbito do estudo do presente trabalho, ir-se-á ainda realizar estudos preliminares aos dois temas seguintes:

- Estudo simplificado da fase de arrefecimento do tratamento de têmpera;
- Estudo do tratamento de revenido.

Pretendeu-se deste modo completar os objetivos propostos e obter uma noção mais abrangente da problemática estudada. A estrutura da presente dissertação é apresentada na subsecção seguinte.

1.4.1 Estrutura da dissertação

A presente dissertação foi estruturada tal como se ilustra no diagrama da Figura 1-4, encontrando-se então dividida em oito Capítulos.

No **Capítulo 2** procedeu-se a um estudo analítico dos fenómenos de transferência de calor em sólidos numa primeira parte, e numa segunda foram comparados os resultados da solução analítica com a solução numérica para um sólido simples.

No **Capítulo 3** foi efetuada uma análise à peça monitorizada na F. Ramada e procedeu-se à identificação e definição de parâmetros inerentes ao modelo numérico, mais concretamente a definição da geometria da peça e da malha de elementos finitos a utilizar.

Após os três primeiros Capítulos de carácter introdutório ao problema, o **Capítulo 4** incidiu no ajuste dos resultados numéricos aos dados experimentais através da variação de parâmetros considerados ajustáveis, nomeadamente o coeficiente de convecção e a emissividade. Na fase final deste Capítulo foram ainda enumeradas e analisadas alterações incluídas posteriormente no modelo como por exemplo a variação das propriedades do material com a temperatura. Foi ainda feito um estudo introdutório da fase de arrefecimento do tratamento de têmpera.

No **Capítulo 5** foram analisados os resultados numéricos do campo de temperaturas e foi igualmente estudado o modelo mecânico a implementar e foram discutidos também os resultados referentes ao campo de tensões e de deslocamentos. Na parte final do Capítulo apresenta-se uma estimativa do campo de tensões na fase de arrefecimento.

O **Capítulo 6** incidiu no estudo de hipóteses alternativas ao tratamento original através da análise do efeito nos resultados do campo de tensões da exclusão de estágios intermédios e da variação da taxa de aquecimento entre estágios e da alteração da duração destes.

No **Capítulo 7** foi estudado de forma breve o tratamento de revenido utilizando os ajustamentos efetuados para o tratamento de têmpera.

No Capítulo final enumeram-se as conclusões alcançadas após o estudo realizado e propõe-se trabalhos a realizar num estudo futuro.

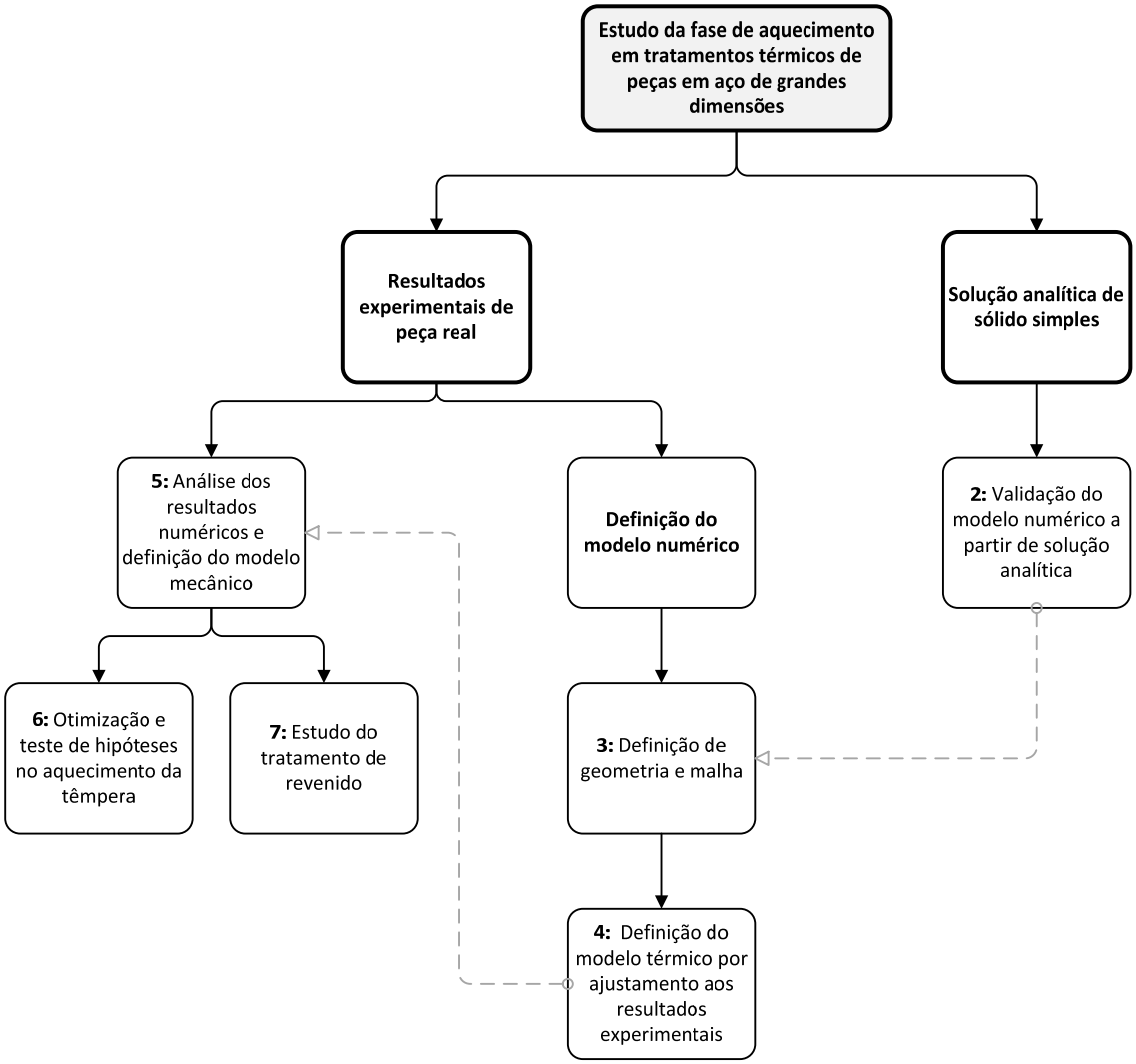


Figura 1-4 – Diagrama da organização da dissertação

2 Validação do modelo numérico usando uma solução analítica

Os modelos numéricos carecem de validação, se possível recorrendo a resultados experimentais ou recorrendo a soluções analíticas. No presente Capítulo é apresentado um processo de validação do modelo numérico utilizado, através da simulação do aquecimento por convecção de um sólido possuindo uma geometria simples, mais concretamente um paralelepípedo, e do mesmo aço que irá ser estudado, i.e., o aço AISI H13, para o qual é também possível obter uma solução analítica.

Com o objetivo de ser obtida uma boa margem de confiança para os resultados numéricos a obter no presente trabalho, foi aumentada a exigência do sistema a estudar, relativamente ao caso real, nomeadamente, por recurso a um valor para o coeficiente de convecção superior ao coeficiente global de transferência de calor esperado em aproximadamente três a quatro vezes, e a um aumento de temperatura, num só estágio, superior ao usado na prática. A ideia subjacente é a de que se os resultados numéricos reproduzirem corretamente o que acontece nesta situação bastante exigente, o mesmo irá suceder ao simular a situação real bastante menos exigente relativamente à usada na validação.

O sólido foi desenhado de modo a apresentar características próximas das peças de grandes dimensões tratadas na empresa F. Ramada, nomeadamente em termos de cotas de atravancamento e massa, deste modo foram definidas as dimensões x e y, sendo a dimensão segundo z calculada de modo a ser alcançada uma massa de aproximadamente 1500 kg (ver Tabela 2-1), que, dado ser superior aos valores mais comuns na prática, permite adicionar uma maior exigência à validação do modelo numérico.

Tabela 2-1 – Dimensões do sólido usado para validação do modelo numérico.

Dimensão	Sólido
x	800 mm
y	400 mm
z	600 mm
Massa	1488 kg

Na Figura 2-1 apresenta-se uma representação esquemática do sólido usado na obtenção da solução analítica com vista à validação do modelo numérico, foi também representada a posição do sistema de eixos, estando este colocado no centro do paralelepípedo.

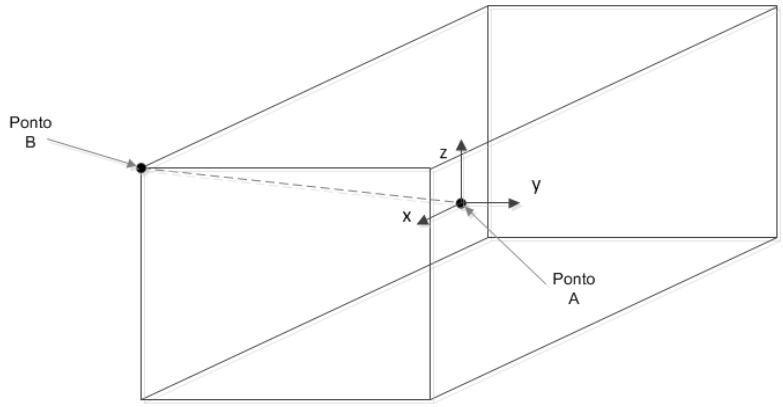


Figura 2-1 – Esquema do sólido analisado analiticamente e usado para validação do modelo numérico e posição do sistema de eixos e dos pontos estudados.

Foram ainda representados na Figura 2-1 os pontos estudados, sendo o ponto B um dos vértices do paralelepípedo, e o ponto A o centro do mesmo. Estes pontos representam os comportamentos extremos relativamente à transferência de calor, delimitando assim, superior e inferiormente, a variação de temperatura nos restantes pontos do sólido.

2.1 Condução transiente de calor: abordagens e métodos

A condução de calor não estacionária ou transiente verifica-se quando existe uma variação das condições fronteira de um sistema, sejam estas temperaturas na fronteira ou valores de fluxo de calor, dependendo consequentemente o comportamento térmico do sistema da variável tempo. (Incropera*, et al.,* 2008 p. 163)

O maior ou menor grau da distribuição espacial de temperatura e a sua dependência do tempo são pois considerações que condicionam a escolha do método a usar na obtenção de uma solução para o problema. Deste modo, duas hipóteses distintas poderão ser consideradas: a temperatura é dependente apenas do tempo, desprezando-se a variação desta no interior do sólido (vulgo sistema global); ou os gradientes de temperatura no sólido não são desprezáveis.

Assim, e partindo do referido anteriormente, a análise dos sistemas transientes pode ser feita analiticamente usando duas abordagens, sendo a escolha feita com recurso a uma grandeza adimensional, que relaciona a resistência térmica interna de um sólido com a resistência térmica na camada-limite do mesmo, a grandeza referida é o Número de Biot (Bi), cuja expressão está patente na equação (2.1). (Incropera*, et al.,* 2008 p. 165)

$$Bi = \frac{hL_C}{k} \tag{2.1}$$

Onde h é o coeficiente de transferência de calor global na superfície do sólido, L_C o comprimento característico da dimensão a estudar, dado pelo quociente entre o volume do sólido e a área superficial do mesmo em contacto com o fluido, $L_C = VA_S^{-1}$ (sendo V o volume e A_S a área superficial do sólido), e k é a condutibilidade térmica do material do sólido. Deste modo, a escolha da abordagem a usar recai no valor desta grandeza, do seguinte modo:

- $Bi < 0{,}1$ – Temperatura é dependente apenas do tempo, o uso do método do sistema global é válido;
- $Bi \geq 0{,}1$ – Temperatura com variação temporal e espacial deverá ser usado um método que considere as duas dependências.

O método do sistema global é de vital importância no âmbito da transferência de calor devido à sua simplicidade e facilidade de aplicação, sendo imperativo que o teste à sua validade seja feito no início do estudo de um problema de condução transiente (Incropera*, et al.,* 2008 p. 165).

A impossibilidade de utilização do método do sistema global remete então para a utilização de um método onde seja incluída a dependência espacial da temperatura. Existem na literatura (Incropera, *et al.*, 2008 pp. 170-173) expressões que permitem a obtenção da solução analítica para distribuição de temperaturas no interior de determinadas geometrias. A variação da temperatura pode então ser representada na forma adimensional pela expressão (2.2).

$$\theta^* = f(x^*, Fo, Bi) \tag{2.2}$$

Onde, θ^* é a temperatura adimensional, x^* a coordenada espacial adimensional de uma determinada dimensão, e $Fo = kt/\rho c L_C^2$ é um tempo adimensional, chamado número de Fourier. Uma análise mais profunda desta abordagem é realizada na secção 2.2.

2.1.1 Método do sistema global

O método do sistema global na análise de sistemas térmicos, sujeitos a condução transiente de calor, assenta na hipótese de que a temperatura, de um dado sólido, é uniforme no espaço em qualquer instante do processo transiente.

A referida hipótese é considerada válida quando a resistência à condução no sólido é muito inferior à resistência à transferência de calor na sua fronteira ($Bi < 0{,}1$) (Incropera*, et al.,* 2008 pp. 163-164).

Através da realização de um balanço energético ao sólido, é obtida uma relação entre a energia armazenada e a energia que cruza a fronteira do sólido, esta relação encontra-se representada na equação (2.3).

$$-hA_S(T - T_\infty) = \rho V c \frac{dT}{dt} \tag{2.3}$$

Onde A_S é a área superficial do sólido, V o seu volume e T_∞ a temperatura do espaço envolvente. A integração da expressão anterior permite obter uma relação para a variação temporal da temperatura, que pode ser observada na equação (2.4).

$$\theta^* = \frac{T - T_\infty}{T_i - T_\infty} = e^{-\frac{hA_S}{\rho V c}t} \tag{2.4}$$

Onde T_i é referente à temperatura inicial do sólido e t o tempo correspondente ao instante onde é efetuado o cálculo. A partir da expressão anterior é, então, possível obter a variação temporal da temperatura, desde que se seja válida a hipótese de sistema global.

2.2 Variação transiente e espacial da temperatura em sistemas sólidos multidimensionais

A variação espacial da temperatura, em sistemas com condução transiente, não deve ser desprezada quando a resistência à condução de calor no sólido é superior à resistência na fronteira, ou seja, $Bi \geq 0{,}1$, indicando que não é, portanto, passível a utilização do método do sistema global descrito na subsecção 2.1.1.

O recurso à equação de conservação de energia na presença apenas de condução no interior da fronteira (2.5), de acordo com Incropera*, et al.,* (2008) permite obter soluções analíticas para a distribuição de temperaturas.

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(k\frac{\partial T}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(k\frac{\partial T}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(k\frac{\partial T}{\partial z}\right)+\dot{q}=\rho c\frac{\partial T}{\partial t} \tag{2.5}$$

Onde $\dot{q}$ representa a geração de calor no interior do sólido. Esta equação pode, no entanto, ser simplificada para determinadas geometrias simples, nomeadamente, para uma parede plana com convecção sem geração de calor, onde a condução se dá de forma unidimensional e a equação anterior reduz-se à seguinte forma:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}=\frac{\rho c}{k}\frac{\partial T}{\partial t} \tag{2.6}$$

A equação anterior carece pois de duas condições fronteira e uma condição inicial que, no caso específico de uma parede plana com convecção, são descritas respetivamente como: condição de simetria no plano central da placa; convecção nas faces da placa; e temperatura inicial uniforme. (ver Figura 2-2)

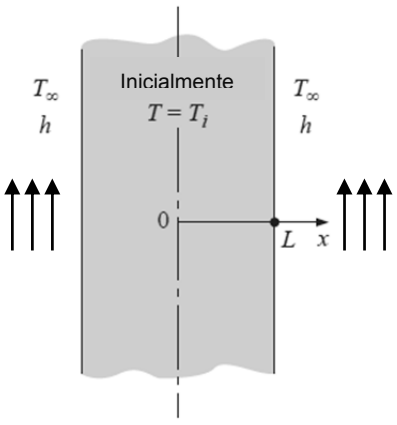


Figura 2-2 – Esquema ilustrativo da placa plana com convecção nas faces, simetria em $\boldsymbol{x = 0}$ e temperatura inicial uniforme de $\boldsymbol{T_i}$. (Adaptação de Çengel (2007 p. 217))

De acordo com Incropera *et al.,* (2008 p. 171), a adimensionalização das variáveis na equação (2.6) permite eliminar a dependência de variáveis com valores particulares no problema generalizando assim a solução. Adimensionalizando a equação 2.6 obtém-se a seguinte equação:

$$\frac{\partial^2\theta^*}{\partial x^{*2}} = \frac{\partial\theta^*}{\partial Fo} \tag{2.7}$$

Onde $\theta^* = (T - T_\infty)(T_i - T_\infty)^{-1}$ é a temperatura adimensional e $x^* = x/L_x$ a dimensão x adimensionalizada, onde L_x é a cota da dimensão x.

Integrando a equação (2.7) pode ser obtida uma solução exata para o problema da placa plana com convecção, cuja forma é dada pela equação (2.8) Incropera*, et al.,* (2008).

$$\theta^*_{xx} = \sum_{k=1}^{\infty} C_k e^{-\zeta_k^2 Fo}\cos(\zeta_k x^*) \tag{2.8}$$

Onde ζ_k são valores discretos e raízes positivas da equação: $\zeta_k \tan\zeta_k = Bi$, e o coeficiente C_k é dado pela seguinte expressão:

$$C_k = \frac{4sen\zeta_k}{2\zeta_k + sen(2\zeta_k)} \tag{2.9}$$

A solução obtida permite, de acordo com Çengel (2007 pp. 231-232), a sobreposição das expressões analíticas unidimensionais, equação (2.8), para obtenção da solução analítica de sistemas multidimensionais. Tal sobreposição é representada, no caso do paralelepípedo em estudo, como a interseção entre placas planas orientadas segundo as suas três dimensões. Na Figura 2-3 pode ser observada, a título de exemplo, a sobreposição de duas placas planas para obtenção de uma barra longa.

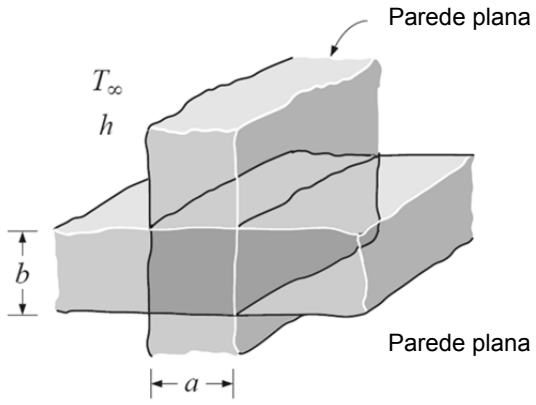


Figura 2-3 – Exemplo de sólido bidimensional obtido por sobreposição de duas placas planas. (Adaptado de Çengel (2007 p. 232))

Esta abordagem é válida caso se verifiquem as seguintes condições no sistema a estudar:

- Todas as faces do sólido estarem sujeitas a convecção a uma mesma temperatura do fluido e um igual coeficiente de convecção;
- O corpo não possuir geração de calor.

A equação (2.10) representa então a sobreposição das soluções, obtida a partir do produto das soluções analíticas, das dimensões xx, yy e zz.

$$\theta^*_{paralelepípedo}(x,y,z,t) = \theta^*_{xx}(x,t) \times \theta^*_{yy}(y,t) \times \theta^*_{zz}(z,t) \quad (2.10)$$

Onde $\theta^*_{paralelepípedo}$ representa a temperatura adimensional do paralelepípedo para cada ponto (x,y,z) e em cada instante da solução, t.

2.2.1 Pressupostos e valores de entrada

A solução analítica para o sólido paralelepipédico representado na Figura 2-1 foi obtida respeitando as condições exigidas para aplicação do método da sobreposição das soluções descrito anteriormente, nomeadamente temperatura inicial uniforme e convecção igual em todas as faces sólido, na Tabela 2-2 apresentam-se as propriedades do aço e os valores de entrada para o cálculo da solução analítica do problema.

Tabela 2-2 – Tabela de propriedades do aço e valores da entrada para cálculo da solução analítica.

Propriedades do material		
c	476,5	[$Jkg^{-1}K^{-1}$]
k	28,65	[$Wm^{-1}K^{-1}$]
ρ	7765	[kgm^{-3}]
Dados do problema		
T_i	25	[°C]
T_∞	900	[°C]
h	350	[$Wm^{-2}K^{-1}$]

Como referido anteriormente, o valor do coeficiente de convecção e da temperatura envolvente (T_∞) foram escolhidos de modo a majorar a exigência ao modelo, garantindo assim a resposta deste às solicitações reais.

As propriedades do aço representadas na Tabela 2-2 são valores médios das propriedades obtidas pelo programa CES Edupack™ enunciadas na Tabela 1-2.

2.2.2 Estimativa do erro de truncatura da série

A equação (2.10) representa o comportamento térmico de um paralelepípedo, de temperatura inicial uniforme, quando sujeito a convecção súbita nas suas faces. No entanto, ao ser obtida uma solução com um número finito de termos deve ser tido em conta o erro de truncatura cometido.

O erro de truncatura define-se, então, como o erro inerente à aproximação de uma série infinita por um número finito de termos (Pereira, *et al*., 2010 p. 17´), assim, este erro pode ser majorado pelo último termo não utilizado da série, sendo para tal exigido que esta seja convergente. Deste modo, a expressão para o majorante do erro cometido devido a truncatura da série é dado pela equação (2.11), sendo n o número de raízes ou termos da série.

$$R_n = \frac{|\theta^*_{n+1} - \theta^*_n|}{\theta^*_{n+1}} \tag{2.11}$$

De modo a majorar o erro de truncatura no estudo efetuado procedeu-se à análise da série no cenário mais exigente, definindo a posição e o tempo da seguinte forma:

- Análise num dos vértices do paralelepípedo, local de gradientes de temperatura mais acentuados na fase inicial do problema;
- Tempo de 10 segundos contados a partir do início do aquecimento, sendo a análise iniciada neste ponto, trata-se do tempo mais crítico para o qual a série truncada dá resultados satisfatórios.

Assim, e partindo das considerações efetuadas, foram executados vários cálculos da variável dependente $\theta^*_{paralelepípedo}(x, y, z, t)$, equação (2.10), usando números distintos de termos, tendo sido obtidos os resultados representados na Figura 2-4, onde é possível observar a clara convergência da série assim como uma tendência à redução do erro aquando do aumento do número de raízes

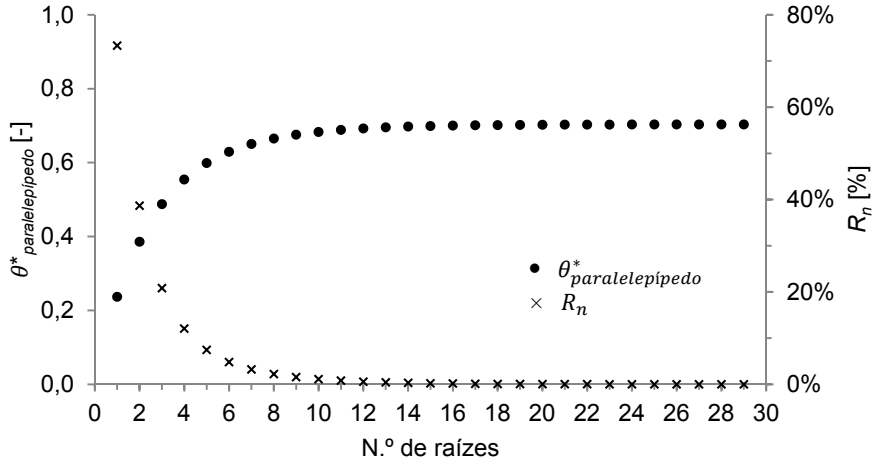


Figura 2-4 – Tendência da função $\boldsymbol{\theta}^*$ e respetivo erro de truncatura em função do número de raízes (parcelas da série) para t=10 s no ponto B, colocado num vértice.

Constatou-se que existe uma boa aproximação da função usando mais de 25 raízes, para qualquer situação.

Foi também verificado o erro de truncatura ao longo do período de aquecimento estudado num ponto colocado num vértice, ponto B da Figura 2-1, de modo a verificar o pressuposto de que o instante crítico seria o inicial. Assim, obtiveram-se os resultados ilustrados na Tabela 2-3, onde se observou que o majorante do erro é rapidamente reduzido nas duas situações, podendo assim estes resultados ser usados para validação da simulação numérica e confirmou-se o pressuposto de que o instante crítico é efetivamente o inicial.

Tabela 2-3 – Valores do erro de truncatura, equação 2.11, para 25 e 50 raízes e diferença nos valores de θ^* no vértice do sólido entre os 10 s e os 10000 s

Tempo [s]	R_{25} [%]	R_{50} [%]	$\theta^*_{50} - \theta^*_{25}$
10	0,3659%	0,0905%	0,0414
20	0,0096%	0,0000%	0,0002
30	0,0005%	0,0000%	0,0000
40	0,0000%	0,0000%	0,0000
…	…	…	…
10000	0,0000%	0,0000%	0,0000

A partir da observação da Tabela 2-3 foi também possível constatar que a diferença obtida entre o valor adimensional de temperatura, quando são usados 25 e 50 termos da série, é apenas percetível nos instantes iniciais da análise.

2.2.3 Resultados obtidos a partir da solução analítica

Uma observação do número de Biot apresentado na Tabela 2-4 permite constatar que, efetivamente existe um gradiente de temperatura no interior do sólido que não é possível considerar desprezável.

Tabela 2-4 – Números adimensionais de Biot para as diferentes direções do sólido.

Números de Biot	
xx	4,887
yy	2,443
zz	3,665

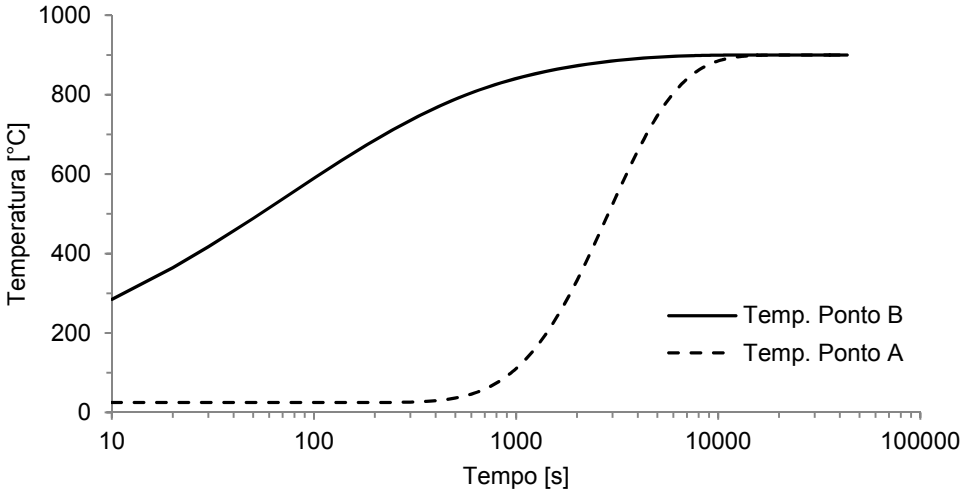


Figura 2-5 – Curva de temperatura para os pontos A e B da Figura 2-1, no vértice e centro do paralelepípedo respetivamente, em função do tempo, obtidas analiticamente.

A solução da equação (2.10) representa então corretamente o comportamento térmico do sistema a estudar. Optou-se assim pelo uso de cinquenta termos (raízes) do somatório, de modo a garantir que o erro cometido é ligeiramente reduzido, sendo este calculado a partir dos dez segundos a contar do início do estudo. (ver Tabela 2-3)

Foram então efetuados cálculos relativos aos pontos críticos A e B representados na Figura 2-1, e obtidas as curvas da variação da temperatura em função do tempo para os referidos pontos.

Na Figura 2-5 pode então ser observada a representação das curvas de temperatura para os pontos A e B, tendo sido constatado o seguinte, para cada ponto:

- **Ponto A**: Ponto central do sólido, onde o aquecimento não se faz sentir até aos 250 segundos, existindo então um aquecimento acentuado até à temperatura do fluido atingido a aproximadamente 10000 segundos;
- **Ponto B**: Vértice do paralelepípedo, onde o aquecimento se observa rápido nos instantes iniciais, mantendo então um aquecimento constante e atingindo um patamar à temperatura do fluido aproximadamente aos 5500 segundos.

As curvas permitem ainda comprovar que o gradiente de temperatura existente no interior do sólido não é desprezável, tal como observado através do número de Biot, obtendo-se uma diferença máxima entre temperaturas no interior da peça de aproximadamente 750°C.

2.3 Análise numérica do aquecimento, sua otimização e validação

A análise numérica de problemas através do método dos elementos finitos permite, através da discretização e integração das equações diferenciais que regem o comportamento do sistema, obter uma solução para problemas complexos onde uma solução analítica, exata ou aproximada, não é possível ser obtida.

O *software* Abaqus™ da Dassault Systèmes foi utilizado para simular o aquecimento do sólido estudado neste Capítulo, com o intuito de definir e validar parâmetros pertinentes para os estudos subsequentes, permitindo a posterior utilização destes parâmetros já otimizados em problemas mais complexos. Para tal foi analisado o erro das soluções numéricas, comparativamente à solução analítica, inerentes aos diversos valores dos parâmetros pertinentes analisados.

O Abaqus™ permite solucionar três problemas distintos no âmbito da transferência de calor (Dassault Systèmes, 2010b), nomeadamente:

- **Análise térmica desacoplada**, onde é calculado o campo de temperaturas sem ser considerado o campo de tensões e deformações;
- **Análise acoplada sequencial**, usada quando o campo de tensões e deformações são dependentes do campo de temperaturas mas o inverso não se verifica, situação idêntica à que será usada na presente dissertação;

- **Análise completamente acoplada**, usada quando é patente uma dependência forte entre o campo de tensões e o campo de temperaturas, na qual a solução para os dois problemas é obtida simultaneamente.

No estudo efetuado no presente Capítulo, foi usada uma análise térmica desacoplada, dado que nesta fase apenas interessa comparar a solução numérica com a correspondente solução analítica das curvas de temperatura em função do tempo nos pontos A e B do sólido, ver Figura 2-5.

2.3.1 Definição do sistema e de valores de entrada

A análise de transferência de calor desacoplada é usada para modelar sistemas térmicos com diferentes graus de complexidade, podendo estes incluir propriedades de materiais dependentes da temperatura, geração interna de calor e condições fronteira variáveis. No entanto, e tendo em conta a descrição efetuada para a solução analítica obtida (ver secção 2.2), o estudo numérico foi definido de modo a corresponder ao sistema estudado analiticamente, tendo então sido modelado usando os seguintes pressupostos:

- Inexistência de geração interna de calor;
- Temperatura inicial uniforme;
- Coeficiente de convecção constante e igual em todas as faces.

O sólido foi então modelado de acordo com as dimensões presentes na Tabela 2-1, sendo as propriedades do aço iguais às descritas na Tabela 2-2.

Definiram-se então as seguintes opções no *software* de modo a efetuar a análise numérica da transferência de calor:

- Sistema com resposta transiente;
- Incrementação temporal automática;
- Máxima variação espacial de temperatura por passo de tempo definida pelo utilizador.

As condições-fronteira do problema foram definidas de acordo com o representado na Tabela 2-2, sendo a temperatura inicial definida pelo utilizador e introduzida como um campo predefinido (*Predefined Field*) no programa Abaqus™, e tanto a temperatura envolvente como o coeficiente de convecção introduzidos como uma interação (*Interaction*) em todas as faces.

Selecionaram-se elementos hexaédricos de primeira ordem, tendo sido incluída a opção de convecção, resultando então em elementos de código DCC3D8, designação usada pelo Abaqus para definição deste tipo de elementos.

Após a modelação do sistema procedeu-se à escolha de parâmetros para a simulação, nomeadamente valores para o incremento inicial de tempo, número de elementos da malha e máxima variação espacial da temperatura. Os valores destes parâmetros foram sujeitos a uma análise pormenorizada, ilustrada nas subsecções seguintes, estando os seus valores iniciais representados na Tabela 2-5. Os elementos da malha foram distribuídos com uma maior concentração nos vértices e arestas do sólido, tratando-se estes de pontos críticos da análise. Não foram consideradas ocorrências de simetria pois as peças de grandes dimensões tratadas

na empresa parceira não a possuem, deste modo optou-se pelo uso de uma malha completa de modo a que o tempo de simulação fosse equivalente ao de uma peça sem simetria.

Tabela 2-5 – Valores iniciais para os parâmetros a otimizar na simulação do paralelepípedo de dimensões enunciadas na Tabela 2-1.

Parâmetros iniciais da simulação		
Máxima variação espacial da temperatura ($\Delta T_{\text{espacial}-\text{máx}}$)	10	[°C]
Número de elementos da malha ($x \times y \times z$)	$40 \times 20 \times 30$	
Incremento inicial de tempo	2	[s]

Nas secções seguintes procedeu-se à análise da influência destes três parâmetros, quer no tempo de simulação quer no erro obtido através da comparação com a solução analítica.

2.3.2 Procedimento de cálculo do erro cometido

O erro cometido, e, foi calculado com recurso à equação 2.12, sendo a temperatura dada pela solução analítica, $T_{\text{analítica}}$, obtida calculando o valor da função para os mesmo tempos em que o programa realizou a simulação, permitindo assim comparar a temperatura da solução analítica com a temperatura simulada, T_{simulada}, no mesmo instante de tempo.

$$e = \frac{|T_{\text{analítica}} - T_{\text{simulada}}|}{T_{\text{analítica}}} \ [\%] \tag{2.12}$$

Tendo em conta que o ponto crítico da solução numérica ocorre nos vértices do paralelepípedo, e que o erro é mais relevante nos instantes iniciais, foi efetuada a verificação do erro da simulação para o ponto B da Figura 2-1, e calculada a média do erro entre os instantes de $t = 10s$ e $t = 100s$, usando todos os tempos em que o programa realizou a simulação entre estes instantes.

2.3.3 Definição das malhas simuladas

As malhas foram refinadas aumentando o número de elementos por direção em 20 e 40% relativamente à malha inicial como ilustrado na Tabela 2-6.

Tabela 2-6 – Definição das malhas e do número de elementos em cada direção do paralelepípedo.

Designação	x	y	z	**N.º de elementos**
Malha 1	40	20	30	24000
Malha 2	48	24	36	41472
Malha 3	56	28	42	65856

Pretendeu-se assim obter um valor par de elementos em todas as direções de modo a ser garantida a existência do nó central do paralelepípedo, ponto A da Figura 2-1, na malha.

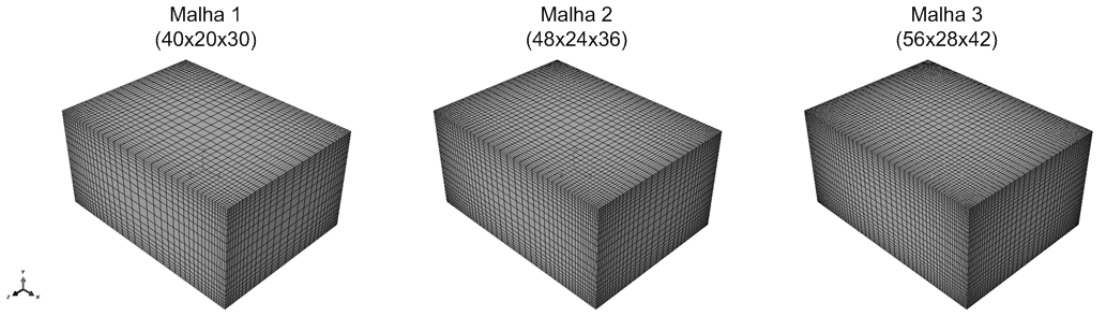


Figura 2-6 – Ilustração do paralelepípedo com três malhas distintas, usadas para constatar a influência do refinamento da malha no erro cometido.

Na Figura 2-6 encontram-se representadas as três malhas enunciadas na Tabela 2-6, onde é possível igualmente observar que a malha possui um maior refinamento nos vértices e arestas do sólido.

2.3.4 Influência do refinamento da malha e da variação espacial máxima de temperatura no erro cometido

A influência da malha e da variação espacial máxima da temperatura é conhecida, à partida, em termos de qualidade de resultados. Assim, é esperado que uma malha mais fina conduza a melhores resultados e um menor valor da variação espacial máxima de temperatura tenha um efeito similar. No entanto, de modo a quantificar estes efeitos, e igualmente verificar a eficiência do processo, comparando para tal o tempo total de simulação com a diminuição do erro nos primeiros 100 segundos, foram testadas três malhas distintas e três valores para a variação espacial máxima de temperatura, perfazendo um total de nove simulações, sendo os valores iniciais enunciados na subsecção 2.3.1 referidos como “Simulação I” na Tabela 2-7.

Tabela 2-7 – Enumeração das simulações referentes às combinações efetuadas entre malha e variação máxima da temperatura.

$\Delta T_{\text{espacial}-\text{máx}}$ \ Malha	**Malha 1**	**Malha 2**	**Malha 3**
10 °C	Simulação I	Simulação II	Simulação III
5 °C	Simulação IV	Simulação V	Simulação VI
1 °C	Simulação VII	Simulação VIII	Simulação IX

Na Figura 2-6 podem ser observadas as três malhas testadas, tendo sido efetuadas simulações transientes para um tempo total de 15000 segundos para as simulações de I a VII. O tempo de aquecimento simulado foi encurtado para 150 segundos nas simulações VIII e IX, pretendendo deste modo apenas analisar o intervalo que permite o cálculo do erro cometido, i. e., de 10 s a 100 s, uma vez que nestes últimos casos a simulação do período de aquecimento até 15000 segundos se traduzia num tempo de cálculo muito demorado.

Na Tabela 2-8 representaram-se os valores de tempo total de processamento (*Total CPU time*), referido como $t_{\mathrm{total-CPU}}$, do erro médio nos primeiros 100 segundos da simulação, $\bar{e}_{10-100\mathrm{s}}$, e do erro no instante $t = 100\ \mathrm{s}$, $e_{100\mathrm{s}}$, para as simulações realizadas.

Tabela 2-8 – Variação do tempo de processamento, do erro médio e do erro a cem segundos para as várias combinações simuladas.

$\Delta T_{\mathrm{espacial-máx}}$ \ **Malha**		**Malha 1**	**Malha 2**	**Malha 3**
10 °C	$t_{\mathrm{total-CPU}}$	26m 20s	46m 24s	1h 18m 01s
	$\bar{e}_{10-100\mathrm{s}}$	2,46%	1,90%	1,51%
	$e_{100\mathrm{s}}$	1,19%	0,99%	0,81%
5 °C	$t_{\mathrm{total-CPU}}$	55m 35s	1h 28m 38s	2h 23m 12s
	$\bar{e}_{10-100\mathrm{s}}$	2,36%	1,81%	1,38%
	$e_{100\mathrm{s}}$	1,10%	0,87%	0,69%
1 °C	$t_{\mathrm{total-CPU}}$	4h 08m 11s	3h 01m 49s*	4h 18m 07s*
	$\bar{e}_{10-100\mathrm{s}}$	2,26%	1,68%	1,29%
	$e_{100\mathrm{s}}$	1,01%	0,76%	0,59%

* Tempo para apenas 150 segundos de simulação ao contrário dos 15000 segundos das restantes.

A partir dos resultados obtidos constatou-se uma clara dependência do erro médio cometido com o refinamento da malha, tendo sido obtidas reduções do erro de cerca de 30%, para um refinamento da malha de 20%, esta diminuição obteve-se, no entanto, à custa de um aumento do tempo processamento de aproximadamente 40%.

No caso da dependência do erro médio com a máxima variação espacial de temperatura admissível, constatou-se uma diminuição do erro com a diminuição desta, verificou-se ser no entanto uma variação residual, entre 5 e 10%, quando comparada com a variação decorrente do refinamento da malha. Esta redução do erro com a diminuição da variação espacial de temperatura foi conseguida à custa de um aumento de tempo de processamento em torno dos 50%.

A tendência do erro no instante t=100s é semelhante à tendência observada para o erro médio, tendo sido obtidas reduções deste, com o refinamento da malha e com a redução da máxima variação espacial de temperatura, em média de 25% e 15%, respetivamente.

Constatou-se ainda, de acordo com a evolução do erro ao longo da simulação, conforme se verá no final desta secção que o valor obtido para o instante t=100s pode ser considerado o majorante do erro para os instantes posteriores.

Constatou-se também, com recurso à Tabela 2-8, que nas simulações III e VI foram alcançados erros inferiores aos obtidos nas simulações V e VIII, respetivamente, não tendo sido obtido no entanto um tempo de processamento superior. Deste modo, a malha 3 e a variação espacial máxima de temperatura de 10ºC foi a configuração escolhida para realizar as simulações.

Foi usado um passo inicial de tempo de 2 segundos, não sendo este alterado para as simulações testadas pois verificou-se que este valor foi, em todas elas, reduzido automaticamente pelo programa de modo a cumprir a restrição da variação máxima espacial da temperatura (ver Tabela 2-9), não sendo portanto o valor do incremento inicial considerado uma restrição, tendo sido a sua influência estudada separadamente na subsecção seguinte.

