



Diogo Filipe Ferreira de Almeida

Licenciado em Ciências de Engenharia Mecânica

**Determinação das tensões residuais e deformações
resultantes do processo de soldadura TIG através
do Método dos Elementos Finitos**

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em
Engenharia Mecânica

Orientador: Prof. Doutor Rui Fernando dos Santos Pereira Martins
(FCT/UNL)

Co-Orientador: Prof. Doutor João Mário Burguete Botelho Cardoso
(FCT/UNL)

Júri:

Presidente: Prof. Doutora Rosa Maria Mendes Miranda
Vogais: Prof. Doutora Raquel Albuquerque Soares Brás de Almeida
Prof. Doutora Rosa Maria Mendes Miranda
Prof. Doutor João Mário Burguete Botelho Cardoso
Prof. Doutor Rui Fernando dos Santos Pereira Martins



FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE NOVA DE LISBOA

Dezembro 2012

Copyright

Determinação das tensões residuais e deformações resultantes do processo de soldadura TIG através do Método dos Elementos Finitos

Copyright © 2012 Diogo Filipe Ferreira de Almeida

Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade Nova de Lisboa

A Faculdade de Ciências e Tecnologia e a Universidade Nova de Lisboa têm o direito, perpétuo e sem limites geográficos, de arquivar e publicar esta dissertação através de exemplares impressos reproduzidos em papel ou de forma digital, ou por qualquer outro meio conhecido ou que venha a ser inventado, e de a divulgar através de repositórios científicos e de admitir a sua cópia e distribuição com objetivos educacionais ou de investigação, não comerciais, desde que seja dado crédito ao autor e editor.

Agradecimentos

A conclusão desta dissertação nunca teria sido possível sem a ajuda de muitas pessoas às quais deixo aqui o meu agradecimento sincero.

Agradeço a Deus pela força que me deu para concluir esta importante etapa da minha vida.

Ao Prof. Rui Martins pela oportunidade da realização desta dissertação e pela forma como orientou o meu trabalho. Por toda a sua disponibilidade, recomendações e a cordialidade com que sempre me recebeu... um Muito Obrigado.

Um grande obrigado ao Prof. João Cardoso pelos conhecimentos transmitidos, que ajudaram bastante durante a fase da modelação numérica.

À minha família, pelo seu apoio e incentivo durante todo o meu percurso académico, pois sem eles nunca teria conseguido concluir o curso.

Aos meus amigos, pelo seu convívio, solidariedade e apoio nas fases mais difíceis da minha vida.

Aos meus colegas de curso, um grande obrigado por todo o conhecimento partilhado e pela enorme paciência que tiveram comigo durante a fase académica.

Um grande obrigado ao Mesut pela sua disponibilidade e ajuda, pois sem a sua experiência e conhecimento partilhado não teria conseguido chegar tão longe.

Resumo

Actualmente, os processos de soldadura têm um papel fundamental em várias indústrias, tais como a aeronáutica, automóvel, aeroespacial, metalomecânica, naval, civil, etc. No entanto, devido às elevadas variações de temperaturas a que os materiais são geralmente sujeitos, os detalhes soldados vão apresentar empenos, que são resultado das tensões residuais geradas pela distribuição da temperatura transiente e do arrefecimento subsequente. As tensões residuais resultantes podem ser responsáveis por potenciar fenómenos de corrosão, fadiga, fractura frágil e alterações na geometria do componente, justificando-se a importância do seu controlo durante a fase de fabrico e pós-fabrico de componentes soldados. Ao longo dos anos, vários engenheiros têm vindo a desenvolver tecnologias inovadoras para fazer a medição das tensões residuais presentes em detalhes estruturais soldados.

A presente dissertação tem como objectivo calcular as tensões residuais e as distorções geradas por um processo de soldadura TIG (*Tungsten Inert Gas*) de duas placas fabricadas num aço inoxidável austenítico AISI 316L. Este tipo de processo de soldadura é frequentemente utilizado em aços inoxidáveis e ligas de alumínio.

Para alcançar o objectivo da dissertação, utilizou-se o Método dos Elementos Finitos (MEF), de modo a simular o processo de soldadura e, conseqüentemente, se obter as distribuições de tensões residuais e as distorções existentes nas ligações soldadas. Contudo, devido à natureza complexa de um processo de soldadura, a sua simulação numérica é uma tarefa bastante complicada e a modelação do processo de soldadura foi feita tendo em consideração várias técnicas e simplificações sugeridas por diversos autores referidos na bibliografia. Em primeiro lugar, realizou-se uma análise térmica, com o intuito de se obter os campos de temperatura transientes na placa e, conseqüentemente, de se utilizarem os resultados térmicos na análise estrutural subsequente. A modelação do processo de soldadura por via do MEF foi validada através de dados experimentais inclusos na bibliografia deste trabalho. No final, compararam-se os resultados obtidos da análise estrutural, obtida por simulação numérica, com os resultados experimentais das tensões residuais medidos pelo método do furo. Paralelamente, fez-se a medição dos empenos da placa soldada através da utilização de um *scanner* com capacidade de digitalização tridimensional.

Palavras-chave:

Tensões residuais; Distorções; Simulação numérica; Soldadura TIG; Método dos Elementos Finitos; AISI 316L

Abstract

Nowadays, the welding processes have a important role in various industries, such as aerospace, automotive, aerospace, engineering, naval, civil, etc. However, due the high temperature variations which the materials are usually subjected, distortions will occur in the welded joints, which are the result of residual stresses generated by transient temperature distribution and subsequent cooling. Residual stresses can be responsible for boosting phenomena such as corrosion, fatigue, brittle fracture and changes in the geometry of the component, explaining the importance of their control during the manufacturing and post-manufacturing of welded components. Over the years, many engineers have developed innovative technologies to make the measurement of residual stresses present in welded structures.

The present dissertation aims to calculate the residual stresses and distortions generated by a TIG welding process (Tungsten Inert Gas) of two plates made of a austenitic stainless steel AISI 316L. This type of welding process is often used in stainless steels and aluminum alloys.

To achieve the goal of this dissertation, the Finite Element Method (FEM) was used to simulate the welding process and thereby obtain the distribution of residual stresses and distortions in the welded joints. However, due to the complex nature of a welding process, its numerical simulation is a rather complicated task and the modeling of welding process has been made in view of simplifications and several techniques suggested by several authors referred in the literature. Firstly, there was a thermal analysis in order to obtain the transient temperature fields in the plate and thus to utilize the thermal results in subsequent structural analysis. The modeling of the welding process by FEM was validated by experimental data included in the bibliography of this work. In the end, we compared the results of structural analysis, obtained by numerical simulation with experimental results of the residual stresses measured by the hole-drilling method. In parallel, the measurement of the warpage in the welded plate was done by using a scanner with three-dimensional scanning capability.

Keywords:

Residual stresses; Distortions; Numerical simulations; TIG Welding; Finite Element Method; AISI 316L

Índice de Matérias

| | |
|--|----------|
| Copyright | I |
| Agradecimentos | III |
| Resumo | V |
| Abstract | VI |
| Índice de Matérias | VII |
| Índice de Figuras | XI |
| Índice de Tabelas | XVI |
| Simbologia e Notações | XVII |
| Capítulo1 | 1 |
| Introdução..... | 1 |
| 1.1. Objetivos | 2 |
| 1.2. Estrutura da Dissertação..... | 3 |
| Capítulo2 | 5 |
| Fundamentos teóricos | 5 |
| 2.1. Tensões Residuais | 5 |
| 2.1.1. Tensões Residuais devido a processos de soldadura..... | 8 |
| 2.1.2. Distorções devido a processos de soldadura | 11 |
| 2.2. Processos de soldadura..... | 12 |
| 2.2.1. Soldadura TIG | 13 |
| 2.2.2. Entrega Térmica | 15 |
| 2.3. Métodos Analíticos para a determinação de Tensões Residuais | 16 |
| 2.4. Métodos Experimentais para a determinação de Tensões Residuais | 18 |
| 2.4.1. Métodos Mecânicos..... | 18 |
| a. Estimativa <i>Eigenstrain</i> | 18 |
| b. Método do Furo..... | 20 |

| | | |
|--|--|-----------|
| 2.4.2. | Métodos por Difracção..... | 21 |
| a. | Raio X..... | 21 |
| b. | Electrões..... | 22 |
| c. | Neutrões..... | 23 |
| Capítulo3 | | 25 |
| Revisão bibliográfica | | 25 |
| 3.1. | Método dos Elementos Finitos..... | 25 |
| Capítulo4 | | 37 |
| Características do material e parâmetros de soldadura | | 37 |
| 4.1. | Aços inoxidáveis..... | 37 |
| 4.2. | Diagramas de constituição..... | 38 |
| 4.2.1. | Diagrama de Schaeffler..... | 38 |
| 4.2.2. | Diagrama de DeLong..... | 39 |
| 4.2.3. | Diagrama de WRC..... | 39 |
| 4.4. | AISI 316L..... | 40 |
| 4.5. | Parâmetros do Processo de soldadura..... | 42 |
| 4.3. | Processos de soldadura em aços inoxidáveis austeníticos..... | 43 |
| Capítulo5 | | 45 |
| Medição das tensões residuais e distorções | | 45 |
| 5.1. | Digitalização tridimensional..... | 45 |
| 5.2. | Determinação das tensões residuais pelo Método do Furo..... | 51 |
| Capítulo6 | | 55 |
| Análise Térmica | | 55 |
| 6.1. | Modelo analítico da transferência de calor..... | 55 |
| 6.2. | Radiação e Convecção..... | 57 |
| 6.3. | Fundamentos do fluxo de calor aplicados ao MEF..... | 58 |
| 6.4. | Modelos aplicados à fonte de calor..... | 60 |
| 6.4.1. | Modelo pontual de Rosenthal..... | 60 |
| 6.4.2. | Modelo “disco” de Pavelic..... | 61 |