Tabela 2-9 – Valores obtidos automaticamente pelo programa Abaqus™ para o incremento inicial de tempo partindo de um incremento de 2 segundos definido inicialmente.

	Incremento inicial de tempo [s]		
$\Delta T_{máximo} \backslash^{\text{Malha}}$	**Malha 1**	**Malha 2**	**Malha 3**
10 °C	1,50E-01	1,18E-01	1,02E-01
5 °C	6,90E-02	5,79E-02	4,99E-02
1 °C	1,36E-02	1,14E-02	9,78E-03

Utilizando a configuração selecionada para realizar as simulações, i.e., a malha 3 e a variação espacial máxima de temperatura de 10ºC, são apresentadas na Figura 2-7 as curvas obtidas, numérica e analítica, da evolução da temperatura no ponto B assim como o erro entre ambos os valores, erro este máximo da simulação em cada instante, de modo a se visualizar a sua evolução ao longo do tempo.

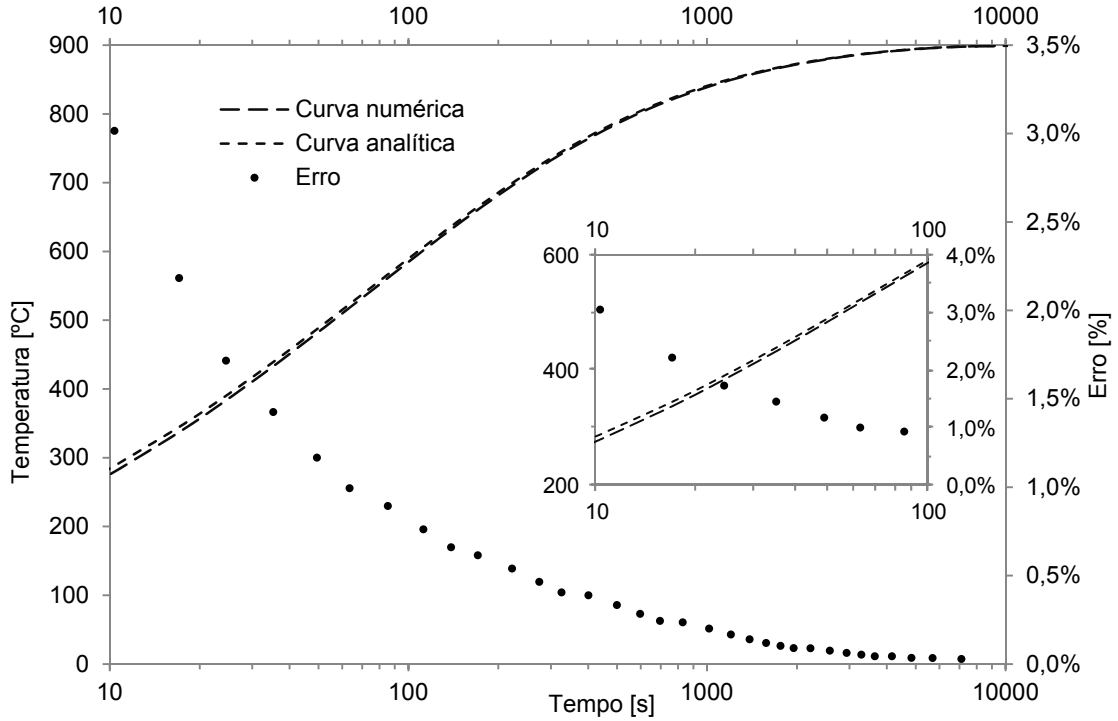


Figura 2-7 – Comparação da curva numérica com a curva analítica e respetiva variação do erro ao longo do tempo, referente à simulação III e ao ponto B, localizado no vértice do paralelepípedo, com representação de detalhe entre os 10 e 100 segundos.

Como se pode ver através desta figura, e para a configuração adotada de malha e variação espacial de temperatura, o erro máximo, entre o resultado numérico e o resultado analítico é sempre inferior a 1% para tempos superiores a 100 s.

2.3.5 Influência do incremento de tempo inicial no erro cometido

O incremento de tempo, definido no sistema como automático, varia durante a simulação para que seja cumprida a condição da máxima variação espacial de temperatura. O incremento inicial será então reduzido caso esta condição não se verifique, então, tendo sido escolhido um valor de dois segundos como incremento inicial para as simulações da subsecção 2.3.1, obtiveram-se reduções deste valor para todas as simulações.

O estudo do efeito do incremento inicial é então limitado superiormente pelo valor obtido pelo programa de modo a cumprir a condição de máxima variação espacial de temperatura. Deste modo, e tendo sido escolhida a simulação III para o teste da influência do incremento inicial de tempo, procedeu-se ao teste de seis simulações cujos incrementos iniciais variam entre o intervalo: $\Delta t_i \in [1 \times 10^{-1}\ \mathrm{s}; 1 \times 10^{-6}\ \mathrm{s}]$.

Na Figura 2-8 podem ser observados os valores obtidos para o erro médio e para o erro no instante $t = 100s$, de onde se constata que estes valores oscilam em torno de 1,5% e 0,8%, respetivamente, não havendo no entanto uma melhoria clara do erro com a diminuição do incremento inicial de tempo.

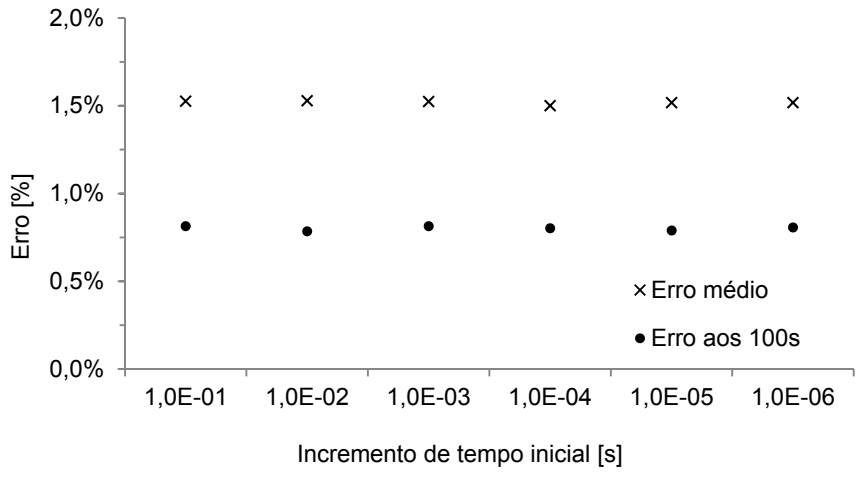


Figura 2-8 – Variação do erro médio entre 10 s e 100 s e do erro no instante $\boldsymbol{t = 100s}$ para seis valores distintos do incremento de tempo inicial para a Simulação III.

Tal fica a dever-se ao valor crítico para a máxima variação espacial de temperatura ser o instante inicial, de modo que esta restrição não é limitante para incrementos mais pequenos, conduzindo a um aumento automático do incremento, tendendo este para valores semelhantes nas várias simulações. Assim, o incremento inicial optado para as subsequentes análises foi de: $\Delta t_i = 1 \times 10^{-1}\ \mathrm{s}$.

2.4 Parâmetros de simulação selecionados: resumo

No presente Capítulo analisaram-se soluções numéricas para um problema de transferência de calor transiente num paralelepípedo em Aço AISI H13, sendo os resultados numéricos comparados com uma solução analítica.

Foram efetuados estudos da influência do refinamento da malha, da máxima variação espacial da temperatura e do incremento de tempo inicial, tendo sido escolhida a simulação cuja combinação de parâmetros conduziu a um compromisso entre o erro e o tempo total de simulação mais favorável.

Na Tabela 2-10 encontram-se representados os dados de entrada para o problema tratado assim como os parâmetros da simulação escolhida para as análises posteriores e os erros desta.

Tabela 2-10 – Quadro resumo do Capítulo 2, com representação dos parâmetros do problema e dos parâmetros selecionados da simulação.

Problema			**Solução**		
T_i	25	[°C]	**Malha**	N.º 3	
T_∞	900	[°C]	$\Delta T_{espacial-máx}$	10	[°C]
h	350	[$Wm^{-2}K^{-1}$]	Δt_i	1,02E-01	[s]
Material	Aço AISI H13		$\bar{e}_{10-100s}$	1,51	[%]
			e_{100s}	0,81	[%]

3 Análise, simplificação e estudo do refinamento da malha da peça testada na F. Ramada

A F. Ramada, Aços e Indústrias S. A., na sua área de tratamentos térmicos em forno de atmosfera controlada, efetua o tratamento de peças de elevadas dimensões e de elevada complexidade.

No tratamento térmico de peças deste género existe a dificuldade de prever analiticamente o tempo de aquecimento da sua zona interna, e caso as referidas peças não possuam cavidades que possibilitem a monitorização da temperatura, esta problemática é ainda mais relevante.

Deste modo a análise numérica destas peças visa a previsão do seu comportamento térmico e assim auxiliar na otimização dos tempos de tratamento.

3.1 Definição e simplificação do desenho da peça

Foi efetuada a monitorização de uma peça de aproximadamente 1300kg, sujeita a tratamentos de têmpera e de revenido, por parte da empresa F. Ramada.

Na Figura 3-1 encontram-se representados os pontos de medição (A, B e C), assim como a sua posição e as cotas de atravancamento da peça.

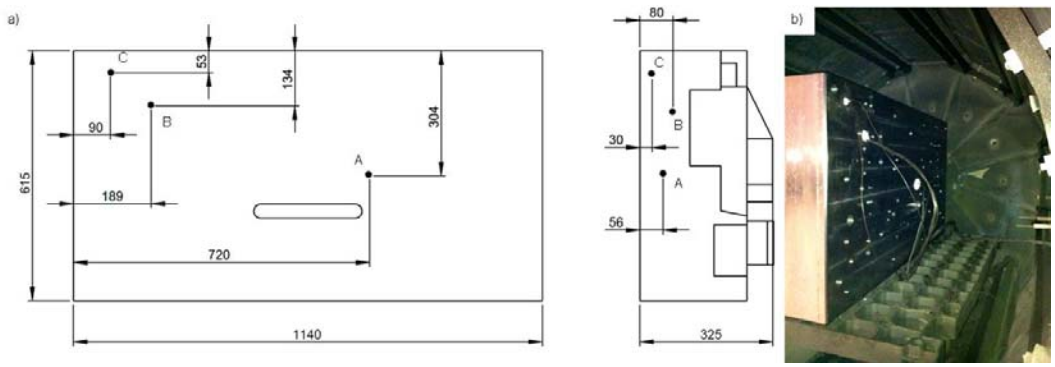


Figura 3-1 – Dimensões de atravancamento da peça testada e localização dos pontos de monitorização de temperatura (a), imagem real do posicionamento dos pontos de medição (b).

Pode também ser observado na figura anterior uma imagem real do posicionamento dos sensores na peça estando esta já posicionada no interior do forno.

A peça em questão é possuidora de um elevado grau de complexidade, nomeadamente no grande número de curvaturas existente na face frontal (Figura 3-2).



Figura 3-2 – Face frontal da peça tratada e monitorizada na F. Ramada, pesando cerca de 1300kg.

Deste modo, e para ser exequível a simulação numérica da peça, foi efetuada uma análise à simplificação desta de modo a verificar a influência dos variados graus de complexidade nos resultados obtidos. A referida análise é detalhada no Anexo A, tendo sido testadas três simplificações distintas da peça monitorizada. E optada a utilização da simplificação 3, estando esta mais próxima da morfologia da peça real sem no entanto conduzir a um esforço numérico não exequível.

3.1.1 Efeito do posicionamento dos sensores nos resultados, incerteza associada e procedimentos de cálculo

O posicionamento dos sensores, usados para a monitorização da temperatura na peça, é sujeito a uma dada incerteza, esta pode ser associada tanto à impossibilidade de uma medição precisa do posicionamento do termopar ao longo do furo, como associada, por outro lado, à comparação de uma zona oca, da peça real, com uma zona maciça, da peça simulada.

De modo a reduzir o efeito da incerteza inerente a este último ponto, foi utilizada lã de vidro como isolante de modo a minimizar o efeito, tanto da convecção como da radiação, nos furos monitorizados, valorizando-se deste modo a transferência de calor por condução. O isolamento referido pode ser observado na Figura 3-1, aplicado nos respetivos furos para monitorização

Pode ainda ser referida a incerteza no posicionamento dos sensores ao longo da secção transversal do furo, sendo estes valores representados na Tabela 3-1.

Tabela 3-1 – Cotas e incerteza no posicionamento dos termopares para monitorização da temperatura na peça, dimensões referidas ao canto superior esquerdo do esquema da Figura 3-1.

	x [mm]	y [mm]	z [mm]
Ponto A	720±15[(1)]	304±15	56
Ponto B	189±15	134±15	80
Ponto C	90±7	53±7	30

Os valores limite da tabela acima foram obtidos usando como intervalo os diâmetros dos respetivos furos onde estavam inseridos os termopares.

Deste modo, e devido às considerações descritas anteriormente, foi usada uma média da temperatura de quatro nós, situados nas imediações dos locais onde era suposto estarem os termopares da peça simulada, ao invés de se utilizar apenas a temperatura de um nó como valor simulado resultante. Os nós foram localizados aproximadamente nos limites de posicionamento dos sensores presentes na Tabela 3-1, para cada um dos pontos de monitorização (A, B e C).

Pretendeu-se assim obter uma melhor estimativa dos resultados experimentais fornecidos pela F. Ramada.

3.2 Estudo da dependência dos resultados com o refinamento da malha

A influência do número de elementos na malha nos resultados obtidos numericamente foi verificada usando sete simulações distintas, onde foi efetuada a variação do espaçamento global entre nós.

Optou-se por testar variações deste parâmetro em cerca de 10%, (ver Tabela 3-2), entre as diferentes simulações, no entanto, tendo em conta a utilização de números inteiros e a necessidade de obter um intervalo mais alargado de malhas, foi decidida a relaxação do valor de 10% tendo sido obtidas variações mais pronunciadas em alguns casos. Esta regra de variação não foi usada no entanto da primeira malha (40 mm de espaçamento médio entre nós) para a segunda malha (23 mm de espaçamento médio entre nós) pois pretendeu-se observar os resultados de uma malha consideravelmente menos refinada.

Na Tabela 3-2 estão enumeradas as sete malhas testadas, assim como outros parâmetros disponibilizados pelo programa Abaqus™, onde Δl representa a distância entre nós, e que permitem obter uma ideia mais abrangente das malhas testadas.

A partir da observação da tabela pode ser constatada a necessidade de referir uma distância média entre nós introduzida no programa, $\overline{\Delta l}_{\text{nós;definida}}$, pois existem valores de distância entre nós que se afastam do valor pretendido. Esta disparidade de valores está

[(1)] Os valores da incerteza referem-se a metade dos diâmetros dos furos, A→30 mm, B→30 mm, C→14 mm.

relacionada com o número de partições efetuadas nas peças para geração da malha (ver Figura 3-3).

Tabela 3-2 – Resumo das malhas testadas para estimar a influência do refinamento da malha nos resultados da simulação da peça

	Malha 1	**Malha 2**	**Malha 3**	**Malha 4**	**Malha 5**	**Malha 6**	**Malha 7**
$\overline{\Delta l}_{\text{nós;definida}}$ **[mm]**	40	23	20	17	15	12	10
Nº. Elem.	16177	32306	38012	50509	69831	119268	190534
$\Delta l_{\text{nós;mínima}}$ **[mm]**	1,54	1,54	1,54	1,54	1,54	1,54	1,54
$\Delta l_{\text{nós;máxima}}$ **[mm]**	33,22	31,36	31,36	21,95	21,95	21,21	15,08
$t_{\text{total-CPU}}$ **[min.]** *	8m	26m	33m	54m	1h 22m	3h 02m	6h 38m

*os tempos são referentes ao tempo total da simulação de um estágio de 900ºC durante 15000s

Estas partições crescem consoante a complexidade das peças a simular e limitam em certos casos o tamanho dos nós, causando deste modo um refinamento involuntário de certas regiões. Da mesma forma, no caso do limite superior da distância, a delimitação de certas regiões por partições não permite a geração de dois nós à distância mínima pretendida, o programa permite então a relaxação deste parâmetro e efetua a colocação dos nós a uma distância superior, uma descrição do processo de partição foi efetuada no **Anexo C**.

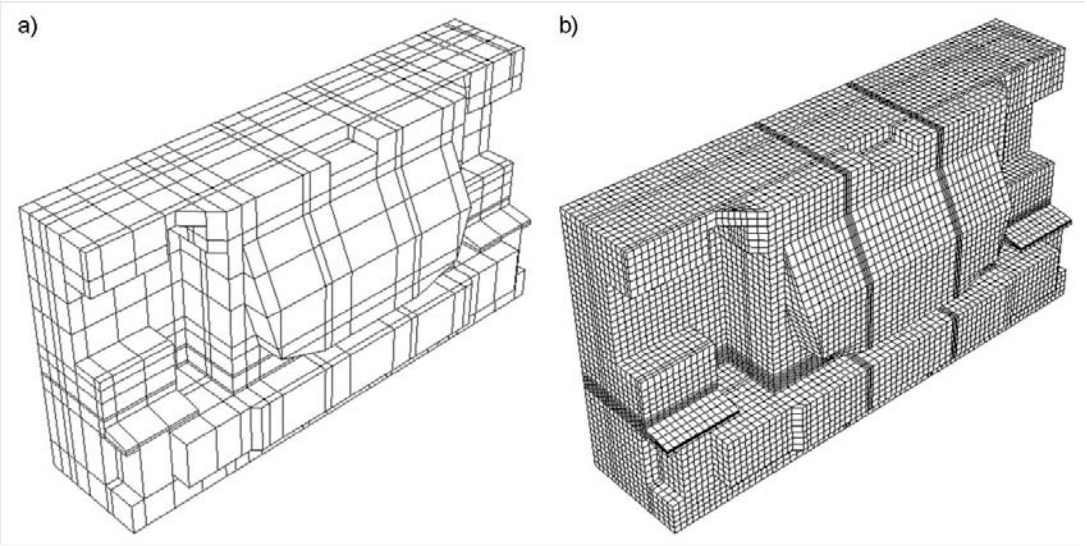


Figura 3-3 – Representação da peça com as partições criadas para geração da malha (a) e peça com a malha gerada usando um espaçamento médio entre nós de 15mm (b).

3.2.1 Parâmetros de simulação

Nas simulações da presente secção foram utilizados parâmetros de simulação semelhantes de modo a ser possível verificar a influência do refinamento sem a influência da variação de outros parâmetros.

Assim, foram usados os mesmos pressupostos presentes no **Anexo A**, nomeadamente:

- Utilização do modelo de radiação aproximada (approximate cavity radiation), uma explicação do modelo de transferência de calor usado pode ser consultada no Anexo B;
- Aplicação de apenas um patamar de aquecimento, para 900ºC, permitindo deste modo reduzir o tempo de simulação, comparativamente ao tratamento de têmpera real, sem prejuízo na comparação entre malhas;
- Emissividade com valor unitário que permite aumentar a exigência do modelo pelo aumento do fluxo de calor e portanto da variação temporal e espacial da temperatura;
- Análise dos primeiros 100 segundos do aquecimento e consequente cálculo do erro para este instante uma vez que este é o período mais exigente para o modelo, já que nele ocorrem as maiores variações com o tempo da temperatura.

Alguns dos pressupostos supra mencionados aumentam a exigência da solicitação imposta ao modelo mas afastam-se por isso da situação real, menos exigente, contudo a comparação neste caso foi efetuada entre simulações, com o objetivo de constatar a independência dos resultados do refinamento da malha, e não o de realizar comparações com os resultados experimentais.

No que se refere aos restantes parâmetros, tais como o incremento inicial de tempo e a evolução espacial máxima da temperatura, estes foram definidos de acordo com aos apresentados na Tabela A-1.

3.2.2 Análise de resultados e conclusões

Após terem sido simuladas as diferentes malhas referidas na Tabela 3-2, foi representada a variação das temperaturas, para nós na proximidade aos pontos de monitorização, com a distância média entre nós, esta variação pode ser observada na Figura 3-4.

A partir da observação da figura acima é constatada, regra geral, uma variação reduzida das temperaturas com o refinamento da malha, obtendo-se, nomeadamente, para cada um dos pontos, valores de temperatura dentro dos intervalos seguintes:

- Ponto A – [33,23 °C; 33,70 °C], sendo que a variação de temperatura entre a malha de 15mm e a de 10mm é de 0,09 °C;
- Ponto B – [44,02 °C; 44,22 °C], e a temperatura obtida para as malhas de 15 e 10mm com uma variação de 0,04 °C;
- Ponto C – [74,13 °C; 80,28 °C], tendo sido obtida uma variação de 0,82 °C para as temperaturas referentes às malhas de 15mm e 10mm.

Constatou-se então que, para as três malhas mais refinadas, os resultados obtidos podem ser considerados independentes do refinamento da malha e que embora a utilização das malhas 6 ou 7 fosse a mais indicada, o enorme tempo de simulação de todo o processo real de aquecimento inerente à simulação destas malhas não compensa o acréscimo de precisão assim obtida.

Assim, e tendo em conta os resultados numéricos obtidos, optou-se por utilizar a malha 5 para os estudos efetuados nos Capítulos subsequentes.

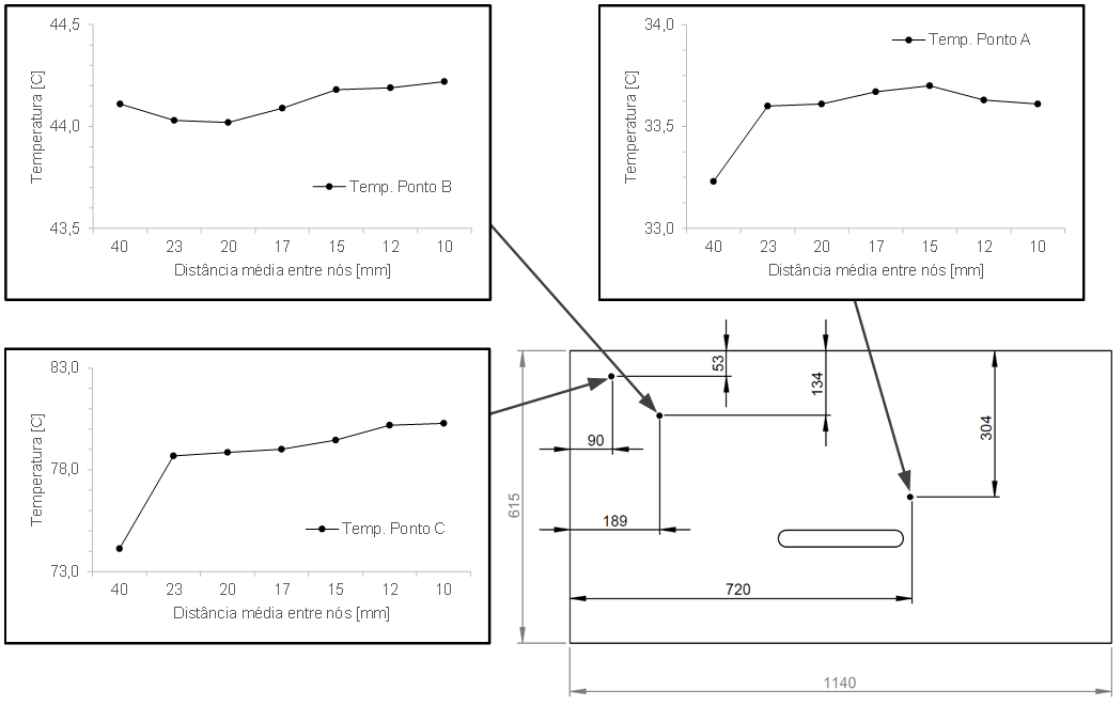


Figura 3-4 – Temperaturas obtidas a partir das simulações de diferentes malhas para 100s do tempo total e para três pontos da peça (A, B e C).

4 Ajuste dos resultados numéricos do tratamento térmico de têmpera aos resultados experimentais

O estudo numérico dos tratamentos térmicos, devido à sua complexidade, é influenciado por um elevado número de parâmetros. Estes podem ser definidos *a priori*, a partir de conhecimentos anteriores ou como imposições do próprio processo ao modelo, como são exemplo a temperatura da parede e as dimensões da peça e do forno, ou então podem ser parâmetros ajustáveis que por serem desconhecidos ou de difícil obtenção a única forma de serem determinados é por recurso a um processo iterativo de ajustamento entre os resultados numéricos e os resultados experimentais.

A determinação destes parâmetros ajustáveis é, pois, o ponto de partida para a obtenção de um modelo numérico que reproduza o melhor possível os resultados experimentais, e que, deste modo, permita obter uma representação do processo próxima da realidade, de modo que a partir desta seja possível obter uma extrapolação do comportamento do modelo em processos alternativos tendo em vista a otimização de tratamentos térmicos.

O presente Capítulo debruçou-se inicialmente sobre a identificação e definição dos parâmetros impostos e variáveis, seguindo-se o ajustamento destes últimos.

Ao longo do processo iterativo de ajustamento efetuado, foram postos em evidência aspetos que questionaram os parâmetros ajustáveis implementados e que levaram a consecutivas alterações do modelo inicial originando a implementação e o teste de outras abordagens e parâmetros mais realistas no modelo numérico. Deste modo, procedeu-se nas secções 4.1 e 4.2 à apresentação da abordagem inicialmente proposta ao problema, tendo-se na secção 4.3 enumeradas as questões levantadas após o estudo inicial, e procedido em consequência à implementação de alterações ao modelo e avaliação dos novos resultados.

4.1 Definição de parâmetros impostos e ajustáveis

Tal como foi referido na introdução do presente Capítulo, existiu a necessidade de identificar quais os parâmetros conhecidos inicialmente e os seus valores e, do mesmo modo,

quais os parâmetros a ajustar e quais os valores considerados aceitáveis para o problema em análise.

A partir de um estudo preliminar das condições do problema, e das análises já efetuadas nos Capítulos 2 e 3, conclui-se que os **parâmetros impostos ou definidos** pelo problema são os seguintes:

- Temperatura da parede do forno e do gás;
- Geometria da peça, do forno ($\phi = 1500\ \mathrm{mm};\ \mathrm{g^e} = 1800\ \mathrm{mm}$) e posicionamento dos pontos de medição (ver Capítulo 3);
- Parâmetros inerentes à simulação (máxima variação espacial da temperatura, incremento inicial de tempo e malha) definidos no Capítulo 2.

Os parâmetros referidos nos pontos anteriores não são, então, passíveis de serem alterados com vista ao ajustamento das curvas numéricas às curvas experimentais. No entanto, certos parâmetros não podem ser definidos *a priori.* Estes, devido à dificuldade de previsão, ou à inexistência de dados para a sua obtenção, são **parâmetros ajustáveis**, e foram definidos os seguintes:

- Distribuição espacial e quantificação do coeficiente de convecção;
- Emissividade das cavidades do modelo de transferência de calor, enunciado no Anexo B.

Assim, pretendeu-se simular combinações destes parâmetros variáveis, com o intuito comparar e ajustar as soluções numéricas aos resultados experimentais.

4.1.1 Temperatura da parede do forno

Foi aplicada uma temperatura da parede do forno idêntica à usada na realidade no tratamento de têmpera. A inexistência de dados em folha de cálculo, para obtenção da curva exata de temperatura da parede aplicada, levou à utilização de uma curva de temperatura aproximada (ver Figura 4-1), obtida a partir de pontos-chave dos gráficos de monitorização fornecidos pela F. Ramada.

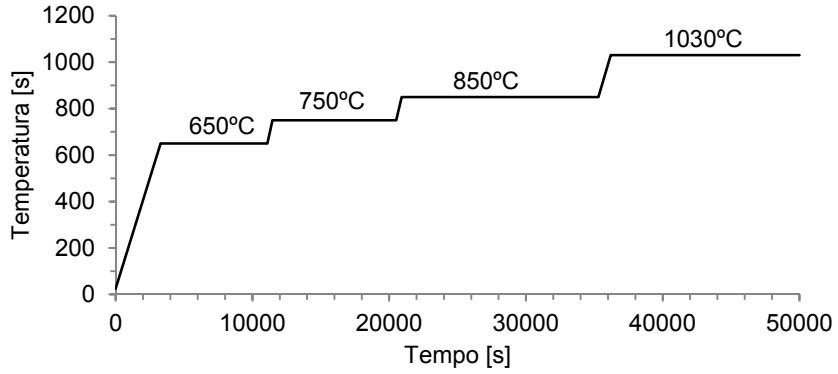


Figura 4-1 – Curva de temperatura com quatro patamares implementada no Abaqus™ de modo a simular a fase de aquecimento do tratamento de têmpera realizado na F. Ramada.

Assim, o aquecimento para o tratamento térmico de têmpera efetuado consistiu em quatro estágios a temperaturas de 650ºC, 750ºC, 850ºC e 1030ºC, sendo o aquecimento entre estágios efetuado usando uma taxa que ronda os 0,25ºC/s (15ºC/min).

4.1.2 Emissividade das cavidades do sistema

A emissividade de um material é fortemente dependente do estado da sua superfície e da temperatura do material, tal como demonstra Wen (2009), este autor refere que o comportamento da emissividade é ainda afetado tanto pela oxidação da superfície como pela velocidade de aquecimento, sendo portanto de elevada complexidade prever o comportamento da emissividade para uma situação específica.

A peça estudada no presente Capítulo possui uma emissividade que é desconhecida à partida, no entanto, foi estimado um intervalo de valores admissíveis tendo em conta o estado da superfície da peça, que se considerou como possuidora de um bom acabamento superficial (ver Figura 3-2).

Assim, e de acordo com a tabela de emissividades totais da OMEGA (2013), a emissividade do aço (peça), ε_{P}, pode estimar-se como rondando os valores de $\varepsilon_{\mathrm{P}} = 0{,}25$ à temperatura ambiente para aços ligados. Sendo considerado aceitáveis no entanto valores que variem dentro do intervalo $\varepsilon_{\mathrm{P}} \in [0{,}10; 0{,}50]$.

Não foi usada nesta abordagem uma emissividade dependente da temperatura, assim como não foram consideradas diferenças ao longo da peça, pois, tal como observado na Figura 3-2, verifica-se um acabamento semelhante nas várias superfícies da peça.

A partir de várias simulações efetuadas inicialmente constatou-se uma forte dependência da curva de temperatura com o valor da emissividade introduzido, nomeadamente conduzindo principalmente à variação do declive das curvas de temperatura obtidas.

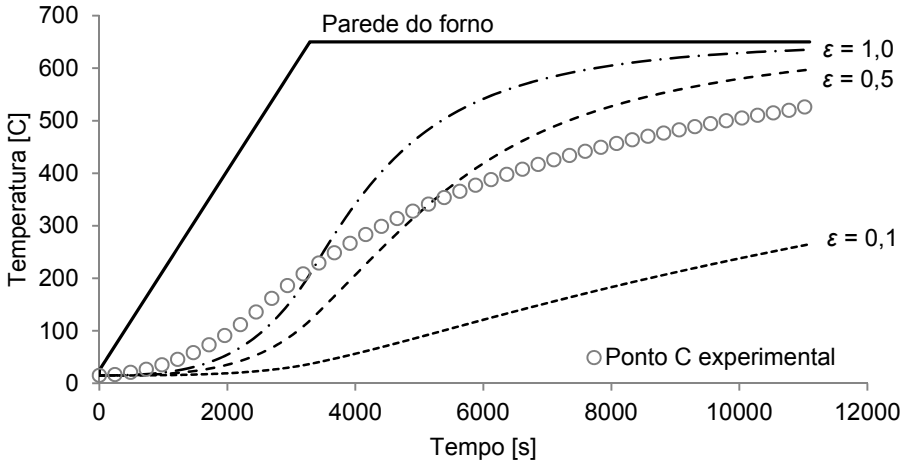


Figura 4-2 – Efeito da emissividade equivalente, $\bar{\varepsilon}$, nas curvas de temperatura obtidas numericamente para o primeiro patamar da fase de aquecimento da têmpera, para o ponto C da peça e sem recurso a convecção.

Na Figura 4-2 pode ser observado o efeito da emissividade no primeiro patamar da fase de aquecimento do tratamento térmico de têmpera, onde se pode constatar uma grande influência da emissividade na forma das curvas, esta influência aparenta ser ainda mais evidente para valores mais baixos de emissividade, pois apesar de a diferença de emissividade ser maior na passagem de 1,0 para 0,5 a diferença entre as curvas de temperatura é claramente inferior à diferença observada para as curvas de 0,5 e 0,1 de emissividade.

Assim, o controlo do valor da emissividade afeta toda a curva, e afeta sobretudo o declive desta.

4.1.3 Distribuição e quantificação do coeficiente de convecção

O coeficiente de convecção na fase de aquecimento é introduzido maioritariamente pelo ventilador localizado na porta do forno, e pode ser considerado desprezável para altos valores de temperatura face ao valor do fluxo de calor por radiação, tal como foi constatado por Oliveira (2011).

No entanto, numa fase inicial do tratamento, onde as temperaturas das superfícies são ainda relativamente baixas, a influência da convecção deve ser considerada. Assim, e apesar de não terem obtidos experimentalmente quaisquer valores para o sistema em estudo, com a exceção dos valores do coeficiente de convecção obtidos por Oliveira (2011) num forno diferente e mais pequeno que o atual, tomou-se como ponto de partida o valor de $h_{\mathrm{conv}} = 10\ \mathrm{W m^{-2} K^{-1}}$ obtido pelo autor, e procedeu-se então ao ajustamento do coeficiente de convecção.

Nesta fase do problema colocaram-se em questão três abordagens distintas, a saber:

- Utilização de um coeficiente de convecção médio constante em todas as faces da peça;
- Utilização de um coeficiente de convecção frontal, face próxima da porta e do ventilador, e de um outro nas faces laterais e traseira da peça, sendo o primeiro mais elevado. (Esta abordagem tem em conta que a face mais próxima do ventilador se encontra sujeita a uma maior convecção);
- Utilização de um coeficiente referente à face frontal e à zona das faces laterais mais próxima do ventilador e um outro referente às restantes faces.

Este último ponto considera, pois, a influência do desenvolvimento da camada limite térmica sobre uma placa plana, onde o coeficiente de convecção tem uma distribuição semelhante à ilustrada na Figura 4-3, e onde pode ser observada uma clara diferença entre o valor inicial do h e o valor que este toma no restante comprimento da superfície.

Pretendeu-se, deste modo, representar esta diferença usando dois coeficientes médios distintos para as faces laterais, permitindo obter, ainda que de uma forma aproximada, uma melhor correspondência do modelo numérico à situação real.

A influência do coeficiente de convecção nas curvas de temperatura usando a abordagem do primeiro ponto enunciado acima (coeficiente igual em todas as faces) encontra-se ilustrada na Figura 4-4. Nesta análise foram testados quatro coeficientes distintos, sendo um deles nulo,

e usou-se uma emissividade de 0,1, foi simulado o primeiro estágio da fase de aquecimento do tratamento de têmpera.

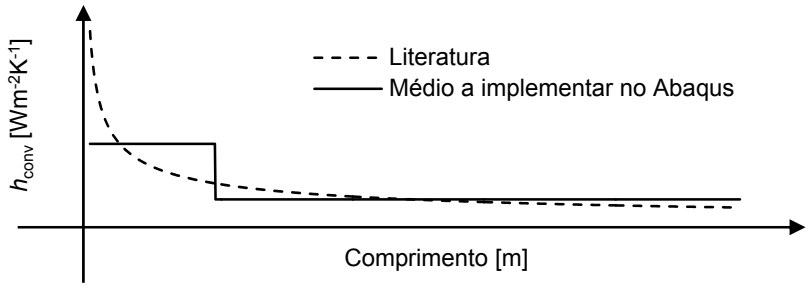


Figura 4-3 – Gráfico ilustrativo do comportamento do coeficiente de convecção ao longo de uma placa plana de temperatura constante e abordagem simplificada usada na representação do coeficiente de convecção implementado no programa Abaqus™.

A observação das curvas de temperatura presentes na Figura 4-4 permite constatar que a variação do coeficiente de convecção conduz a uma diferença mais ligeira entre as curvas de temperatura quando comparado ao efeito da variação da emissividade. Pode ainda ser constatado que o efeito deste parâmetro é sentido nos instantes iniciais das curvas, causando uma considerável diferença antes do instante $t = 2000s$, diferença esta muito menos evidente nas curvas representadas na Figura 4-2, através da variação da emissividade equivalente, $\bar{\varepsilon}$.

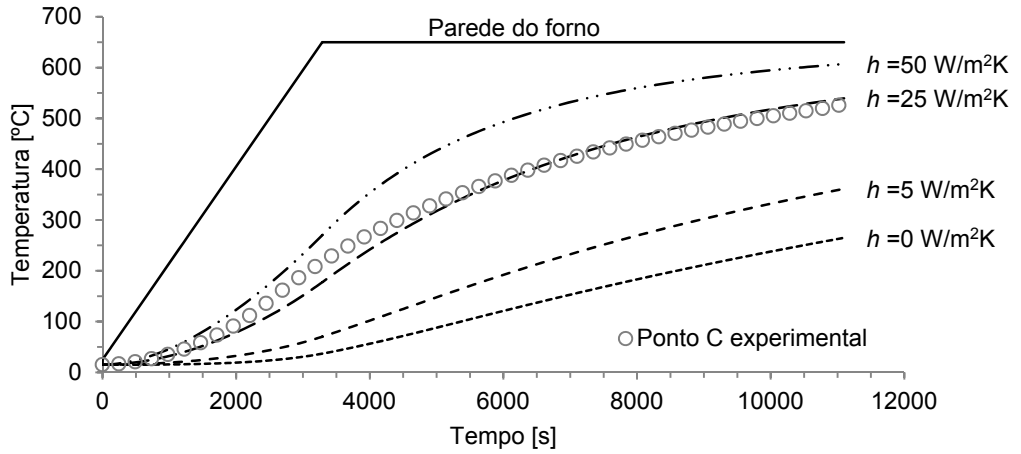


Figura 4-4 – Efeito do coeficiente de convecção nas curvas de temperatura do ponto C da peça, usando um coeficiente aplicado globalmente à peça, uma emissividade equivalente de 0,1 e o primeiro estágio de aquecimento do tratamento de têmpera.

Conclui-se então, da observação da Figura 4-2 e da Figura 4-4, que os parâmetros considerados ajustáveis na presente secção conduzem no caso da emissividade a um ajustamento global das curvas de temperatura, com uma influência muito ligeira na fase inicial do aquecimento, por sua vez a influência do coeficiente de convecção tem a sua maior importância nos instantes iniciais.

4.2 Ajustamento da fase de aquecimento do tratamento de têmpera

Na secção anterior procedeu-se à identificação de parâmetros principais passíveis de serem ajustados com o objetivo de aproximar os resultados numéricos aos dados experimentais. Nestes parâmetros, para além do seu valor, foram tidas em conta a sua distribuição e a sua influência no comportamento térmico da peça.

Na secção atual pretendeu-se fazer uso do estudo anterior e deste modo obter o melhor ajustamento entre as curvas numéricas e experimentais. Foram então extensivamente simuladas diversas combinações destes parâmetros.

Estas simulações foram, no entanto, também suportadas por determinados parâmetros impostos que, tendo sido definidos neste Capítulo ou em Capítulos anteriores, não foram considerados ajustáveis na abordagem ao problema estudada na presente secção.

Assim, encontram-se enumerados na Tabela 4-1 os parâmetros referidos e o seu correspondente valor, ou respetiva localização do estudo efetuado para a sua definição.

Tabela 4-1 – Parâmetros impostos, ou definidos em Capítulos anteriores, utilizados nas simulações com vista ao ajustamento das curvas numéricas às respetivas experimentais

$\Delta T_{\mathrm{espacial-máx}}$ **[ºC]**	20
Δt_i **[s]**	0,1
$\Delta t_{\mathrm{máx}}$ **[s]**	500
Nº de elementos	69831
T_{F} **[ºC]**	Ver Figura 4-1
Propriedades do material	Ver Tabela 1-2
Geometria da peça	Ver Figura 3-3

O valor escolhido para a máxima variação espacial de temperatura, $\Delta T_{\mathrm{espacial-máx}}$, apesar de ter sido definido no Capítulo 2 como 10ºC, não foi considerada exequível a sua utilização tendo em conta o tempo de simulação de aproximadamente dez horas obtido para o valor de 20ºC usado nas simulações do estudo da presente secção, deste modo optou-se pelo uso deste último, considerando, tal como foi ilustrado na Secção 2.3, que a redução do erro, inerente à redução da máxima variação da temperatura, é pequena quando comparada com o acréscimo do tempo de processamento resultante.

Foi também aplicado um incremento de tempo máximo, $\Delta t_{\mathrm{máx}}$, de modo a impedir passos no tempo demasiado grandes, obtidos inicialmente nas análises efetuadas, e inerentes à baixa variação espacial de temperatura presente no sistema, sendo esta baixa variação causada por um aquecimento mais moderado do que o usado no Capítulo 2, onde o incremento de tempo foi fortemente limitado pela máxima variação espacial de temperatura.

Nesta fase dos trabalhos foram então realizadas dezoito simulações, onde foram estudadas diferentes combinações para a emissividade e o coeficiente de convecção, assim como a verificação de qual das abordagens à distribuição do coeficiente de convecção melhor se ajustava aos dados experimentais.

Foi então obtido um ajustamento considerado razoável, utilizando a abordagem de um coeficiente de convecção para a zona frontal e para os primeiros 200 mm das faces laterais adjacentes, e um outro na restante peça (terceira abordagem enunciada na subsecção 4.1.3).

Assim, obtiveram-se os valores presentes na Tabela 4-2, alcançados efetuando ajustamentos até à unidade no coeficiente de convecção e até às centésimas na emissividade.

Tabela 4-2 – Parâmetros obtidos para o melhor ajustamento entre as curvas numéricas e as equivalentes experimentais, representado na Figura 4-5

Parâmetros ajustados	
h_{frontal} **[Wm^{-2}K^{-1}]**	30
h_{lateral} **[Wm^{-2}K^{-1}]**	5
$\bar{\varepsilon}$ **[-]**	0,17

Utilizando os parâmetros da tabela anterior foram obtidas as curvas de temperatura numéricas para os pontos de monitorização (A, B e C) usando para tal a média aritmética da temperatura dos quatro nós nas proximidades destes pontos tentando com isto atender ao facto do tamanho do furo onde está inserido o termopar abranger vários nós da malha.

A comparação entre as curvas numéricas e os resultados experimentais pode ser observada na Figura 4-5.

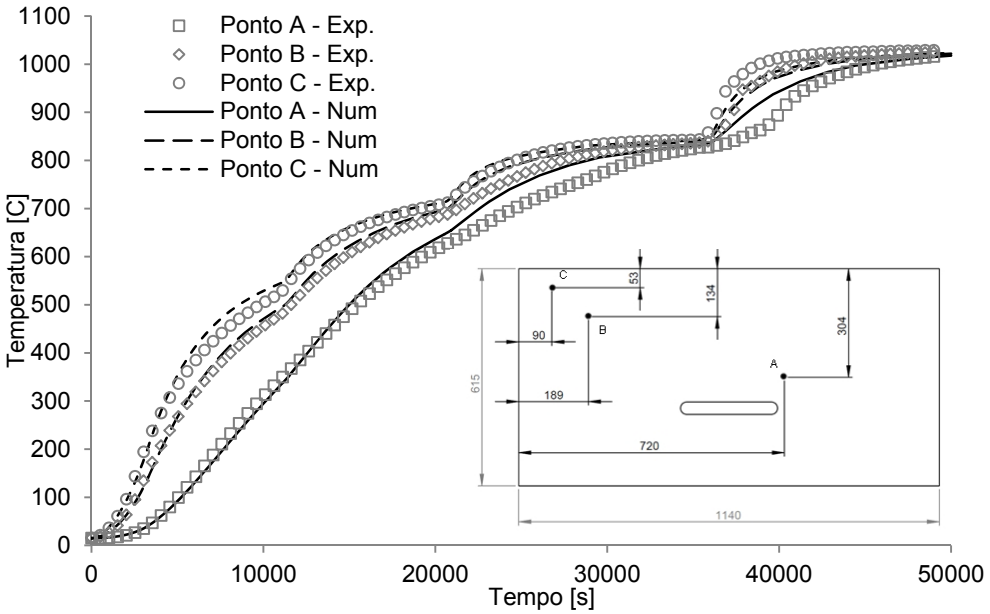


Figura 4-5 – Melhor aproximação obtida nesta fase para as curvas numéricas da fase de aquecimento em relação aos resultados obtidos experimentalmente nos três pontos de monitorização.

Pode ser observado na figura acima uma boa aproximação para os pontos iniciais do aquecimento, no entanto as curvas B e C afastam-se ligeiramente dos resultados experimentais para temperaturas superiores a 800ºC. Na curva do ponto A o ajustamento foi medíocre principalmente acima dos 500ºC, não tendo efetivamente a forma da curva experimental e não sendo possível obter um melhor ajustamento a partir da variação dos parâmetros estudados na presente secção.

4.2.1 Verificação da emissividade da peça para o ajustamento obtido

O ajustamento das curvas numéricas aos resultados experimentais conduziu a um valor de emissividade equivalente de $\bar{\varepsilon} = 0{,}17$.

Deste modo, e fazendo recurso à equação seguinte enunciada e deduzida no anexo B:

$$\bar{\varepsilon} = \left[\frac{A_\mathrm{P} A_\mathrm{F}}{(A_\mathrm{P} + A_\mathrm{F})}\left(\frac{1-\varepsilon_\mathrm{P}}{\varepsilon_\mathrm{P} A_\mathrm{P}} + \frac{1-\varepsilon_\mathrm{F}}{\varepsilon_\mathrm{F} A_\mathrm{F}}\right) + 1\right] \tag{4.1}$$

Esta permite comparar a emissividade equivalente, $\bar{\varepsilon}$, com as emissividades da peça e do forno, ε_P e ε_F, respetivamente, obteve-se assim um valor de 0,14 para a emissividade da peça, tendo sido inicialmente escolhido um valor de 0,8 para a emissividade do forno. Na Tabela 4-3 podem ser observados os dados e os resultados da aplicação da equação 4.1, sendo que a área superficial da peça, A_P foi obtida com recurso às funcionalidades do programa SolidWorks™.

Tabela 4-3 – Dados e resultados inerentes ao cálculo da emissividade da peça a partir da emissividade equivalente obtida através do ajustamento aos resultados experimentais

Dados do problema	
$\boldsymbol{A_\mathrm{P}}$ **[m^2]**	2,77
$\boldsymbol{A_\mathrm{F}}$ **[m^2]**	8,48
$\boldsymbol{\varepsilon_\mathrm{F}}$ **[-]**	0,80
$\boldsymbol{\bar{\varepsilon}}$ **[-]**	0,17
Resultados	
$\boldsymbol{\varepsilon_\mathrm{P}}$ **[-]**	0,14

Verificou-se assim que o valor da emissividade obtido para a peça usando a presente abordagem se encontra na proximidade do limite inferior dos valores esperados para um aço com bom acabamento presente no catálogo da Omega (2013).

4.3 Questões levantadas pelo estudo precedente, sua análise e influência nos resultados numéricos

Após a obtenção de um ajustamento considerado aceitável para o aquecimento da têmpera, constatou-se que o comportamento da curva numérica para o ponto A ainda se

encontrava consideravelmente afastado dos resultados experimentais obtidos, não sendo possível corrigir este desfasamento nos resultados variando os parâmetros enunciados na secção 4.1.

Tal confirmou-se simulando o aquecimento usando os valores dentro dos intervalos admissíveis destes parâmetros, não tendo no entanto sido obtidos resultados satisfatórios, o que é por sua vez verificado pela influência da emissividade e do coeficiente de convecção nas curvas de temperatura. Sendo que esta é maioritariamente sentida na inclinação global e inicial das curvas, respetivamente, e que portanto não permite a correção pretendida.

Deste modo surgiu a questão de se terem excluído, nas análises precedentes, parâmetros de relevante importância para o sistema, pelo que se procedeu a um novo estudo de parâmetros que não tendo sido considerados anteriormente no problema poderiam conduzir a um melhor ajustamento entre as curvas numéricas e experimentais, utilizando para isso um modelo menos simplificado e portanto mais próximo da situação real. Tal estudo é conseguido no entanto a custo de tempo de processamento, que aumenta com o aumento de complexidade do modelo numérico.

Foi portanto verificada a influência nos resultados numéricos das abordagens enunciadas nos pontos seguintes:

- Variação das propriedades termodinâmicas do material da peça com a temperatura;
- Diferença entre a temperatura do forno e a temperatura do gás responsável pela transferência de calor por convecção;
- Variação da emissividade do material da peça com a temperatura.

Analisaram-se então diferentes hipóteses de combinação dos efeitos referidos nos pontos anteriores, tendo para tal sido enumerados na Tabela 4-4 os modelos simulados, onde se encontram assinaladas as diferentes combinações simuladas.

Tabela 4-4 – Enumeração dos modelos simulados na presente secção fazendo referência aos diferentes graus de complexidade

Modelos	Variação do c	$T_F \neq T_{gás}$	Variação do $\bar{\varepsilon}$
4-1			
4-2	X		
4-3	X	X	
4-4	X		X
4-5	X	X	X

Na tabela acima o modelo 4-1 é referente ao modelo estudado na secção 4.2, enquanto os restantes modelos incluem diferentes graus de complexidade referentes aos pontos enunciados acima.

Procedeu-se então a um estudo bibliográfico para cada uma das abordagens enunciadas, sendo este exposto nas subsecções 4.3.1 a 4.3.3, pretendeu-se deste modo obter uma base que fundamentasse as propriedades e parâmetros dos modelos a implementar.

Posteriormente, na subsecção 4.3.4, efetuou-se a comparação e discussão entre os resultados obtidos e consequente escolha do modelo que representou de forma mais consistente o sistema estudado.

4.3.1 Variação das propriedades do aço AISI H13 com a temperatura

Para além das variações do declive médio global e inicial conseguido ajustando os parâmetros referidos na secção 4.2, não é possível alterar significativamente a forma das curvas de temperatura obtidas. Assim, e atendendo que de acordo com Shatla, *et al,* (2001), a influência da variação das propriedades termodinâmicas do aço com a temperatura é significativa para as temperaturas em questão (20 – 1000 °C), procedeu-se em seguida à análise desta influência no modelo numérico.

O referido autor apresenta uma correlação para o calor específico do aço AISI H13 dada pela equação seguinte:

$$c\ [\mathrm{W/m^2K}] = 420 + 0{,}504 \times T\ [^{\circ}\mathrm{C}] \tag{4.2}$$

Na equação 4.2 pode ser constatado que, para uma variação de temperatura de 1000ºC, o valor do calor específico duplica relativamente ao seu valor à temperatura ambiente. O mesmo autor apresenta dados para as restantes propriedades, no entanto observou-se no trabalho do autor que a variação da massa volúmica, ρ, e da condutibilidade térmica, k, com a temperatura para o aço utilizado não são significativas pelo que não foi considerado o seu efeito no presente trabalho. Procedeu-se então à introdução no modelo da dependência do calor específico com a temperatura.

O ajustamento do novo modelo careceu de uma variação dos parâmetros ajustáveis definidos anteriormente, nomeadamente o h_{frontal}, o h_{lateral} e a $\bar{\varepsilon}$, devido às alterações introduzidas no modelo numérico.

As condições de simulação utilizadas, com a exceção da variação do calor específico estudada na presente subsecção, foram as já enunciadas na secção 4.2 e presentes na Tabela 4-1.

Tabela 4-5 – Parâmetros obtidos para o melhor ajustamento entre as curvas numéricas e as equivalentes experimentais considerando a variação do calor específico

Parâmetros ajustados – modelo 4-2	
h_{frontal} **[Wm^{-2}K^{-1}]**	30
h_{lateral} **[Wm^{-2}K^{-1}]**	5
$\bar{\varepsilon}$ **[-]**	0,19

A partir do ajustamento dos parâmetros, obtido por simulações consecutivas do modelo e utilizando várias combinações destes, foram obtidos os valores presentes na Tabela 4-5 que representam o melhor ajustamento alcançado pelo presente modelo.

Tal como referido na secção anterior, foi considerada uma variação até à unidade no coeficiente de convecção e até às centésimas na emissividade.

A utilização do calor específico variável com a temperatura permitiu obter uma curva numérica consideravelmente mais próxima da experimental, tal como pode ser observado na Figura 4-6 para o ponto A nas mesmas condições de simulação (mesmos h_{frontal}, h_{lateral} e $\bar{\varepsilon}$).

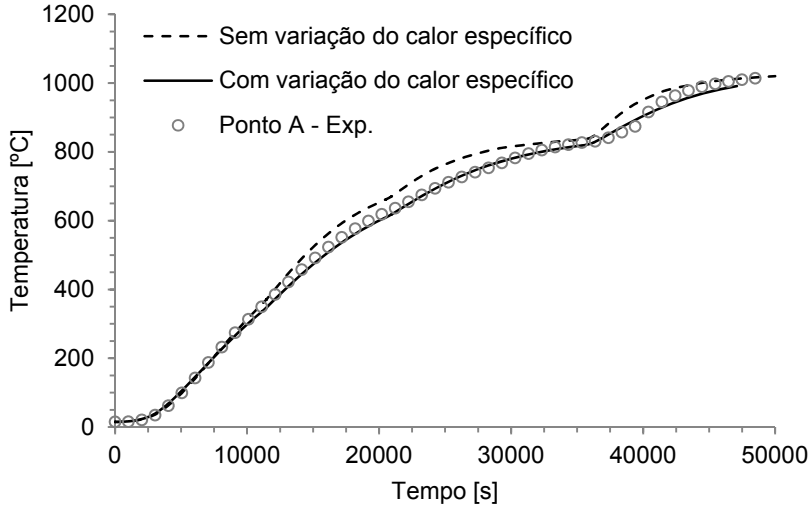


Figura 4-6 – Diferença entre as curvas numéricas obtidas para o ponto A, devido à introdução da variação do calor específico com a temperatura para os mesmos parâmetros de ajustamento.

A diferença nos resultados obtidos, com e sem variação do calor específico, constatou-se ser mais relevante para os pontos mais internos da peça, nomeadamente o ponto A.

4.3.2 Diferença entre a temperatura do gás e a temperatura da parede do forno

No presente estudo não foram obtidos dados referentes à temperatura do gás no interior do forno, pelo que, devido à falta desta informação, foi considerada uma temperatura do gás, $T_{\text{gás}}$, igual à temperatura da parede, para efeito de convecção na superfície da peça nas análises efetuadas na subsecção 4.2.

No entanto, de acordo com Oliveira (2011), estas duas temperaturas, $T_{\text{gás}}$ e T_{F}, são distintas e a relação entre elas pode ser dada pela seguinte expressão:

$$T_{\text{F}} - T_{\text{gás}} = 1{,}10611780 \times 10^{-4} T_{\text{F}}^2 - 2{,}59688290 \times 10^{-2} T_{\text{F}} + 13{,}4805553 \qquad (4.3)$$

Esta expressão permitiu assim obter uma estimativa da temperatura do gás, apesar das diferenças relativamente ao sistema estudado por Oliveira (2011) e ao estudado na presente dissertação. Na Figura 4-7 apresenta-se a curva obtida a partir da equação anterior comparada com a curva de temperatura da parede do forno.

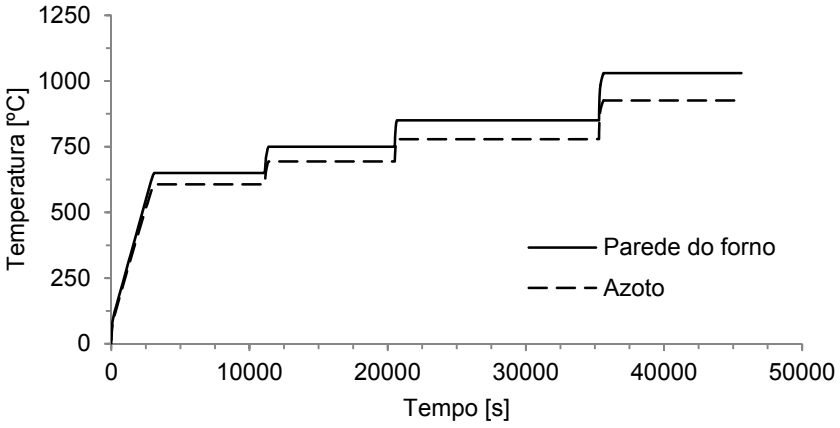


Figura 4-7 – Comparação entre a curva de temperatura imposta à parede do forno e a temperatura do gás obtida pela equação 4.3.

Procedeu-se então à implementação no Abaqus™ da curva de temperatura do gás para efeitos de convecção e foi efetuado o ajustamento dos parâmetros ajustáveis, h_{frontal}, h_{lateral} e $\bar{\varepsilon}$, sendo a melhor aproximação conseguida com variações até à unidade no coeficiente de convecção e até às centésimas na emissividade, ilustrada na Tabela 4-6.

Tabela 4-6 – Parâmetros obtidos para o ajustamento das curvas numéricas às curvas experimentais considerando a diferença entre as temperaturas do gás e da parede do forno

Parâmetros ajustados modelo 4-3	
h_{frontal} **[Wm^{-2}K^{-1}]**	25
h_{lateral} **[Wm^{-2}K^{-1}]**	5
$\bar{\varepsilon}$ **[-]**	0,25

4.3.3 Variação da emissividade do aço com a temperatura

A emissividade de uma superfície depende de uma série de fatores de difícil quantificação, no caso específico do aço o estudo realizado por Wen (2009) conduziu a conclusões que indicam que a emissividade possui uma variação considerável com a temperatura. Esta variação com a temperatura, não considerada até aqui nas análises anteriores, foi estudada na presente subsecção.

No trabalho de Wen (2009) foi efetuada a determinação experimental do comportamento da emissividade espectral do aço AISI H13 para os comprimentos de onda compreendidos entre $\lambda = 2{,}8\ \mu m$ e $\lambda = 4{,}2\ \mu m$ a três temperaturas distintas, i. e., 700K, 800K e 900K.

Apesar do estreito intervalo de comprimentos de onda estudado no trabalho deste autor, que de acordo com a tabela das frações de radiação de um corpo negro presente em Çengel (2007 p. 570), corresponde a cerca de 20% da radiação emitida em todo o espectro, foi efetuada uma extrapolação para a emissividade global de modo a obter valores de carácter indicativo mas que permitam sustentar as alterações efetuadas ao modelo numérico.

Efetuou-se então o cálculo da emissividade total, cuja equação de cálculo, usando uma aproximação a degraus da emissividade espectral (ver Figura 4-8), é apresentada a seguir, obtida de Çengel (2007 p. 579).

$$\varepsilon = \varepsilon_{0-\lambda_1} f_{0-\lambda_1} + \varepsilon_{\lambda_1-\lambda_i} f_{\lambda_1-\lambda_i} + \cdots + \varepsilon_{\lambda_j-\lambda_n} f_{\lambda_j-\lambda_n} + \varepsilon_{\lambda_{n-\infty}} f_{\lambda_{n-\infty}} \quad (4.4)$$

Onde $f_{\lambda_j-\lambda_n}$ representa a fração de radiação de um corpo negro entre os comprimentos de onda j e n, e $\varepsilon_{\lambda_j-\lambda_n}$ a emissividade compreendida no referido intervalo de comprimentos de onda.

O cálculo de ε foi realizado para cada uma das temperaturas representadas na Figura 4-8, tendo sido obtidas as frações de radiação de corpo negro a partir da lei de Planck (Çengel, 2007 p. 570).

A informação referente à banda espectral não considerada no estudo de Wen (2009) foi obtida por extrapolação considerando um valor constante para a emissividade de cada um dos extremos da banda espectral conhecida, sendo estes valores considerados iguais ao valores dos degraus inicial e final do trabalho de Wen (2009) tal como pode ser observado na Figura 4-8, podem também ser observados na figura os degraus discretos utilizados, obtidos a partir dos valores experimentais para a banda de $\lambda = [2{,}8; 4{,}2]$.

Na figura seguinte foi igualmente representado o resultado para a emissividade global, sendo este obtido para cada temperatura por aplicação da equação 4.4.

Observou-se que apesar de não ser viável a obtenção de resultados exatos para o valor da emissividade a partir dos dados de Wen (2009), tendo em conta as aproximações feitas tanto devido à discretização dos valores experimentais como devido à extrapolação dos valores para a restante banda espectral, foi possível obter uma informação parecer qualitativo deste parâmetro e comprovar a existência de uma alteração da emissividade da superfície do aço com a temperatura.

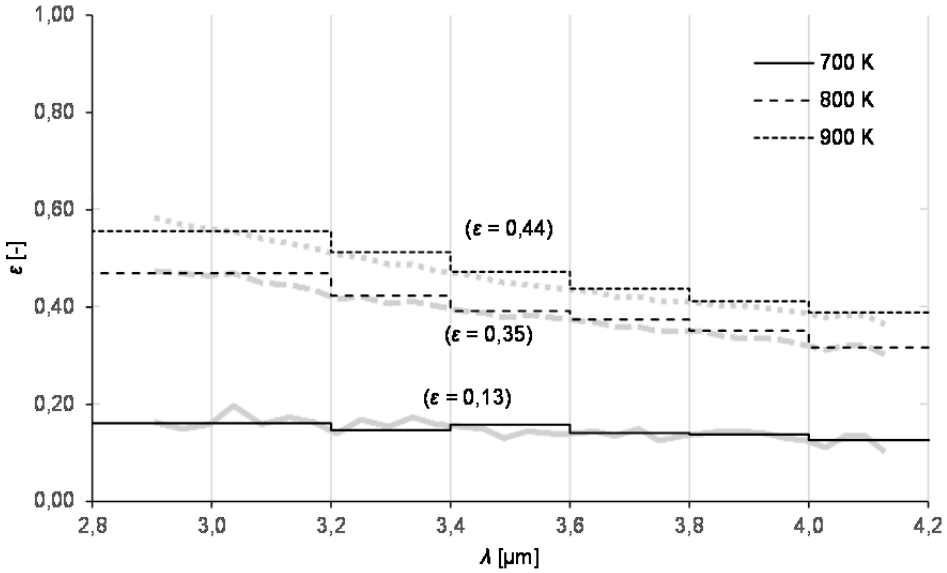


Figura 4-8 – Representação da aproximação por degraus da emissividade obtida de Wen **(2009)** para diferentes temperaturas do aço AISI H13, incluindo os valores calculados para a emissividade total a cada temperatura.

O programa Abaqus™ não permite no entanto a implementação da variação da emissividade com a temperatura em simultâneo com a utilização do modelo aproximado de radiação em cavidade (ver Anexo B). De modo que a variação da emissividade foi implementada usando diferentes etapas (*steps*), sendo cada uma destas referente a um patamar de aquecimento, e atribuindo emissividades distintas às mesmas.

Foram assim sujeitos a ajustamento quatro valores distintos para o parâmetro emissividade sendo estes referentes aos seguintes intervalos de temperatura:

- $\bar{\varepsilon}_{1º\ estágio}$ – entre os 15ºC e os 650ºC;
- $\bar{\varepsilon}_{2º\ estágio}$ – entre os 650 °C e os 750ºC;
- $\bar{\varepsilon}_{3º\ estágio}$ – entre os 750 °C e os 850ºC;
- $\bar{\varepsilon}_{4º\ estágio}$ – entre os 850 °C e os 1030ºC.

Deste modo foi implementada, tanto quanto possível, a variação da emissividade com a temperatura no modelo numérico, esta variação apesar de aproximada permitiu obter um maior controlo do ajustamento das curvas.

Após realização de sucessivas simulações, modelos 4 e 5, recorrendo aos parâmetros gerais definidos na Tabela 4-1, foram ajustadas as emissividades para cada um dos estágios, agora considerados separadamente como parâmetros variáveis.

Os parâmetros ajustados nos modelos referidos encontram-se representados na Tabela 4-7, onde se verificou que as emissividades ajustadas variam pouco nos três primeiros estágios do tratamento (entre os 15 e os 850ºC), não obstante a emissividade que ajusta o último estágio é consideravelmente superior.

Tabela 4-7 – Parâmetros obtidos para o melhor ajustamento entre as curvas numéricas e as equivalentes experimentais considerando a variação da emissividade com a temperatura

Parâmetros ajustados		
	Modelo 4-4	**Modelo 4-5**
h_{frontal} **[Wm^{-2}K^{-1}]**	28	26
h_{lateral} **[Wm^{-2}K^{-1}]**	5	5
$(\bar{\varepsilon};\varepsilon_{\mathrm{P}})_{1º\ \mathrm{estágio}}$ **[-]**	0,20; 0,17	0,23; 0,20
$(\bar{\varepsilon};\varepsilon_{\mathrm{P}})_{2º\ \mathrm{estágio}}$ **[-]**	0,24; 0,21	0,26; 0,23
$(\bar{\varepsilon};\varepsilon_{\mathrm{P}})_{3º\ \mathrm{estágio}}$ **[-]**	0,25; 0,22	0,27; 0,23
$(\bar{\varepsilon};\varepsilon_{\mathrm{P}})_{4º\ \mathrm{estágio}}$ **[-]**	0,50; 0,46	0,50; 0,46

A partir dos valores obtidos para a emissividade equivalente foi calculada a emissividade da peça, ε_{P}, usando a abordagem patente na subsecção B.2.1, à semelhança do referido no ponto 4.2.1. Os valores obtidos para a emissividade da peça, encontram-se compreendidos entre [0,17; 0,46] no modelo 4-4 e entre [0,20; 0,46] no modelo 4-5, estando portanto de acordo com os resultados experimentais de Wen (2009).

4.3.4 Comparação dos erros no ajuste inerente aos diferentes modelos e discussão

Com o intuito de obter um valor numérico que por si só traduza a qualidade do ajuste entre os valores numéricos e experimentais e funcione portanto como um termo de comparação de desempenho entre os diferentes modelos numéricos utilizados recorreu-se a uma expressão do erro de ajuste em cada ponto dada pela equação 4.5, o termo elevado ao quadrado nesta expressão permite ampliar as maiores diferenças e assim fornecer uma melhor ideia da qualidade do ajustamento.

$$X_i\ [°\mathrm{C}] = \frac{\left(T_{\mathrm{exp},i} - T_{\mathrm{num},i}\right)^2}{T_{\mathrm{exp},i}}, \qquad i \in \{\mathrm{A};\mathrm{B};\mathrm{C}\} \tag{4.5}$$

Na equação acima X_i representa o erro de um dado instante de tempo para um ponto i sendo $T_{\mathrm{exp},i}$ a temperatura obtida experimentalmente para o mesmo ponto, e $T_{\mathrm{num},i}$, a temperatura para o mesmo instante e ponto obtida a partir da simulação numérica.

Com base nos diversos valores de X_i obtidos foram calculados os valores do erro quadrático médio na fase de aquecimento em cada um dos pontos monitorizados (A, B e C) assim como o respetivo desvio padrão.

Estes valores foram representados na Tabela 4-8 para os cinco modelos simulados e para cada um dos pontos monitorizados. Foram também calculados o erro médio e o desvio padrão para a globalidade dos resultados nos três locais de estudo, A, B e C ($\bar{X}$ e S) de modo a fornecer uma medida desempenho global de cada um dos modelos. É pois este valor médio que ira traduzir a qualidade dos diversos ajustamentos inerentes a cada modelo.

Tabela 4-8 – Resumo dos erros médios e desvios padrões obtidos para a comparação entre os resultados numéricos e experimentais para os três pontos monitorizados (A, B e C) e globalmente

Modelo	$\bar{X}_{\mathrm{A}}$ [°C]; $S_{X_{\mathrm{A}}}$[°C]	$\bar{X}_{\mathrm{B}}$ [°C]; $S_{X_{\mathrm{B}}}$ [°C]	$\bar{X}_{\mathrm{C}}$ [°C]; $S_{X_{\mathrm{C}}}$ [°C]	$\bar{X}$ [°C]; S_X [°C]
4-1	0,46; 0,61	0,34; 0,36	0,36; 0,48	0,38; 0,50
4-2	0,27; 0,23	0,24; 0,48	0,40; 0,71	0,30; 0,52
4-3	0,72; 0,93	0,23; 0,48	0,46; 0,69	0,49; 0,75
4-4	0,41 ;0,65	0,18; 0,33	0,20; 0,47	0,27; 0,51
4-5	0,63; 0,85	0,11; 0,20	0,21; 0,29	0,31; 0,57

De acordo com os resultados representados na tabela acima foi possível constatar que ao nível do erro global os modelos 2, 4 e 5 conduzem a uma melhor aproximação que o modelo mais simplificado analisado na secção 4.2 (modelo 4-1), obtendo-se desta forma uma melhor correspondência entre os resultados numéricos e os dados experimentais. Em contraponto, o ajustamento obtido utilizando o modelo 4-3, que considera a variação do calor específico e a diferença entre as temperaturas do forno e do gás, conduz ao ajustamento de pior qualidade.

Constatou-se ainda, a partir da observação dos resultados obtidos para cada um dos pontos monitorizados, que a curva cujo ajustamento é de pior qualidade na maioria dos modelos (1, 3, 4 e 5) é a do ponto A, ponto este mais interno da peça.

Tal ocorrência pode ser justificada pela impossibilidade da utilização de uma variação da emissividade com a temperatura da superfície, pelo que, em virtude de no presente estudo a superfície central da peça se encontra a uma temperatura mais baixa que a restante, implica que a emissividade global introduzida no modelo é superior à real e portanto causa um aquecimento mais rápido que o obtido experimentalmente para o ponto A.

Tal como referido anteriormente, a comparação utilizando o erro quadrático permite valorizar os maiores desvios e assim quantificar de uma forma mais consistente a qualidade do ajustamento, no entanto, a diferença simples de temperaturas, entre os resultados numéricos e experimentais, conduz a valores que permitem uma comparação mais intuitiva entre estes.

Procedeu-se então ao cálculo da diferença de temperaturas para cada instante de tempo obtido da simulação através da seguinte equação:

$$\Delta T_i\ [\text{°C}] = T_{\text{exp},i} - T_{\text{num},i}\ \ , \qquad i \in \{\text{A; B; C}\} \tag{4.6}$$

Posteriormente foi calculada a média das referidas diferenças de temperatura para cada um dos pontos monitorizados (A, B e C) e o respetivo desvio padrão. Foi igualmente calculada a diferença média global, i. e., para os três locais em simultâneo, de modo a permitir o acesso a um parâmetro de comparação entre os diferentes modelos. Os resultados obtidos para estes parâmetros encontram-se representados na Tabela 4-9.

Da observação da tabela abaixo é possível constatar que, contrariamente ao obtido através da comparação dos erros quadráticos, todos os modelos conduzem a uma diferença de temperaturas média inferior à obtida para o modelo mais simples simulado na secção 4.2 e referido na tabela como modelo 4-1. Contata-se ainda que a curva cuja diferença média é mais relevante é a do ponto A em três modelos testados (1, 4 e 5).

Tabela 4-9 – Diferenças de temperatura médias, e respetivos desvios padrões, entre os resultados numéricos e os dados experimentais para os três pontos monitorizados (A, B e C) e globalmente

Modelo	$\overline{\Delta T}_{\text{A}}$ [°C]; $S_{\Delta T_{\text{A}}}$[°C]	$\overline{\Delta T}_{\text{B}}$ [°C]; $S_{\Delta T_{\text{B}}}$ [°C]	$\overline{\Delta T}_{\text{C}}$ [°C]; $S_{\Delta T_{\text{C}}}$ [°C]	$\overline{\Delta T}$ [°C]; $S_{\Delta T}$ [°C]
4-1	12,2; 11,2	10,2; 6,0	10,3; 8,6	10,9; 8,9
4-2	8,5; 5,8	6,9; 7,9	11,5; 11,7	9,0; 9,0
4-3	10,6; 7,2	5,6; 6,4	12,3; 10,3	9,5; 8,6
4-4	10,6; 10,5	6,2; 5,2	4,8; 6,0	7,1; 8,0
4-5	11,3; 10,3	3,9; 3,8	7,7; 4,8	7,7; 7,5

Por fim, e analisando conjuntamente as duas tabelas anteriores, observou-se que o modelo 4-4 conduziu a um valor menor em ambos os parâmetros, nomeadamente obteve-se $\bar{X} = 0{,}27$ °C e $\overline{\Delta T} = 7{,}1$ °C.

Assim foi optada a utilização do Modelo 4-4 nas análises numéricas subsequentes ao presente Capítulo. O modelo escolhido considera então o efeito da variação com a temperatura do calor específico e da emissividade, e exclui o efeito da diferença entre a temperatura da parede do forno e a temperatura do gás, pois este último, tal como está, não conduziu a uma melhoria dos resultados obtidos nos modelos em que foi considerado, tal como pode ser constatado observando os valores dos parâmetros obtidos para o modelo 4-3 representados nas duas tabelas anteriores.

Quanto ao modelo 4-5, constatou-se um bom ajustamento global das curvas de temperatura, porém, tal como pode ser observado na Tabela 4-9, a diferença média entre os três pontos é ligeiramente mais desequilibrada, tendo em conta que o valor da diferença média de temperaturas ronda os 4ºC no ponto B e nos pontos A e C toma valores iguais 11ºC e 8ºC, respetivamente.

Considerou-se ainda que a falta de informação referente a esta diferença de temperaturas e consequente extrapolação, feita a partir de trabalhos anteriores, cujos estudos incidiram sobre sistemas distintos do estudado no presente Capítulo, pode ser apontada como a causa para esta influência nos resultados, não podendo portanto ser aplicada ao sistema em estudo a equação obtida do trabalho de Oliveira (2011).

Na Figura 4-9 encontram-se representadas as curvas numéricas obtidas a partir do modelo 4-4 para cada um dos pontos monitorizados e feita a sua comparação com os dados experimentais obtidos pela F. Ramada.

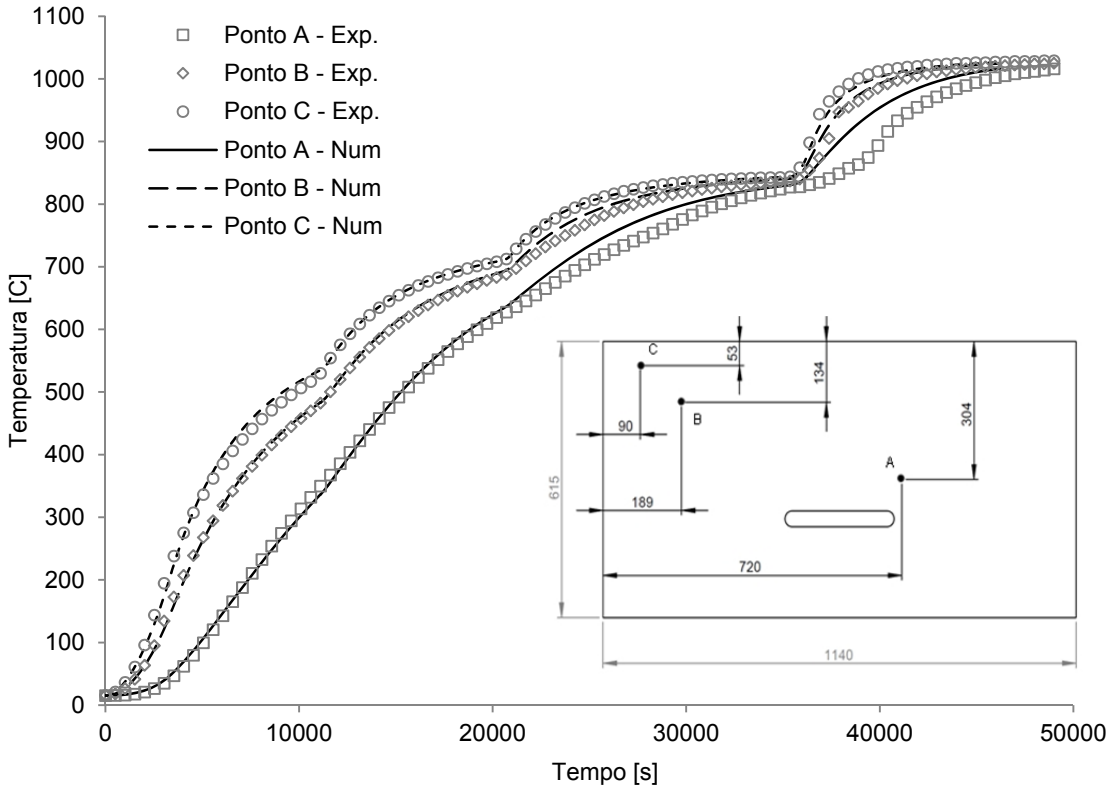


Figura 4-9 – Comparação dos resultados obtidos numericamente por simulação do modelo 4-4 com os dados experimentais nos pontos monitorizados (A, B e C).

Constatou-se, pela observação da Figura 4-9, que foi obtido um bom ajustamento para grande parte da fase de aquecimento do tratamento de têmpera. Ressalve-se, no entanto, o desfasamento existente no ajustamento da curva de temperatura referente ao ponto A, nomeadamente nos 3º e 4º estágios, onde não foi possível alcançar uma melhor aproximação a partir dos modelos estudados.

Conclui-se finalmente que o facto da zona central da peça estar sempre com uma emissividade superior à que deveria ter, pois na realidade possui uma temperatura mais baixa e à qual deveria corresponder uma emissividade também de menor valor, parece ser a principal causa do erro observado no ponto A da peça testada. Dado que o Abaqus™ não permite a implementação da variação da emissividade com a temperatura no modelo de radiação utilizado no presente trabalho. (ver Anexo C)

4.4 Ajuste da fase de arrefecimento do tratamento de têmpera

A fase de arrefecimento do tratamento de têmpera é o ponto fulcral deste tratamento térmico, sendo responsável pela transformação da austenite em martensite através do arrefecimento rápido do aço, sendo aliás desta forma responsável pelo aumento da dureza do material, objetivo principal deste tratamento. (Soares, 2009 pp. 79-80)

Este fenómeno é de grande complexidade, nomeadamente pelas transformações microestruturais existentes, tal como descrevem no seu trabalho Song, *et al.,* (2004).

Assim, e de acordo com os referidos autores, um modelo que permita uma correta modelação da fase de arrefecimento do tratamento de têmpera deve incluir o efeito da transformação de fase, para deste modo ser possível obter resultados quanto à profundidade da têmpera e também quanto à eventualidade de ocorrência de fraturas na peça causadas pelo efeito conjunto das tensões térmicas e das tensões inerentes às transformações microestruturais.

No presente trabalho não foram, no entanto, incluídos os efeitos referidos acima, tendo-se pretendido somente efetuar o ajustamento das curvas numéricas de um modelo térmico, idêntico ao usado no aquecimento, aos dados experimentais e deste modo obter uma estimativa do campo de tensões de origem térmica presentes na peça causados pelo arrefecimento brusco.

O modelo matemático desenvolvido por Şimşir*, et al.,* (2008) para representar os processos envolvidos na fase de arrefecimento do tratamento de têmpera contém informação importante sobre os fenómenos mais relevantes em causa, pelo que o referido trabalho será seguidamente apresentado com mais detalhe.

No estudo de Şimşir, *et al*, (2008a) descreve-se o processo de desenvolvimento de um modelo matemático em múltipla escala (*multi-scale / multi-physics*) para resolução numérica do arrefecimento de peças através do método dos elementos finitos, modelo este que considera

os efeitos de três campos físicos distintos: térmico; metalúrgico; e mecânico. Estes campos são governados pelas suas respetivas equações, condições iniciais e de fronteira.

Os mesmos autores descrevem num trabalho anterior (Şimşir*, et al.,* 2008b) os acoplamentos efetuados entre os diferentes campos enunciados, sendo que destes se podem enumerar os seguintes, fazendo referência aos campos relacionados:

- Calor latente de transformação de fase e propriedades térmicas dependentes da mistura de fases (metalúrgico → térmico);
- Influência das forças de origem térmica na transformação de fase (térmico → metalúrgico);
- Deformações causadas pela transformação de fase e propriedades térmicas dependentes da mistura de fases (metalúrgico → mecânico);
- Tensões de origem térmica e propriedades mecânicas dependentes da temperatura (térmico → mecânico).

Uma modelação completa da fase de arrefecimento implicaria pois o estudo dos diferentes acoplamentos enunciados anteriormente e a sua implementação no modelo numérico.

O âmbito da análise efetuada na presente dissertação centrou-se, no entanto, na verificação da possibilidade de obtenção de resultados satisfatórios utilizando um modelo numérico simples apresentado seguidamente.

4.4.1 Modelo utilizado e resultados

No modelo numérico da presente secção, basicamente o mesmo utilizado para o aquecimento, foram utilizadas como condições iniciais, os resultados numéricos obtidos para a fase de aquecimento e foram aplicadas as condições de fronteira inerentes à fase de arrefecimento.

Foram ainda tidas em conta considerações e alterações na simulação da fase de arrefecimento da têmpera, a saber:

- Coeficiente de convecção considerado homogéneo em toda a peça tendo em conta a atuação do ventilador de arrefecimento do forno (ver subsecção 1.1.3);
- Emissividade média para todo o arrefecimento, não sendo possível utilizar uma emissividade variável com a temperatura numa mesma etapa (*step*);
- Foi considerada a variação do calor específico do aço tal como referido na secção 4.3 para a fase de aquecimento.

Na situação real, monitorizada na F. Ramada, o arrefecimento da parede é realizado utilizando a convecção forçada originada pelo ventilador de arrefecimento do forno, passando então a temperatura da parede do forno, T_{F}, a ser uma variável não controlada do sistema.

Foram no entanto obtidos dados experimentais para a temperatura da parede do forno por parte da empresa, pelo que estes foram utilizados com o intuito de eliminar esta incógnita do modelo numérico, para tal foi imposta como condição fronteira a temperatura do forno usando para tal os dados experimentais.