| | | |
|---------------------------|--|------------|
| 6.4.3. | <i>Ramp function</i> | 63 |
| 6.4.4. | Modelo com dupla elipsóide proposto por Goldak | 64 |
| 6.5. | Modelação da análise térmica | 67 |
| 6.5.1. | Propriedades térmicas | 69 |
| 6.5.2. | <i>Meshing</i> | 70 |
| 6.5.3. | Cálculo da entrega térmica | 71 |
| 6.5.4. | Modelação da fonte de calor | 71 |
| 6.5.5. | Condições de fronteira | 75 |
| 6.5.6. | Validação numérica | 75 |
| 6.5.7. | Resultados da análise térmica | 78 |
| Capítulo7 | | 83 |
| Análise Estrutural | | 83 |
| 7.1. | Comportamento elasto-plástico | 83 |
| 7.2. | Definição dos tipos de deformações presentes no material | 85 |
| 7.2.1. | Deformações elásticas | 85 |
| 7.2.2. | Deformações térmicas | 85 |
| 7.3. | Teoria da plasticidade | 86 |
| 7.3.1. | Critério de cedência | 86 |
| 7.3.2. | Regra do Fluxo | 87 |
| 7.3.3. | Regra do encruamento | 88 |
| 7.3.4. | Plasticidade induzida por transformação de fase | 89 |
| 7.4. | Modelação numérica da análise estrutural | 90 |
| 7.4.1. | Propriedades mecânicas | 91 |
| 7.4.2. | Condições de fronteira | 93 |
| 7.4.3. | Carregamento térmico | 94 |
| 7.4.4. | Validação numérica para análise estrutural | 95 |
| 7.4.5. | Resultados da análise estrutural | 101 |
| Capítulo8 | | 111 |
| Conclusões | | 111 |

| | |
|---|------------|
| 8.1. Digitalização tridimensional..... | 112 |
| 8.2. Método experimental do furo | 112 |
| 8.3. Análise Térmica | 113 |
| 8.4. Análise Estrutural..... | 114 |
| 8.5. Sugestões para futuros trabalhos | 115 |
| Bibliografia | 116 |
| Anexos | 121 |
| Anexo 1 – Valores numéricos para os coeficientes a e b [24] | 121 |
| Anexo 2 – Dimensões das rosetas e diâmetro do furo recomendado [24] | 122 |
| Anexo 3 – Código MATLAB utilizado no trabalho..... | 123 |

Índice de Figuras

Capítulo 2

| | |
|--|----|
| Figura 2.1 - Esquema de tensões residuais originadas por um processo de soldadura numa chapa rectangular. Imagem adaptada de [3] | 6 |
| Figura 2.2 - Esquema dos três tipos de tensões residuais num material bifásico [5] | 7 |
| Figura 2.3 - Distribuição da temperatura e das tensões residuais longitudinais durante o processo de soldadura [8]..... | 9 |
| Figura 2.4 - Zona termicamente afectada e zona fundida exemplificadas esquematicamente. (Imagem adaptada de [10]) | 10 |
| Figura 2.5 - Exemplos básicos de distorções em uma chapa soldada [3]..... | 11 |
| Figura 2.6 - Representação gráfica das variações das deformações e tensões residuais [3] | 12 |
| Figura 2.7 - Esquema do processo de soldadura TIG [15]..... | 13 |
| Figura 2. 8 - Influência da entrega térmica na taxa de arrefecimento [20]..... | 16 |
| Figura 2.9 - Distribuição das tensões residuais numa ligação soldada topo-a-topo [21] | 17 |
| Figura 2.10 - a) Representação do método <i>slice-and-dice</i> proposto por Ueda em 1985; b) Representação da técnica <i>eigenstrain</i> localizada para soldaduras contínuas [22]..... | 19 |
| Figura 2.11 - Exemplo de um (a) Bloco removido de uma ligação soldada, (b) Fatia retirada do bloco, (c) zona de interesse retirada da fatia; Localizações dos extensómetros para realizar as medições na região de interesse [22]..... | 19 |
| Figura 2.12 - Rosetas de extensómetros utilizadas no método do furo [24] | 20 |
| Figura 2. 13 - Esquema da técnica por difracção utilizando raio X [25]..... | 22 |
| Figura 2.14 - Caminhos dos feixes de electrões [26] | 22 |

Capítulo 3

| | |
|--|----|
| Figura 3.1 - Análise Térmica: Distribuição da temperatura, expressa em Kelvins (para o instante 230 segundos) [7]..... | 28 |
| Figura 3.2 - Análise Estrutural: (a) campo de deslocamento perpendicular ao plano da placa (em μm); (b) Deformação final da placa (ampliada 20x) [7] | 29 |

| | |
|--|----|
| Figura 3.3 - Modelo simétrico com 414 elementos e 493 nós após a malhagem [33] | 29 |
| Figura 3.4 - (esquerda) Direcção da soldadura e distribuição do campo de temperaturas durante o processo de soldadura; (direita) Distribuição das tensões axiais no tubo soldado [8] | 30 |
| Figura 3.5 - Comparação dos perfis de temperatura [2] | 31 |
| Figura 3.6 - Comparação da distribuição das tensões residuais, no topo da superfície à quinta passagem do processo de soldadura: longitudinais (esquerda) e transversais (direita) [2] | 31 |
| Figura 3.7 - Modelo dos elementos finitos utilizado por Rybicki e Stonesifer, onde se verifica que sete passagens foram agrupadas em quatro [37] | 32 |
| Figura 3.8 - Sequência da técnica birth and death no processo de soldadura TIG [40] | 34 |
| Figura 3.9 - Exemplo do modelo do processo de soldadura TIG no MEF [41] | 34 |
| Figura 3.10 - Exemplo da malha através do MEF e as condições fronteira impostas [42] | 35 |
| Figura 3.11 - Exemplo de uma malha criada no MEF com (a) AMT; (b) Sem AMT [43] | 36 |

Capítulo 4

| | |
|--|----|
| Figura 4.1 - Diagrama proposto por Schaeffler para aços inoxidáveis [46] | 38 |
| Figura 4.2 - Diagrama proposto por DeLong para aços inoxidáveis [48] | 39 |
| Figura 4.3 - Diagrama proposto por W.R.C (1988) para aços inoxidáveis [44] | 40 |
| Figura 4.4 - Diagrama de DeLong aplicado ao aço AISI 316L | 41 |
| Figura 4.5 - a) Fonte de alimentação CiTig 1500 DC da Airlíquide; b) Utilização da vareta de material de adição, durante o processo de soldadura TIG | 42 |

Capítulo 5

| | |
|--|----|
| Figura 5.1 - Visualização dos empenos na chapa em estudo | 46 |
| Figura 5.2 - Scanner 3D Vivid-910 | 46 |
| Figura 5.3 - Visualização do sólido em estudo no software PET, a) sem “ <i>focus lock</i> ” b) com “ <i>focus lock</i> ” | 46 |
| Figura 5.4 - Nova digitalização da chapa preparada com pó talco | 47 |
| Figura 5.5 - Fluxograma do tratamento da “nuvem de pontos” via <i>Mesh Prep Wizard</i> | 49 |
| Figura 5.6 - Evolução da “nuvem de pontos” durante as várias etapas do tratamento da nuvem de pontos obtidas por digitalização. | 50 |

| | |
|---|----|
| Figura 5.7 - Comprimento e largura da chapa..... | 51 |
| Figura 5.8 - Medição angular das distorções encontradas na chapa..... | 51 |
| Figura 5.9 - a) Montagem do equipamento para a medida das tensões residuais através do método do furo; b) Exemplo da colocação das rosetas de extensómetros no ensaio. | 52 |
| Figura 5.10 - Esquema da localização das rosetas | 52 |