Na Figura 4-10 encontram-se representadas as curvas obtidas experimentalmente para a fase de arrefecimento do tratamento de têmpera. A comparação dos valores obtidos no entanto

apenas pode ser considerada dentro do intervalo representado na figura, pois a partir deste os valores experimentais seguem um comportamento inesperado cuja modelação careceria de uma maior informação sobre as alterações introduzidas no sistema.

À semelhança do realizado anteriormente, procedeu-se à simulação usando diferentes combinações de parâmetros, com o intuito de obter um melhor ajustamento entre as curvas numéricas e os dados experimentais.

Observou-se, a partir das primeiras tentativas de ajustamento, que o modelo numérico utilizado não permitia a obtenção de ajustamento simultâneo às curvas experimentais dos três pontos monitorizados. Tendo em conta que o modelo aproximado utilizado nesta fase do tratamento optou-se por efetuar dois ajustamentos, a saber: ajustamento às curvas dos pontos B e C; ajustamento à curva do ponto A. Pretendeu-se assim englobar os resultados possíveis entre estes dois ajustamentos e ainda comparar os valores dos parâmetros arbitrados utilizados nos ajustamentos.

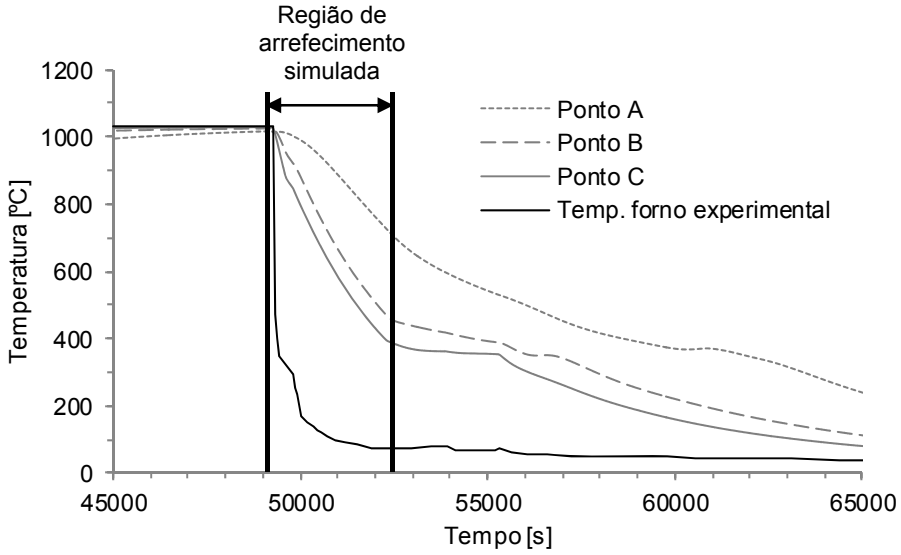


Figura 4-10 – Curvas experimentais do arrefecimento e intervalo de tempo simulado.

Na tabela seguinte foi representada a combinação de parâmetros que conduziu aos resultados que melhor se ajustam aos dados experimentais em cada um dos casos.

Tabela 4-10 – Parâmetros ajustados através da comparação das curvas numéricas aos dados experimentais na fase de arrefecimento da têmpera

Parâmetros ajustados no arrefecimento		
	Ajustamento a A	Ajustamento a B e C
$h_{arrefecimento}$ **[Wm^{-2}K^{-1}]**	55	85
$\bar{\varepsilon}$; ε_P **[-]**	0,25; 0,22	0,25; 0,22

Para além dos parâmetros enunciados foi estimada uma temperatura de insuflação do gás de cerca de 20ºC.

Na Figura 4-11 estão representadas as curvas de temperatura obtidas numericamente para cada um dos casos referidos na tabela acima. Encontrando-se igualmente representados na figura os dados experimentais para os pontos monitorizados, e a curva de temperatura do forno implementada no Abaqus™.

A partir da observação da Figura 4-11 foi constatada a impossibilidade de ajustar simultaneamente as três curvas de arrefecimento utilizando o modelo numérico proposto na presente secção.

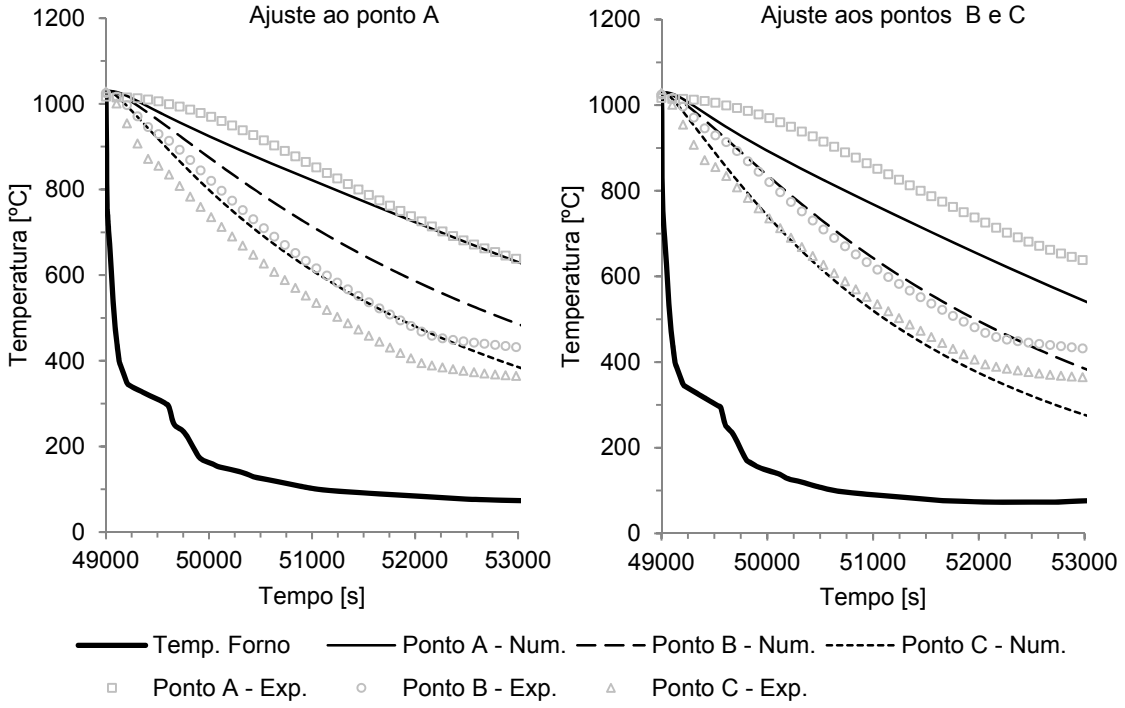


Figura 4-11 – Comparação entre as curvas obtidas por ajustamento ao ponto A (esquerda) e aos pontos B e C (direita).

Constatou-se, a partir da observação do gráfico referente ao ajustamento dos pontos B e C, que foi obtida uma boa aproximação aos dados experimentais dos referidos pontos. No entanto verificaram-se diferenças relevantes entre os resultados numéricos e experimentais para o ponto A, sendo que os obtidos experimentalmente ilustram um arrefecimento mais lento comparativamente aos resultados fornecidos por simulação.

No caso do ajuste efetuado para o ponto A, e apesar de ter sido obtida uma melhor aproximação aos dados experimentais, verificou-se que a forma da curva obtida numericamente possui ainda um comportamento distinto do esperado, conduzindo a um arrefecimento mais rápido na fase inicial do arrefecimento quando comparado com os dados experimentais.

Em suma, observou-se que o modelo numérico utilizado na presente secção conduz a resultados que não representam de forma correta, e em simultâneo, os resultados

experimentais dos três pontos. Tal considerou-se poder ser justificado de três formas que podem ser sobreponíveis:

- Não terem sido considerados, no modelo utilizado, os conceitos de elevada complexidade enunciados na subsecção 4.4.1;
- A variação da emissividade com a temperatura não ter sido utilizada no arrefecimento, devido a limitações do modelo de radiação utilizado (ver Anexo B);
- Ter ocorrido o deslocamento dos termopares utilizados na monitorização da peça, ao longo da profundidade dos furos, tendo em conta a movimentação do gás causada pela entrada em funcionamento do ventilador de arrefecimento, de maior potência.

Tendo em conta os resultados obtidos na presente secção constata-se que apesar de se obter uma aproximação grosseira às curvas experimentais, é possível ser alcançado um ajustamento razoável em simultâneo para dois dos pontos monitorizados.

4.4.2 Utilização de coeficientes de convecção diferentes na peça

Após realizado o estudo utilizando um coeficiente de convecção único em toda a peça, não foi possível alcançar um ajustamento simultâneo dos três pontos monitorizados, no entanto pretendendo-se obter posteriormente uma quantificação das tensões térmicas existentes na fase de arrefecimento foi necessário formular uma abordagem alternativa que permitisse alcançar um gradiente de temperaturas entre os pontos próximo do gradiente obtido experimentalmente.

Deste modo, e tendo em conta que a injeção do gás usado na fase de arrefecimento é feita pela periferia do forno, considerou-se uma abordagem que considera coeficientes de convecção distintos para a periferia e para a zona central da peça.

Na Figura 4-12 encontra-se representado um esquema da peça onde foram identificadas as zonas periféricas e centrais às quais se atribuíram coeficientes de convecção distintos.

Foi então simulada a fase de arrefecimento utilizando um coeficiente de convecção na periferia, $h_{\text{periferia}} = 85\ \text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$, e um coeficiente na zona central, $h_{\text{centro}} = 55\ \text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$, sendo estes iguais aos ajustados na subsecção anterior utilizando um coeficiente global em toda a peça.

Na Figura 4-12 foram representadas as curvas numéricas obtidas para cada um dos pontos monitorizados, observou-se uma melhor correspondência geral com os dados experimentais relativamente aos resultados obtidos na subsecção anterior.

Constatou-se que a formulação apresentada apenas permitiu obter uma aproximação grosseira aos pontos experimentais, no entanto o gradiente de temperaturas entre os pontos A e C apresenta um valor semelhante ao obtido experimentalmente, permitindo assim obter uma quantificação da ordem de grandeza das tensões de origem térmicas na fase de arrefecimento.

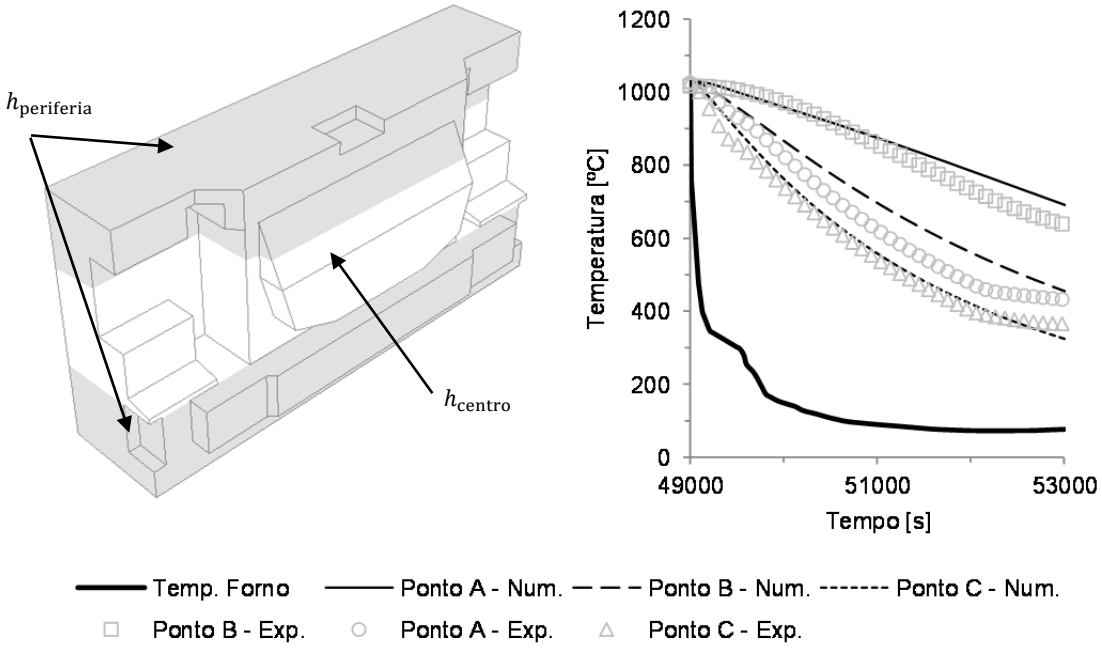


Figura 4-12 – Esquema ilustrativo da aplicação de coeficientes de convecção diferentes no arrefecimento e resultados da respetiva simulação.

4.5 Síntese do ajustamento efetuado

No presente Capítulo pretendeu-se ajustar um modelo numérico aos dados experimentais obtidos pela F. Ramada no tratamento térmico de têmpera. Assim, procedeu-se à identificação e análise de diferentes parâmetros inerentes ao modelo, tendo estes parâmetros sido divididos em impostos, conhecidos à partida, e variáveis, desconhecidos à partida e como tal podem ir sendo alterados de forma a melhorar o ajuste entre os valores numéricos e experimentais. (ver secção 4.1)

Após a sua identificação e definição, estes parâmetros foram utilizados na obtenção de um ajustamento do modelo numérico aos dados experimentais, este modelo e o ajustamento obtido encontram-se descritos na secção 4.2.

O trabalho desenvolvido conduziu ao estudo de modelos mais complexos para representação do sistema testado, estes modelos conduziram à reformulação dos parâmetros utilizados, introduzindo em alguns casos a sua variação com a temperatura, e introduzindo outros parâmetros que não foram considerados na abordagem inicial feita ao problema.

O estudo destes modelos e respetivos parâmetros encontra-se descrito na secção 4.3 e conduziu à escolha do modelo 4-4 como sendo o que melhor representa o sistema estudado.

Foi ainda efetuado o ajustamento da fase de arrefecimento do tratamento de têmpera na secção 4.4.

Por fim, na Tabela 4-11, está condensada a informação relevante para o estudo efetuado no presente Capítulo, nomeadamente encontram-se enumerados por um lado os dados usados no problema, e por outro, os resultados obtidos para o ajustamento usando o modelo 4-4.

O estudo efetuado neste Capítulo permitiu ainda chegar às seguintes conclusões:

- Apesar de desconhecida a distribuição espacial e o valor do coeficiente de convecção, as curvas de temperatura foram melhor ajustadas utilizando dois valores distintos deste parâmetro (um para a zona próxima do ventilador e outro para a restante peça), representando-se desta forma o comportamento esperado da convecção ao longo do comprimento da peça;
- Constatou-se que a influência da variação das propriedades com a temperatura deve ser considerada, nomeadamente a variação do calor específico conduziu à obtenção de ajustamentos de melhor qualidade;
- A variação da emissividade da peça com a temperatura da superfície constatou-se ser relevante, não podendo porém proceder-se à implementação desta variação, devido às limitações do modelo de radiação utilizado, pelo que foi adotada uma solução aproximada (emissividades diferentes em cada estágio);
- Finalmente foi obtido um ajustamento com uma diferença média de temperaturas global de $7{,}1$ ℃ e desvio padrão de $8{,}0$ ℃ utilizando o modelo 4-4, modelo este que considera a variação do calor específico e da emissividade com os estágios do tratamento;
- A fase de arrefecimento foi melhor representada através de dois coeficientes de convecção (periferia e central).

Tabela 4-11 – Resumo dos dados iniciais do problema, das alterações efetuadas e dos resultados obtidos no Capítulo 4

Dados do problema			**Resultados usando o modelo 4-4**	
$\Delta T_{\text{espacial}-\text{máx}}$ [ºC]	20	**Aquecimento**	h_{frontal} [Wm^{-2}K^{-1}]	28
Δt_i [s]	0,1		h_{lateral} [Wm^{-2}K^{-1}]	5
$\Delta t_{\text{máx}}$ [s]	500		$(\bar{\varepsilon};\varepsilon_{\text{P}})_{1º\text{ estágio}}$ [-]	0,20; 0,17
Nº de elementos	69831		$(\bar{\varepsilon};\varepsilon_{\text{P}})_{2º\text{ estágio}}$ [-]	0,24; 0,21
$T_{\text{F; aquecimento}}$ [ºC]	Ver Figura 4-1		$(\bar{\varepsilon};\varepsilon_{\text{P}})_{3º\text{ estágio}}$ [-]	0,25; 0,22
Propriedades do material	Ver Tabela 1-2		$(\bar{\varepsilon};\varepsilon_{\text{P}})_{4º\text{ estágio}}$ [-]	0,50; 0,46
Geometria da peça	Ver Figura 3-3		$\overline{\Delta T}$ [℃]; $S_{\Delta T}$ [℃]	7,1; 8,0
Alterações efetuadas ao modelo inicial		**Arref.**	$h_{\text{periferia}}$ [Wm^{-2}K^{-1}]	0,85
Variação do c com a T_{P}	Ver Equação 4.2		h_{centro} [Wm^{-2}K^{-1}]	0,55
Variação da ε_{P} com a T_{P}	Ver Subsecção 4.3.3		$(\bar{\varepsilon};\varepsilon_{\text{P}})_{\text{arrefecimento}}$ [-]	0,25; 0,22
			$T_{\text{F; arrefecimento}}$ [ºC]	20

5 Estudos complementares à análise da têmpera

No estudo efetuado no Capítulo 4 pretendeu-se obter um modelo numérico que permitisse representar com uma boa aproximação o tratamento térmico realizado na peça em estudo pela F. Ramada. Foram portanto ajustados parâmetros do modelo numérico com o intuito de aproximar as curvas de temperatura obtidas numericamente das experimentais, curvas estas referentes a três pontos monitorizados pela empresa ao longo do processo de têmpera.

Obteve-se então um modelo que representa o comportamento térmico do sistema real e que se irá usar seguidamente tanto para extrapolação do comportamento dos restantes pontos da peça como para o estudo do campo de tensões/deformações inerentes aos gradientes de temperatura e no Capítulo seguinte para tentar otimizar o processo de aquecimento.

No presente Capítulo foi portanto utilizado o modelo 4-4, escolhido no Capítulo 4, com vista à obtenção de valores de variáveis não monitorizadas, como é o caso das temperaturas na restante peça e principalmente nos pontos críticos em termos de temperatura, estes a serem identificados igualmente com recurso aos resultados do modelo numérico.

A análise do campo de tensões permite identificar pontos de possível deformação plástica, e ainda possibilita um termo de comparação para os estudos subsequentes de otimização do tratamento realizados no Capítulo 6.

Foram igualmente realizados no presente Capítulo estudos sobre a influência dos parâmetros de entrada utilizados na análise do comportamento mecânico da peça, nomeadamente foi verificada a influência da variação das propriedades mecânicas com a temperatura e a influência do peso próprio da peça nos resultados numéricos obtidos.

Foram ainda realizados posteriormente, nas secções 5.5 e 5.6, dois estudos auxiliares que permitiram consolidar a análise efetuada, incidindo o primeiro estudo sobre a influência nos resultados se for utilizada uma análise sequencialmente acoplada ou uma análise completamente acoplada e o segundo estudo incidindo na simulação da fase de arrefecimento, usando o modelo definido na secção 4.4. Este último apesar de utilizar uma formulação aproximada, em virtude da alteração da estrutura cristalina inerente ao processo, permitiu quantificar os valores de tensão originados pelos gradientes de temperatura existentes nesta fase do tratamento térmico.

5.1 Análise aos resultados obtidos para o campo de temperaturas

O campo de temperaturas representa os valores de temperatura calculados em cada nó da peça, estes valores são posteriormente usados no cálculo das tensões térmicas resultantes do aquecimento da peça.

Na Figura 5-1 encontra-se representado o campo de temperaturas obtido por simulação numérica recorrendo ao modelo 4-4, no instante em que a diferença de temperaturas, entre o nó de temperatura mais alta e mais baixa da peça, atinge aproximadamente o seu valor máximo, $t \cong 10000\ s$.

Constatou-se, a partir da observação da figura, a existência de uma assimetria do campo de temperaturas, causado por um maior fluxo de calor, na face próxima do ventilador, devido ao maior coeficiente de convecção utilizado, esta assimetria pode ser constatada na Figura 5-1.B).

No instante representado foi obtida a temperatura núcleo da peça de cerca de 250ºC, enquanto o valor máximo, que ocorre nos vértices da face próxima do ventilador, atinge aproximadamente 600ºC.

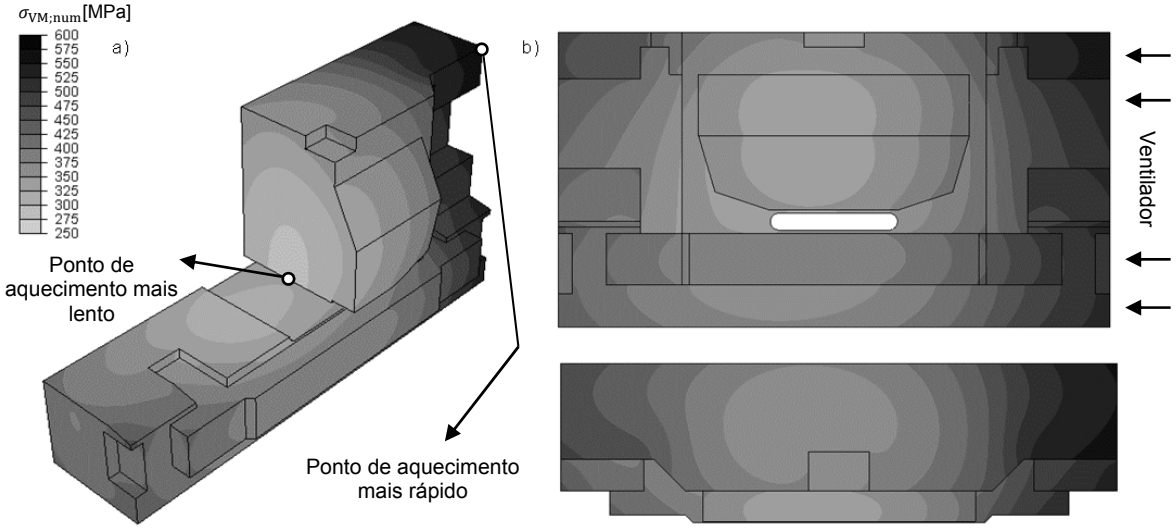


Figura 5-1 – Campo de temperaturas obtido por simulação do aquecimento recorrendo ao modelo 4-4 do Capítulo 4 para o instante t≈10000s, representado na vista tridimensional (a) e frontal e de topo (b), as temperaturas encontram-se indicadas em °C.

5.2 Resultados numéricos em pontos pertinentes da peça

A obtenção do campo de temperaturas permite o estudo do comportamento de outros pontos da peça que não foram monitorizados na situação real, foi assim possível analisar as curvas de temperatura destes pontos, permitindo extrair conclusões tanto sobre a escolha dos

pontos a monitorizar em situações futuras como sobre o comportamento térmico global da peça durante o tratamento.

Na Figura 5-2 foram representadas as curvas de temperatura obtidas por simulação para dois nós considerados pertinentes para o estudo do comportamento da peça, nomeadamente encontram-se representados:

- Nó de aquecimento mais rápido, nó do canto superior da face na proximidade do ventilador, ver Figura 5-1**.a)**;
- Nó de aquecimento mais lento, sendo este um dos nós centrais na superfície curva do rasgo da peça, ver Figura 5-1**.a)**.

Foram ainda representados na figura os dados experimentais de dois dos pontos monitorizados, A e C, sendo estes os que representam os aquecimentos mais lento e mais rápido, entre os pontos monitorizados, ver Figura 3-1. Pretendeu-se assim proporcionar um termo de comparação entre as situações limite monitorizadas durante o tratamento e as situações limite obtidas por simulação da peça.

A partir da observação da Figura 5-2 foi então constatado que os pontos monitorizados foram efetivamente colocados em pontos-chave da peça e que representam de uma forma aproximada os comportamentos limite existentes na peça.

Apurou-se ainda que a diferença de temperaturas, entre o nó de aquecimento mais rápido e o ponto C monitorizado, é atenuada com o decorrer da fase de aquecimento, tal vem de encontro ao esperado, tendo em conta a homogeneização das temperaturas da peça, que também foi observada através dos dados experimentais.

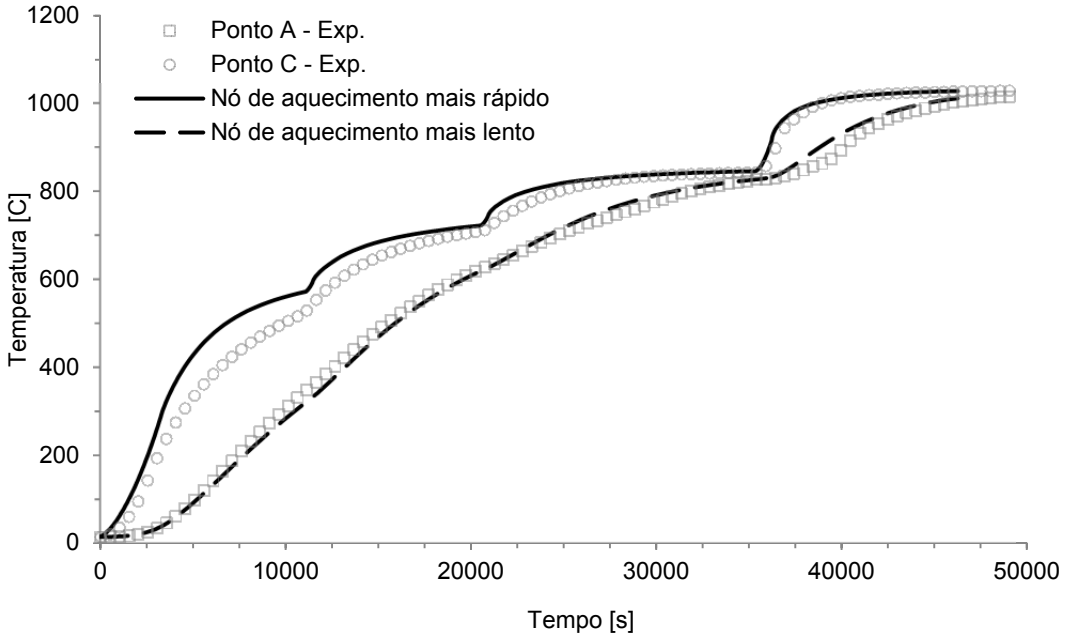


Figura 5-2 – Comparação das curvas de temperatura obtidas experimentalmente para os nós com aquecimento mais rápido e mais lento com os dados experimentais dos pontos monitorizados com comportamento equivalente.

No caso do nó de aquecimento mais lento observa-se uma boa correspondência aos resultados experimentais do ponto A, tomando no entanto valores mais altos que os obtidos experimentalmente nos últimos dois estágios. Esta disparidade pode ser justificada pela influência da variação da emissividade com a temperatura, cuja importância foi já discutida no Capítulo 4, que na impossibilidade de ser implementada da forma mais adequada conduz a um aquecimento mais célere da zona central da peça.

5.3 Análise do campo de tensões na peça utilizando um modelo simplificado

O cálculo do campo de tensões de origem térmica no Abaqus™ pode ser feito de duas formas distintas, usando nomeadamente uma análise completamente acoplada ou uma análise sequencialmente acoplada. Foi efetuada uma descrição breve destas duas análises na secção 2.3 e enunciados no Anexo D os pressupostos e alterações efetuadas na transformação entre as duas análises.

A análise completamente acoplada implica uma interação permanente entre o campo mecânico e térmico no cálculo numérico, tal interação requere uma grande capacidade de processamento, sendo esta necessidade ainda mais evidente tendo em conta o número de nós e a complexidade da peça simulada no presente trabalho.

Assim, e tendo em conta as limitações referidas, optou-se pela utilização da análise sequencialmente acoplada no cálculo do campo de tensões, esta recorre aos resultados das temperaturas nodais obtidas da análise térmica e efetua posteriormente o cálculo do campo de tensões correspondentes.

Convém referir que ao efetuar esta análise o campo de temperaturas permanece inalterado, não sendo portanto recalculado face às deformações de origem térmica sofridas pela peça, ou seja, não é considerada a influência do afastamento dos nós por expansão do material no cálculo das temperaturas nodais (esta influência foi estudada na secção 5.5).

5.3.1 Propriedades mecânicas do aço e dados da simulação

Na análise do campo de tensões optou-se inicialmente pela utilização de propriedades mecânicas obtidas a partir do CES Edupack™, estando estas indicadas na Tabela 1-2.

Não foram considerados nesta análise os efeitos a variação das propriedades mecânicas do aço com a temperatura nem o efeito da gravidade, sendo estes efeitos posteriormente analisados na secção 5.4.

Pretendeu-se assim verificar, na presente secção e na seguinte, a influência do aumento de complexidade do modelo numérico nos resultados obtidos aquando da análise ao campo de tensões. Deste modo foi possível analisar de uma forma mais abrangente o problema em questão.

A passagem da análise térmica para a análise mecânica descreveu-se com maior detalhe no Anexo D, estando referidos os problemas encontrados e a sua solução.

5.3.2 Resultados da análise sequencialmente acoplada

A partir da simulação da fase de aquecimento foi então obtido o campo de tensões de Von Mises, $\sigma_{\mathrm{VM;num}}$, representado na Figura 5-3, sendo esta representação referente ao instante em que foram obtidas as tensões máximas na peça.

A partir dos resultados numéricos obtidos foram identificados quatro pontos críticos na peça, estes encontram-se apresentados na Figura 5-3 em detalhe e assinalados por um círculo branco. Os quatro pontos identificados referem-se às seguintes zonas da peça:

- **Zona I** – na área central do rasgo;
- **Zona II** – na proximidade do entalhe na zona superior da peça;
- **Zona III** – no estreitamento da parede próximo do ventilador da porta;
- **Zona IV** – no vértice da interceção da face frontal próxima do ventilador com um ressalto.

Também a partir da Figura 5-3 foi observado que a tensão máxima obtida atinge valores da ordem dos 400 MPa, sendo os valores mais altos de tensão atingidos na zona I (contornos mais escuros).

Após identificação das zonas críticas da peça, foram obtidas as curvas de tensão ao longo do tempo de tratamento para elementos compreendidos nas referidas zonas. Na Figura 5-4 foram representadas as curvas de tensão de Von Mises, $\sigma_{\mathrm{v;num}}$, obtidas para cada um dos quatro pontos, foi ainda representada a curva de temperatura da parede do forno.

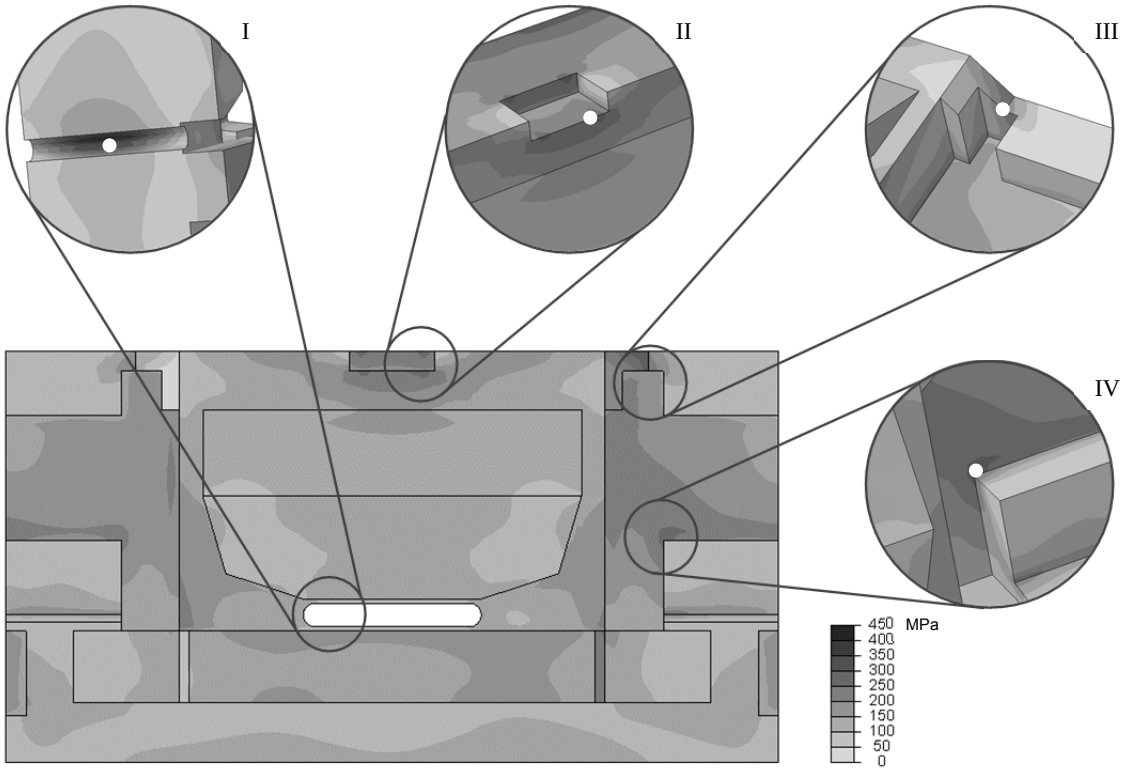


Figura 5-3 – Campo de tensões na peça no instante em que estas tomam o valor mais elevado; representações detalhadas do campo de tensões junto a quatro pontos críticos (I, II, III e IV), as tensões são indicadas em MPa.

Globalmente foi observado um aumento da tensão que corresponde aos períodos de aquecimento da parede do forno entre estágios, a tensão continua a ser agravada até ser atingido o seu valor máximo instantes após o início de cada estágio, observa-se posteriormente um relaxamento das tensões presentes na peça com o decorrer dos estágios devido à homogeneização do campo de temperaturas.

De acordo com a Figura 5-4, constatou-se que na zona I foi obtido o valor máximo de tensão (cerca de 400 MPa) ao longo de toda a fase de aquecimento, referente ao interior do rasgo.

Em contraponto, as tensões das três restantes zonas possuem valores de tensão próximos entre si, e cujos máximos rondam os 250 MPa no primeiro estágio.

Observou-se ainda que o máximo de tensão, em todos os pontos, é atingido no primeiro estágio, onde o gradiente de temperaturas é maior.

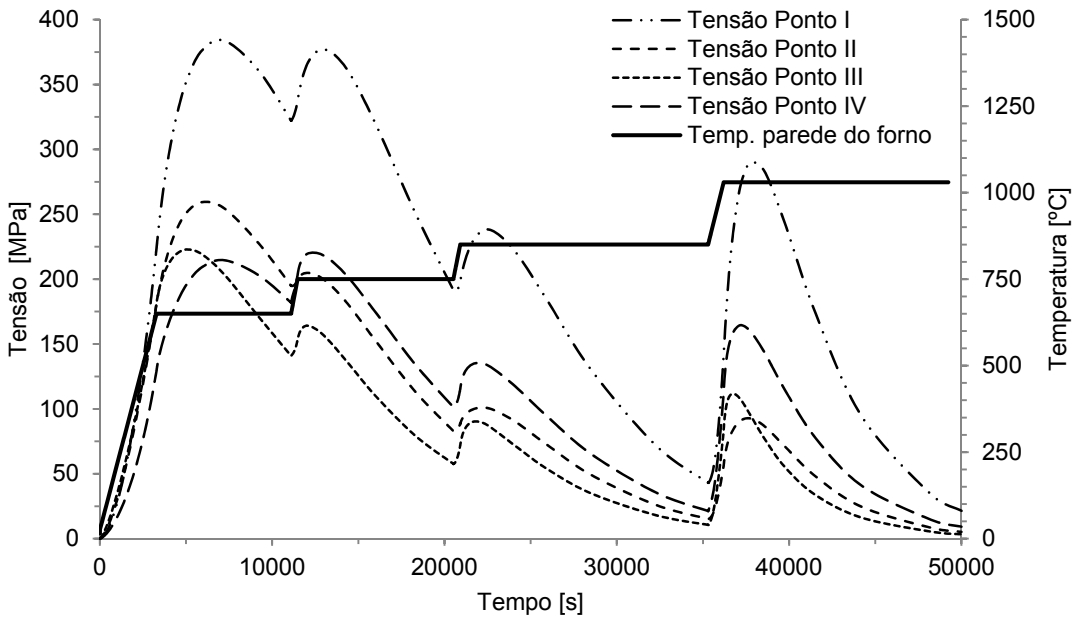


Figura 5-4 – Tensão de Von Mises ao longo da fase de aquecimento do tratamento de têmpera para os quatro pontos críticos identificados (I, II, III e IV).

5.3.3 Tensão de cedência do aço AISI H13 e fator de segurança

A tensão de Von Mises obtida numericamente, e representada na Figura 5-4, permite uma quantificação dos esforços presentes na peça com o decorrer do tratamento, não obstante, esta representação não permite verificar a existência efetiva de risco para a peça, não estando representado um termo com o qual efetuar a comparação.

Foi portanto necessário comparar os resultados obtidos para a tensão na peça com a tensão de cedência do material utilizado, aço AISI H13, este parâmetro de comparação ou fator de segurança foi obtido pela equação seguinte:

$$N = \frac{Rp_{0,2}}{\sigma_{\mathrm{VM;\,num}}} \tag{5.1}$$

Onde N representa o fator de segurança, $Rp_{0,2}$ a tensão de cedência a 0,2% e $\sigma_{\mathrm{VM;num}}$ o valor da tensão obtida da análise numérica.

No cálculo do fator de segurança foi considerada a variação da tensão de cedência com a temperatura, sendo esta relevante para ser feita uma análise correta do comportamento da peça com o decorrer do tratamento. A tensão de cedência foi obtida do catálogo da Böhler Uddeholm (2011), tendo sido aproximada pela seguinte expressão função da temperatura:

$$\begin{cases} Rp_{0,2} = -5{,}049 \times 10^{-6}\, T^3 + 2{,}893 \times 10^{-3}\, T^2 - 1{,}032\, T + 1269, & T < 743\text{°C} \\ Rp_{0,2} = 30 \quad , & T \geq 743\text{°C} \end{cases} \tag{5.2}$$

Não havendo informação quanto ao valor da $Rp_{0,2}$, para temperaturas acima de 743°C, foi utilizado um patamar de 30 MPa para a tensão de cedência a altas temperaturas por sugestão da F. Ramada.

Da mesma forma procedeu-se à obtenção de uma ajustamento que permitisse obter a tensão de rotura do aço AISI H13 em função da temperatura.

Foi ajustada, a partir dos dados no catálogo da Böhler Uddeholm (2011), a expressão 5.3 para a propriedade referida. Tendo em conta a inexistência de dados a altas temperaturas foi aplicada a mesma metodologia usada na definição da tensão de cedência, assumindo-se então um patamar de tensão para valores de temperatura superiores aos fornecidos em catálogo. Para a tensão de rotura foi então assumido um patamar de $Rm = 191{,}6$ MPa.

$$\begin{cases} Rm = -5{,}552 \times 10^{-6}\, T^3 + 3{,}256 \times 10^{-3}\, T^2 - 1{,}081\, T + 1475, & T < 743\text{°C} \\ Rm = 191{,}6 \quad , & T \geq 743\text{°C} \end{cases} \tag{5.3}$$

Na Figura 5-5 apresentam-se as evoluções dos fatores de segurança obtidos, equação 5.1, para os quatro pontos críticos identificados.

A partir da observação das curvas do fator de segurança ao longo do tratamento térmico constatou-se que nos primeiros dois estágios este fator possui um valor superior à unidade.

Nos dois estágios finais (850ºC e 1030ºC) o fator de segurança obtido é inferior a um, esperando-se, de acordo com os resultados numéricos deste modelo simplificado, a ocorrência de plasticidade.

Não obstante o referido no parágrafo anterior, os valores obtidos para a tensão de Von Mises no ponto I, ver Figura 5-3, ultrapassam em cerca de 100 MPa a tensão de rotura do aço AISI H13 dada pela equação 5.3, tal não vem de encontro aos resultados experimentais pois não foi obtida a rotura efetiva de nenhum ponto da peça real.

Assim, considerou-se necessário estudar soluções alternativas para o estudo mecânico de modo a conferir mais realismo à análise, estas soluções foram apresentadas na secção seguinte.

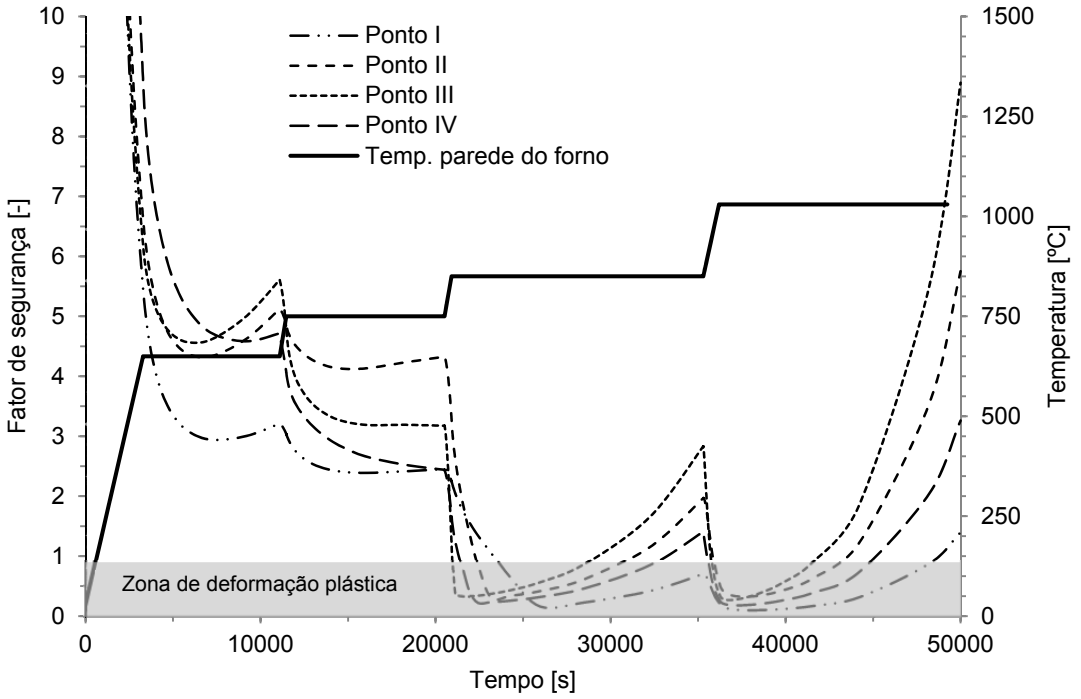


Figura 5-5 – Fator de segurança calculado ao longo do tratamento de têmpera para os quatro pontos críticos.

5.4 Análises do campo de tensões utilizando diferentes graus de complexidade

Após o estudo do modelo mecânico simplificado apresentado na secção anterior pretendeu-se verificar a influência de outros parâmetros que, apesar de aumentarem a complexidade do modelo, conduzem a uma maior correspondência em termos de resultados esperados com o sistema real.

Assim, foram estudadas na presente secção as seguintes influências:

- Variação de outras propriedades mecânicas com a temperatura;
- Implementação do efeito da gravidade.

As análises enunciadas acima permitem obter um enquadramento mais abrangente do problema, nomeadamente no que se refere à influência dos diferentes parâmetros e na perspetiva de que permite verificar quais os valores limite de tensão obtidos através da utilização alternativa de um modelo simplificado ou de um modelo mais complexo.

Na Tabela 5-1 encontram-se representadas as denominações dos modelos testados consoante o seu grau de complexidade.

Tabela 5-1 – Resumo dos modelos testados na presente secção de acordo com os diferentes graus de complexidade

Modelos	Variação das propriedades mecânicas	Implementação do efeito da gravidade
5-1[2]		
5-2	X	
5-3	X	X

5.4.1 Variação das propriedades mecânicas com a temperatura

Outras propriedades mecânicas necessárias à análise mecânica são: módulo de elasticidade, $E^{\text{aço}}$, coeficiente de Poisson, ν, e coeficiente de expansão térmica, α. Tendo sido obtida uma expressão para módulo de elasticidade do aço AISI H13 em função da temperatura a partir do catálogo da Böhler Uddeholm (2011):

$$E^{\text{aço}} = 2{,}10 \times 10^{5} + 8{,}71T - 2{,}09 \times 10^{-1}T^{2} \tag{5.4}$$

Onde $E^{\text{aço}}$ representa o módulo de elasticidade em MPa e T a temperatura em °C. Esta expressão foi então implementada no Abaqus™ de modo a representar a variação do módulo de elasticidade com a temperatura para os modelos 5-2 e 5-3. Pela análise da expressão enunciada anteriormente pode constatar-se que para a temperatura de 500ºC a referida propriedade vê o seu valor reduzido em cerca de 25% comparativamente ao seu valor a 25ºC, e que para temperaturas da ordem dos 1000ºC esta redução ultrapassa os 90% comparativamente ao mesmo valor.

No caso do coeficiente de Poisson, ν, a sua variação não é referida no catálogo da Böhler Uddeholm (2011), no entanto de acordo com o trabalho realizado por Monroe e Beckermann (2007) o valor desta propriedade aumenta cerca de 10% entre a temperatura ambiente e os 1000°C, esta foi então considerada constante nos modelos 5-2 e 5-3.

O coeficiente de expansão térmica é comummente fornecido sobre a forma de valor médio em determinados intervalos de temperatura, deste modo um valor instantâneo para esta propriedade é de difícil obtenção. Desta forma, optou-se pela utilização, nos modelos 5-2 e 5-3, de um valor constante para o coeficiente de expansão térmica, tendo sido usado no entanto o valor que permitiu abranger o maior intervalo de temperaturas ($T \in [20℃; 600℃]$) disponível no catálogo da Böhler Uddeholm (2011), tomando este então o valor de $\alpha = 13{,}2 \times 10^{-6}\ ℃^{-1}$. Este é superior ao utilizado na análise inicial da secção 5.3 com o modelo 5-1, sendo este último obtido do CES Edupack™ e referente a um intervalo de temperaturas mais estreito ($T \in [20℃; 100℃]$).

Na Tabela 5-2 encontram-se resumidas as propriedades mecânicas consideradas nos modelos analisados na presente secção. A diferença entre o modelo 5-2 e 5-3 reside apenas em este último atender ao efeito da força de gravidade, como se mostra na Tabela 5-1.

[2] Modelo usado na secção 5.3

Tabela 5-2 – Propriedades mecânicas do aço AISI H13 utilizadas no modelo 5-2 e 5-3

Propriedade	Valor	
$E^{aço}$	Equação 5.4	[MPa]
ν	0,3	[-]
α	13,2 x 10^{-6}	[$°C^{-1}$]

A partir da simulação numérica da fase de aquecimento do tratamento de têmpera e usando o modelo 5-2 foi obtido o campo de tensões existentes na peça, em seguida foram então representadas na Figura 5-6 as curvas de tensão obtidas utilizando cada um dos modelos, 5-1 e 5-2, e para cada um dos pontos críticos identificados na Figura 5-3.

A partir da observação da figura constatou-se que a utilização de um coeficiente de expansão térmica para um intervalo mais abrangente conduziu a um aumento das tensões presentes na peça no estágio inicial de 650°C sendo este inerente à utilização de um valor de α superior ao utilizado no modelo 5-1.

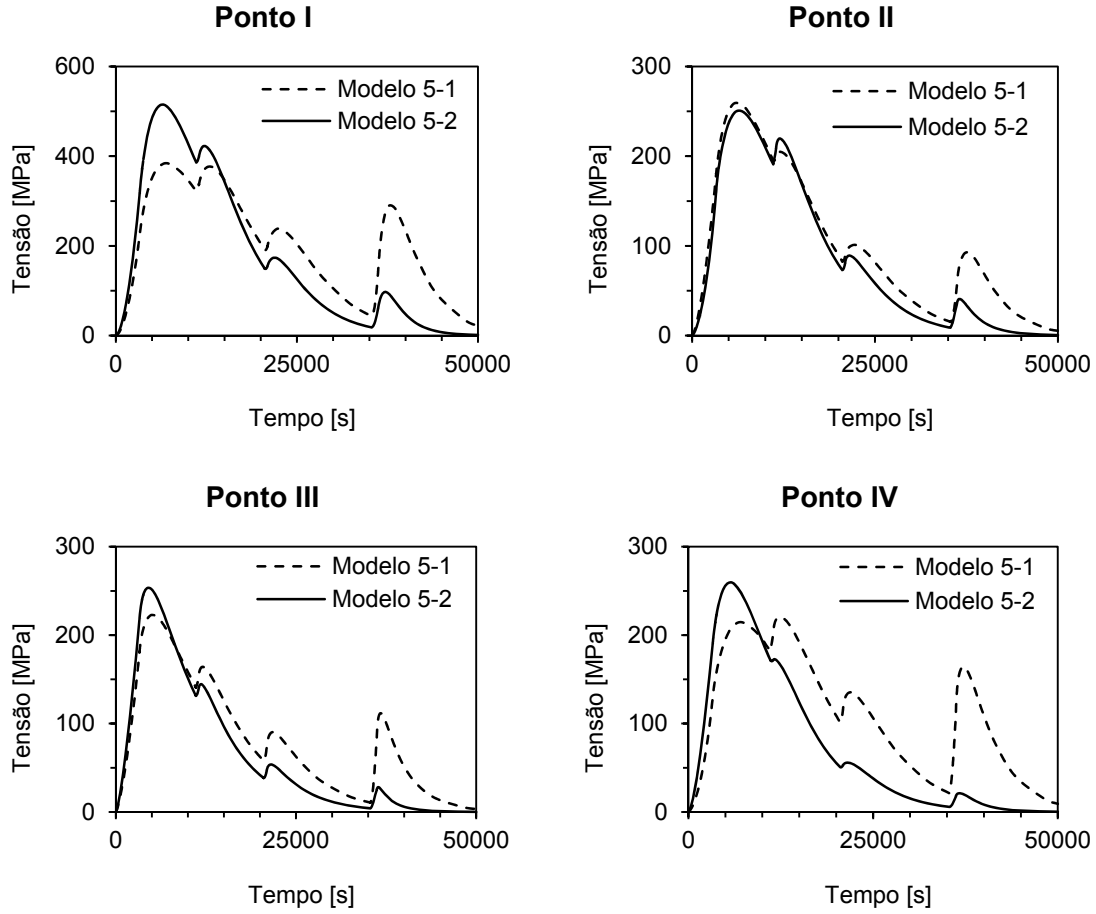


Figura 5-6 – Comparação entre a tensão de Von Mises obtida a partir dos modelos 5-1 e 5-2 para os quatro pontos críticos identificados na Figura 5-3.

Ainda da Figura 5-6 observou-se que a variação do módulo de elasticidade com a temperatura provocou um alívio das tensões térmicas presentes na peça, nomeadamente nos estágios finais (850°C e 1030°C) constatou-se pois a existência de uma clara diminuição do valor da tensão em todos os pontos críticos identificados nos últimos três patamares da fase de aquecimento.

Esta diminuição das tensões na peça é provocada pela perda de rigidez sofrida pelo aço, cujo módulo de elasticidade, tal como visto anteriormente, sofre uma redução de cerca de 90% entre os 25 e os 1000°C, levando então a que para uma mesma deformação do material as tensões obtidas são inferiores.

Na Figura 5-7 foram representadas as curvas referentes ao fator de segurança calculado ao longo da fase de aquecimento da peça para o modelo 5-2, de onde se observou, comparativamente aos resultados representados na Figura 5-5, que o fator de segurança para o ponto I no primeiro estágio sofre uma redução, tal redução deve-se ao aumento das tensões causado pelo aumento do valor do coeficiente de expansão térmica, α.

Observou-se igualmente que os restantes pontos (II, III e IV) mantêm aproximadamente um fator de segurança semelhante ao calculado anteriormente para o modelo 5-1, pois apesar do aumento do coeficiente de expansão térmica introduzido, o aumento das tensões correspondentes é mitigado pela diminuição de rigidez sofrida pelo material, estando os pontos estudados a uma temperatura superior.

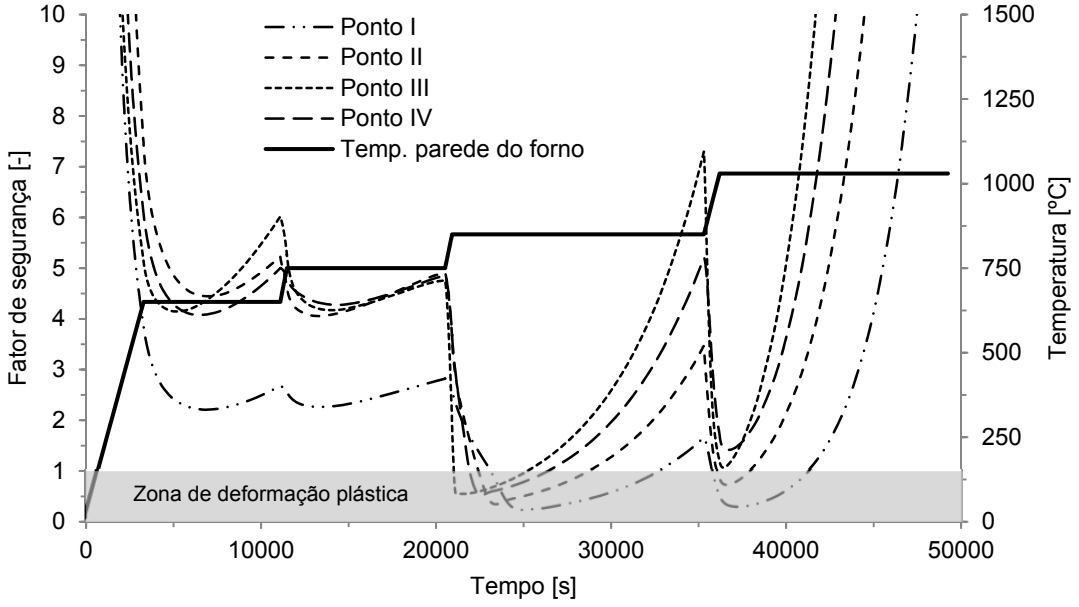


Figura 5-7 – Fator de segurança calculado ao longo da fase de aquecimento do tratamento de têmpera para o modelo 5-2 em quatro pontos críticos identificados na Figura 5-3.

Nos estágios finais (850°C e 1030°C) observa-se um aumento dos fatores de segurança para todos os pontos estudados, face aos obtidos para o modelo 5-1.

No entanto, e apesar do aumento do fator de segurança, é possível observar a ocorrência de fenómenos de plasticidade ($N < 1$) nos estágios finais da fase de aquecimento, estes valores são no entanto inferiores ao valor da tensão de rotura, o que está mais de acordo com os resultados do tratamento obtidos pela empresa F. Ramada, condição esta que não se verificou anteriormente pelo modelo 5-1.

Foi portanto alcançada uma melhoria do realismo dos resultados, tendo sido obtido com esta abordagem um fator de segurança inferior no primeiro estágio, correspondente a 650°C, e superior nos dois estágios finais, de 850°C e 1030°C.

5.4.2 Implementação do efeito da gravidade no campo de tensões

O efeito da gravidade em problemas mecânicos é por vezes desprezado face aos esforços presentes na estrutura, no entanto a peça estudada na presente dissertação, e tratada na F. Ramada, possui uma massa de cerca de 1300 kg e consistindo as suas solicitações apenas em tensões/deformações de origem térmica, pareceu conveniente, para efeitos do cálculo das tensões presentes na peça tratada, avaliar o efeito da gravidade e por conseguinte do peso próprio da peça.

Deste modo, pretendeu-se na presente subsecção estudar o efeito da introdução, no modelo numérico, da influência da gravidade, permitindo deste modo quantificá-lo e verificar a necessidade de este ser ou não considerado.

Foi então implementada, com recurso a uma solicitação de gravidade (*gravity load*) disponibilizada pelo Abaqus™, uma aceleração da gravidade a todo o modelo com um valor de $g = 9{,}81\ \mathrm{ms}^{-2}$.

Na Figura 5-8 encontram-se representados os resultados de tensão de Von Mises utilizando cada um dos modelos estudados na presente secção, obtidos para o ponto I da Figura 5-3, ponto este com as tensões mais elevadas em toda a peça.

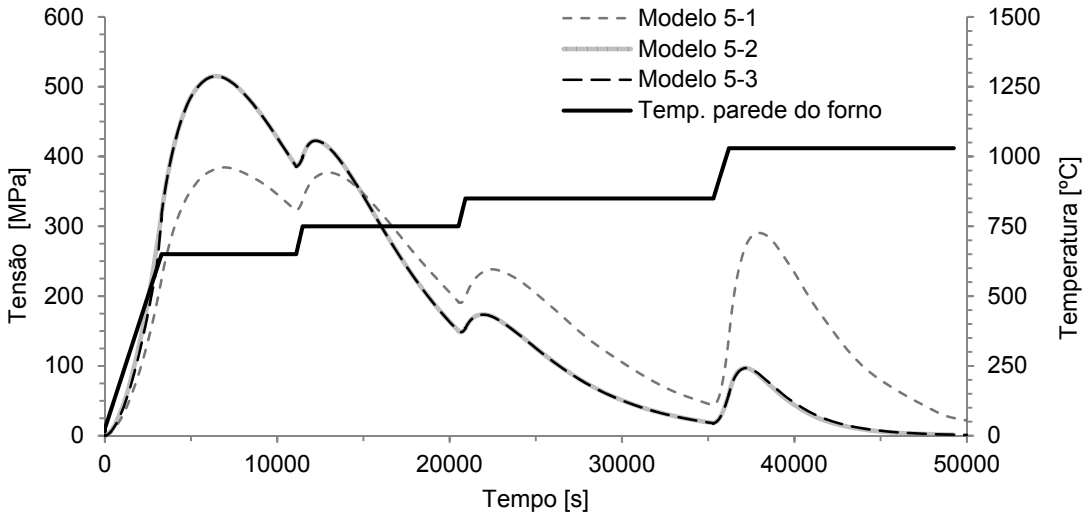


Figura 5-8 – Curvas de tensão de Von Mises ao longo da fase de aquecimento para cada um dos modelos analisados e referentes ao ponto I, ver Figura 5-3, ponto de maior tensão ao longo da fase de aquecimento.

A partir da observação da figura constatou-se que os resultados obtidos da aplicação do efeito do peso próprio conduziram a uma curva de tensão semelhante aos resultados obtidos sem a consideração deste efeito para o ponto I.

Por forma a considerar o efeito da gravidade foi calculado o fator de segurança, N, recorrendo à equação 5.1, para os quatro pontos críticos identificados na peça.

Foi então representada na Tabela 5-3 a variação dos valores mínimos dos fatores de segurança, ΔN_i, em cada um dos estágios para os diferentes pontos. Esta variação foi calculada utilizando a seguinte expressão:

$$\Delta N_i\ [\%] = \frac{\min(N_{5-3})_i - \min(N_{5-2})_i}{\min(N_{5-2})_i} \qquad i \in \{1;\ 2;\ 3;\ 4\} \tag{5.5}$$

Onde $\min(N_{5-3})_i$ e $\min(N_{5-2})_i$ representam os valores mínimos do fator de segurança dos modelos 5-3 e 5-2, respetivamente, calculados no estágio i.

Tabela 5-3 – Fator de segurança mínimo e variação relativa deste entre os modelos 5-2 e 5-3 em cada estágio e para cada um dos pontos críticos

Estágios		Ponto I	Ponto II	Ponto III	Ponto IV
1º	$\min(N_{5-3})$	2,21	4,46	4,15	4,08
	ΔN	-0,05%	-0,01%	0,01%	-0,01%
2º	$\min(N_{5-3})$	2,27	4,06	4,18	4,27
	ΔN	0,06%	-0,01%	0,02%	-0,03%
3º	$\min(N_{5-3})$	0,27	0,39	0,56	0,56
	ΔN	0,22%	-0,02%	0,04%	-0,07%
4º	$\min(N_{5-3})$	0,31	0,74	1,07	1,42
	ΔN	0,28%	-0,03%	0,06%	-0,17%

A partir da observação da tabela acima é possível concluir que, em todos os pontos estudados, e para qualquer dos estágios, a consideração do efeito da gravidade não conduz a resultados com diferenças notórias, verificando-se então que a consideração do efeito da gravidade não influencia significativamente os resultados.

Constatou-se também que, simulando a fase de aquecimento utilizando o modelo 5-3, ocorre plasticidade em duas situações: no 3º estágio ($850℃$) em todos os pontos estudados; e no 4º estágio ($1030℃$) nos pontos I e II da Figura 5-3 também à semelhança do que sucedia no modelo 5-2, ver Figura 5-7.

5.5 Análise aos deslocamentos sofridos pela peça ao longo da fase de aquecimento

Além do campo de tensões de origem térmica criadas na peça durante a fase de aquecimento, também os deslocamentos sofridos devem ser estudados. Deste modo foram

obtidos do Abaqus™ os deslocamentos sofridos pelos quatro pontos críticos (I, II, III e IV), identificados na Figura 5-3. Estes encontram-se representados na Figura 5-9, para os modelos 5-3 e 5-2, ou seja, considerando ou não o efeito do peso próprio, respetivamente.

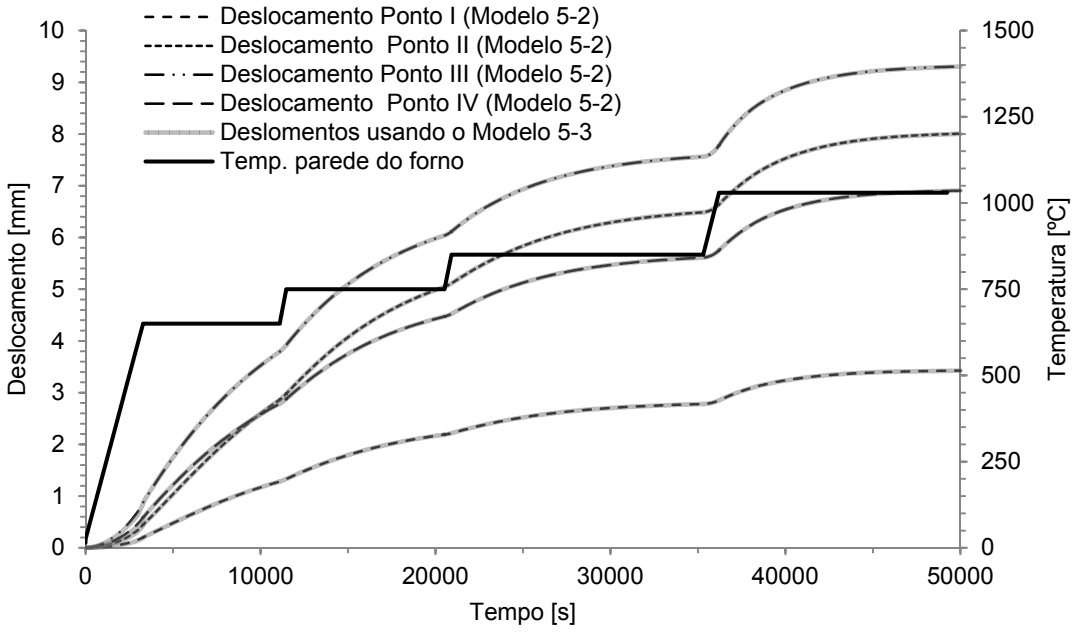


Figura 5-9 – Deslocamento dos pontos críticos relativamente à sua posição inicial e comparação entre os resultados obtidos a partir dos modelos 5-2 e 5-3.

Os deslocamentos foram medidos a partir do ponto central da face inferior da peça, tendo este considerado fixo devido às condições de fronteira aplicadas ao modelo mecânico (ver Anexo D), a face inferior encontra-se também fixa na direção vertical, suportando o peso próprio da peça.

Constatou-se, da análise da Figura 5-9, que os deslocamentos obtidos com e sem a consideração do peso próprio, modelo 5-3 e 5-2 respetivamente, não diferem entre si, confirmando-se deste modo que o efeito da gravidade não conduz a diferenças significativas nos resultados.

A partir da observação da Figura 5-9 constatou-se que o ponto que mais se afastou da sua posição inicial no final da fase de aquecimento foi o III, ver Figura 5-3, deslocando-se cerca de 9,3 mm.

O ponto I, localizado na zona curva do rasgo da peça, foi o ponto crítico que menos se afastou da posição inicial, tendo sido obtidos deslocamentos 3,4 mm.

Na Figura 5-10 foi representada de uma forma esquemática a variação de posição dos diversos pontos da peça, permitindo deste modo ilustrar a expansão decorrente do aumento de temperatura sofrido pelo material utilizando o modelo 5-3.

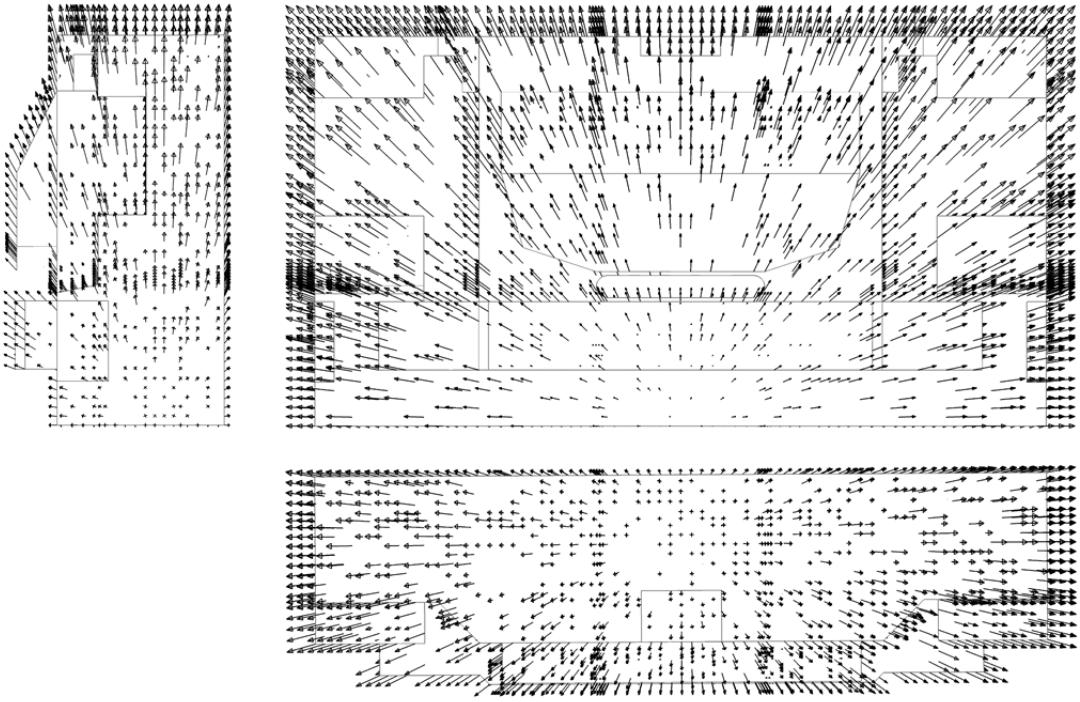


Figura 5-10 – Representação esquemática da mudança de posição dos diversos pontos da peça entre o início e o final da fase de aquecimento.

5.5.1 Estimativa do valor das deformações plásticas

Foi verificado, nos resultados das secções anteriores, particularmente pela análise do fator de segurança, a ocorrência de fenómenos de plasticidade ao longo da fase de aquecimento, no entanto o âmbito do estudo numérico efetuado na presente dissertação não contemplou uma análise detalhada destes fenómenos.

O estudo dos efeitos de plasticidade decorrentes de gradientes térmicos, referido na literatura como análise termo-elasto-plástica, foi realizado por Yalcinkaya (2005) e Snyder (1981), versando o primeiro sobre os fundamentos teóricos subjacentes a esta análise, sobretudo incidindo na obtenção de uma noção unificada das várias forças motoras em ação no estudo desta problemática, e o segundo estudando a implementação de um algoritmo eficiente na resolução de sistemas de equações inerentes à formulação clássica sobre fenómenos de plasticidade e fluência.

Por sua vez, Kang, *et al*., (2007) implementam, utilizando o método dos elementos finitos, uma formulação acoplada da análise termo-elasto-plástica à fase de arrefecimento do tratamento de têmpera. No trabalho de Kim, *et al*., (2005) faz-se uso desta mesma formulação na simulação do processo de soldadura, utilizando considerações de plasticidade inerente à transformação de fase.

No presente trabalho, e apesar de não ter sido realizado um estudo aprofundado desta problemática, pretendeu-se estimar o valor de deformação plástica existente num dos pontos críticos da peça.

A estimativa das deformações plásticas inerentes à fase de aquecimento do tratamento térmico foi realizada para o ponto I e III, ver Figura 5-3, sendo estes referentes respetivamente ao rasgo central da peça e a uma parede de secção fina: Seguiu-se a metodologia subsequente:

- Medição da distância entre dois nós, situados em paredes opostas, na envolvência dos pontos críticos no instante inicial de ocorrência de deformação plástica, $d_{\mathrm{i}}^{\mathrm{p}}$;
- Medição da mesma distância no instante final de ocorrência de deformação plástica, $d_{\mathrm{f}}^{\mathrm{p}}$;
- Obtenção destas distâncias para os intervalos de tempo onde foi obtido um fator de segurança inferior à unidade e consequentemente onde ocorreu deformação plástica.

Na Figura 5-11 podem ser observadas as distâncias medidas utilizando o Abaqus e que pretendem fornecer uma estimativa para o valor das deformações plásticas.

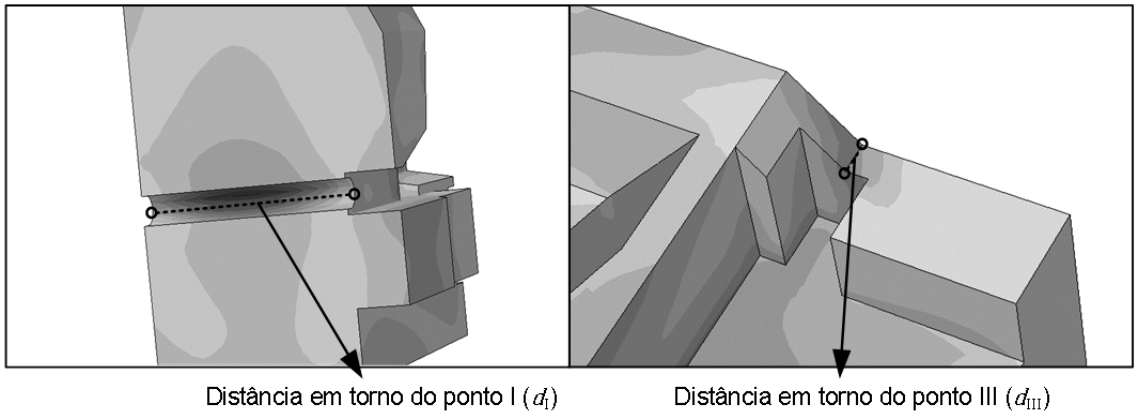


Figura 5-11 – Distância medida para efeitos de estimativa das deformações plásticas em dois pontos críticos da peça.

Na Tabela 5-4 encontram-se representados os valores obtidos para a deformação ocorrida durante os intervalos em regime plástico, a deformação plástica estimada foi de $0{,}77\ \mathrm{mm}$ para o rasgo central e de $0{,}02\ \mathrm{mm}$ para a parede fina referente ao ponto III.

Tabela 5-4 – Cálculo da estimativa da deformação plástica obtida para o rasgo da peça (ponto I)

		$d_{\mathrm{i}}^{\mathrm{p}}\ [\mathrm{mm}]$	$d_{\mathrm{f}}^{\mathrm{p}}\ [\mathrm{mm}]$	$d_{\mathrm{f}}^{\mathrm{p}} - d_{\mathrm{i}}^{\mathrm{p}}\ [\mathrm{mm}]$
Ponto I	**3º Estágio**	262,123	262,476	0,353
	4º Estágio	262,514	262,928	0,414
	Total			0,767
Ponto III	**3º Estágio**	30,232	30,254	0,022
	Total			0,022

Os valores obtidos pretenderam traduzir, apesar o fazerem de forma aproximada, aquilo que se passa na situação real, mas permitiram ainda assim estimar por excesso o valor da deformação permanente nestas regiões da peça. A estimativa por excesso deve-se ao facto de nem todos os elementos ao longo da linha de medição sofrerem efetivamente deformação plástica, ou seja, da deformação estimada uma parcela poderá ser reversível.

5.6 Diferenças entre uma análise sequencialmente acoplada e completamente acoplada

A análise sequencialmente acoplada, utilizada no cálculo do campo de tensões de origem térmica, consiste numa formulação aproximada, pois ao contrário da análise completamente acoplada, não considera o afastamento dos nós, resultante da expansão do material, no cálculo do campo de temperaturas.

A comparação entre os resultados obtidos a partir de cada uma destas abordagens permite quantificar as diferenças entre estas e o erro cometido pela aproximação efetuada. No entanto, as dimensões da peça analisada na presente dissertação, e a consequente capacidade de processamento necessária à realização de uma análise completamente acoplada, não possibilitaram o uso desta abordagem para toda a peça estudada.

Deste modo modelou-se uma peça de pequenas dimensões, dentro da capacidade de processamento disponível, sendo esta posteriormente simulada com recurso a cada uma das análises enunciadas.

A peça modelada encontra-se representada na Figura 5-12**.a)**, tendo como dimensões de atravancamento: $(x = 400\ \text{mm}; y = 200\ \text{mm}; z = 260\ \text{mm})$. O rasgo da peça da Figura 5-12**.a)** possui as mesmas dimensões do rasgo da peça real estudada na presente dissertação.

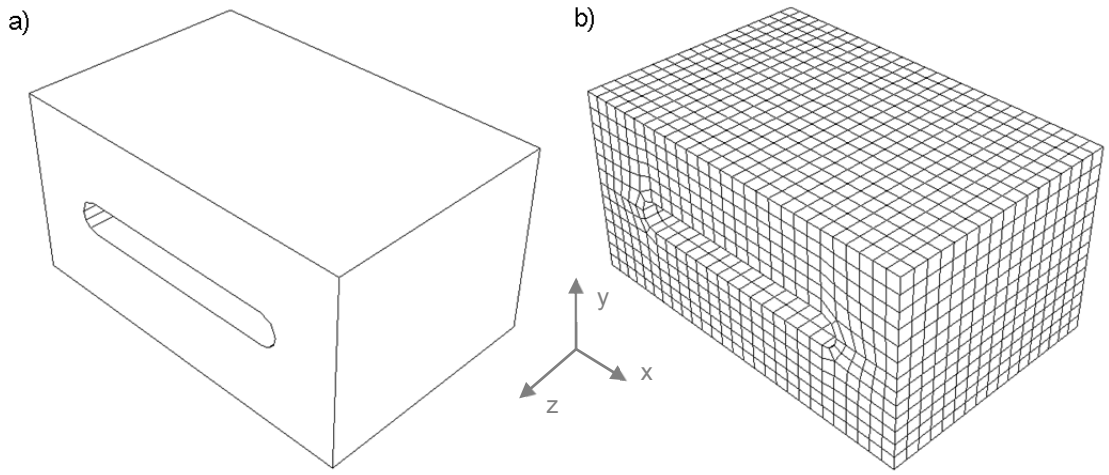


Figura 5-12 – Peça de pequena dimensão (a) e respetiva malha de elementos finitos (b) utilizada na verificação das diferenças entre as duas análises possíveis para obtenção do campo de tensões de origem térmica.

Na Figura 5-12**.b)** pode ser observada a malha gerada na peça, utilizando-se um espaçamento médio entre nós de 15mm. Foram aplicadas as seguintes condições de fronteira:

- **Térmicas:** coeficiente de transferência de calor global ($h_{\text{global}} = 50\ \text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$) nas faces paralelas ao plano xy, utilizando $T_\infty = 1000\ ℃$ e $T_\text{i} = 15\ ℃$, estando as restantes superfícies isoladas;
- **Mecânicas:** Fixação da zona central da face inferior da peça nas três direções.

Na Tabela 5-5 enumeram-se os diversos parâmetros utilizados nas duas simulações realizadas, tendo sido usadas as propriedades térmicas do modelo 4-4 estudado no Capítulo 4 e as propriedades mecânicas do modelo 5-2 estudado no presente Capítulo.

Após a realização das simulações utilizando as duas formulações referidas anteriormente foram obtidos os resultados representados na Figura 5-13, sendo o campo de tensões representado o existente no plano de simetria da peça paralelo ao plano xy.

A partir da observação da Figura 5-13 constatou-se que existe uma boa correspondência do campo de tensões na peça entre as duas análises, notando-se não obstante diferenças no que refere aos intervalos de tensão.

Foram obtidas as curvas de tensão até $5000\ \text{s}$ de simulação para quatro pontos distintos da peça, por forma a obter uma melhor visualização do comportamento das duas análises realizadas.

A diferença verificada entre as duas análises é reduzida para qualquer um dos pontos estudados, de modo que se constatou que efetivamente o erro cometido pela utilização de uma análise sequencialmente acoplada é aceitável para o estudo efetuado na presente dissertação, pelo que os resultados obtidos a partir desta podem ser utilizados com segurança.

Tabela 5-5 – Parâmetros da simulação usada para verificação da diferença de resultados entre as análises sequencialmente e completamente acopladas

Parâmetro	Valor	
$\overline{\Delta l}_{\text{nós;definida}}$	15	[mm]
$\Delta T_{\text{espacial}-\text{máx}}$	20	[°C]
T_∞	1000	[°C]
T_i	15	[°C]
h_{global}	50	[$\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$]
Prop. Térmicas	Modelo 4-4	
Prop. Mecânicas	Modelo 5-2	

Na Tabela 5-6 foram indicados os tempos de simulação de cada uma das análises, de onde se constatou que o tempo necessário à realização da análise completamente acoplada foi aproximadamente dez vezes superior ao da análise sequencial.

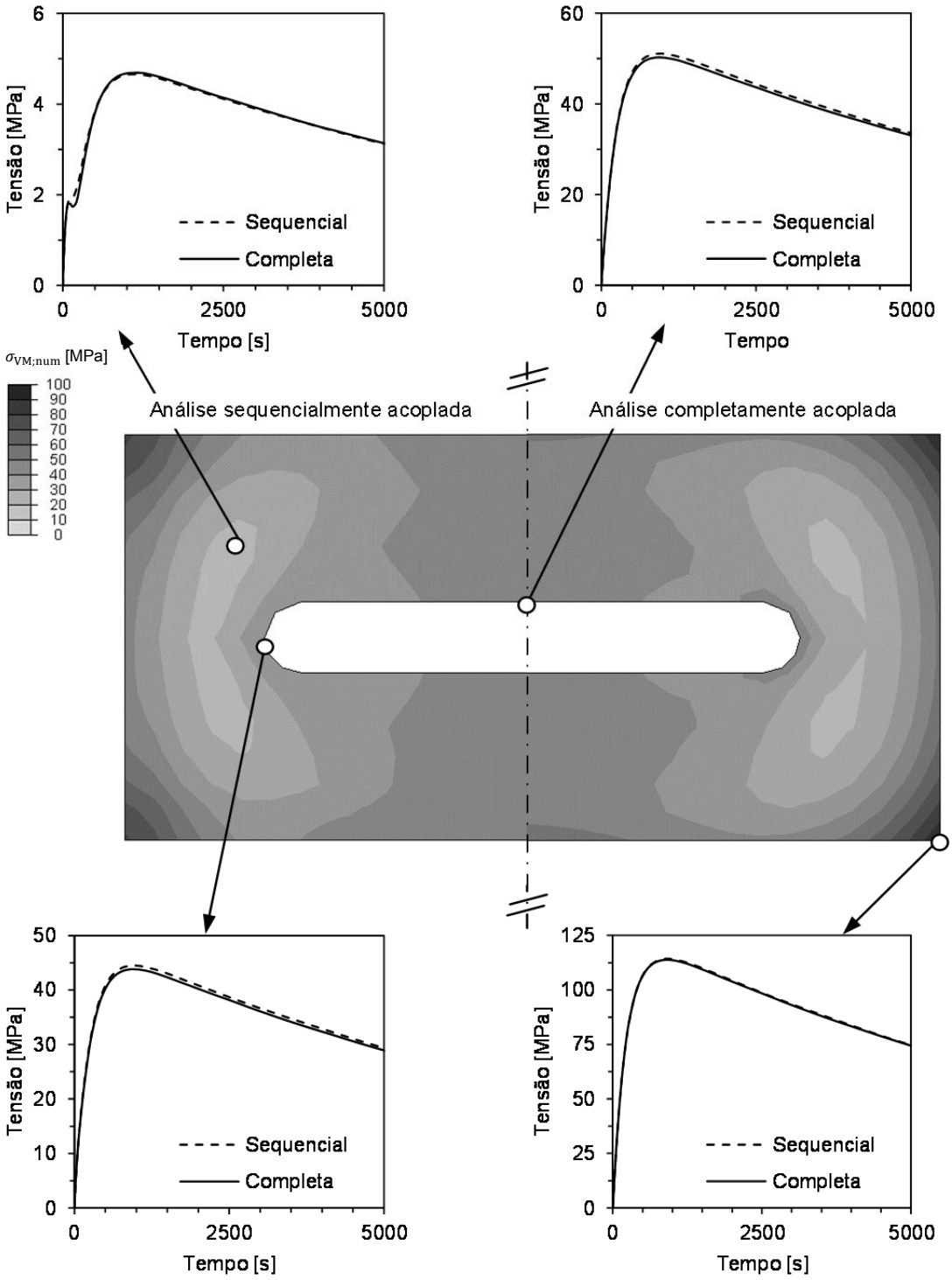


Figura 5-13 – Comparação entre os resultados obtidos entre a análise sequencialmente e a completamente acoplada, visualização da tensão em quatro pontos da peça analisada, a tensão é apresentada em MPa e no instante *t* = 5000 s.