Capítulo 6

| | |
|---|----|
| Figura 6.1 - Efeito do calor latente de fusão na entalpia [14] | 57 |
| Figura 6. 2 - Corte transversal de em processo de soldadura com passagens múltiplas. A figura da direita representa o mesmo exemplo através de malhas pelo MEF [2] | 57 |
| Figura 6.3 - Modelo “disco” da fonte de calor [52] | 61 |
| Figura 6.4 - Aspecto gráfico de uma ramp heat function [2] | 64 |
| Figura 6.5 - Modelo da fonte de calor com elipsóide dupla [30] | 67 |
| Figura 6.6 - Demonstração gráfica do elemento SOLID70 [55]..... | 68 |
| Figura 6.7 - Dimensões da chapa em estudo (mm) | 69 |
| Figura 6.8 - Malha desenvolvida através do ANSYS® | 71 |
| Figura 6.9 - Estimativa “média” para a densidade de potência num elemento | 72 |
| Figura 6.10 - Modelação da fonte de calor nos elementos (unidades em mm) | 73 |
| Figura 6.11- Representação esquemática das passagens do processo de soldadura em função do tempo..... | 74 |
| Figura 6.12 - Placa analisada por Depradeux [30] | 75 |
| Figura 6.13 - Resultados experimentais e numéricos referentes à análise térmica realizada por Depradeux. Para a face inferior ($y=0, 8, 11, 20, 35$ mm) e face superior ($y= 0, 8, 10, 20, 50$ mm) [30]..... | 76 |
| Figura 6.14 – Resultados numéricos obtidos para o caso de estudo de Depradeux (face inferior) | 77 |
| Figura 6.15 - Resultados numéricos obtidos para o caso de estudo de Depradeux (face superior) | 77 |
| Figura 6.16 - Campo de temperaturas na placa em função do tempo. Esquerda - modelo desenvolvido neste trabalho, temperatura em Kelvins. Direita - Resultados obtidos por Depradeux, temperaturas em °C [30] | 78 |
| Figura 6.17 - Resultados Numéricos vs. Experimentais - 1ª Passagem (unidades em milímetros, com escala de temperaturas em Kelvins) | 79 |

| | |
|---|-----|
| Figura 6.18 - Resultados Numéricos vs. Experimentais - 2ª Passagem (unidades em milímetros, com escala de temperaturas em Kelvins) | 79 |
| Figura 6.19 – Pontos de estudo escolhidos durante a análise térmica da placa soldada | 79 |
| Figura 6.20 – Temperatura na face superior (x=100; y=0,5,10,20,50 unidades em mm) | 80 |
| Figura 6.21 – Temperatura face inferior (x=100; y=0,5,10,20,50 unidades em mm) | 81 |
| Figura 6.22 – Posição da fonte de calor com a evolução do tempo (50,100,200,350 segundos) 81 | |
| Figura 6.23 – Perfil de temperaturas para o instante t=350s (a malha apresenta-se ao canto superior direito de modo a auxiliar a percepção das dimensões da ZTA)..... | 82 |
| Figura 6.24 - 2ª Passagem: Deslocamento segundo o eixo dos zz, para os pontos P1, P2 e P3, em função do tempo | 109 |
| Figura 6.25 - 2ª Passagem: Deslocamento segundo o eixo dos zz, para os pontos P4, P5 e P6, em função do tempo | 109 |

Capítulo 7

| | |
|---|----|
| Figura 7.1 - Tipos de comportamentos elasto-plásticos obtidos durante o ensaio à tracção: a) elasto-perfeitamente plástico e b) elasto-plástico com encruamento [59]..... | 84 |
| Figura 7.2 - Tipos de comportamentos mecânicos [4] | 87 |
| Figura 7.3 - a) encruamento isotrópico ; b) encruamento cinemático; c) encruamento distorcional [59] | 88 |
| Figura 7.4 - Demonstração gráfica do elemento SOLID185 [63]..... | 91 |
| Figura 7.5 - Tensão vs. Deformação [7]..... | 93 |
| Figura 7.6 – Esquema da aplicação dos constrangimentos estruturais durante a simulação numérica | 94 |
| Figura 7.7 – Demonstração da chapa pingada durante o processo de soldadura..... | 94 |
| Figura 7.8 – Fluxograma do carregamento térmico durante a análise estrutural | 95 |
| Figura 7.9 - Esquema da colocação dos apoios para o trabalho de Depradeux [30]..... | 96 |
| Figura 7.10 – Resultados obtidos por Depradeux, apresentados no trabalho de Bezerra [7]..... | 96 |
| Figura 7.11 – Distribuição das tensões residuais longitudinais (σ_{xx}) para a face superior (esquerda) e face inferior (direita) (unidades em Pascal)..... | 97 |
| Figura 7.12 – Distribuição das tensões residuais transversais (σ_{yy}) para a face superior (esquerda) e face inferior (direita) (unidades em Pascal)..... | 97 |
| Figura 7.13 - Resultados Experimentais (Depradeux) vs. Numéricos (Bezerra), para os pontos D1, D3 e D7 [7]..... | 98 |

| | |
|--|-----|
| Figura 7.14 - Resultados Experimentais (Depradeux) vs .Numéricos (Bezerra), para os pontos D6, D4 e D5 [7]..... | 98 |
| Figura 7.15 - Resultados numéricos obtidos para os pontos D1, D3 e D7 (unidades em metros) | 99 |
| Figura 7.16 - Resultados numéricos obtidos para os pontos D4, D5 e D6 (unidades em metros) | 99 |
| Figura 7.17 - Placa estudada por Depradeux (lado esquerdo) [7] vs. deformação perpendicular da placa (20X ampliada, unidades em metros)..... | 100 |
| Figura 7.18 – 1ª Passagem: Tensão principal máxima na face superior (esquerda) e face inferior (direita) da placa (unidades Pascal)..... | 102 |
| Figura 7. 19 – 1ª Passagem: Tensão principal mínima na face superior (esquerda) e face inferior (direita) da placa (unidades Pascal)..... | 103 |
| Figura 7.20 - 1ª Passagem: Campo das tensões residuais longitudinais para face superior (esquerda) e face inferior (direita) da placa (unidades em Pascal)..... | 103 |
| Figura 7. 21 - 1ª Passagem: Campo das tensões residuais transversais para face superior (esquerda) e face inferior (direita) da placa (unidades em Pascal)..... | 104 |
| Figura 7. 22 - 1ª Passagem: Deslocamento segundo o eixo dos zz, para os pontos P1, P2 e P3, em função do tempo | 104 |
| Figura 7. 23 - 1ª Passagem: Deslocamento segundo o eixo dos zz, para os pontos P4, P5 e P6, em função do tempo | 105 |
| Figura 7. 24 – 1ª Passagem: Deformação da placa segundo o eixo dos zz (unidades em metros) | 106 |
| Figura 7. 25 - 2ª Passagem: Distribuição do campo de tensões residuais longitudinais, σ_{xx} , para a face inferior (esquerda) e face superior (direita) (unidades em Pascal) | 106 |
| Figura 7.26 - 2ª Passagem: Distribuição do campo de tensões residuais transversais, σ_{yy} , para a face inferior (esquerda) e face superior (direita) (unidades em Pascal) | 107 |
| Figura 7. 27 - 2ª Passagem: Tensão principal máxima (unidades em Pascal)..... | 107 |
| Figura 7. 28 - 2ª Passagem: Tensão principal mínima (unidades em Pascal) | 108 |
| Figura 7.29 - 2ª passagem: Campo de deslocamentos perpendiculares, eixo dos zz (unidades em metros)..... | 110 |

Índice de Tabelas

Capítulo 4

| | |
|---|----|
| Tabela 4.1 - Composição química AISI 316L vs. AISI 316 (tabela adaptada de [50])..... | 40 |
| Tabela 4.2 - Composição química do AISI 316L utilizado no presente estudo obtida por espectrometria | 41 |
| Tabela 4.3 - Propriedades do material de adição: Thermanit GE-316L Si | 43 |

Capítulo 5

| | |
|--|----|
| Tabela 5.1 - Medições das dimensões da chapa, do cordão e da distorção angular da chapa soldada..... | 51 |
| Tabela 5.2 – Resultados obtidos através do método do furo..... | 54 |

Capítulo 6

| | |
|--|----|
| Tabela 6.1- Principais características do computador | 68 |
|--|----|

Simbologia e Notações

Latim

| | |
|-------------|--|
| \bar{A} | Constantes de calibração para o método do furo |
| \bar{a} | Constante (ver anexo 1) |
| a_f | Comprimento da elipsóide no quadrante frontal |
| a_r | Comprimento da elipsóide no quadrante posterior |
| \bar{B} | Constantes de calibração para o método do furo |
| \bar{b} | Constante (ver anexo 1) |
| C | Coefficiente de distribuição de fluxo |
| c | Calor específico |
| C_{ijkl} | Tensor constitutivo elástico |
| E | Módulo de Young |
| f_f | Fracção de deposição de calor no quadrante frontal |
| f_r | Fracção de deposição de calor no quadrante posterior |
| H | Entalpia |
| H_{input} | Entrega Térmica |
| h_{iso} | Modelo de endurecimento isotrópico |
| h_c | Coefficiente de convecção |
| I | Intensidade de corrente eléctrica |
| Q | Calor fornecido / Densidade de potência |
| q_c | Perdas de calor por convecção |
| q_r | Perdas de calor por radiação |
| \vec{q} | Vector fluxo de calor |
| r | Função de Bessel: $r = \sqrt{(x^2 + y^2 + z^2)}$ |
| S | Avanço |
| S_{ij} | Tensor desviador de tensão |
| T | Temperatura |
| ∇T | Gradiente térmico |
| t | Tempo, espessura da placa |
| T_i | Temperatura inicial |
| T_L | Temperatura <i>Liquidus</i> |

| | |
|------------|------------------------------|
| T_S | Temperatura <i>Solidus</i> |
| T_∞ | Temperatura ambiente |
| U | Diferença de potencial |
| v | Velocidade da fonte de calor |

Grego

| | |
|--------------------|--|
| α | Difusidade térmica |
| $\alpha_{i,j}$ | Coefficiente de expansão térmica linear |
| $\Delta\lambda$ | Multiplicador Plástico |
| ε | Emissividade |
| ε | Extensão |
| ε_r | Extensão aliviada |
| ε^e | Deformação elástica |
| ε^p | Deformação plástica |
| ε^{th} | Deformação térmica |
| ε^{tp} | Deformação plástica induzida por transformação |
| η | Eficiência do processo de soldadura |
| κ | Condutividade térmica |
| τ | <i>Lag Factor</i> |
| ν | Coefficiente de Poisson |
| ρ | Massa volúmica |
| $\sigma_{0,2}$ | Tensão de cedência a 0,2% |
| σ_m | Tensão máxima |
| $\sigma_{máx}$ | Tensão Principal máxima |
| σ_{min} | Tensão Principal mínima |
| σ_{res} | Tensão resultante |
| σ_{sb} | Constante de Stefan-Boltzman |
| σ_Y | Tensão de cedência |
| σ_{Y0} | Tensão de cedência inicial |
| σ^{VM} | Tensão equivalente de <i>Von Mises</i> |