Em suma, e apesar de idealmente a utilização de uma análise completamente acoplada da peça conduzir a resultados de melhor qualidade, a inexistência de capacidade de processamento e memória para a realizar, e o custo computacional associado tendo em conta

o acréscimo de tempo de processamento, não permite a sua utilização no estudo realizado na presente dissertação.

Tal constatação não invalida, no entanto, os resultados obtidos por via da análise sequencialmente acoplada e permite por outro lado a sua aplicação com o intuito de estudar as diferentes hipóteses de otimização a realizar posteriormente.

Tabela 5-6 – Comparação entre os tempos de processamento usando uma análise sequencialmente ou completamente acoplada

		$t_{\text{total-CPU}}$ [s]
Sequencialmente acoplada	Térmica	72,9
	Mecânica	91,5
	Total	164,4
Comp. acoplada	Total	1554,6

5.7 Estimativa das tensões térmicas na fase de arrefecimento

O estudo térmico e mecânico da fase de arrefecimento durante o tratamento de têmpera pressupõe um estudo complexo das várias variáveis envolvidas. Foi realizada na secção 4.4 uma análise simples recorrendo a um modelo semelhante ao usado na fase de aquecimento, que, apesar de não permitir uma representação correta do comportamento real da peça nesta fase do tratamento, permitiu obter uma estimativa do campo de tensões de origem térmica existentes no arrefecimento da peça.

O campo de tensões foi então representado na Figura 5-14, onde se encontram identificados quatro pontos críticos de tensão na peça. Destes, os pontos I, II e III encontram-se em posições semelhantes às identificadas anteriormente na fase de aquecimento (Figura 5-3).

O ponto IV identificado aquando do estudo da fase de arrefecimento, e representado na figura acima por um círculo em traço interrompido, não se constatou como sendo um ponto crítico da fase de arrefecimento pelo que o seu comportamento não foi estudado na presente secção.

O ponto V foi identificado como um ponto crítico da fase de arrefecimento tal como se observa na Figura 5-14, através da coloração mais escura, pelo que foi estudado na presente secção.

A partir dos resultados de tensão obtidos foram calculados os fatores de segurança em cada um dos pontos ao longo de 10000 segundos da fase de arrefecimento, e representadas as curvas obtidas, de tensão e fator de segurança, na Figura 5-15.

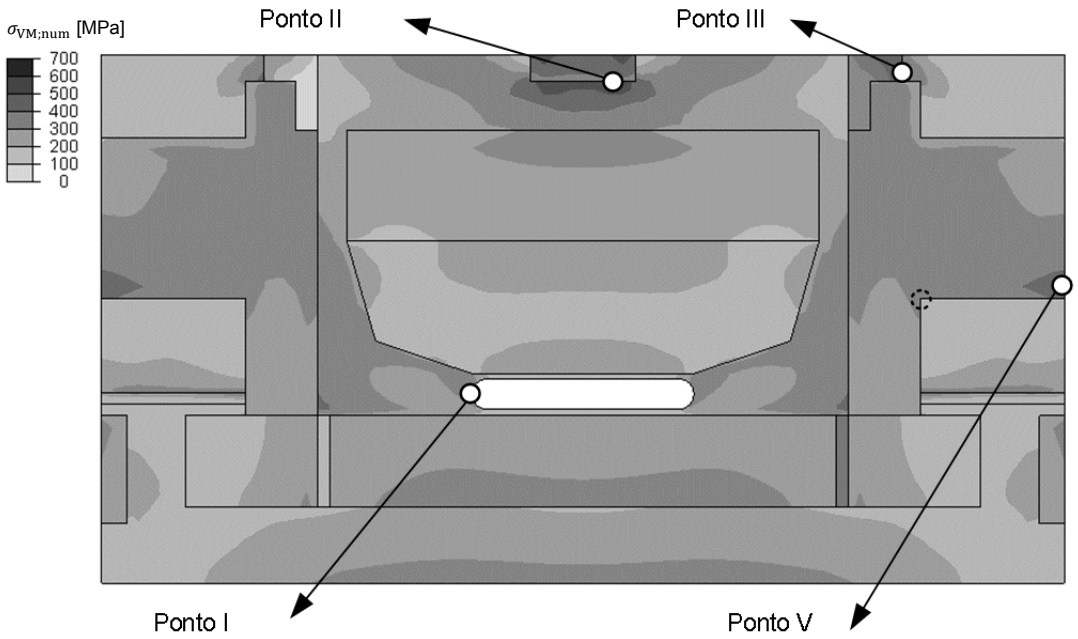


Figura 5-14 – Distribuição do campo de tensões (em MPa) no instante em que são obtidas tensões máximas na fase de arrefecimento do tratamento de têmpera.

Recorrendo à Figura 5-15 observou-se que o ponto cuja tensão é mais elevada é o ponto I, atingindo o valor de $\sigma_{\mathrm{VM;num}} \cong 625\ \mathrm{MPa}$.

O fator de segurança calculado permite constatar que a zona crítica da fase de arrefecimento é a inicial, onde as temperaturas da peça são ainda elevadas e consequentemente o valor da tensão de cedência é reduzido.

Tendo em conta o fator de segurança mínimo obtido para o ponto I, verificou-se que este ocorre para uma tensão de $\sigma_{\mathrm{VM;num}} \cong 476\ \mathrm{MPa}$, a uma temperatura tal que a tensão de rotura toma o valor de $Rm = 191{,}6\ \mathrm{MPa}$, pelo que de acordo com os resultados numéricos obtidos a peça fissuraria no interior do rasgo.

A referida fissuração não se verificou no tratamento realizado pela empresa, pelo que se reconhece que os resultados para o campo de tensões na fase de arrefecimento, e também para o campo de temperaturas, obtidos utilizando o modelo simples com que foi analisada a fase de aquecimento, não permitem uma análise correta do arrefecimento do tratamento de têmpera.

Em suma, o estudo realizado na presente secção permitiu concluir que as simplificações introduzidas, comparativamente aos pressupostos enunciados nos trabalhos de Şimşir, *et al.*, (2008b) e Song, *et al.*, (2004), (estes encontram-se apresentados e discutidos na secção 4.4) não possibilitam a obtenção de resultados que representem corretamente a fase de arrefecimento do tratamento de têmpera.

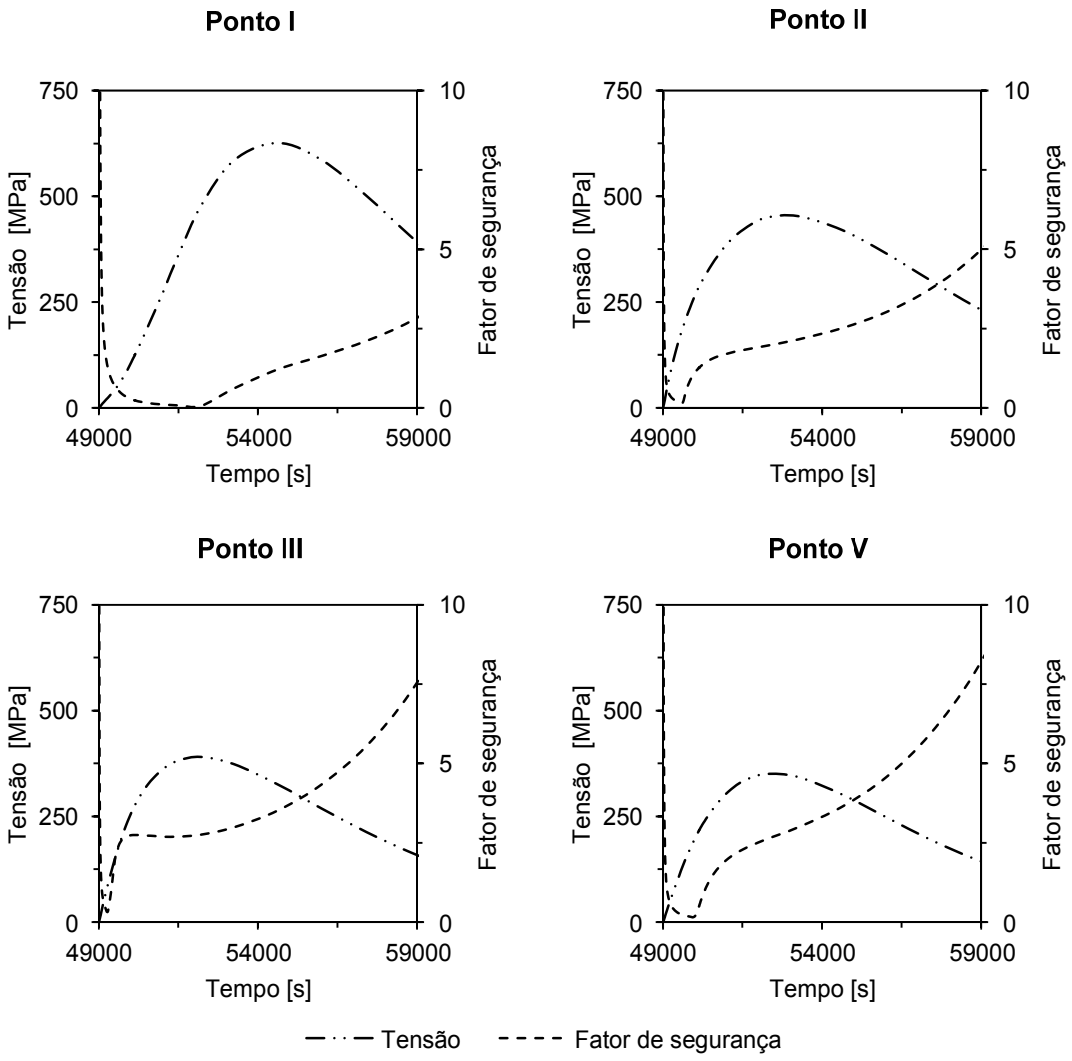


Figura 5-15 – Curvas de tensão e fator de segurança para os quatro pontos representados na Figura 5-14 durante 10000 segundos da fase de arrefecimento.

5.8 Síntese das análises complementares efetuadas

No presente Capítulo analisou-se os resultados da análise térmica realizada no Capítulo 4, através da apresentação de resultados simulados em outros pontos da peça e identificação dos pontos críticos da fase de aquecimento, nomeadamente a determinação dos pontos com os aquecimentos mais rápido e mais lento.

Numa fase posterior, nas secções 5.3 a 5.4, foi estudado os campos de tensões térmicas originados na fase de aquecimento, tendo sido inicialmente utilizado um modelo simples, no qual não se considerou a variação com a temperatura do módulo de elasticidade nem o efeito do peso próprio da peça.

Foram também representados os deslocamentos sofridos pela peça ao longo da fase de aquecimento na secção 5.5, e comparados os resultados obtidos por consideração ou não do peso próprio da peça.

Na secção 5.6 foi estudado o efeito que a utilização de uma análise sequencialmente acoplada teria nos resultados obtidos quando comparada com uma análise completamente acoplada.

Na secção 5.7 foi estudado o campo de tensões térmicas originado na fase de arrefecimento do tratamento térmico de têmpera, pretendeu-se somente obter uma quantificação dos valores de tensão existentes. Concluiu-se que o modelo utilizado não representa de forma correta a fase de arrefecimento nomeadamente pela não consideração de efeitos de elevada complexidade inerentes ao processo e discutidos na literatura por exemplo por Şimşir, *et al.*, (2008b) e Song, *et al.*, (2004).

Finalmente, optou-se pela utilização do modelo 5-3 para efeitos de otimização do tratamento a realizar no Capítulo seguinte, considerando este a variação do módulo de elasticidade com a temperatura e o efeito do peso próprio.

6 Otimização da fase de aquecimento do tratamento de têmpera

O tratamento térmico de peças de grandes dimensões é um processo moroso e consequentemente é consumidor de grande quantidade de recursos. Deste modo uma redução do tempo de tratamento conduziria a um aumento de produção e portanto redução do custo associado.

A fase de aquecimento do tratamento de têmpera da peça monitorizada na F. Ramada prolongou-se por aproximadamente 50000 segundos (cerca de 14h), sendo que uma redução na duração deste tempo permitiria obter uma capacidade produtiva maior ao longo do ano.

Deste modo, pretendeu-se essencialmente discutir no presente Capítulo propostas de redução do tempo da fase de aquecimento do tratamento de têmpera em peças de grandes dimensões e processos de redução das solicitações mecânicas na peça.

Na formulação das hipóteses a estudar não foram efetuadas alterações à duração do estágio final, devido a este ser o estágio responsável pela transformação de fase essencial à têmpera, pelo que não se considerou exequível a alteração da temperatura e tempo de estágio deste.

Na análise térmica, para além das restantes condições do modelo 4-4, foi tido em conta o ajustamento efetuado para a emissividade, neste modelo foram atribuídos valores referentes a cada um dos estágios, pelo que se optou, na análise efetuada no presente Capítulo, por manter a fase de aquecimento dividida em etapas (steps) de modo a ser possível atribuir os valores da emissividade ajustados no Capítulo 4.

Na análise do campo de tensões, e consequente cálculo do fator de segurança foram usados os pressupostos e propriedades estudados no Capítulo 5 para o modelo 5-3, este modelo considera tanto a variação do módulo de elasticidade com a temperatura como a influência, diminuta, do peso próprio da peça.

No presente Capítulo estudam-se diferentes hipóteses de otimização, nomeadamente recorrendo à exclusão de estágios intermédios e à variação da velocidade de aquecimento entre os estágios de 850°C e 1030°C. Assim, foram estudados dois cenários para a redução do número de estágios, a saber:

- **Cenário 1** – Utilização de dois estágios, aquecimento até 850ºC, estágio, aquecimento a 1030ºC e novo estágio;
- **Cenário 2** – Utilização de três estágios, aquecimento até 750ºC seguido de estágio, aquecimento até, e estágio a, 850ºC e novamente aquecimento até, e estágio a, 1030ºC.

Com o intuito de verificar o efeito que a variação da velocidade de aquecimento causaria nos resultados, nomeadamente no valor das tensões máximas de origem térmica, procedeu-se ainda à análise do seguinte cenário:

- **Cenário 3** – Utilização de quatro estágios com reduções da taxa de aquecimento, dT/dt, em 50% e 75% entre os estágios de 850ºC e 1030ºC.

Considerando que a implementação do cenário 3 iria conduzir a tempos totais da fase de aquecimento mais longos, objetivo contrário ao pretendido no presente Capítulo, foi simulada também uma hipótese alternativa onde o incremento de tempo causado pela diminuição da taxa de aquecimento foi compensado pela diminuição do tempo de estágio à temperatura de 850°C, assim surgiu este último cenário:

- **Cenário 4** – Utilização de quatro estágios com redução do tempo do estágio a 850°C de modo a compensar a diminuição da taxa de aquecimento analisada no cenário 3

Pretendeu-se com estes cenários analisar várias alternativas possíveis com vista à diminuição do tempo de tratamento e redução no valor das tensões máximas de origem térmica.

6.1 Critérios de comparação

A comparação entre as hipóteses estudadas e o tratamento original, realizado na F. Ramada, foi feito com recurso a três parâmetros, a saber:

- **Tensão de Von Mises máxima** ($\sigma_{\mathrm{VM;máx}}$) – Representa a solicitação máxima ao longo de toda a fase de aquecimento e permite quantificar a exigência do tratamento;
- **Fator de segurança mínimo** ($N_{\min}$) – Permite introduzir o efeito da temperatura na quantificação da exigência do tratamento pois inclui no seu cálculo o efeito penalizador da redução da tensão de cedência do material com o aumento da temperatura, foi calculado com base na equação 5.1, onde $N = Rp_{0,2}/\sigma_{\mathrm{VM;\,num}}$;
- **Variação relativa do tempo em regime plástico** (Δt_p) – Tendo em conta que na simulação da fase de aquecimento do tratamento original se verificou a ocorrência de fenómenos de plasticidade, e que estes não puderam ser devidamente quantificados, este parâmetro permite verificar se no cenário alternativo estudado se verifica a existência dos mesmos fenómenos e de que modo estes se comparam com os do tratamento original;

O cálculo da variação do tempo de permanência em regime plástico foi feito com recurso à equação 6.1:

$$\Delta t_{\mathrm{p}}\,[\%] = \frac{t_{\mathrm{p}}^{\text{cenário } i} - t_{\mathrm{p}}^{\text{original}}}{t_{\mathrm{p}}^{\text{original}}} \tag{6.1}$$

Onde $t_{\mathrm{p}}^{\text{cenário } i}$ representa o tempo de permanência em regime plástico no cenário estudado e $t_{\mathrm{p}}^{\text{original}}$ o tempo de permanência em regime plástico da fase de aquecimento do tratamento original.

Foi ainda calculado um outro fator que permitiu comparar o valor do tempo de permanência em regime plástico com o fator de segurança mínimo, através da razão:

$$\frac{t_{\mathrm{p}}^{\text{cenário } i}}{N_{\min}}\ [\mathrm{s}] \tag{6.2}$$

Este fator permite comparar simultaneamente a importância dos dois parâmetros, sendo que se este fator for 0 não existe regime plástico, e quanto maior for o seu valor pior será a situação de plasticidade.

6.2 Efeito da exclusão de estágios intermédios da fase de aquecimento

A fase de aquecimento do tratamento de têmpera realizado pela F. Ramada para a peça estudada possuiu três estágios intermédios (650°C, 750°C e 850°C) e um estágio à temperatura de têmpera (1030°C). Os estágios intermédios correspondem a cerca de 60% do tempo total da fase de aquecimento, pelo que a exclusão de um ou dois destes estágios intermédios permitirá, à partida, reduzir substancialmente o tempo total da fase de aquecimento.

Tabela 6-1 – Tempos e temperaturas de estágio da fase de aquecimento da hipótese 1 e 2

		Temperatura do estágio [°C]	Tempo do estágio [s]	Tempo total (estág. + aquec.) [s]
Original	1º Estágio	650	3288	49240
	2º Estágio	750	9042	
	3º Estágio	850	14385	
	4º Estágio	1030	13041	
Cenário 1	1º Estágio	850	20000	38004
	2º Estágio	1030	13041	
Cenário 2	1º Estágio	750	9042	41431
	2º Estágio	850	14385	
	3º Estágio	1030	13041	

Na Tabela 6-1 encontram-se representados os tempos e temperaturas de estágio utilizados nos cenários 1 e 2, estando igualmente representados os tempos totais da fase de

aquecimento considerando as velocidades de aquecimento entre estágios iguais às do tratamento original (0,2 °C/s).

Assim, na presente secção foram estudados cenários distintos, através da exclusão de alguns dos estágios intermédios, que pela comparação entre os resultados do campo de tensões obtidos numericamente para os cenários simulados e para o tratamento original, se pretendeu analisar a possibilidade de reduzir o tempo de aquecimento do tratamento de têmpera.

6.2.1 Cenário 1, exclusão dos estágios a 650°C e 750°C

O primeiro cenário simulado com intuito de conseguir uma redução do tempo de aquecimento da peça, foi a de retirar os dois primeiros estágios à fase de aquecimento original.

Ao eliminar estes dois estágios atuou-se numa zona em que o fator de segurança é superior a 1, não sendo alteradas as temperaturas dos dois estágios finais.

O estágio de 850°C foi, no entanto, alongado com vista a manter aproximadamente condições iniciais de temperatura do estágio a 1030°C idênticas às do aquecimento original. Assim foram obtidas, a partir de simulação, as curvas da Figura 6-1, onde se representaram em simultâneo as curvas do tratamento originalmente realizado na F. Ramada e as curvas do cenário analisado nesta secção.

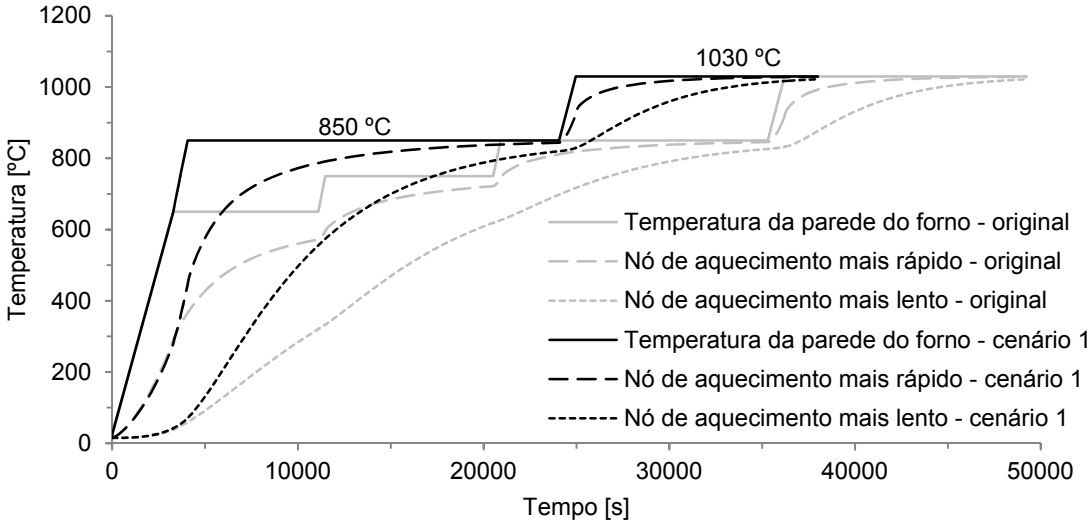


Figura 6-1 – Comparação entre as curvas de temperatura da hipótese 1 e do tratamento original, nos pontos de aquecimento mais rápido e mais lento.

As curvas foram obtidas para os nós de aquecimento mais rápido e mais lento da peça, servindo estes como representação do espetro de curvas de temperatura em presença na peça.

A partir da figura acima é possível verificar igualmente a redução do tempo da fase de aquecimento, esta redução foi de cerca de 21%, o que equivale a aproximadamente três horas (11236 s).

6.2.2 Cenário 2, exclusão do estágio a 650ºC

No cenário simulado na presente secção pretendeu-se estudar uma situação intermédia entre a situação original e o cenário 1, foi portanto excluído apenas o estágio inicial de 650°C, mantendo-se os restantes estágios.

Neste cenário foi mantido o tempo do estágio original a 850°C, pois tendo em conta a existência agora de um estágio anterior a este não se esperou que o campo de temperaturas na peça, no início do aquecimento para o último estágio, fosse muito diferente do que ocorre no aquecimento original. Tal pode ser confirmado a partir da Figura 6-2, onde se observa que, a diferença entre as temperaturas dos pontos de aquecimento mais rápido e mais lento, do cenário 2 é semelhante à obtida no tratamento original.

A redução do tempo da fase de aquecimento alcançada neste segundo cenário foi de cerca de duas horas (7809 s) o que equivale a uma redução de 16%.

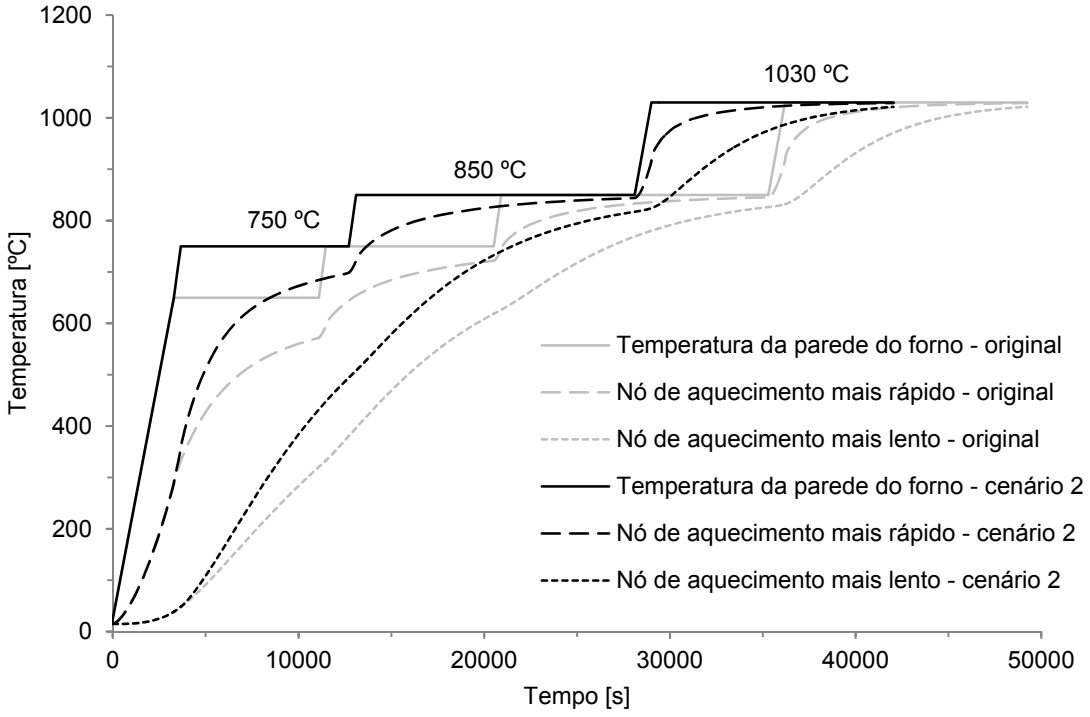


Figura 6-2 – Comparação entre as curvas de temperatura da hipótese 2 e do tratamento original, nos pontos de aquecimento mais rápido e mais lento.

6.2.3 Comparação de resultados

A partir dos resultados obtidos para a tensão utilizando o programa Abaqus™, foram calculados os fatores de segurança para os quatro pontos críticos identificados no Capítulo anterior (ver Figura 5-3, pág. 59).

Na Figura 6-3 encontram-se representadas as curvas deste parâmetro obtidas para os dois cenários estudados na presente secção e para o tratamento original realizado na F. Ramada.

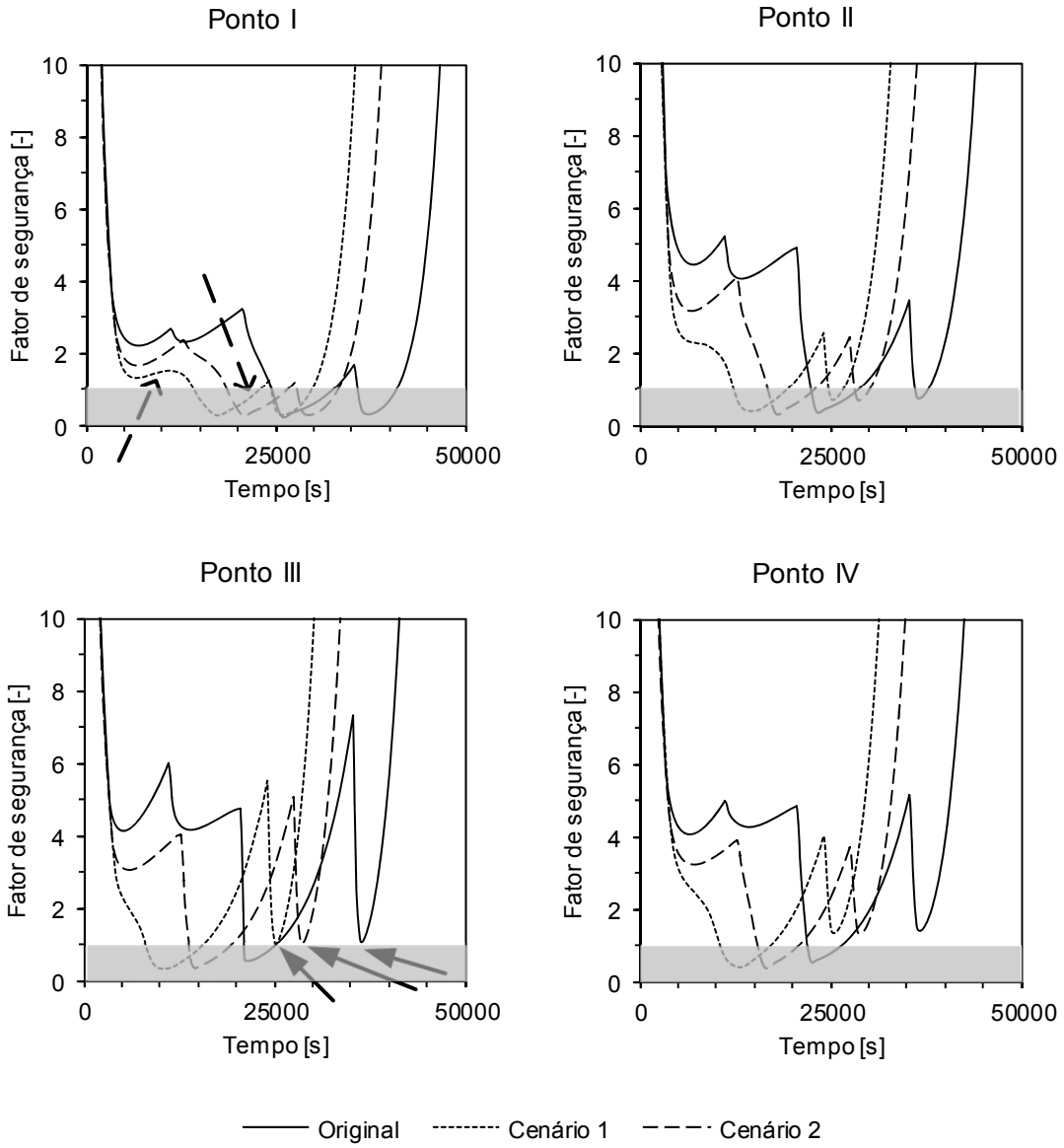


Figura 6-3 – Comparação entre os fatores de segurança, calculados ao longo da fase de aquecimento, do tratamento original e nos cenários 1 e 2.

Da observação da Figura 6-3 foram retiradas as seguintes constatações:

- A exclusão dos estágios causa um aumento da solicitação ao nível das tensões de origem térmica no material, como pode ser observado pela redução geral do fator de segurança no período correspondente aos estágios de 650°C e 750°C do tratamento original;
- O aumento desta solicitação pode igualmente ser observado atendendo ao valor dos picos do coeficiente de segurança, correspondentes ao fim do estágio a 850°C, assinalados na figura por uma seta, que são mais baixos que os do tratamento original;

- A morfologia das curvas sofre uma alteração clara entre os diferentes pontos no cenário 1, observando-se um relaxamento duplo de tensões no ponto I, assinalado com setas em traço interrompido, estando este ligado à redução da tensão de cedência ($Rp_{0,2}$) com a temperatura. Nos restantes pontos este duplo relaxamento não se verifica pois a temperatura, destes pontos, atinge valores que causam a redução da tensão de cedência numa fase inicial do aquecimento.

Na Tabela 6-2 foram representados os parâmetros comparativos enunciados na secção 6.1.

Tabela 6-2 – Valores obtidos para o fator de segurança mínimo, $\boldsymbol{N_{\mathrm{min}}}$, tensão de Von Mises máxima, $\boldsymbol{\sigma_{\mathrm{VM;num}}}$, e variação do tempo em regime plástico, $\boldsymbol{\Delta t_{\mathrm{p}}}$, para os quatro pontos críticos e para as duas hipóteses implementadas

Comparação de parâmetros para toda a fase de aquecimento					
		Ponto I	**Ponto II**	**Ponto III**	**Ponto IV**
$\boldsymbol{N_{\mathrm{min}}}$ **[-]**	Original	0,27	0,39	0,56	0,56
	Cenário 1	0,29	0,41	0,36	0,41
	Cenário 2	0,29	0,36	0,37	0,41
$\boldsymbol{\sigma_{\mathrm{VM;máx}}}$ **[MPa]**	Original	515	251	253	260
	Cenário 1	831	427	358	330
	Cenário 2	670	339	308	301
$\boldsymbol{t_{\mathrm{p}}^{\mathrm{original}}}$ **[s]**	Original	9374	4577	2048	1870
$\boldsymbol{\Delta t_{\mathrm{p}}}$ $\boldsymbol{(\mathrm{Eq\ 6.1})}$ **[%]**	Cenário 1	4%	2%	95%	114%
	Cenário 2	1%	-15%	81%	54%
$\boldsymbol{\frac{t_{\mathrm{p}}^{\mathrm{cenário}}}{N_{\mathrm{min}}}}$ $\boldsymbol{[\mathrm{s}]}$	Original	34821	11729	3661	3344
	Cenário 1	34008	11405	11169	9805
	Cenário 2	32744	10900	10079	7044

Da tabela anterior constata-se que a utilização das fases de aquecimento propostas nos cenários 1 e 2 conduzem:

- À diminuição do fator de segurança mínimo nos pontos III e IV face aos valores originais para os dois cenários e ao aumento ligeiro deste para o ponto I;
- A um aumento generalizado da tensão máxima atingida, ocorrendo no ponto I o maior aumento, rondando os 70% no cenário 1 e os 35% no cenário 2, e o aumento mínimo ocorre no ponto IV, com valor de 27 e 16% respetivamente;
- Ao aumento do tempo de permanência em regime plástico em todos os pontos críticos estudados, cenário 1, sendo este mais evidente nos pontos I e IV;
- A uma diminuição do tempo em regime plástico no ponto II de 15% utilizando o cenário 2, esta é contrariada por aumentos significativos nos restantes pontos críticos;

- A razão $t_{\mathrm{p}}^{\mathrm{cenário}}/N_{\mathrm{min}}$ demonstrou que a situação nos pontos I e II se manteve muito próxima da do tratamento original, situação esta que sofreu um agravamento nos pontos III e IV.

Com base no referido anteriormente foi possível constatar que a exclusão dos estágios intermédios da fase de aquecimento provoca, como era esperado, um aumento das solicitações na peça, verificando-se um agravamento da plasticidade, atendendo aos três critérios de comparação, na maior parte dos casos.

Contudo, o critério mais crítico é em princípio o coeficiente de segurança mínimo, N_{min}, pois é o que está na génese das deformações plásticas, e pode-se constatar na Tabela 6-2 que o valor mínimo de 0,39 obtido no aquecimento original não é muito diferente do valor mínimo de 0,36 obtido nos cenários estudados que por sua vez ocorrem em pontos onde o tempo de permanência em regime plástico é semelhante ao do aquecimento original. Tal foi confirmado pela razão $t_{\mathrm{p}}^{\mathrm{cenário}}/N_{\mathrm{min}}$ que conduziu a valores muito próximos, nos pontos I e II, entre os cenários estudados e o tratamento original.

Atendendo a que os pontos simétricos aos pontos III e IV, não apresentaram sinais de plasticidade piores que os pontos I e II, este facto sugere que desligar a ventoinha a temperaturas mais baixas poderá ser benéfico também para os pontos III e IV, já que haverá uma maior homogeneização da temperatura nesta região o que poderá reduzir os gradientes térmicos e consequentemente o risco da ocorrência de plasticidade no cenário 2 e eventualmente no cenário 1.

6.3 Cenário 3, efeito da variação da taxa de aquecimento na passagem de 850°C para 1030°C

A análise das curvas de tensão referentes à fase de aquecimento original (Figura 5-8) permite constatar que o aumento de tensão inerente ao aquecimento de 850°C para 1030°C é superior ao obtido para os dois aquecimentos anteriores (650°C → 750°C e 750°C → 850°C). É também de 850°C para 1030°C que a queda no fator de segurança ocorre de forma mais brusca, e simultaneamente para todos os pontos, Figura 5-7. Esta variação da tensão e do fator de segurança pode ser associada não só à diferença de temperaturas entre estágios, que no caso em questão é 50% superior à diferença associada aos dois aquecimentos anteriores, como também à diminuição da tensão de cedência com a temperatura. Por tudo isto, esta fase do aquecimento parece ser crítica para o resultado do tratamento térmico.

Assim colocou-se a questão de que uma taxa de aquecimento mais baixa, ou seja uma transição mais suave entre os últimos dois estágios, poderia conduzir a um alívio das tensões de origem térmica presentes na peça, por aumento do fator de segurança, e deste modo reduzir o valor das deformações plásticas.

Com vista à quantificação desta variação do estado de tensão foram implementadas duas taxas de aquecimento distintas para a transição entre o estágio a 850°C e a 1030°C,

correspondendo a uma redução de 50% e de 75% da taxa de aquecimento do tratamento original que era de 0,2 °C/s.

Na Tabela 6-3 foram representados os valores para as taxas de aquecimento utilizadas na presente secção e o correspondente tempo de aquecimento, foi também representado o tempo total da fase de aquecimento para as hipóteses implementadas.

Tabela 6-3 – Velocidades de aquecimento entre os estágios a 850°C e 1030°C e tempos de aquecimento totais nos cenários 3 e 4

	Taxa de aquecimento [°C/s]	**Tempo de aquecimento [s]**	**Tempo total da fase de aquec. [s]**
Original	0,2	900	49240
Cenário 3.a)	0,1	1800	50140
Cenário 3.b)	0,05	3600	51940

A diminuição da taxa de aquecimento, tal como pode ser observado na tabela acima, conduziu, como era esperado, à obtenção de tempos totais superiores.

Após simulação da fase de aquecimento usando as hipóteses referidas foram representados na Figura 6-4 as curvas de temperatura implementados no Abaqus™ e os valores obtidos para a tensão de Von Mises, $\sigma_{\mathrm{VM;num}}$, e para o fator de segurança, $N = Rp_{0,2}/\sigma_{\mathrm{VM;num}}$.

A partir da observação das curvas obtidas foi constatado que o valor máximo de tensão obtida nesta fase do tratamento sofre uma redução com a diminuição da taxa de aquecimento, sendo que o instante em que ocorre este valor máximo é deslocado para um instante de tempo superior.

Na Tabela 6-4 foram representados os valores para os três critérios comparativos enunciados na secção 6.1, sendo estes calculados com recurso aos valores de tensão compreendidos entre o início do aquecimento do estágio a 850°C para o estágio a 1030°C e o final da simulação ao invés de toda a fase de aquecimento, pretendeu-se desta forma enfatizar a variação destes fatores com as alterações introduzidas nos cenários 3.a) e 3.b), dado que estas apenas forma aplicadas ao referido intervalo.

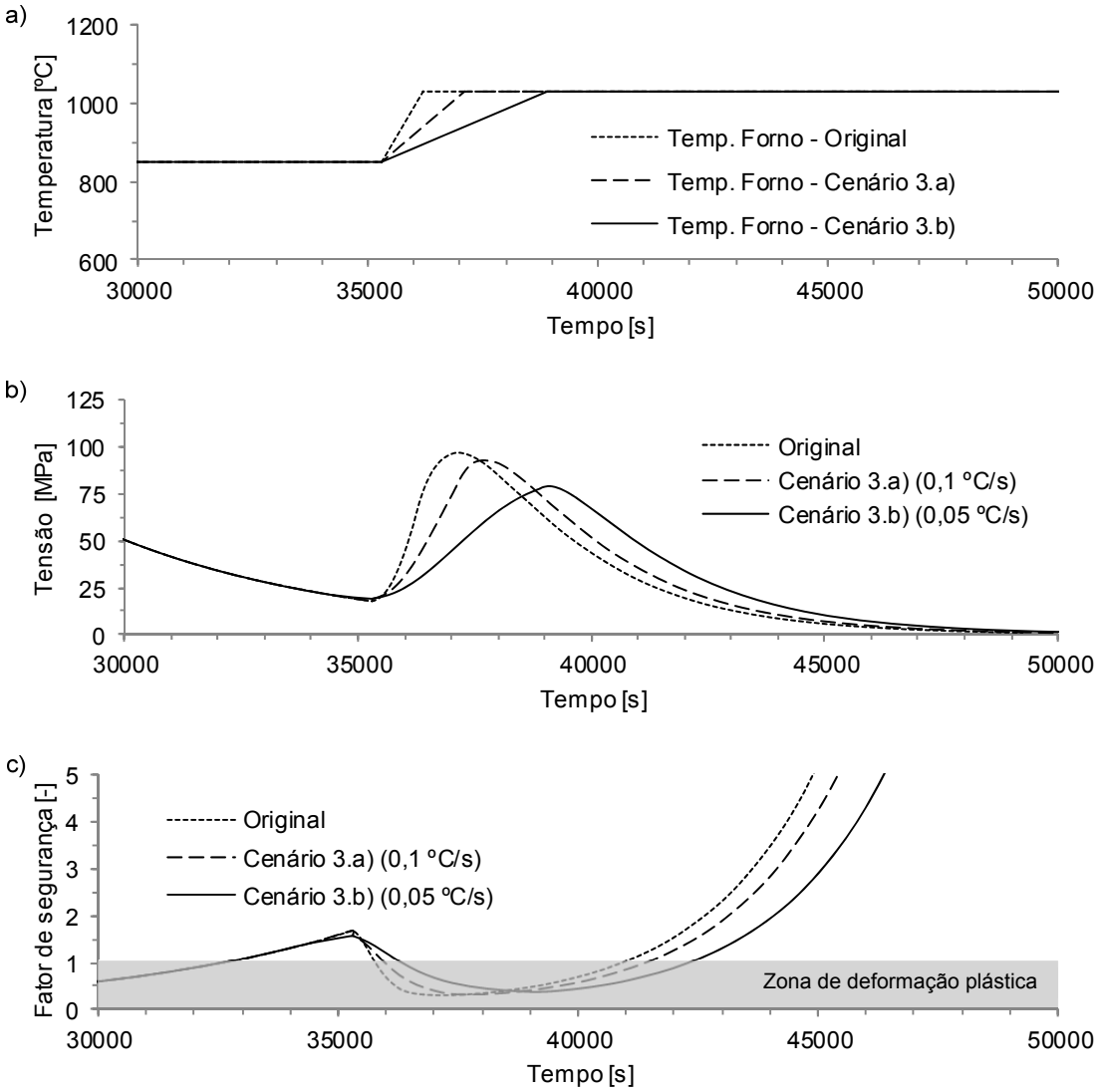


Figura 6-4 – Curvas de temperatura do forno e curvas de tensão de Von Mises e do fator de segurança para o ponto crítico I para cada velocidade de aquecimento.