Abreviaturas

| | |
|------|---|
| AISI | <i>American Iron and Steel Insitute</i> |
| AMT | <i>Adaptive Mesh Technique</i> |
| CPU | <i>Central Processing Unit</i> |
| GTAW | <i>Gas Tungsten Arc Welding</i> |
| HAZ | <i>Heat Affected Zone</i> |
| MEF | Método dos Elementos Finitos |
| PET | <i>Polygon Editing Tool</i> |
| TIG | <i>Tungsten Inert Gas</i> |
| WRC | <i>Welding Research Council</i> |
| ZF | Zona fundida |
| ZTA | Zona termicamente afectada / Zona afectada pelo calor |

Capítulo 1

Introdução

Por vezes pode-se assistir à fractura repentina de uma peça em várias partes mesmo quando esta está livre de qualquer tipo de carga externa [1]. Este fenómeno é provocado por tensões residuais, as quais permanecem internamente “fechadas” na peça, mesmo quando esta está livre de qualquer força externa ou de gradientes térmicos. É tão importante considerar as tensões residuais, como as forças externas aplicadas à peça em questão. Contudo, ao contrário das forças externas, as tensões residuais são difíceis de visualizar, medir e calcular. As tensões residuais têm um papel crucial no dimensionamento de peças e análise de falhas, de modo a evitar fenómenos como corrosão, fadiga, fractura frágil e deformações que vão alterar a geometria final do produto.

Grande parte dos problemas no fabrico de peças por soldadura deve-se à existência de tensões residuais que, como foi referido no parágrafo anterior, podem causar elevadas distorções (empenos), que são responsáveis pela mudança dimensional do componente, podendo inviabilizar o serviço para o qual a peça está destinada. Durante o processo de soldadura, elevadas tensões residuais e distorções são criadas devido às grandes diferenças de temperatura a que o material está sujeito. Este tipo de tensões residuais, com origem térmica, é o resultado de um forte gradiente térmico e estrangimentos a que a peça está sujeita. Assim como os factores térmicos, as condições fronteira têm de estar presentes para criar tensões residuais ou afectar o seu padrão.

Tendo em conta estes problemas, torna-se necessário a existência de métodos para estimar e prever este tipo de tensões residuais. Vários métodos experimentais e numéricos têm sido propostos ao longo dos anos para fazer a determinação da distribuição das tensões residuais

em peças soldadas. Contudo, os métodos normalmente apresentam algumas limitações que dificultam a sua medição. Em relação aos métodos experimentais, existe a possibilidade de estes serem destrutivos ou semi-destrutivos. Relativamente aos métodos numéricos, apesar do seu avanço tecnológico, existem demasiadas dificuldades na sua modelação devido às inúmeras variáveis e fenómenos complexos envolvidos nos processos de soldadura.

1.1. Objetivos

No presente trabalho, abordar-se-ão as tensões residuais que se encontram presentes após um processo de soldadura TIG, em chapas finas, fabricadas em aço inoxidável austenítico. As tensões residuais foram determinadas experimentalmente pelo método do furo. Este método consiste na medição de tensões residuais na superfície do material, através da colocação de rosetas de extensómetros à superfície, perfurando a chapa com um furo de pequeno diâmetro no meio da vizinhança das rosetas, de modo a medir as tensões aliviadas. As extensões medidas através deste método vão ser relacionadas com as tensões principais aliviadas através de equações matemáticas.

Na fase final deste trabalho, pretende-se simular o processo de soldadura através do Método dos Elementos Finitos (MEF) e tentar obter a distribuição das tensões residuais existentes nas chapas. A determinação destas tensões via simulação numérica tem sido uma prática comum ao longo dos anos para o desenvolvimento e aperfeiçoamento de projectos de vários produtos [2]. Os resultados obtidos através do Método dos Elementos Finitos têm demonstrado ser bastante razoáveis, levando vários investigadores a continuar a utilizar o MEF no cálculo das tensões residuais.

Concluindo, o objectivo principal deste trabalho centra-se na análise da influência da operação de soldadura no valor das tensões residuais induzidas numa chapa fina de aço inoxidável austenítico. Para a sua realização, este trabalho será descrito pelos seguintes passos:

- Digitalização de uma chapa fina de aço inoxidável austenítico, de modo a caracterizar as imperfeições geométricas (empenos) induzidas pelo processo de soldadura TIG;
- Medição das tensões residuais pelo “método do furo”;
- Análise térmica do processo de soldadura através do Método dos Elementos Finitos;

- Utilização do Método dos Elementos Finitos para tentar obter a distribuição de tensões residuais devidas ao processo de soldadura.

1.2. Estrutura da Dissertação

A dissertação apresenta-se organizada em oito capítulos.

Capítulo I – O primeiro capítulo apresenta uma introdução ao tema, seguindo-se a apresentação dos principais objectivos e da estrutura da dissertação.

Capítulo II – Neste capítulo apresenta-se um resumo dos fundamentos teóricos que envolvem a dissertação. Em primeiro lugar aborda-se o conceito de tensões residuais, descrevendo a sua origem e importância. Posteriormente é descrito detalhadamente o tipo de tensões residuais e distorções originadas por um processo de soldadura. Em seguida, apresenta-se resumidamente as principais características do processo de soldadura TIG e demonstram-se algumas técnicas experimentais e expressões analíticas para a medição de tensões residuais.

Capítulo III – No terceiro capítulo é introduzido o Método dos Elementos Finitos. Neste capítulo apresenta-se a revisão bibliográfica referente à simulação numérica de um processo de soldadura, onde técnicas simplificativas e conclusões de vários autores são discutidas.

Capítulo IV – O quarto capítulo é dividido em duas partes. Na primeira parte apresentam-se algumas propriedades do metal utilizado, nomeadamente, a composição química e algumas considerações importantes a ter durante o processo de soldadura para este tipo de material. Na segunda parte é descrito o processo de soldadura utilizado, assim como as suas características e parâmetros.

Capítulo V – À semelhança do quarto capítulo, este capítulo é apresentado em duas partes: medição dos empenos gerados pelo processo de soldadura, por via da digitalização tridimensional, e medição das tensões residuais através do método do furo. Na primeira parte é apresentado o equipamento utilizado e as considerações tidas durante o procedimento de medição, sendo a primeira parte finalizada com os resultados obtidos. Na segunda parte é apresentado o equipamento utilizado durante as medições experimentais das tensões residuais,

as expressões utilizadas para o cálculo das tensões residuais e posteriormente os resultados obtidos são apresentados.

Capítulo VI – Este capítulo procura descrever os fundamentos teóricos em que a análise térmica se baseia durante a simulação numérica realizada pelo MEF. Os procedimentos seguidos para a realização da análise térmica são discutidos, é demonstrado um método de validação com base nos dados retirados da bibliografia e, no final do capítulo, apresentam-se os resultados referentes à análise térmica do trabalho desenvolvido na dissertação.

Capítulo VII – No sétimo capítulo apresentam-se os fundamentos teóricos para fazer a análise estrutural desta dissertação. Descrevem-se os procedimentos seguidos e todas as considerações tomadas durante a análise estrutural. Posteriormente apresentam-se os resultados obtidos para a validação numérica referentes à análise de tensões residuais. Este capítulo é encerrado com a apresentação dos resultados obtidos durante a fase relativa à análise estrutural.

Capítulo VIII – Neste capítulo resumem-se os objectivos principais desta dissertação e apresentam-se as principais conclusões obtidas de acordo com os resultados experimentais e numéricos. O capítulo é encerrado com algumas sugestões para trabalhos futuros.

Capítulo 2

Fundamentos teóricos

Neste capítulo apresenta-se um resumo dos fundamentos teóricos envolvidos em toda a pesquisa e desenvolvimento da dissertação.

2.1. Tensões Residuais

As tensões existentes no interior de um componente, quando este não está sujeito a forças exteriores e a gradientes térmicos, são denominadas por tensões residuais. Existem vários termos técnicos passíveis de ser utilizados para se referir a este tipo de tensões, como por exemplo: tensões internas, tensões iniciais, tensões inerentes, tensões de reacção e tensões “fechadas” (*locked-in stress*) [3]. Estas tensões permanecem em equilíbrio estático ao longo de uma secção transversal da componente. Se a distribuição das tensões residuais no componente é perturbada por algum meio externo, como no caso da aplicação do tratamento térmico de alívio de tensões, será restaurado um novo equilíbrio estático. Estas mudanças resultam em distorções ou em mudanças dimensionais do material em questão. Contudo, as distorções geradas podem ser utilizadas de modo a determinar a intensidade e a direcção das tensões residuais. Apesar de serem utilizadas muitas simplificações para o cálculo das tensões residuais, deve ter-se em conta que, na realidade, os sistemas são tridimensionais; por exemplo, uma chapa poderá ter tensões residuais segundo a direcção longitudinal, transversal e na direcção da espessura da chapa (Fig.

2.1). No entanto, na maioria dos casos, considera-se que uma das direcções tenha pouca importância, podendo ser posteriormente desprezada.

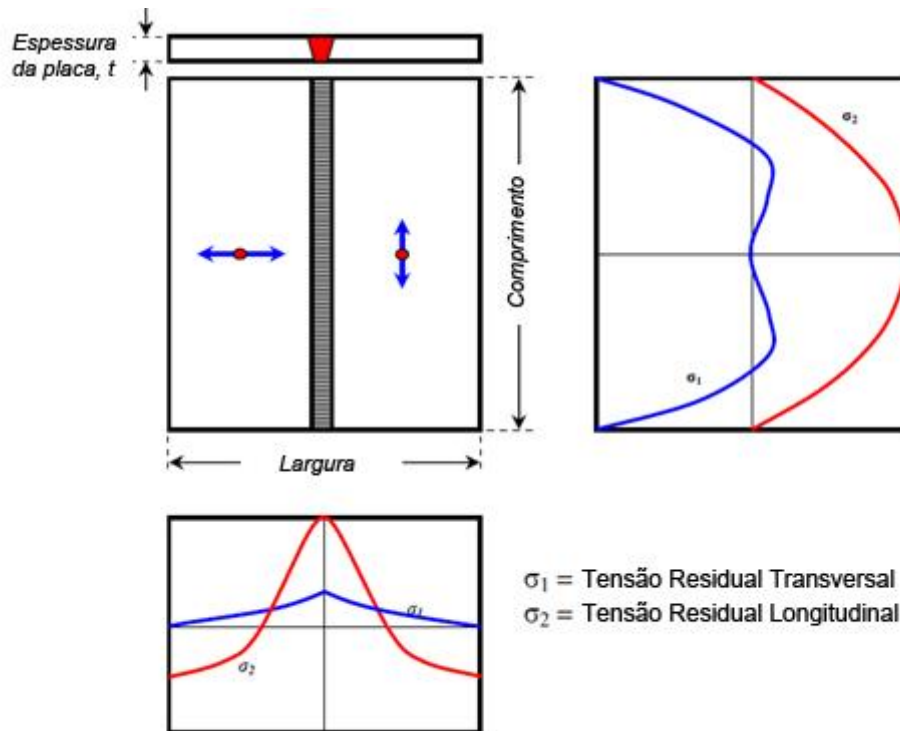


Figura 2.1 - Esquema de tensões residuais originadas por um processo de soldadura numa chapa rectangular. Imagem adaptada de [3]

Como já foi referido, de um modo geral considera-se que a presença destas tensões residuais é prejudicial para o desempenho estrutural da estrutura soldada, especialmente para estruturas metálicas soldadas com pouca espessura [4]. Estas tensões são potenciadoras de corrosão e de falha por fractura frágil ou por fadiga, uma vez que podem induzir deformações que alteram a geometria final da peça soldada causadas por valores de tensão aplicados da ordem de grandeza do limite de elasticidade do material. Porém, quer sejam induzidas mecanicamente ou termicamente, estas tensões podem ser consideradas vantajosas, como por exemplo no caso de grenalhagem, em que as tensões introduzidas são de compressão.

As tensões residuais podem ser categorizadas pela sua causa, por exemplo, pela incompatibilidade térmica ou elástica, pela escala sobre a qual se autoequilibram, ou de acordo com o método em que são medidas [5]. Consoante a escala da sua grandeza considerada, as tensões residuais podem ser classificadas em três níveis [6,7]:

σ_I - Tensões Residuais de Primeira Ordem: Estendem-se ao longo de áreas macroscópicas, sendo esta a escala que é usualmente considerada para aplicações de engenharia;

σ_{II} - Tensões Residuais de Segunda Ordem: Existem quase sempre em materiais policristalinos, simplesmente pelo facto de serem diferentes as propriedades elásticas e térmicas dos grãos vizinhos, actuando entre cristais ou sub-regiões cristalinas;

σ_{III} - Tensões Residuais de Terceira Ordem: Actuam a nível inter-atómico, tipicamente devido à presença de deslocações e outros defeitos cristalinos.

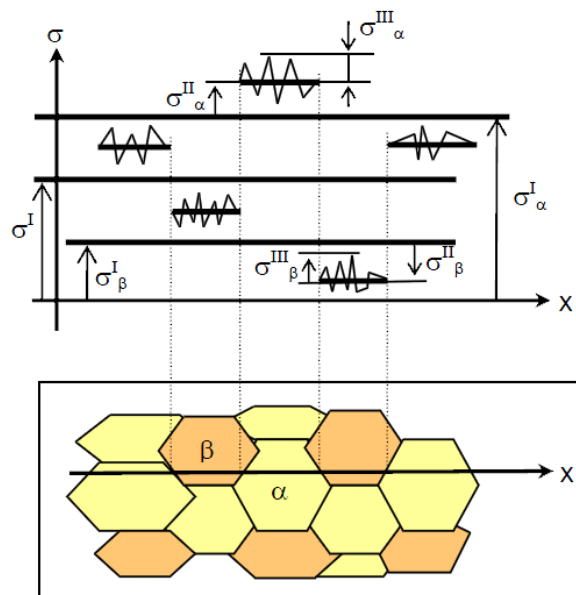


Figura 2.2 - Esquema dos três tipos de tensões residuais num material bifásico [5]

As fases distintas estão representadas na figura por α e β . Em que $\sigma_{\alpha}^{I,II,III}$ representa as tensões residuais na fase α de acordo com o seu tipo e, de modo semelhante, $\sigma_{\beta}^{I,II,III}$ representa as tensões residuais na fase β .

É preciso ter em conta que as tensões residuais também são afectadas pelos átomos introduzidos na estrutura atómica. Por exemplo, no tratamento termo-químico do aço através do processo de cementação, os átomos de carbono são difundidos na superfície do material a tratar, a altas temperaturas. Estes átomos de carbono vão ocupar espaços livres na estrutura atómica, o que vai gerar tensões residuais compressivas paralelas à superfície. Esta é uma das principais razões para o uso deste tipo de tratamentos, de modo a criar alguma dureza e resistência ao desgaste. De um modo geral, é preferível ter tensões residuais de compressão à superfície das peças que se encontram submetidas à fadiga, corrosão sob tensão, e desgaste. No entanto, é preciso ter em conta o equilíbrio com as tensões residuais de tracção que, em determinadas circunstâncias podem, ser um problema [1].

Existem vários processos que levam à formação das tensões residuais. De um modo geral, alguns desses factores que provocam tensões residuais podem ser classificados como: Mecânicos, Térmicos e Químicos [1, 7]. Alguns exemplos:

- Mecânicos: Maquinagem, polimento, tratamentos mecânicos superficiais, estampagem, forjagem;
- Térmicos: Tratamentos térmicos de alívio de tensões, tratamento por difusão, soldadura, fundição;
- Químicos: Polimento químico, revestimentos superficial, corrosão.

2.1.1. Tensões Residuais devido a processos de soldadura

No trabalho presente, abordar-se-ão detalhadamente as tensões residuais quando estas são formadas através de um processo de soldadura. Estas tensões residuais, induzidas pelos processos de soldadura, podem prejudicar a qualidade da peça, trazendo resultados indesejáveis. Por isso, é extremamente importante ter em conta este tipo de tensões residuais durante a fase de dimensionamento de um projecto que englobe processos de soldadura, sob pena de o(a) componente/estrutura entrar em colapso quando sujeito(a) a níveis de carregamento muito inferiores aos utilizados na fase de projecto. De modo a evitar estas ocorrências, é bastante frequente realizarem-se tratamentos térmicos de alívio de tensões, com o objectivo de minimizar as consequências das tensões residuais. Para além da desvantagem do tempo despendido na utilização destes métodos, importa avaliar o factor económico que, por sua vez, nem sempre é viável.

Muitos investigadores têm realizado esforços consideráveis para desenvolver abordagens empíricas e analíticas, com o intuito de uma melhor compreensão das respostas térmicas e mecânicas dos cordões de soldadura. Embora tenham sido obtidos alguns bons resultados, é bastante difícil implementá-los em estruturas soldadas reais, devido às severas limitações da complexidade da geometria dos cordões de soldadura e das simplificações inerentes consideradas para a derivação das equações [2].

De um modo geral, este tipo de tensões ocorre frequentemente durante os processos de soldadura, devido à distribuição não homogénea da temperatura nos materiais soldados (no entanto, os processos de soldadura por fusão geram maiores tensões residuais). Quando esta distribuição de temperatura é removida, as tensões residuais elásticas de origem térmica desaparecem [8]. Nos processos de soldadura, a área que se pretende soldar é aquecida a

temperaturas muito elevadas, chegando mesmo a atingir o seu ponto de fusão, o que vai provocar a dilatação do material. A área envolvente à área aquecida encontra-se a temperaturas muito mais baixas, restringindo assim a dilatação térmica, o que vai provocar um aumento de deformações elásticas e plásticas não uniformes. Quando o material se encontra a temperaturas muito elevadas, é frequente que as tensões residuais de origem térmica excedam a tensão de cedência do material, visto que esta última diminui com o aumento de temperatura [3], o que vai fazer com que as tensões residuais de natureza térmica originem deformações plásticas. Estas deformações plásticas são responsáveis por uma grande parte de tensões residuais provenientes do processo de soldadura, pois as transformações do estado sólido do material que vão provocar expansões e contracções no seu volume também formam tensões residuais [7]. A área soldada é plasticamente comprimida durante a fase de aquecimento e, após o arrefecimento, exibe tensões residuais de tracção, em contraste com a área adjacente que apresentará tensões residuais de compressão [8] (fig. 2.3). As tensões residuais podem variar devido a múltiplos factores, desde as propriedades dos materiais, as dimensões estruturais, as restrições externas dos componentes a soldar, a entrega térmica, o número de passagens do processo de soldadura, a sequência da soldadura, a temperatura de pré-aquecimento e a temperatura de interpasse [9].