A partir da análise da Tabela 6-4, apresentada abaixo, foi possível efetuar as seguintes constatações:

- Obteve-se um aumento generalizado dos valores mínimos do fator de segurança, $N_{\min}$, o que indicou uma diminuição das solicitações impostas à peça. Este aumento foi máximo no ponto III, atingindo os 50% utilizando o cenário 3.b), e foi mínimo no ponto I, cingindo-se aos 3% no cenário 3.a) e aos 23% no cenário 3.b);
- A tensão máxima no intervalo considerado sofreu uma descida em todos os pontos estudados, estando esta redução compreendida entre os 4 e os 11% na hipótese 3.a) e entre os 19 e os 32% no cenário 3.b);
- Não se verificou a ocorrência de plasticidade, nesta fase do tratamento, em dois dos pontos críticos, nomeadamente os pontos III e IV, o que foi igualmente verificado nos dois cenários estudados;

- O tempo de permanência em regime plástico sofreu uma redução no cenário 3.a) em cada um dos pontos sujeitos a tensões superiores à tensão de cedência. O cenário 3.b) ocorre um aumento de 12% no tempo em regime plástico para o ponto I, mantendo-se no entanto a redução deste parâmetro no ponto II, cuja queda foi de cerca de 43%;
- O valor da razão $t_{\mathrm{p}}^{\mathrm{cenário}}/N_{\mathrm{min}}$ sofre uma redução considerável nos cenários testados quando comparado com o mesmo valor calculado para o tratamento original, observou-se no entanto um aumento deste fator do cenário 3.a) para o 3.b) no ponto I.

Tabela 6-4 – Valores obtidos para o fator de segurança mínimo, $\boldsymbol{N_{\mathrm{min}}}$, tensão de Von Mises máxima, $\boldsymbol{\sigma_{\mathrm{VM;num}}}$, e variação do tempo em regime plástico, $\boldsymbol{\Delta t_{\mathrm{p}}}$, para os quatro pontos críticos e para as duas velocidades de aquecimento testadas

Comparação de parâmetros para o aquecimento e estágio a 1030°C					
		Ponto I	**Ponto II**	**Ponto III**	**Ponto IV**
$\boldsymbol{N_{\mathrm{min}}}$ **[-]**	Original	0,31	0,74	1,07	1,42
	Cenário 3.a)	0,32	0,78	1,21	1,47
	Cenário 3.b)	0,38	0,97	1,60	1,80
$\boldsymbol{\sigma_{\mathrm{VM;máx}}}$ **[MPa]**	Original	97	41	28	21
	Cenário 3.a)	93	38	25	20
	Cenário 3.b)	79	31	19	17
$\boldsymbol{t_{\mathrm{p}}^{\mathrm{original}}}$ **[s]**	Original	5014	1569	0	0
$\boldsymbol{\Delta t_{\mathrm{p}}}$ **[%]**	Cenário 3.a)	-13%	-7%	0%	0%
	Cenário 3.b)	12%	-43%	0%	0%
$\boldsymbol{\frac{t_{\mathrm{p}}^{\mathrm{cenário}}}{N_{\mathrm{min}}}}$ [s]	Original	16185	2130	0	0
	Cenário 3.a)	13484	1863	0	0
	Cenário 3.b)	14788	922	0	0

Em suma, foi observada uma atenuação das tensões térmicas criadas na peça durante o aquecimento de 850°C para 1030°C, reduzindo-se desta forma a as solicitações na peça. No entanto verificou-se um aumento do tempo de permanência em regime plástico no ponto I ao utilizar uma taxa de aquecimento de $0{,}05\ ℃/s$, a este intervalo de tempo corresponde não obstante a valores do fator de segurança superiores aos do tratamento original, de modo que as deformações sofridas se estimam ser inferiores às originais. Tal pode ser verificado pela observação dos valores da razão $t_{\mathrm{p}}^{\mathrm{cenário}}/N_{\mathrm{min}}$ para o cenário 3.b), que sofreram uma redução de cerca de 10% para o ponto I e 60% para o ponto II, quando comparados com o tratamento original.

O aumento do tempo total da fase de aquecimento, causado pela diminuição da taxa de aquecimento, pode ser mitigado pela redução do tempo de estágio a 850°C, esta diminuição foi estudada na subsecção seguinte.

6.3.1 Cenário 4, diminuição do tempo de estágio a 850ºC

Com o intuito de se proceder à implementação do cenário 3.b) sem com isso aumentar o tempo total da fase de aquecimento foi simulada um quarto cenário onde foi retirado ao estágio a 850°C o incremento no tempo total inerente à redução da taxa de aquecimento.

Assim foram retirados ao 3º estágio da fase de aquecimento 2700 segundos, na Figura 6-5 pode ser observada a comparação entre as curvas de temperatura do forno implementadas no cenário 4 e no tratamento original.

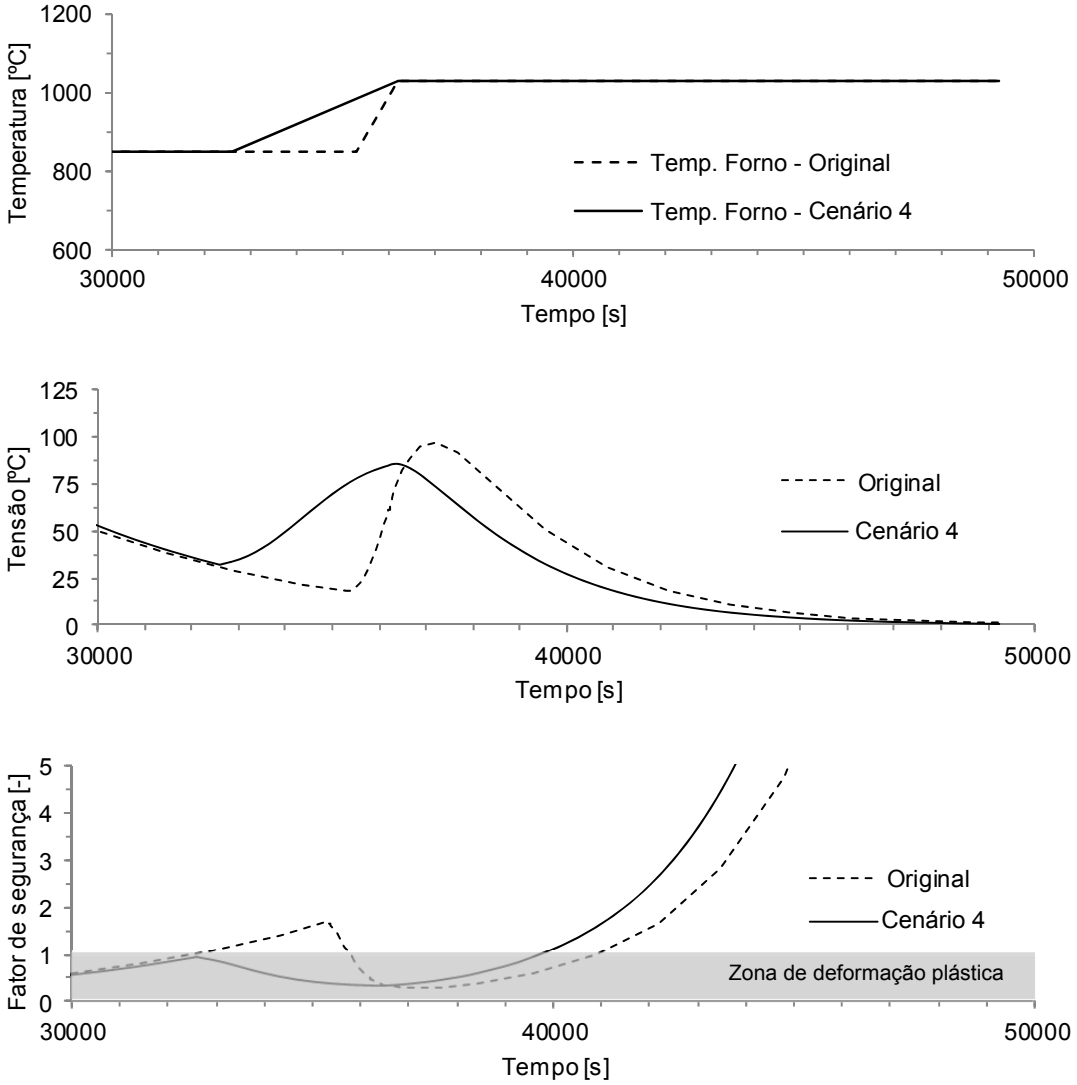


Figura 6-5 – Curvas de temperatura do forno, tensão de Von Mises e do fator de segurança para o ponto crítico I obtidas por simulação do cenário 4 e do aquecimento original.

Da observação da Figura 6-5 constatou-se que a diminuição do tempo de estágio causou uma interrupção no alívio das tensões de origem térmica, obtendo-se um valor de tensão no final do estágio a 850°C cerca de 80% superior ao obtido na hipótese original.

Não obstante o referido no parágrafo anterior, o aumento mais suave da tensão inerente ao aquecimento mais lento até 1030°C, cenário 4, conduziu a um valor máximo da tensão, aproximadamente 12% inferior ao obtido a partir da simulação da fase de aquecimento originalmente implementada na empresa.

De modo a comparar de uma forma mais intuitiva os dois parâmetros, foram representados na Tabela 6-5 os valores da razão $t_{\mathrm{p}}^{\mathrm{cenário}}/N_{\mathrm{min}}$ para os quatro pontos críticos.

Tabela 6-5 – Razão entre o tempo de permanência em regime plástica e o fator de segurança mínimo para o aquecimento e estágio a 1030°C

		Ponto I	Ponto II	Ponto III	Ponto IV
$\boldsymbol{N_{\mathrm{min}}}$ **[-]**	Original	0,31	0,74	1,07	1,42
	Cenário 4	13%	21%	41%	18%
$\boldsymbol{t_{\mathrm{p}}^{\mathrm{original}}}$ **[s]**	Original	5014	1569	0	0
$\boldsymbol{\Delta t_{\mathrm{p}}}$ **[%]**	Cenário 4	159%	16%	0%	0%
$\boldsymbol{\frac{t_{\mathrm{p}}^{\mathrm{cenário}}}{N_{\mathrm{min}}}}$ **[s]**	Original	16185	2130	0	0
	Cenário 4	40265	2036	0	0

Dos resultados ilustrados na tabela acima foi possível observar que a utilização do cenário 4 conduziu a um aumento de $t_{\mathrm{p}}^{\mathrm{cenário}}/N_{\mathrm{min}}$ em cerca de 22% no ponto I e a uma redução de 51% no ponto II. Tal deve-se à maior permanência em regime plástico do ponto I no cenário 4 que ocorre devido a se ter interrompido o relaxamento de tensões por redução do tempo de estágio a 850°C.

Foi no entanto obtido um aumento generalizado do fator de segurança mínimo, o que indica que as solicitações térmicas ao problema foram reduzidas, no entanto o aumento do tempo em regime plástico prejudicou os resultados obtidos, um posterior estudo das deformações plásticas possibilitaria a comparação efetiva da aplicabilidade da otimização.

6.4 Discussão e síntese do processo de otimização

No presente Capítulo foram enunciados e simulados diferentes cenários alternativos à fase de aquecimento originalmente usada no tratamento de têmpera efetuado na F. Ramada.

No processo de otimização completa da fase de aquecimento seria imprescindível uma análise extensiva da influência da variação de parâmetros como o número de estágios, a sua temperatura e duração, e ainda a taxa de aquecimento entre eles.

No presente Capítulo não se pretendeu fazer um estudo exaustivo das várias combinações de parâmetros, ao invés disso optou-se por analisar uma pequena parcela de cada um dos parâmetros, nomeadamente foram analisados inicialmente os efeitos da exclusão de estágios intermédios (secção 6.2) de onde foi constatado que esta exclusão causa um aumento da exigência solicitação mecânica à peça a tratar, tendo sido obtidos agravamentos em todos os parâmetros comparativos considerados.

Verificou-se então, relativamente à exclusão de estágios, que a partir dos estudos efetuados não foi possível determinar se a redução do tempo de tratamento inerente aos cenários estudados não acarretaria deformações plásticas inaceitáveis. Por exemplo, a redução de cerca de 3h (21%) na fase de aquecimento conseguida a partir da implementação do cenário 1 conduz a um aumento da tensão máxima no ponto I, interior do rasgo da peça de 70% e um aumento de 4% no tempo em regime plástico para a mesma região, no caso do cenário 2 foi obtido um aumento da tensão máxima de 30% e de tempo de permanência em regime plástico de 1%, no entanto este cenário conduziu a uma redução da razão $t_{\mathrm{p}}^{\mathrm{cenário}}/N_{\mathrm{min}}$ em 6% e a um aumento do fator de segurança mínimo em 7%.

Nos pontos III e IV ocorreu um aumento considerável do valor do tempo em regime plástico, duplicando este valor no cenário 1 para os dois pontos e aumentando no cenário 2 em 81% para o ponto III e em 54% para o ponto IV.

O facto de se desligar, a temperaturas mais baixas (ou até não a ligar), a ventoinha que está colocada na porta, poderá afetar positivamente os efeitos que conduzem à plasticidade e poderá até permitir a implementação dos cenários 1 e 2, já que os pontos simétricos aos pontos III e IV, ver Figura 5.3, por estarem longe da ventoinha, apresentam um risco menor de deformações plásticas.

Na secção 6.3 foi estudada a influência da taxa de aquecimento nos resultados de tensão para a transição entre os estágios a 850°C e a 1030°C, tratando-se esta de uma fase onde a tensão de cedência atinge valores mínimos e onde foi constatada a ocorrência de fenómenos de plasticidade nos resultados numéricos obtidos.

Com a redução da taxa de aquecimento constatou-se um alívio das tensões na generalidade dos pontos críticos estudados, assim como uma redução de 43% no tempo em regime plástico para o ponto II. No entanto esta melhoria face ao tratamento original foi conseguida a custo de um aumento de cerca de 45 minutos ao tempo total da fase de aquecimento.

Por fim, e tendo em conta o aumento de tempo total obtido por redução da taxa de aquecimento, foi estudada a diminuição do estágio a 850°C, anterior à transição alterada, com o intuito de obter o tempo total do tratamento original.

A partir da simulação da hipótese referida no parágrafo anterior foi obtida uma redução da tensão máxima, nesta secção da fase de aquecimento, de cerca de 12%, no caso do fator de segurança mínimo, este aumentou cerca de 13% no ponto I e 21% no ponto II, mantendo-se o tempo total da fase de aquecimento do tratamento original, no entanto também a razão $t_{\mathrm{p}}^{\mathrm{cenário}}/N_{\mathrm{min}}$ foi aumentada em cerca de 149% no ponto I, o que coloca questões quanto à

deformação plástica obtida por implementação deste cenário, no ponto II a referida razão diminuiu cerca de 4%

Em suma, constatou-se para já que é possível otimizar o processo estudado, não tanto pela exclusão de estágios, que implicaria um estudo numérico e experimental mais aprofundado, mas pela obtenção de uma solução de compromisso entre o tempo de permanência num determinado estágio e a taxa de aquecimento entre os diferentes estágios, de forma a diminuir as deformações plásticas da peça.

No entanto um estudo mais aprofundado da ocorrência de deformações plásticas é necessário com o intuito de as quantificar e deste modo permitir a comparação completa dos diferentes cenários estudados.

7 Estudo do tratamento de revenido

O tratamento de revenido foi realizado na F. Ramada no seguimento do tratamento de têmpera num forno de menores dimensões (diâmetro $\phi = 1400\ \mathrm{mm}$; e geratriz $g^e = 1400\ \mathrm{mm}$), e apesar de não se encontrar dentro do âmbito do presente trabalho, a existência de dados experimentais permitiu que se realizasse uma análise breve deste tratamento.

No presente Capítulo foi então realizada uma análise ao tratamento de revenido, tendo sido usados nesta os valores ajustados para os parâmetros estudados ao longo da presente dissertação, assim como foram usadas as seguintes abordagens:

- Modelo térmico da fase de aquecimento – modelo 4-4 discutido na secção 4.3;
- Modelo térmico da fase de arrefecimento – discutido na secção 4.4;
- Modelo mecânico – modelo 5-3 discutido na secção 5.4.

Não se efetuou nesta análise qualquer ajustamento de parâmetros, pretendendo-se desta forma verificar a aplicabilidade do ajustamento efetuado para a têmpera e para um dado forno aos resultados experimentais de um outro tratamento e equipamento.

Segue-se então na secção 7.1 a definição da curva de temperatura de parede do forno a implementar no Abaqus™ onde são enunciados os problemas encontrados e a sua resolução, sendo analisado, na secção 7.2 e 7.3, respetivamente o campo de temperaturas, experimental e numérica, e o campo de tensões de origem térmica existentes durante este tratamento.

7.1 Modificações na curva de temperatura do forno

O tratamento térmico de revenido consistiu em um aquecimento até a um patamar a 650ºC, seguido de arrefecimento repetindo-se sucessivamente este ciclo. Na presente dissertação, estando disponíveis os valores medidos para a temperatura da parede do forno no revenido, estes foram introduzidos como condição fronteira para a parede do forno.

Foram feitos ligeiros ajustamentos à curva de temperatura da parede do forno implementada comparativamente à experimental, nomeadamente ao igualar a temperatura nos estágios dos dois ciclos do revenido, com o intuito de serem obtidos dois ciclos de revenido iguais, apesar de tal não se ter verificado na situação real.

Nos dados experimentais fornecidos a temperatura inicial da peça não é homogénea, pois vindo esta do tratamento de têmpera existe um gradiente de temperatura no seu interior. Pretendeu-se mitigar os efeitos deste gradiente da temperatura inicial, iniciando a simulação

num instante onde os dados experimentais dos três pontos monitorizados se encontrassem numa temperatura próxima, obtendo-se assim a diferença observada na fase inicial das curvas de temperatura ilustradas na Figura 7-1.

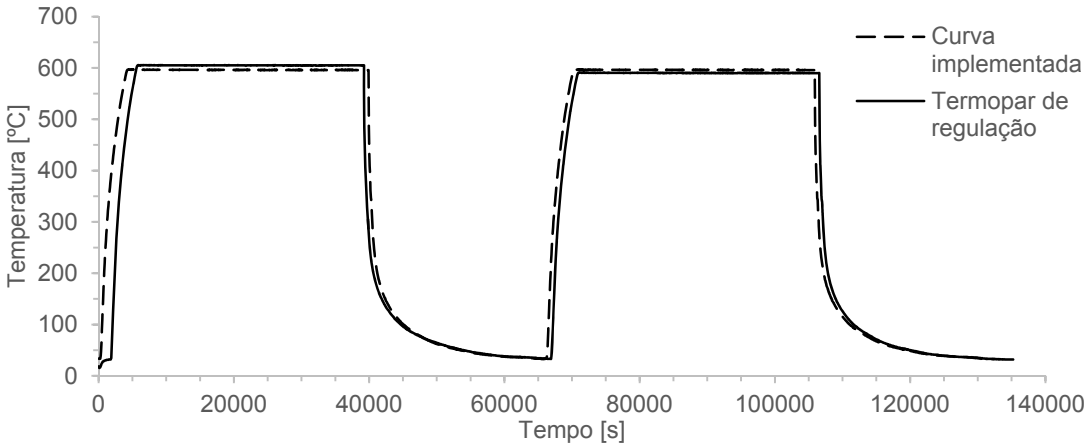


Figura 7-1 – Curva implementada no programa Abaqus™ e curva obtida experimentalmente pelo termopar de regulação para o tratamento de revenido.

Na Figura 7-1 podem ser comparadas as curvas de temperatura do tratamento de revenido, implementada no programa e obtida experimentalmente. A curva implementada é constituída por dois ciclos iguais, podendo ser observados os ligeiros ajustamentos efetuados à curva de temperatura experimental de modo a garantir a igualdade entre os dois ciclos do tratamento de revenido.

7.2 Análise térmica do tratamento de revenido

A análise térmica do tratamento de revenido foi realizada com recurso às formulações e parâmetros anteriormente identificados e ajustados para o tratamento da têmpera.

Deste modo foi utilizada nas fases de aquecimento do revenido o modelo 4-4, que considera:

- Variação das propriedades termomecânicas com a temperatura;
- Temperatura do gás igual à temperatura da parede do forno;
- Coeficiente de convecção distinto entre a região próxima do ventilador ($h_{\text{frontal}} = 28\ \text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$) e a restante peça ($h_{\text{lateral}} = 5\ \text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$);
- Emissividade ajustada do material referente ao primeiro estágio do tratamento de têmpera ($(\bar{\varepsilon}; \varepsilon_P)_{1º\ \text{estágio}} = 0{,}20;\ \ 0{,}17$).

Na fase de arrefecimento foram utilizados os pressupostos enunciados na secção 4.4, tendo sido usados coeficientes de convecção distintos para a região periférica da peça ($h_{\text{periferia}} = 85\ \text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$) e para a região central desta ($h_{\text{centro}} = 55\ \text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$). A emissividade usada nas fases de arrefecimento foi idêntica à usada na fase de aquecimento de revenido, considerando que os intervalos de temperatura estudados para as duas fases são iguais.

Na Figura 7-2 podem ser comparadas as curvas de temperatura numéricas com as curvas obtidas experimentalmente para os três pontos monitorizados na F. Ramada.

A partir da observação da Figura 7-2 foi constatada uma boa correspondência entre os resultados numéricos e experimentais nos pontos B e C, Figura 3-1.**a)**, verificando-se um desfasamento na parte final da fase de aquecimento, o que pode ser justificado pela variação da emissividade com a temperatura da superfície que não foi possível implementar no Abaqus™, ou então pela alteração das propriedades mecânicas inerente à mudança da estrutura cristalina do aço após o tratamento de têmpera. A necessidade de fazer um novo ajuste de parâmetros de entrada ao modelo utilizado também não é de excluir dado tratar-se de um forno distinto do anterior.

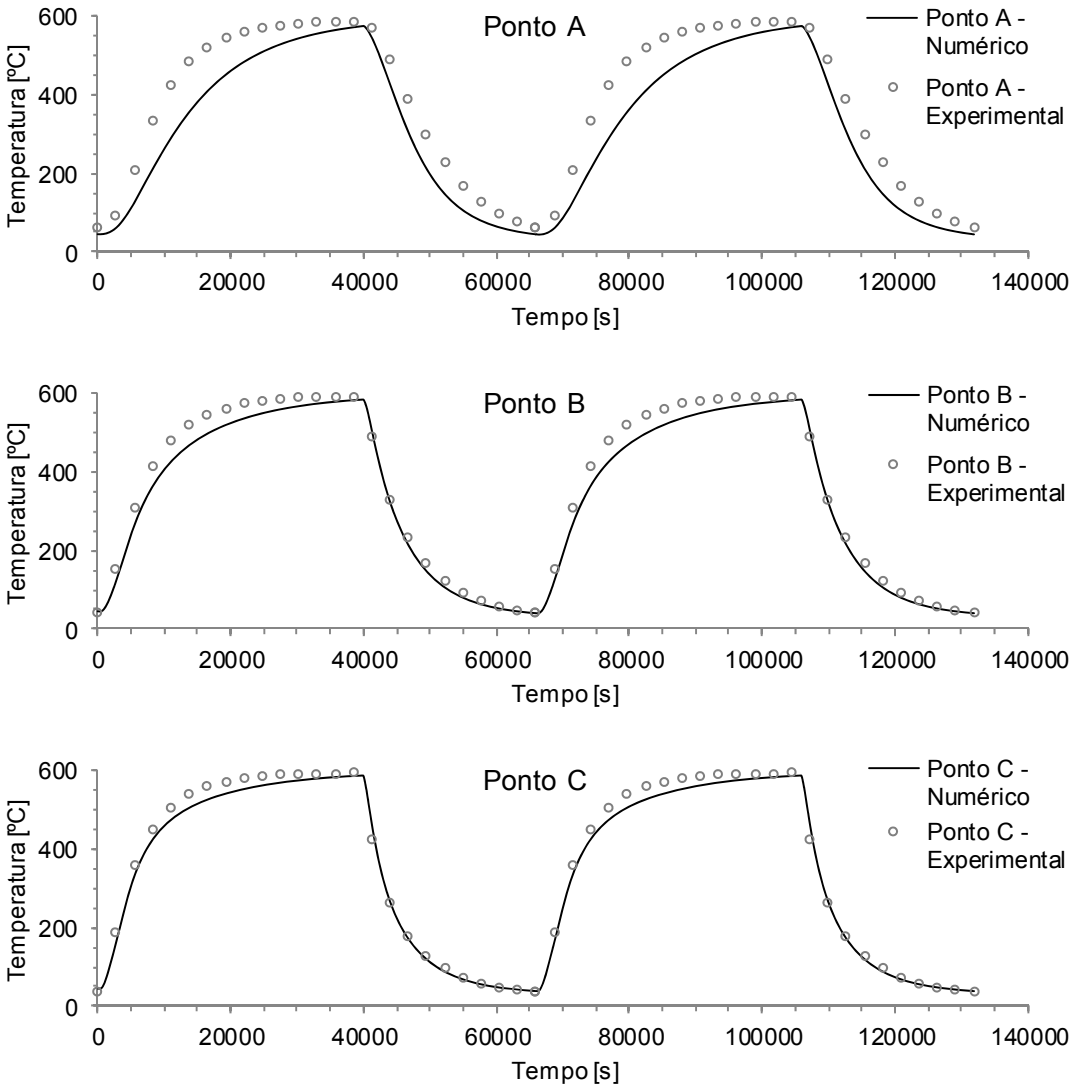


Figura 7-2 – Curvas de temperatura obtidas numericamente em comparação com os resultados numéricos para os três pontos monitorizados, Figura 3-1.a).

No caso do ponto A, situado no centro da peça, ver Figura 3-1.a), foi verificado um desfasamento considerável entre os resultados numéricos e experimentais, podendo este ser

justificado pelos mesmos motivos enunciados no parágrafo anterior e ainda pela incerteza no posicionamento dos termopares após movimentação da peça para o forno em que foi realizado o tratamento de revenido.

Em suma, a utilização do ajustamento efetuado para o tratamento de têmpera na presente dissertação permitiu simular um outro tratamento, num forno distinto, e obter uma correspondência razoável entre os resultados obtidos numérica e experimentalmente, constatando-se desta forma o carácter realista do modelo utilizado.

7.2.1 Análise ao campo de tensões

A análise mecânica do tratamento de revenido seguiu os pressupostos usados no modelo 5-3 estudado na secção 5.4.

Da simulação numérica foram obtidas as tensões de Von Mises, $\sigma_{\mathrm{VM;num}}$, nos quatro pontos críticos identificados na Figura 5-3, estando as referidas curvas representadas na Figura 7-3.

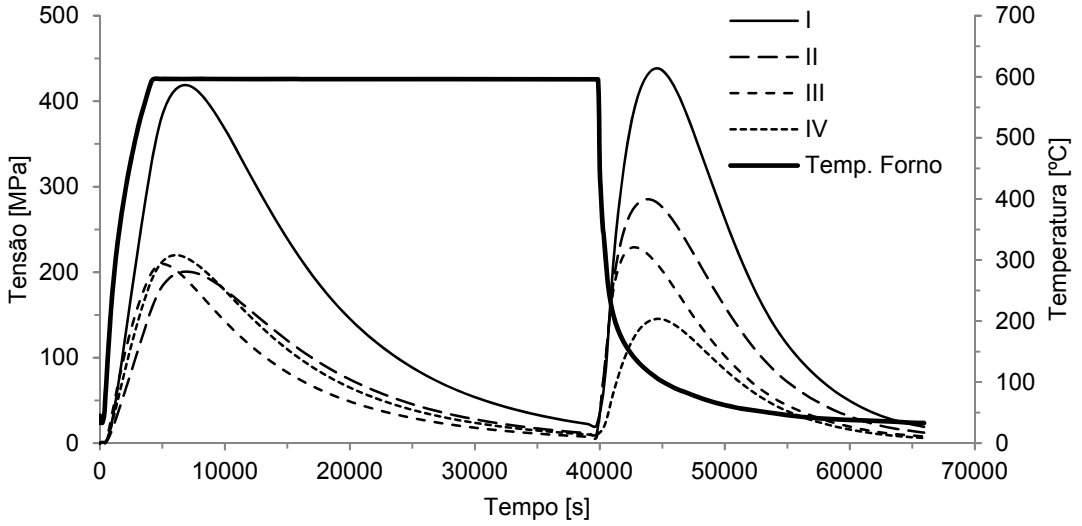


Figura 7-3 – Curvas de tensão de Von Mises obtidas por simulação numérica para o primeiro ciclo de revenido e para os quatro pontos críticos identificados na secção 5.3.

Constatou-se por observação da Figura 7-3 que a tensão máxima atingida tanto na fase de aquecimento como na fase de arrefecimento foi próxima para o ponto I, rondando os $425\ \mathrm{MPa}$.

No entanto obtiveram-se diferenças na distribuição das tensões nos restantes pontos (II, III e IV), constatando-se que no aquecimento as tensões dos três pontos se encontram próximas e com valor de $200\ \mathrm{MPa}$, enquanto no arrefecimento as tensões destes pontos possuem valores díspares que variam deste os $150\ \mathrm{MPa}$ no ponto IV e os $270\ \mathrm{MPa}$ no ponto II.

Foi posteriormente calculado o fator de segurança relativamente à tensão de cedência, $N = Rp_{0,2}/\sigma_{\mathrm{VM;num}}$, e as curvas obtidas foram representadas na Figura 7-4 para os quatro pontos críticos no primeiro ciclo do revenido.

Da observação da Figura 7-4 constatou-se que durante o tratamento de revenido o fator de segurança foi sempre superior à unidade, sendo o seu ponto mínimo obtido na fase de arrefecimento e com um valor de cerca de 2.

Estes valores elevados do fator de segurança estão de acordo com o esperado, já que não era espectável que este tratamento, destinado a relaxar as tensões da peça provocadas pelo tratamento de têmpera, introduzisse por sua vez novas deformações plásticas na peça, e mostram também que há margem para aquecer um pouco mais rapidamente a peça de forma a esta alcançar mais depressa o patamar de 600ºC e assim reduzir ao tempo total de revenido.

Por fim, a partir da análise realizada no presente Capítulo, concluiu-se que os modelos, térmico e mecânico, estudados na presente dissertação permitiram obter resultados aceitáveis para situações diferentes daquelas para os quais foram ajustados.

Observaram-se não obstante diferenças nas curvas de temperatura numéricas e experimentais para o ponto A, estas diferenças podem estar relacionadas com a diferença entre as propriedades inerente à mudança da estrutura cristalina entre o tratamento de têmpera e o de revenido, ou com a impossibilidade de implementar a variação da emissividade com a temperatura da superfície de cada elemento, tendo sido usada uma emissividade constante ao longo do intervalo de temperaturas considerado. (ver subsecção 4.3.3) Como já se referiu também, a necessidade de um ajuste aos parâmetros de entrada do modelo para se adaptar melhor ao novo forno não é de excluir.

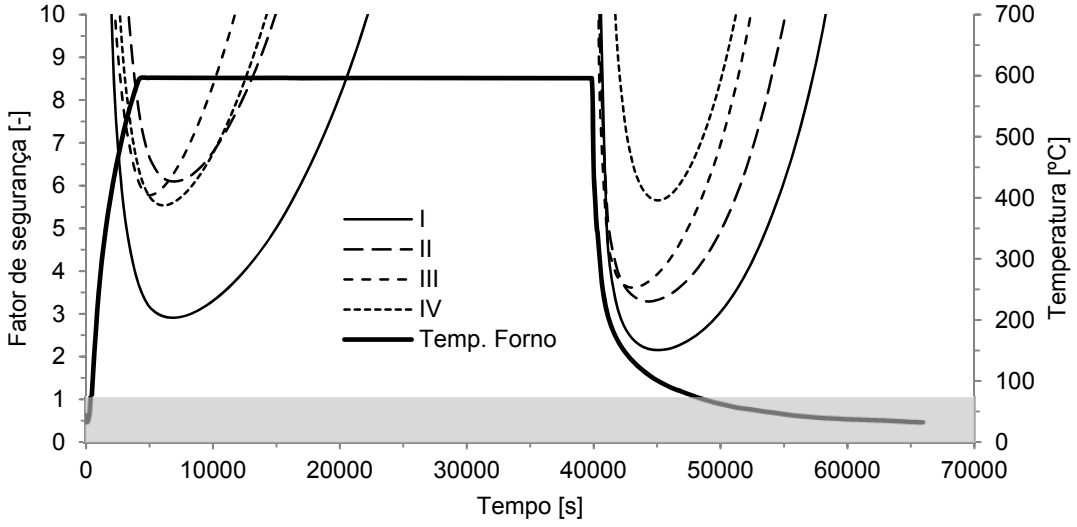


Figura 7-4 – Curvas do fator de segurança calculado para o primeiro ciclo de revenido e para os quatro pontos críticos identificados na secção 5.3.

8 Conclusões

A realização da presente dissertação conduziu às seguintes conclusões:

1. A modelação de uma peça simples, cuja solução analítica para a transferência de calor transiente foi possível obter, permitiu definir os parâmetros iniciais do modelo numérico a utilizar. Nomeadamente, para uma solução compromisso entre o tempo de processamento e o erro relativamente à solução analítica, foram definidos como parâmetros a utilizar: malha com cerca de 65000 elementos; máxima variação espacial da temperatura de $10\,℃$; e incremento inicial de tempo de $0{,}1\,\mathrm{s}$. Este último parâmetro constatou-se ser o de menor influência nos resultados pelo que deve ser utilizado o maior valor que permita alcançar a máxima variação espacial de temperatura definida no programa;
2. A análise da peça real requereu previamente a definição da peça simplificada a utilizar no modelo, foram portanto modeladas peças com diferentes graus de complexidade e estudado o seu efeito nos resultados numéricos, tendo-se optado por utilizar a peça mais complexa (Simplificação 3) e por consequência mais próxima da realidade. Após a definição da peça simplificada a ser estudada foi efetuada uma análise à influência da malha desta nos resultados, optando-se pela malha 5, que utilizando um espaçamento médio entre nós de $15\,\mathrm{mm}$ conduziu a um número de elementos de cerca de 69000, e representando uma variação inferior a $1\,℃$ nos resultados entre esta e uma malha criada usando um espaçamento médio de 10mm;
3. Após modelação da peça e definição dos parâmetros gerais inerentes à simulação numérica, como é exemplo a malha a utilizar, o ajustamento dos resultados da simulação numérica aos dados experimentais em três pontos monitorizados permitiu concluir que: a utilização de dois coeficientes de convecção distintos, referentes um à face próxima do ventilador da porta e outro à restante peça, conduziu a um ajustamento de melhor qualidade. Concluiu-se igualmente que a variação sofrida pelas propriedades com a temperatura deve ser considerada, nomeadamente o valor do calor específico, que duplica de valor entre o início e o final da fase de aquecimento. Foi ainda verificado, através de resultados da literatura, que a emissividade do aço ao longo da fase de aquecimento sofre alterações significativas,

esta variação apesar de não poder ser implementada no programa foi incluída de uma forma aproximada;

4. O melhor ajustamento foi obtido com o modelo 4-4, e considerou a variação das propriedades com a temperatura, a variação (aproximada) da emissividade e dois coeficientes de convecção distintos na peça. Este modelo, utilizando os valores do coeficiente de convecção frontal de $h_{\text{frontal}} = 28\ \text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ e lateral de $h_{\text{lateral}} = 5\ \text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ e da emissividade da peça a variar entre $\varepsilon_{\text{P}} = 0{,}17$ e $\varepsilon_{\text{P}} = 0{,}46$, conduziu a resultados numéricos que diferem dos dados experimentais em média $7{,}1\ ℃$ com um desvio padrão de $8{,}0\ ℃$;
5. O arrefecimento foi analisado de uma forma simplificada utilizando o mesmo modelo 4-4 utilizado no aquecimento, este conduziu no entanto a resultados que não foram satisfatórios. Como alternativa foi implementada uma distribuição diferente para o coeficiente de convecção, tendo em conta a utilização na realidade de um segundo ventilador, mais potente, na fase de arrefecimento. Assim foram obtidos resultados aceitáveis utilizando um coeficiente de convecção periférico cujo valor ajustado foi de $h_{\text{periferia}} = 85\ \text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ e um coeficiente para o centro da peça cujo valor foi de $h_{\text{centro}} = 55\ \text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$;
6. A análise do campo de tensões conduziu à identificação de quatro pontos potencialmente críticos, definidos como I, II, III e IV, sendo que no primeiro se verificaram as maiores solicitações. Foram estudados diferentes graus de complexidade para o modelo mecânico, tendo sido estudado o efeito da variação das propriedades mecânicas com a temperatura e o efeito do peso próprio nos resultados, foi verificado que o primeiro tem uma influência significativa nos resultados, enquanto o segundo tem uma influência residual;
7. Foram obtidas tensões de Von Mises máximas, na simulação do tratamento original, de cerca de $500\ \text{MPa}$, e deslocamentos máximos, causados pela dilatação térmica, de cerca de $9\ \text{mm}$. Uma análise aproximada às deformações plásticas na fase de aquecimento conduziu à obtenção de valores, por excesso e no rasgo da peça, de $0{,}8\ \text{mm}$;
8. Verificou-se ainda que a utilização de uma análise sequencialmente acoplada em contraponto com uma completamente acoplada, sendo esta última mais exata, não conduz a resultados com uma diferença significativa pelo que a análise sequencialmente acoplada no presente trabalho não condiciona os resultados obtidos;
9. Simulação de cenários alternativos ao tratamento original, com vista à redução do tempo de tratamento ou à diminuição de tensões de origem térmica no tratamento real, conduziram à constatação de que a redução do número de estágios conduz a um aumento considerável das solicitações na peça, de 30% no cenário 2 a 70% no cenário 1. O cenário 2, apesar do aumento da tensão originado, conduziu a uma diminuição da razão $t_{\text{p}}/N_{\text{min}}$ em cerca de 6%. O estudo da redução da taxa de

aquecimento entre o terceiro e o quarto estágio permitiu verificar que a redução das tensões de origem térmica foi generalizada em todos os pontos relativamente ao tratamento real, tendo no entanto sido obtido um aumento do tempo de tratamento. A redução da duração do terceiro estágio com o objetivo de compensar o aumento de tempo total inerente à redução da taxa de aquecimento conduziu a uma diminuição na tensão do ponto I de 12%, no entanto foi verificado um aumento de 149% na razão $t_{\mathrm{p}}/N_{\mathrm{min}}$ para o ponto I, colocando portanto questões quanto à deformação plástica existente, questões estas que deverão ser estudas com mais detalhe;

10. A utilização da ventoinha na porta do forno, no aquecimento de peças de grandes dimensões, poderá não ser benéfica, dado ter tendência para criar gradientes térmicos desnecessários na peça, causadores de deformações plásticas. Além disso, a grande responsável pelo aquecimento da peça é a radiação pelo que não é de esperar que o facto de se desligar a ventoinha vá aumentar de forma significativa o tempo de aquecimento de uma peça desta envergadura;
11. O estudo breve efetuado ao tratamento de revenido, realizado utilizando o mesmo modelo usado para simular a têmpera, permitiu confirmar o carácter realista do estudo realizado do modelo utilizado uma vez que este, sem alterações, simulou também de forma aceitável o ciclo de revenido. Confirmou-se nesta análise que as solicitações na peça são consideravelmente mais baixas que as tensões criadas na fase de aquecimento da têmpera tal como era esperado.

8.1 Perspectivas de trabalhos futuros

Na continuidade da presente dissertação seria importante verificar a reprodutibilidade dos resultados numéricos por aplicação deste modelo aos dados experimentais de outras peças tratadas na F. Ramada.

Realizar um estudo mais detalhado dos eventuais benefícios de moderar, ou até mesmo eliminar, a utilização da ventoinha colocada na porta do forno, durante o aquecimento de peças de grandes dimensões é importante, já que durante a realização do presente trabalho se detetou indícios de que os gradientes térmicos introduzidos na peça por este equipamento não são desprezáveis e têm um efeito contraproducente. Aparentemente, desligando a ventoinha o aquecimento da peça seria mais homogéneo que aquele verificado atualmente.

Seria ainda interessante aprofundar o estudo breve realizado para a fase de arrefecimento, nomeadamente por inclusão das transformações metalúrgicas que ocorrem e do seu efeito no campo de temperaturas e no campo de tensões.