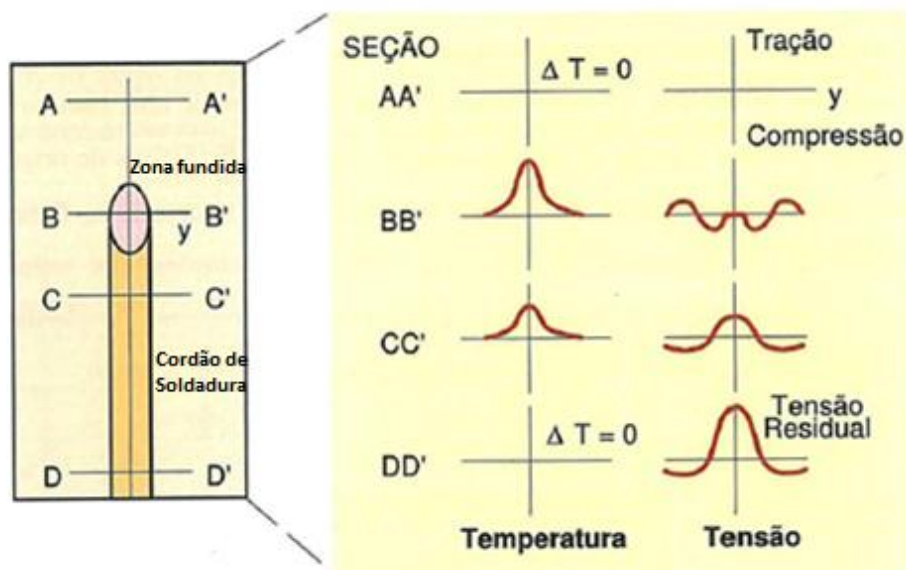


Figura 2.3 - Distribuição da temperatura e das tensões residuais longitudinais durante o processo de soldadura [8]

Na figura 2.3, é possível analisar a distribuição da temperatura e das tensões residuais longitudinais com o movimento da tocha. Na secção AA', que se encontra à frente da zona do banho de fusão, é possível verificar que tanto a variação de temperatura como a distribuição das tensões é basicamente nula. Já na secção BB', que coincide com a localização da tocha, é de se esperar um forte gradiente térmico, como está exemplificado na figura. Em relação às tensões na

zona fundida, podem considerar-se praticamente nulas, pois, nestas condições, o material não vai suportar nenhum carregamento. Já na região adjacente à zona fundida, também designada por Zona Termicamente Afectada (ZTA, ou HAZ – *Heat-Affected Zone*), vão surgir tensões compressivas devido à expansão desta área que, por sua vez, está restringida pela vizinhança que se encontra a temperaturas mais baixas. Estas tensões compressivas atingem o seu valor máximo a uma certa distância da zona fundida e, ao afastar-se desta zona, é possível verificar a existência de tensões de tracção, assegurando assim as condições de equilíbrio. Já na secção CC' , as zonas afectadas pelo calor e a zona fundida encontram-se em fase de arrefecimento, logo é de esperar que o gradiente térmico seja menor do que o anterior. Devido à contracção do material na zona do cordão de soldadura, vão surgir tensões de tracção que serão equilibradas com as tensões de compressão presentes no metal base. Na secção mais afastada da zona fundida, DD' , a variação de temperatura é nula à semelhança da secção AA' . Contudo, ao longo desta secção, vão formar-se tensões de tracção muito elevadas na zona fundida e na ZTA. Já nas regiões mais afastadas do cordão de soldadura, o metal base é afectado por tensões compressivas. Esta secção demonstra a distribuição final das tensões residuais.

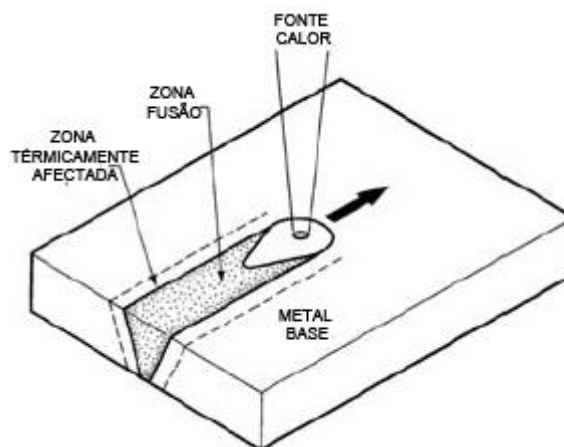


Figura 2.4 - Zona termicamente afectada e zona fundida exemplificadas esquematicamente. (Imagem adaptada de [10])

A presença de tensões residuais na Zona Termicamente Afectada (ZTA) pode acelerar o processo de corrosão. A ZTA é a área do material que possui uma microestrutura e propriedades modificadas devido à soldadura ou a operações de corte a temperaturas elevadas. A extensão e intensidade desta mudança de propriedades dependem principalmente do material base, do metal de enchimento, do valor e da concentração da entrega térmica durante o processo de soldadura. O calor proveniente do processo de soldadura e o seu arrefecimento posterior causam esta mudança na área circundante à solda [11].

O estudo das tensões residuais é extremamente importante para se avaliar o risco de nucleação e propagação de defeitos na peça. De facto, as tensões residuais introduzidas pelos processos de soldadura podem aumentar muito o campo de tensões totais aplicadas, muito mais do que as tensões causadas por cargas durante o serviço da peça, podendo ocorrer fissuração por fadiga ou propagação de fendas inter-granulares devido à corrosão sob tensão [12, 13].

2.1.2. Distorções devido a processos de soldadura

As distorções podem ser classificadas como as deformações permanentes existentes na peça após o seu arrefecimento completo no final de um processo de soldadura [3]. No final dos processos de soldadura é frequente encontrar mudanças nas dimensões da peça, mesmo sem esta estar sujeita a qualquer tipo de força externa e gradientes térmicos. Na figura 2.5, apresentam-se vários tipos de deformações a que uma chapa rectangular soldada pode estar sujeita.

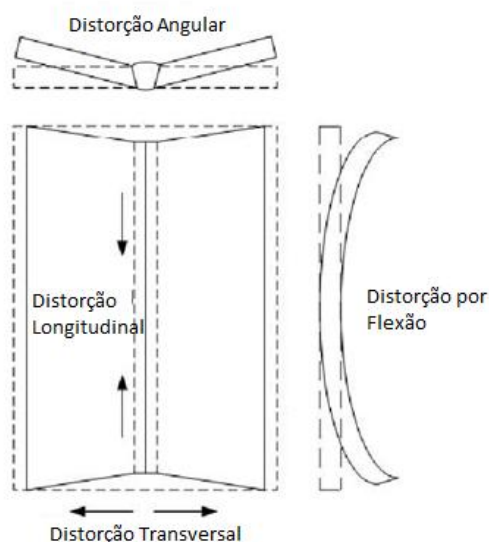


Figura 2.5 - Exemplos básicos de distorções em uma chapa soldada [3]

Ao percorrer a região que se pretende soldar, a fonte de calor vai causar a fusão do metal devido às temperaturas muito elevadas envolvidas no processo de soldadura. Nesta zona fundida é de esperar que as tensões sejam consideradas nulas (ver figura 2.3). Após a passagem da fonte de calor, dá-se início à fase de arrefecimento e o metal começa a encolher durante a solidificação, podendo o componente estar mais ou menos constrangido e, conseqüentemente permitir menores ou maiores deformações das peças a soldar, respectivamente.

Na realidade, as tensões residuais e as distorções comportam-se de maneiras opostas como se pode verificar na figura 2.6. Se os componentes estiverem encastrados (como por exemplo ocorre em procedimentos em que se “pingam” os componentes), estes apresentarão um

nível elevado de tensões residuais e poucas distorções/deformações. Mas se forem soldadas sem qualquer tipo de constrangimento ocorrerão distorções elevadas enquanto as tensões residuais serão relativamente baixas [8].