A possibilidade de simular a fase de aquecimento entrando em consideração com os fenómenos de plasticidade podia não só conduzir a resultados mais realistas mas também servir como forma de quantificar o grau de empenos espectáveis em tratamentos futuros.

Um estudo experimental dos coeficientes de convecção no forno em várias faces de uma peça, de grandes dimensões e com uma geometria simples, permitiria uma comparação com

os valores, que porá já forma arbitrados, destes coeficientes, utilizados ao longo da presente dissertação.

A continuação dos estudos para reduzir o tempo de aquecimento de peças de grandes dimensões, sem contudo agravar os riscos de deformações plásticas graves, explorando a utilização de outras curvas de aquecimento, é outro trabalho que haverá interesse em prosseguir.

Por fim, a redução do tempo de aquecimento do tratamento de revenido, por alteração das curvas de aquecimento, é outra possibilidade que se poderá explorar no futuro, como sugerem os valores relativamente elevados de $N_{\min}$ encontrados no tratamento real.

Referências

Amaro, Carlos M. 2012. *Tratamento térmico de matrizes em aço, optimização do seu aquecimento por convecção/radiação .* Porto : FEUP, 2012.

Bohler-Uddeholm. 2011. Bohler-Uddeholm U.S.A. - ORVAR SUPREME. *Bohler-Uddeholm U.S.A.* [Online] 2011. [Citação: 16 de 05 de 2013.] http://www.bucorp.com/orvar_supreme_h.htm.

Caballero, F. G., Capdevila, C. e de Andrés, C. García. 2001. Influence of Pearlite Morphology and Heating Rate on the Kinetics of Continuously Heated Austenite Formation in a Eutectoid Steel. *Metalurgical and Materials Transactions.* 2001, Vol. 32A, pp. 1283-1291.

Çengel, Yunus A. 2007. *Heat and Mass Transfer: A Pratical Approach.* India : McGraw-Hill, 2007. 9780070634534.

Dassault Systèmes. 2010a. Creating and analyzing a model using the Abaqus/CAE modules. *Abaqus/CAE User's Manual.* EUA : Dassault Systèmes, 2010a.

—. 2010b. Heat Transfer Analysis Procedures. *Abaqus Analysis User's Manual, vol 2.* EUA : Dassault Systèmes, 2010b.

Grum, Janez, Bozic, Slavko e Zupancic, Martin. 2001. Influence of quenching process parameters on residual stresses in steel. *Journal of Materials Processing Technology.* 2001, 114, pp. 57-70.

Incropera, F. P. e Dewitt, D. P. 2008. *Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa.* Rio de Janeiro : LTC, 2008. 987-85-216-1584-2.

Kang, S. e Im, Y. 2007. Three-dimensional thermo-elastic–plastic finite element modeling of quenching process of plain-carbon steel in couple with phase transformation. *International Journal of Mechanical Sciences.* 2007, Vol. 49, 4, pp. 423-439.

Kim, J., Im, S. e Kim, H. 2005. Numerical implementation of a thermo-elastic–plastic constitutive equation in consideration of transformation plasticity in welding. *International Journal of Plasticity.* 2005, Vol. 21, 7, pp. 1383-1408.

Lee, Seok-Jae e Lee, Young-Kook. 2008. Finite element simulation of quench distortion in a low-alloy steel incorporating transformation kinetics. *Acta Materialia.* 2008, 56, pp. 1482-1490.

Monroe, C. e Beckermann, C. 2007. Deformation during casting of steel: model and material properties. *Proceedings of the 61st SFSA Technical and Operatig Conference.* 2007, 5.

Oliveira, F. L. G., Andrade, M. S. e Cota, A. B. 2007. Kinetics of austenite formation during continuous heating in a low carbon steel. *Materials Characterization.* 2007, 58, pp. 256-261.

Oliveira, Miguel M. 2011. *Tratamento térmico de matrizes em aço, estudo do seu aquecimento por convecção/radiação.* Porto : FEUP, 2011.

OMEGA Engineering Inc. 2013. OMEGA Engineering : Technical Reference. *Sensors, Thermocouple, PLC, Operator Interface, Data Acquisition, Rtd.* [Online] 2013. [Citação: 12 de Abril de 2013.] http://www.omega.com/temperature/Z/pdf/z088-089.pdf.

Pereira, António e Rodrigues, Rosália. 2010. Departamento de Matemática da Universidade de Aveiro. *Universidade de Aveiro.* [Online] 2010. [Citação: 12 de Fevereiro de 2012.] http://www2.mat.ua.pt/mscotto/TPcap1.pdf.

RAMADA. 2012. RAMADA - Aços e Indústrias SA .:. Quem Somos .:. *RAMADA - Aços e Indústrias SA.* [Online] 2012. [Citação: 24 de Janeiro de 2013.] http://www.ramada.pt/index.php?&cat=7.

Roberts, George Adams, Krauss, George e Kennedy, Richard L. 1998. *Tool Steels.* s.l. : ASM International, 1998. 9780871705990.

Shatla, Mahmoud, Kerk, Christian e Altan, Taylan. 2001. Process modeling in machining. Part I: determination of flow stress data. *International Journal of Machine & Manufacture.* 2001, 41.

Şimşir, C. e Gür, C. H. 2008a. 3D FEM simulation of steel quenching and investigation of the effect of asymmetric geometry on residual stress distribution. *Journal of Materials Processing Technology.* 2008a, Vol. 207, 1-3, pp. 211-221.

—. 2008b. A FEM based framework for simulation of thermal treatments: Application to steel quenching. *Computational Materials Science.* 2008b, Vol. 44, 2, pp. 588-600.

Snyder, M. D. 1981. *An effective solution algorithm for finite element Thermo-elastic-plastic and creep analyses.* Massachusetts : Massachusetts Institute of technology, 1981.

Soares, Joaquim Pinto. 2009. *AÇOS - Características, Tratamentos.* Porto : s.n., 2009. 978-989-20-1797-6.

Song, Dong-li, et al. 2004. Numerical Simulation on Temperature and Microstructure during Quenching Process of Large-sized AISI P20 Steel Die Blocks. *Transactions of Materials and Heat Treatment Proceedings of the 14th IFHTSE Congress.* 2004, Vol. 25, 5.

Tata Steel. 2012. Engineering Steels - Tool steels - Tata Steel International Australasia. *Tata Steel International (Australasia) Ltd.* [Online] 2012. [Citação: 31 de Janeiro de 2012.] http://www.tatasteelnz.com/downloads/ToolSteel_AISIH13.pdf.

Wen, Chang-Da. 2009. Investigation of steel emissivity behaviors: Examination of Multispectral Radiation Thermometry (MRT) emissivity models. *International Journal of Heat and Mass Transfer.* 2009, 53.

Yalcinkaya, T. 2005. *Theory and Numerics of Material Forces in Thermo-Elastic-Plastic Materials.* Estugarda : Universität Stuttgart, 2005.

Anexo A Modelização da peça de 1300 kg monitorizada na empresa F. Ramada

A empresa F. Ramada, Aços e Indústrias S. A. instrumentou e monitorizou em vários locais de uma peça em aço H13 (secção 1.2), com uma massa de aproximadamente 1300 kg, durante os tratamentos térmicos de têmpera e revenido realizados na empresa, com o intuito de obter dados experimentais para validação dos modelos numéricos estudados na presente dissertação.

A.1 Simplificação da peça

A peça testada é de elevada complexidade de modo que se procedeu à sua simplificação a partir do desenho tridimensional da mesma, fornecido pela empresa (ver Figura 3-2). Usaram-se programas de modelação tridimensional (Rhinoceros™ e Solidworks™) para obtenção de cotas de atravancamento, assim como outras cotas pertinentes, e posterior desenho da peça simplificada. Na Figura A-1 podem ser observadas as três versões da peça com crescente grau de complexidade, sendo a Simplificação 3 a mais próxima da forma original.

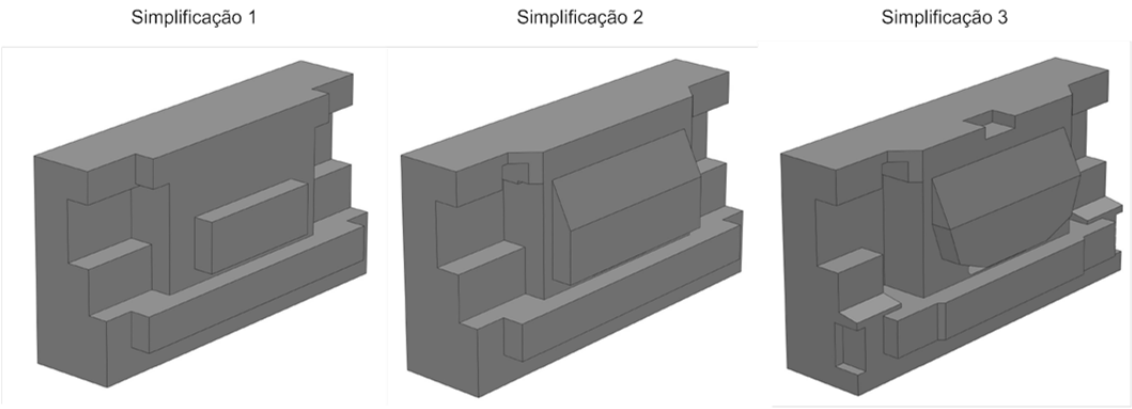


Figura A-1 – Simplificações da peça testada na empresa F. Ramada, Aços e Indústrias S.A. com diferentes graus de complexidade.

A.2 Parâmetros de simulação usados e considerações para comparação das peças simplificadas

De a modo a ser possível efetuar a comparação entre os diferentes graus de simplificação estudados, foram efetuadas simulações numéricas usando as seguintes considerações:

- Uso de uma concentração de elementos, distância média entre nós, semelhante;
- Uso do modelo de radiação aproximado, denominado por *approximate cavity radiation* no Abaqus™ (ver Anexo B), com uma emissividade de 1, permitindo assim aumentar a exigência do modelo, aumentando a variação de temperatura por unidade de tempo;
- Utilização de parâmetros de simulação semelhantes entre as três simulações de modo a obter as diferenças inerentes unicamente à geometria;
- Forno constituído por uma casca cilíndrica com $\phi = 1500\ mm$ e $g^e = 1800\ mm$.

A partir destas considerações e com o objetivo de apenas efetuar a comparação entre as diferentes geometrias foram usados os parâmetros presentes na Tabela A-1 nas três simulações.

Foi usada ainda uma máxima variação espacial da temperatura superior ao definido na secção 2.4 pois, tendo em conta que no presente anexo não foi efetuada a comparação com os resultados experimentais, mas sim comparadas as simplificações entre si, valorizou-se a obtenção de um menor tempo de simulação.

Tabela A-1 – Parâmetros usados nas simulações para comparação dos graus de simplificação da peça testada na F. Ramada.

$\boldsymbol{T_{\text{parede}}}$	900	[°C]
$\boldsymbol{\varepsilon}$	1	[-]
$\boldsymbol{\Delta T_{\text{espacial-máx}}}$	50	[°C]
$\boldsymbol{\Delta t_{\text{i}}}$	0,1	[s]
Distância média entre nós	15	[mm]
Elemento	DC3D8	

Usando as funcionalidades do SolidWorks™ foram obtidos valores para o volume das peças simplificadas, permitindo assim calcular um valor indicativo da massa para os diferentes casos (ver Tabela A-2), após realização da malha das peças foram também obtidos os números de elementos indicado na Tabela A-2.

Tabela A-2 – Valores de massa e número de elementos para as três simplificações testadas.

	Simplificação 1	Simplificação 2	Simplificação 3
Volume [m^3]	0,1709	0,1711	0,1677
Massa [kg]	1327	1329	1302
N.º elementos	50172	51817	65117

Não foram usados refinamentos localizados da malha nos vértices das peças pois, devido à distinta geometria das três peças, as partições a efetuar para definição correta da malha impossibilitariam uma equivalência entre o refinamento destas, do mesmo modo a crescente complexidade das simplificações testadas conduziu a esforços de partição distintos o que causou o aumento do número de elementos, ilustrado na Tabela A-2, apesar da baixa variação da massa.

As análises foram ainda realizadas com um período de tempo de 15000s e usando um incremento de tempo automático.

A.3 Resultados e conclusões da comparação das simplificações testadas

Com o intuito de se proceder à comparação dos resultados obtidos das diferentes geometrias, foram obtidas as curvas de temperatura em função do tempo para três pontos distintos (ver Figura A-2), estes pontos foram escolhidos de modo a serem coincidentes com os pontos usados aquando da monitorização da peça pela F. Ramada, estes pontos e a sua posição encontram-se definidos na Figura 3-1 da secção 3.1.

Foram então analisados os valores da temperatura em cada um dos três pontos referidos, nos instantes $t = 100s$ e $t = 1000s$.

$$e_{\mathrm{t}} = \frac{T_{3,\mathrm{t}} - T_{i,\mathrm{t}}}{T_{3,\mathrm{t}}}\ [\%]\ , i \in \{1; 2\} \qquad \text{(A.1)}$$

Foi então usada a equação A.1 como termo de comparação entre as simplificações 1 e 2 relativamente à simplificação 3, $T_{3,\mathrm{t}}$, sendo esta última usada como referência pois a sua geometria é a que mais se aproxima da geometria da peça real.

A comparação entre as diferentes simplificações, fazendo recurso à equação A.1, conduziu aos resultados presentes na Tabela A-3: Podem ser observadas diferenças acentuadas entre a peça mais simples (simplificação 1) e a mais complexa (simplificação 3), com maior incidência no ponto A, atingindo aproximadamente 22% para os 1000s de simulação, tal pode igualmente ser observado a partir das curvas representadas na Figura A-2. Nos pontos B e C a variação dos resultados é menos evidente, não ultrapassando no ponto B o valor de 3,66% e, no ponto C, o valor de 1,13%.

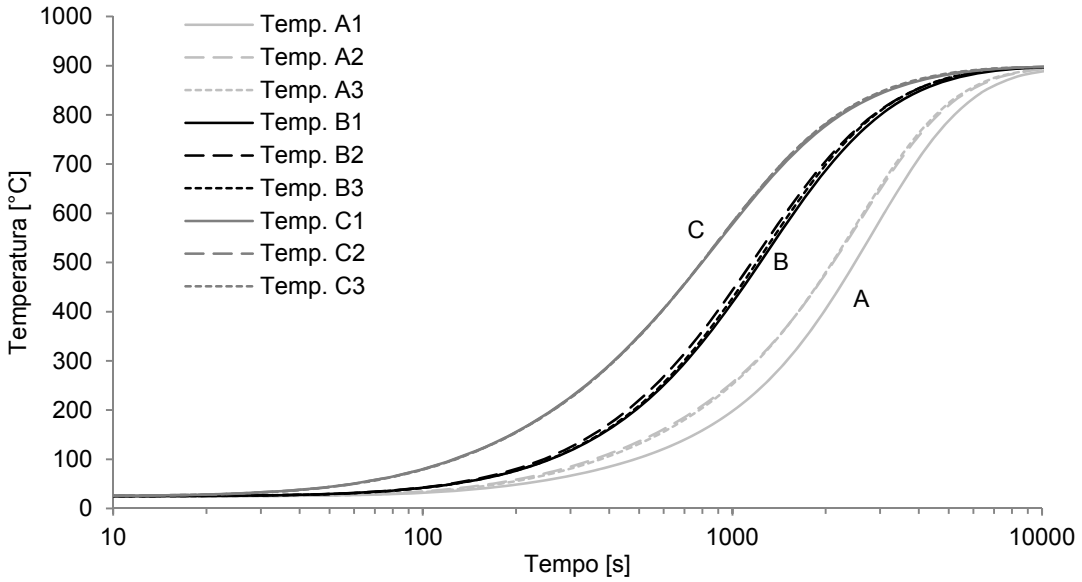


Figura A-2 – Variação da temperatura da peça, em três pontos (A, B e C), com o tempo para as diferentes simplificações (1, 2 e 3).

A partir dos resultados obtidos foi excluída a possibilidade de ser usada a simplificação 1, no entanto as simplificações 2 e 3 apresentam resultados próximos, contudo a simplificação 3 apresenta nos pontos e instantes comparados, as seguintes vantagens:

- Garantia de numa análise posterior do estado de tensão os resultados obtidos serão mais próximos da realidade;
- A análise térmica é efetuada pelo lado da segurança, pois foram obtidas variações negativas de temperatura entre a simplificação 2 e 3.

Tabela A-3 – Diferença de temperaturas relativamente à solução da peça mais complexa (simplificação 3), para 100 e 1000 segundo de simulação.

	Pontos	**Simplificação 1**	**Simplificação 2**
e_{100s}	A	4,51%	-3,76%
	B	-0,65%	-1,80%
	C	-1,07%	-0,45%
e_{1000s}	A	21,64%	-1,48%
	B	2,07%	-3,66%
	C	0,52%	-0,12%

Conclui-se então, a partir da análise efetuada no presente anexo, que a simplificação 3 é a que permite obter resultados mais satisfatórios tanto na análise térmica como do campo de tensões.

Anexo B Modelos de radiação utilizados pelo programa Abaqus™

O *software* Abaqus™ da Dassault Systèmes permite a utilização de dois modelos distintos para a definição de condições fronteira (interações) que envolvem transferência de calor através de radiação.

Estes modelos, de diferentes graus de complexidade, são usados em alternativa entre eles na resolução de problemas mediante o cumprimento, ou não, das condições de utilização que os definem.

A Dassault Systèmes descreve na sua documentação (Dassault Systèmes, 2010b) duas abordagens distintas utilizadas na análise de problemas que incluem fenómenos de radiação, nomeadamente: análise completamente implícita (*fully implicit cavity radiation*) e análise aproximada (*approximate cavity radiation*). A primeira conduz a soluções de melhor qualidade, mas exige, no entanto, um maior esforço de cálculo numérico, e pode apenas ser usada em análises térmicas desacopladas ou parcialmente acopladas (ver secção 2.3).

B.1 Análise de radiação completamente implícita

A análise implícita da radiação usa uma formulação que conduz à utilização de matrizes não simétricas, sendo que cada cavidade sujeita a fenómenos de radiação é conseguinte por uma matriz assimétrica. Matriz esta que acopla o grau de liberdade de temperatura em cada nó a cada superfície da cavidade.

Deste modo, obtém-se uma distribuição complexa do fluxo de calor para cada elemento de área, i, que depende da temperatura de cada um dos outros elementos de área, j, e do seu fator de forma, F_{ij}.

Assim, problemas com elevado número de nós são, para o modelo em causa, computacionalmente exigentes, de modo que o número de nós por cavidade é limitado pelo próprio *software* a 16000. (Dassault Systèmes, 2010b)

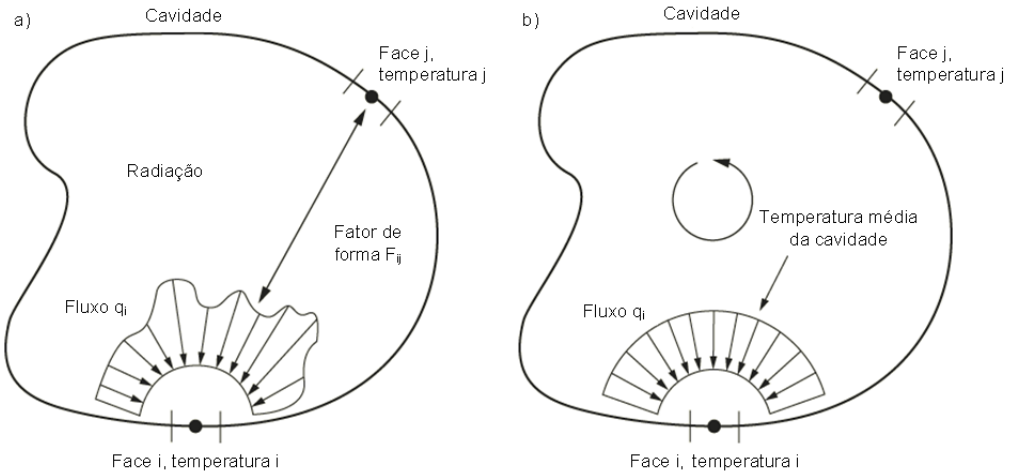


Figura B-1 – Esquema ilustrativo do procedimento usado para o cálculo do fluxo de calor pelo Abaqus™ no caso de o modelo ser completamente implícito (a) ou aproximado (b). (Figura adaptada de Dassault Sistèmes (2010b))

B.2 Análise aproximada de radiação

A análise aproximada da radiação em cavidade utiliza, pois, uma formulação numérica simplificada que assenta nos seguintes pressupostos (Dassault Systèmes, 2010b):

- Fatores de forma entre uma dada face e todas as outras são assumidos como iguais e o seu somatório igual a 1;
- O bloqueamento entre faces é desprezado;
- A emissividade é considerada constante em toda a superfície da cavidade;
- Os efeitos da reflecção entre faces são desprezados.

A partir destes pressupostos é possível chegar a um modelo numérico mais simples onde o calor trocado por radiação por unidade de área, q_i^c, é dado, na ausência de reflexão, pela seguinte expressão:

$$q_i^c = \sigma \varepsilon_i \sum_{j=1}^{N} F_{ij} \left(\left(T_j - T^Z \right)^4 - (T_i - T^Z)^4 \right) \quad \text{(B.1)}$$

Onde ε representa a emissividade da superfície i , F_{ij} o fator de forma entre os elementos de área i e j, e T^Z a temperatura de zero absoluto. (Dassault Systèmes, 2010b)

Utilizando os pressupostos enunciados anteriormente é obtida uma equação para o fluxo de calor simplificada, onde este num determinado elemento de área, i, é dependente apenas da temperatura no mesmo elemento de área e da temperatura média da cavidade, T_{AVG}, enunciada na equação B.2.

$$q_i^c = \sigma \varepsilon_i \left({T_{AVG}}^4 - (T_i - T^Z)^4 \right) \quad \text{(B.2)}$$

A temperatura média da cavidade é obtida com recurso à seguinte expressão:

$$T_{AVG} = \frac{1}{A_{total}} \sum_{j=1}^{N} A_j \left(T_j - T^Z \right)^4 \quad \text{(B.3)}$$

Onde A_j representa a área de um elemento de área e A_{total} a área total da cavidade. Esta temperatura média é calculada no início de cada incremento e mantida constante ao longo do mesmo, de modo que este modelo possui alguma sensibilidade ao tamanho do incremento de tempo.

B.2.1 Cálculo da emissividade aproximada equivalente

Tal como descrito no início da presente secção, a análise aproximada da radiação em cavidade é simplificada usando uma emissividade idêntica em todas as superfícies incluídas na cavidade.

No entanto, é possível conferir um cariz mais realista à simulação apesar desta limitação efetuando uma análise através da analogia reo-elétrica aplicada ao sistema. Assim, pode ser observada na Figura B-2 uma formulação mais realista usando emissividades diferentes para cada um dos corpos (a) e uma formulação mais aproximada usando uma emissividade média e igual no forno e na peça (b).

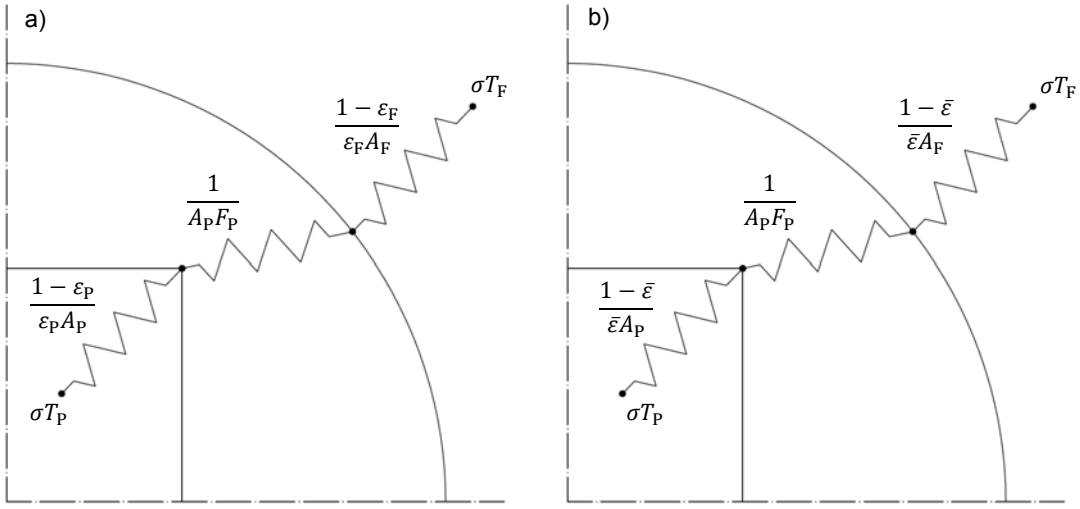


Figura B-2 – Analogia reo-elétrica aplicada à peça no interior do forno usando emissividades distintas em cada corpo (a) e uma emissividade equivalente (b).

A resistência equivalente, nos dois casos da figura anterior, terá de ser igual tratando-se do mesmo sistema, esta igualdade encontra-se representada na equação seguinte:

$$R_{eq} = \frac{1-\varepsilon_P}{\varepsilon_P A_P} + \frac{1}{A_P F_P} + \frac{1-\varepsilon_F}{\varepsilon_F A_F} = \frac{1-\bar{\varepsilon}}{\bar{\varepsilon} A_P} + \frac{1}{A_P F_P} + \frac{1-\bar{\varepsilon}}{\bar{\varepsilon} A_F} \quad \text{(B.4)}$$

Onde, R_{eq} é a resistência equivalente, ε_P, ε_F e $\bar{\varepsilon}$ as emissividades da peça, do forno e equivalente respetivamente, A_P e A_F as áreas superficiais da peça e do forno.

Após simplificação da equação anterior, é obtida uma relação entre as emissividades da peça e do forno e a emissividade equivalente, esta relação é representada na equação seguinte:

$$\bar{\varepsilon} = \left[\frac{A_P A_F}{(A_P + A_F)}\left(\frac{1-\varepsilon_P}{\varepsilon_P A_P} + \frac{1-\varepsilon_F}{\varepsilon_F A_F}\right) + 1\right] \quad \text{(B.5)}$$

Anexo C Partição e geração de malha estruturada em peças complexas

A geração de uma malha estruturada de elementos hexaédricos no programa Abaqus™ apenas é possível para formas simples, assim, no caso da se pretender simular peças com elevado grau de complexidade, é necessário efetuar a partição destas em formas mais simples.

De acordo com a documentação do programa (Dassault Systèmes, 2010a) a partição de uma peça pode ter como objetivos:

- Permitir tipos diferentes de elementos em distintas regiões da peça;
- Obter maior controlo sobre a geração da malha;
- Permitir a divisão de peças complexas para utilização de elementos hexaédricos.

Deste modo, tendo em conta as formas complexas da peça simulada, foram necessárias consecutivas partições de modo a que toda a peça se encontrasse dividida em regiões simples, permitindo assim que o programa gerasse a malha. (ver Figura C-1)

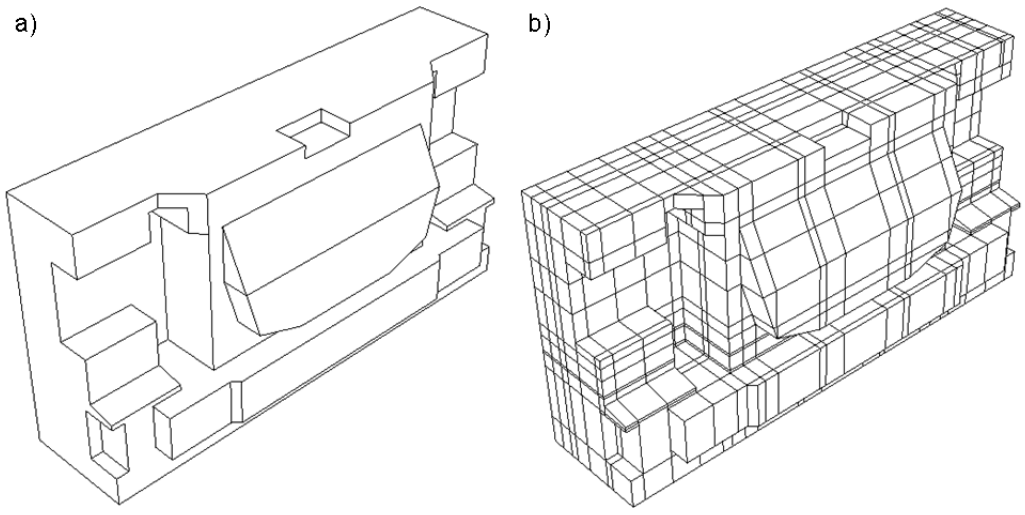


Figura C-1 – Representação da peça antes (a) e após (b) a realização das partições na peça que permitiram a obtenção de regiões passiveis de geração estruturada da malha.

Tal como observado na figura anterior, a peça foi sujeita a um elevado esforço de partição, este esforço é tanto maior quanto maior a complexidade das regiões da peça, nomeadamente a existência de furos e rasgos. Deste modo, é também possível observar que os locais onde foram efetuadas as partições coincidem com pontos-chave da peça, nomeadamente coincidentes com as faces das diversas cavidades. Foram assim obtidas regiões simples levando no entanto a uma partição irregular da peça, que apesar de indesejado foi necessário à geração da malha pelo programa.

A divisão irregular da peça conduz pois a que a geração da malha pelo programa seja limitada por partições com elementos de tamanho inferior à distância média entre nós pretendida, levando deste modo a elementos de tamanhos distintos e consequentemente a um refinamento desigual da peça.

C.1 Refinamento inerente às partições efetuadas

As partições efetuadas na peça simulada, apesar de imprescindíveis na criação de uma malha estruturada, conduzem a elementos de tamanho irregular em determinadas regiões da peça.

Na Figura C-2 é ilustrado o efeito da partição da curvatura do rasgo central da peça na malha gerada posteriormente. Observa-se que os elementos, referentes às regiões influenciadas por estas partições, são consideravelmente mais pequenos, e assim não estão sujeitos à influência do refinamento da malha geral, através da diminuição da distância média entre nós, até ser imposta uma distância inferior ao tamanho destas partições. O refinamento da malha até ao tamanho de elemento presente nestas regiões não é, no entanto, exequível de ser aplicado a toda a peça pois iria conduzir a tempos de simulação consideravelmente elevados.

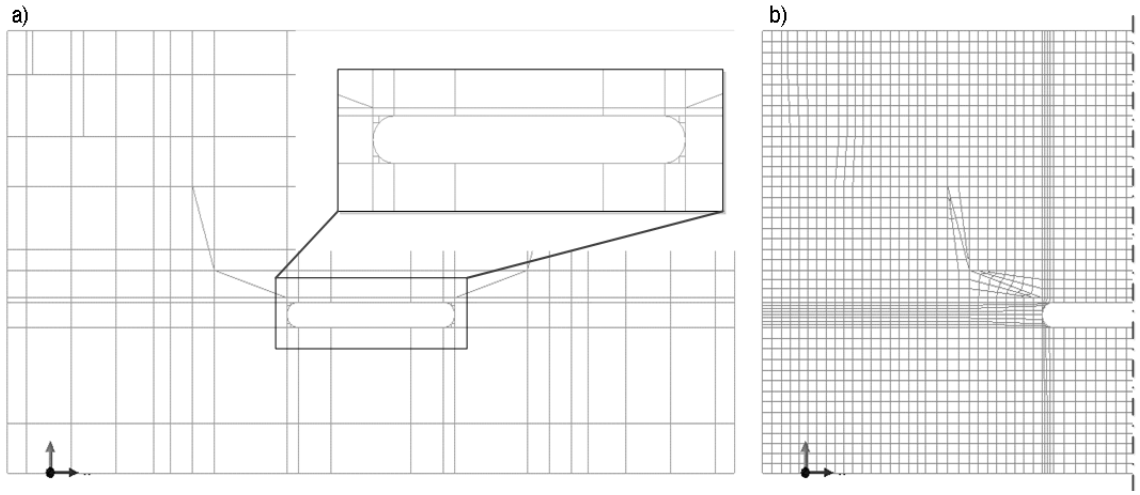


Figura C-2 – Ilustração do efeito das partições do rasgo (a) na geração da malha de 15mm de espaçamento na peça (b).

Anexo D Passagem do modelo térmico para mecânico

A análise mecânica de um sistema sujeito a solicitações térmicas pode ser realizada fazendo recurso a duas abordagens distintas, uma completamente acoplada e outra sequencialmente acoplada, sendo a primeira uma análise mais exigente a nível computacional, conduzindo no entanto a resultados de melhor qualidade.

A análise sequencialmente acoplada recorre aos resultados de uma análise térmica anterior de modo a efetuar o cálculo do campo de tensões e deformações na peça. (Dassault Systèmes, 2010b)

A passagem de modelo térmico para mecânico implica assim a criação de um segundo ficheiro do Abaqus™, neste são definidas tanto as condições de fronteira do problema como o campo de temperaturas que serve de base à análise mecânica do problema.

Assim, pretendeu-se fazer neste anexo uma breve referência aos problemas encontrados durante a passagem entre os modelos e como estes foram abordados e resolvidos.

D.1 Alterações efetuadas na análise sequencialmente acoplada

A realização de uma análise sequencialmente acoplada implica a existência de ficheiros de resultados provenientes de uma análise térmica prévia. É ainda necessária a criação de um novo modelo no Abaqus™, possuindo este a mesma geometria do utilizado na análise térmica. Foi utilizada uma análise do tipo estática, referida no programa como *Static, general*.

A introdução do campo de temperaturas nodais no modelo mecânico é realizada em dois passos:

- **Temperatura inicial da peça** - utilizando um campo predefinido (predifined field) de temperatura, sendo escolhido o ficheiro de resultados da análise térmica, aplicado na etapa (step) inicial;
- **Temperatura ao longo da etapa** – utilizando o mesmo procedimento do ponto anterior mas aplicada à etapa (step) da análise do tipo estática.

Nesta fase deparou-se com problemas na importação dos ficheiros de resultados da análise térmica, nomeadamente devido a duas imposições do programa, nomeadamente: o caminho do ficheiro apenas poder conter 80 caracteres; e o caminho do ficheiro não poder incluir espaços.

Na definição do campo de temperaturas ao longo da etapa é necessário selecionar quais os dados a importar, nomeadamente quais as etapas e incrementos que devem ser considerados para a análise mecânica. No entanto, devido às limitações de capacidade de processamento e memória do equipamento disponível, não foi possível realizar a importação direta dos resultados da análise térmica de toda a fase de aquecimento. A análise deste problema e a sua resolução está descrita na secção D.2.

Após efetuada a introdução dos dados do campo de temperaturas no modelo mecânico procedeu-se à inserção das condições de fronteira no modelo, que se descrevem seguidamente.

D.1.1 Condições de fronteira do modelo mecânico

A correta definição das condições de fronteira do modelo influencia não só os resultados obtidos como também a estabilidade deste. As condições de fronteira do sistema real não permitem, por si só, restringir a peça nos três eixos ordenados, pois na situação real a peça apenas se encontra constrangida na direção vertical, estando o seu posicionamento nas restantes direções garantido pelo seu peso próprio.

Assim, foram definidas condições de fronteira adicionais que permitem manter o posicionamento da peça, sem no entanto influenciar significativamente o seu comportamento e os resultados obtidos por via numérica.

Na Figura D-1 foram então representadas as condições de fronteira aplicadas ao modelo numérico, estas são descritas da seguinte forma:

- Fixação segundo o eixo yy em toda a face inferior da peça;
- Fixação em x, y e z numa secção central da face inferior da peça de modo a permitir a expansão da peça x e z mas impedindo a translação e a rotação desta (ver Figura D-1);
- Fixação das paredes do forno em todas as direções.

Pretendeu-se com estas restrições garantir o posicionamento da peça nos três eixos ordenados, garantindo a estabilidade do modelo pelo impedimento do movimento de corpo livre. Através das restrições aplicadas garantiu-se ainda uma reduzida influência destas nos resultados numéricos, não sendo impedida a expansão da peça.

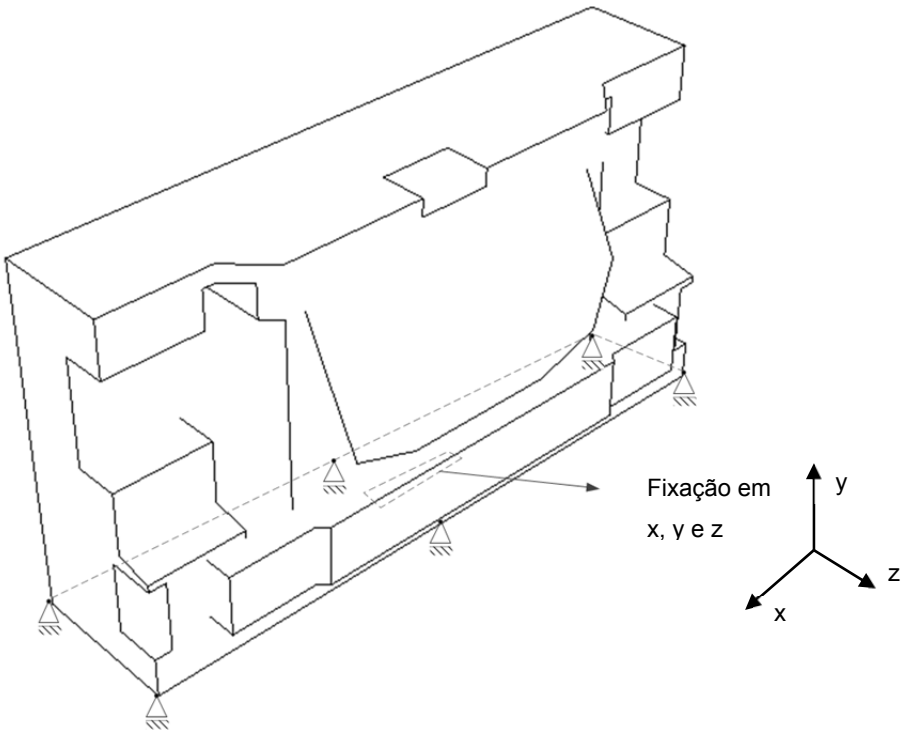


Figura D-1 – Esquema ilustrativo das condições de fronteira aplicadas na peça para efetuar a análise mecânica.

D.2 Implementação do comando *RESTART na análise sequencialmente acoplada

A importação dos resultados provenientes da análise térmica não foi possível de realizar de uma única vez, tendo em conta o grande volume de dados em questão e a capacidade de memória que a referida operação exige. Implementou-se então uma solução alternativa de modo a contornar este problema.

Esta solução consistiu no uso do comando *RESTART do Abaqus™, este permite reiniciar uma análise anterior partindo de um ponto definido pelo utilizador. Deste modo foi possível simular cada uma das etapas (*steps*) da fase de aquecimento separadamente, reduzindo deste modo o volume de dados importados em cada simulação e tornando enfim possível a realização da análise mecânica do modelo.

A implementação do comando *RESTART foi feita adaptando o ficheiro de entrada (*input file*) para cada uma várias etapas da fase de aquecimento. Na Figura D-2 encontra-se representado o código do ficheiro de entrada, de onde se destacam as seguintes considerações:

- A importação do campo de temperaturas, partindo da análise térmica, é feita na linha 11 pelo comando *TEMPERATURE, foi aqui indicada a localização do ficheiro de resultados térmicos, assim como as etapa e os incrementos de início e fim da importação;

- A leitura do estado de tensão da etapa anterior da análise mecânica é efetuada na linha 3 do ficheiro de entrada;
- A escrita dos resultados do estado de tensão, para utilização na etapa seguinte, é realizada na linha 15 da Figura D-2.

A utilização do comando *RESTART permitiu contornar o problema encontrado para a importação do campo de temperaturas, segundo a documentação do programa (Dassault Systèmes, 2010b) deve ser tido em conta que este procedimento possui duas desvantagens: a escrita de um grande volume de dados pelo programa; e a criação de diversos ficheiros de resultados independentes.

```
*Heading                                                                    1
*Preprint, echo=NO, model=NO, history=NO, contact=NO                        2
*Restart, read, step=1                                                      3
**                                                                          4
*Step, name="Step2"                                                         5
*Static                                                                     6
1e-05, 1., 1e-08, 0.1                                                       7
**                                                                          8
** PREDEFINED FIELDS                                                        9
**                                                                         10
*Temperature, file=C:/Teste/Teste.odb, bstep=2, binc=1, estep=2, einc=20    11
**                                                                         12
** OUTPUT REQUESTS                                                         13
**                                                                         14
*Restart, write, frequency=1                                               15
**                                                                         16
** FIELD OUTPUT                                                            17
**                                                                         18
*Output, field                                                             19
*Node Output                                                              20
CF, RF, U                                                                  21
*Element Output, directions=YES                                            22
E, S                                                                       23
*Output, history, frequency=0                                              24
*End Step                                                                  25
```

Figura D-2 – Código do ficheiro de entrada (*input file*) da simulação do Abaqus™ utilizando o comando *RESTART.