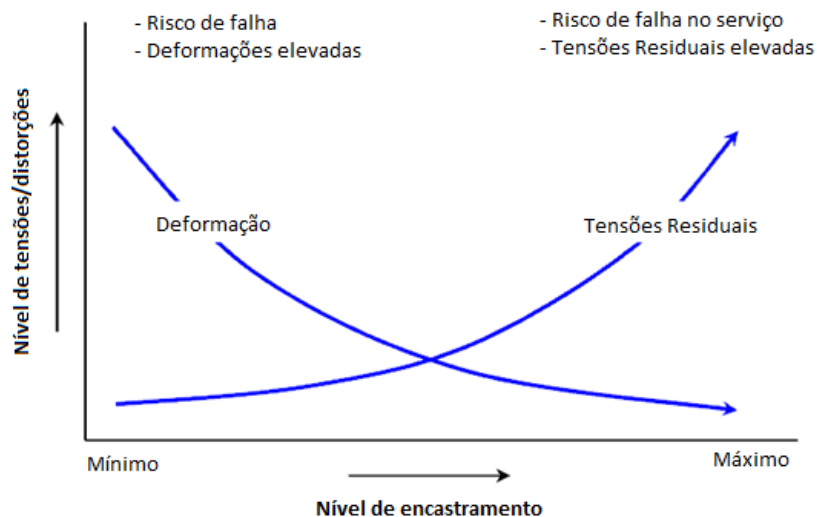


Figura 2.6 - Representação gráfica das variações das deformações e tensões residuais [3]

2.2. Processos de soldadura

Os componentes fabricados por processos de soldadura têm tido um papel vital na produção e manutenção industrial de diversas áreas, como por exemplo na construção naval, centrais eléctricas, oleodutos, etc. De um modo geral, um processo de soldadura pode considerar-se como um meio para juntar duas ou mais peças/placas de metal, através da aplicação de calor, pressão ou da combinação de ambos. Actualmente, a soldadura é considerada como o processo mais utilizado industrialmente na ligação de metais [3]. A soldadura trouxe inúmeras vantagens comparativamente aos métodos mais antigos de união de peças, nomeadamente, maior rapidez, mais económica, maior flexibilidade no *design* e redução de peso nas estruturas [14]. Existem vários tipos de processos de soldadura, como por exemplo: soldadura a laser, soldadura por arco eléctrico, soldadura por arco submerso, soldadura por resistência eléctrica, etc.

Embora os processos de soldadura apresentem várias vantagens, existe sempre o problema das tensões residuais e deformações existentes nas peças após a soldadura. Por vezes, a espessura da placa que se pretende soldar requer processos que compreendem várias passagens. Nestes casos, é preciso ter em conta que a distribuição não homogénea da carga

térmica pode ser muito mais danosa devido aos múltiplos ciclos térmicos. Estes ciclos resultam em distribuições de tensões residuais mais complexas comparativamente ao processo de soldadura de uma só passagem [2]. Apesar da popularidade dos processos de soldadura para a junção de componentes, existem muitas variáveis e factores que tornam os processos de soldadura bastante complexos e difíceis de avaliar [3].

No trabalho actual analisar-se-á especificamente o tipo de soldadura TIG, utilizado na soldadura das chapas em estudo.

2.2.1. Soldadura TIG

No presente trabalho, o processo de soldadura utilizado foi o processo TIG (*Tungsten Inert Gas*), que é também conhecido como GTAW (*Gas Tungsten Arc Welding*). Este tipo de soldadura foi inventado durante o período em que decorria a Segunda Guerra Mundial, devido à necessidade de se encontrar um método para soldar ligas de magnésio ou ligas de alumínio na indústria aeronáutica americana [3]. É um processo de soldadura bastante utilizado, que consiste na utilização de um arco eléctrico com protecção gasosa e de um eléctrodo de tungsténio não consumível (figura 2.7). Durante o processo de soldadura ocorre um forte aquecimento na zona a soldar, enquanto as restantes regiões da peça permanecem a temperaturas mais baixas, contribuindo assim para uma distribuição de temperatura não homogénea e transiente. Este processo de soldadura provoca a fusão do metal, causando somente uma vaporização muito localizada do material fundido que, por sua vez, pode originar alteração da composição do material. Como o processo utiliza um eléctrodo de tungsténio não consumível, sempre que seja necessário adicionar material, utiliza-se uma vareta de adição (fig. 2.7).

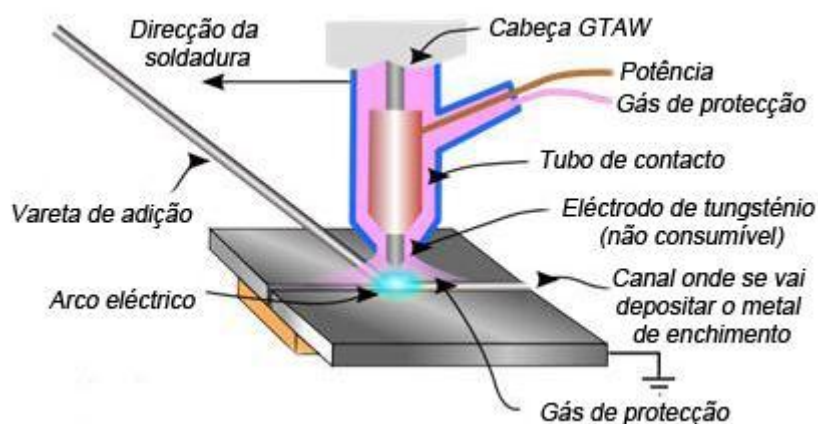


Figura 2.7 - Esquema do processo de soldadura TIG [15]

O gás “protector” (como por exemplo, o árgon ou o hélio), é inerte e vai servir de “escudo” para proteger o eléctrodo, a área envolvente ao banho de fusão e o arco eléctrico de qualquer contaminação atmosférica. Este gás “protector” é considerado “inactivo”, ou seja, não activa quaisquer propriedades químicas no material enquanto exerce a sua função de “escudo”, bloqueando o contacto com as propriedades activas existentes no ar envolvente durante o processo de soldadura. Os gases inertes, como o árgon e o dióxido de carbono, não reagem, não retiram nem adicionam nada ao metal e também não combinam com outros gases. Uma propriedade interessante e prática nestes gases é o facto de serem transparentes, o que proporciona ao soldador toda a visibilidade do arco. Por vezes, quando é necessário aumentar a entrega térmica ou o avanço da fonte de calor, é adicionado hidrogénio (na ordem dos 5%) ao gás de protecção. Apesar de esta adição de hidrogénio ser bastante frequente em aços inoxidáveis austeníticos, este método pode ser uma possível fonte de fragilização para os restantes aços inoxidáveis [15-17].

Para além de poder ser aplicada em quase todos os tipos de metais, este tipo de soldadura oferece resultados de alta qualidade, com um depósito de metais extremamente limpo, não produzindo qualquer tipo de escória. Deste modo, é quase nula a necessidade de se realizar a limpeza no cordão de soldadura após o seu processo. A utilização da soldadura TIG é bastante frequente em aços inoxidáveis e alumínio e pode ser facilmente automatizada [17].

Devido à versatilidade do seu equipamento, baixo custo e excelente qualidade, a soldadura TIG tem sido dos processos de soldadura mais bem-sucedidos em vários tipos de indústria, sendo bastante utilizado na indústria naval, nuclear e química. Alguns parâmetros que afectam a qualidade do processo de soldadura TIG estão relacionados com o metal base, a geometria da soldadura, a vareta de adição, o tipo de gás de protecção, a intensidade da corrente eléctrica utilizada durante o processo de soldadura, o tipo de eléctrodo e a velocidade do avanço [3].

No entanto, apesar das suas qualidades, este processo de soldadura também apresenta desvantagens, tais como o baixo rendimento ($\leq 0,5$ kg/h); factor de marcha $\leq 30\%$; está limitado a espessuras finas; tem o risco de inclusões de tungsténio; exige boas competências do soldador e custos elevados dos gases de protecção [18].

Os ciclos térmicos, neste tipo de soldaduras por arco, resumem-se num aquecimento muito rápido, na ordem das centenas de graus por segundo, até atingir o pico da temperatura. Subsequentemente, dá-se uma descida de temperatura relativamente rápida na ordem de umas

dezenas ou centenas de graus por segundo, até à temperatura ambiente. As alterações na microestrutura da zona de fusão, assim como na zona termicamente afectada, são dependentes dos seguintes factores: taxa de aquecimento e arrefecimento que por sua vez dependem da entrega térmica, espessura e geometria da componente e temperatura inicial ou temperatura de interpasse. Estas alterações na microestrutura afectam directamente as propriedades mecânicas ou corrosivas da zona de fusão e da ZTA [19].

2.2.2. Entrega Térmica

Nas soldaduras por arco eléctrico, a fonte produz uma diferença de potencial (U) que vai induzir a formação de um arco eléctrico percorrido por uma corrente (I), responsável pela transferência de energia do eléctrodo para o metal base. A potência total produzida pela fonte (energia por unidade de tempo) pode ser determinada pela multiplicação destes dois parâmetros. Devido a perdas por vários fenómenos, como convecção e radiação, apenas uma parte desta potência é aproveitada. Deste modo, é necessário adoptar o parâmetro η que representa a eficiência do arco consoante o tipo de soldadura. A potência real Q produzida pelo arco eléctrico pode ser calculada através da equação 2.1 [7]:

$$Q = UI\eta \tag{2.1}$$

Quando esta potência é suficiente, o metal base e o metal de enchimento são fundidos para criar o cordão de soldadura. A entrega térmica pode ser definida como uma medida relativa de energia transferida por unidade de comprimento do cordão de soldadura [20].

$$H_{input} = \frac{60 Q}{1000 S} \tag{2.2}$$

Onde a entrega térmica é representada por H_{input} (kJ/mm) e o avanço da fonte de calor por S (mm/min). No entanto, a entrega térmica não é necessariamente adaptável quando se compara diferentes tipos de processos de soldadura, a menos que estejam disponíveis dados adicionais tais como a eficiência da transferência de calor [20].

Para além do pré-aquecimento e temperatura de interpasse, a entrega térmica é uma característica importante nos processos de soldadura. Como se pode ver na figura 2.8, a entrega térmica influencia directamente a taxa de arrefecimento que, por sua vez, afectará as

propriedades mecânicas e a estrutura metalúrgica da soldadura e da zona termicamente afectada [20].



Figura 2. 8 - Influência da entrega térmica na taxa de arrefecimento [20]

2.3. Métodos Analíticos para a determinação de Tensões Residuais

João Ribeiro [8] estudou a aplicação de modelos para prever a distribuição de tensões residuais e distorções provenientes dos processos de soldadura utilizados no fabrico de elementos estruturais de grande porte. No seu trabalho, o autor utilizou as expressões analíticas sugeridas por Masubuchi (2.3) e Tada e Paris (2.4) para o cálculo das tensões residuais longitudinais, de modo a comparar os resultados obtidos com os dados experimentais.

Masubuchi:

$$\sigma_{res} = \sigma_m \left[1 - \left(\frac{y}{b} \right)^2 \right] e^{\frac{\left(\frac{y}{b} \right)^2}{2}} \quad (2.3)$$

Tada e Paris:

$$\sigma_{res} = \sigma_m \left[\frac{\left(1 - \left(\frac{y}{b} \right)^2 \right)}{\left(1 + \left(\frac{y}{b} \right)^4 \right)} \right] \quad (2.4)$$

Onde σ_m é a tensão máxima no centro do cordão de soldadura, cujo valor é geralmente próximo do limite de elasticidade do material; b é a largura do pico das tensões de tracção (dependentes das condições de soldadura) e y simboliza a coordenada na direcção transversal ao cordão de soldadura.

Paralelamente, as distribuições das tensões residuais dadas pelas equações 2.5 e 2.6 [21], são expressas em torno do quociente entre a profundidade, z , e a espessura da placa, B , e de 0,2% da tensão de prova ou da tensão de cedência, σ_Y . A profundidade, z , é medida desde a superfície onde a última camada do cordão de soldadura foi depositado, a não ser que seja especificado. As seguintes equações (2.5) e (2.6), só são válidas para aços austeníticos e para soldaduras de topo-a-topo.

Tensões residuais longitudinais:

$$\sigma_L^s = \sigma_Y \left\{ 0,95 + 1,505 \left(\frac{z}{B} \right) - 8,287 \left(\frac{z}{B} \right)^2 + 10,571 \left(\frac{z}{B} \right)^3 - 4,08 \left(\frac{z}{B} \right)^4 \right\} \quad (2.5)$$

Tensões residuais transversais:

$$\sigma_T^s = \sigma_Y \left\{ 1 + 0,917 \left(\frac{z}{B} \right) - 14,533 \left(\frac{z}{B} \right)^2 + 83,115 \left(\frac{z}{B} \right)^3 - 215,45 \left(\frac{z}{B} \right)^4 + 244,16 \left(\frac{z}{B} \right)^5 - 96,36 \left(\frac{z}{B} \right)^6 \right\} \quad (2.6)$$

As tensões residuais transversais podem ser bastante variáveis como se demonstra na figura 2.9.

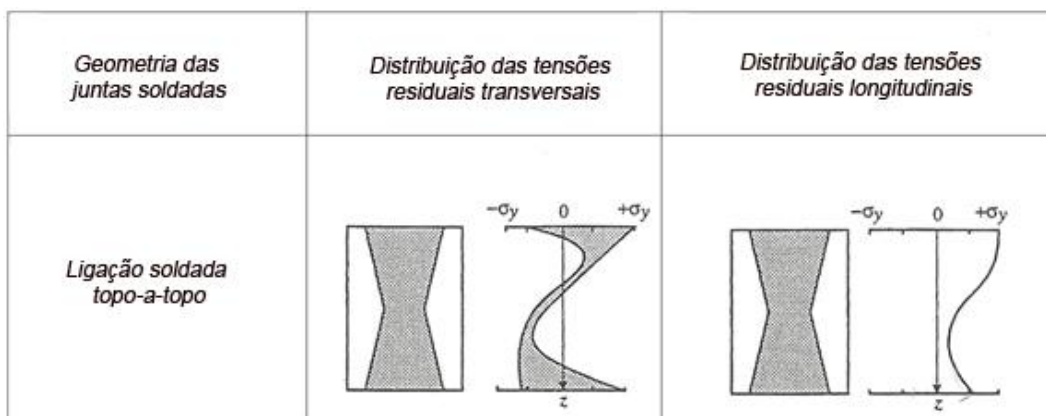


Figura 2.9 - Distribuição das tensões residuais numa ligação soldada topo-a-topo [21]

2.4. Métodos Experimentais para a determinação de Tensões Residuais

Como as tensões residuais são bastante difíceis de prever, é muito importante ter métodos de medição fiáveis para determinar este tipo de tensões e tentar perceber o nível de informação que eles nos podem dar. Com o desenvolvimento da tecnologia surgiram novas técnicas analíticas e computacionais que permitem estimar as solicitações a que um componente é submetido em serviço. Actualmente, projectistas, cientistas e engenheiros podem aceder a um vasto número de técnicas de medição das tensões residuais (estimativa de *Eigenstrain*, método do furo, difracção por raio X, difracção por neutrões, etc.). Algumas destas técnicas são destrutivas, algumas têm uma resolução espacial excelente, enquanto outras estão restritas às tensões junto à superfície ou a classes específicas do material [5].

De seguida apresentam-se algumas técnicas experimentais para o cálculo de tensões residuais, com maior destaque para o método do furo, que foi o método utilizado no presente trabalho.

2.4.1. Métodos Mecânicos

a. Estimativa *Eigenstrain*

Hill e Nelson [22], afirmam no seu trabalho que a estimativa *eigenstrain* segue o “método das tensões inerentes” desenvolvido por Ueda para a determinação do estado triaxial das tensões residuais. Esta técnica combina abordagens experimentais e analíticas, de modo a determinar os valores das tensões residuais através do corte de fatias da amostra e medição de extensões. Ao contrário do método proposto originalmente por Ueda (ver figura 2.10a), a estimativa *eigenstrain* localizada foca-se principalmente em encontrar tensões residuais apenas na região onde se encontram as ligações soldadas. De um modo geral, as regiões onde se encontram as ligações soldadas são frequentemente a zona crítica no que diz respeito à fractura e fadiga (ver figura 2.10b).

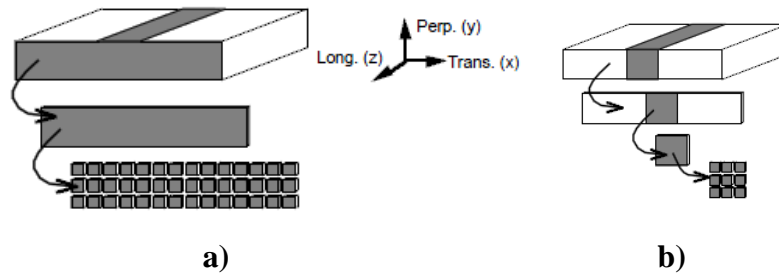


Figura 2.10 - a) Representação do método *slice-and-dice* proposto por Ueda em 1985; b) Representação da técnica *eigenstrain* localizada para soldaduras contínuas [22]

Após a execução do processo de soldadura, é retirada uma fatia do sólido que contenha o cordão de soldadura. Nessa fatia a região de interesse (colorida a cinzento na figura 2.10b), é instrumentada com extensômetros como mostra a figura 2.11. Posteriormente à colocação dos extensômetros lineares para medir as extensões inerentes à soldadura, a fatia é cortada em blocos (ver figura 2.10b). Os extensômetros colocados na fatia permitem determinar o valor das tensões plásticas inicialmente existentes, pois ao cortar a amostra em blocos, as tensões plásticas são removidas (assume-se que o processo de corte apenas produz deformações elásticas). Assim que o campo *eigenstrain* (um tensor com dependência espacial) é encontrado através das fatias removidas da amostra, pode ser utilizado para deduzir as tensões residuais no sólido original. A maior vantagem deste método reside na capacidade de estimar as tensões residuais dentro de toda a ligação soldada [8, 22].

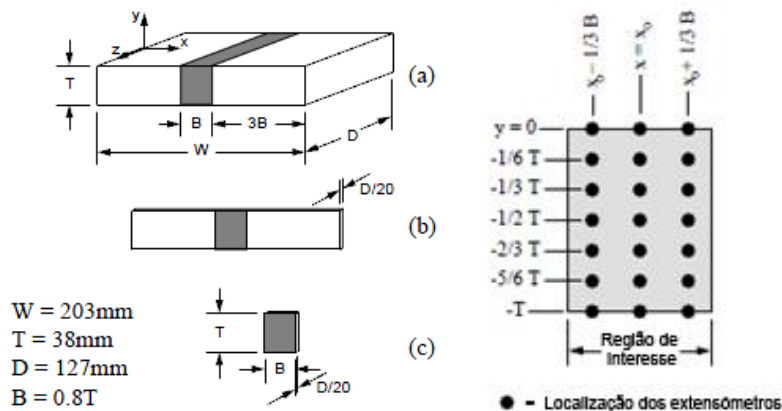


Figura 2.11 - Exemplo de um (a) Bloco removido de uma ligação soldada, (b) Fatia retirada do bloco, (c) zona de interesse retirada da fatia; Localizações dos extensômetros para realizar as medições na região de interesse [22]

$$\epsilon_r = (\bar{A} + \bar{B} \cos 2\beta)\sigma_{max} + (\bar{A} - \bar{B} \cos 2\beta)\sigma_{min} \quad (2.7)$$

Em que ϵ_r simboliza a extensão aliviada medida e σ_{max} , σ_{min} representam as tensões principais máximas e mínimas respectivamente.

\bar{A} e \bar{B} são constantes de calibração do método do furo e dependem da geometria do extensómetro utilizado, das propriedades do material e do raio e profundidade do furo.

O ângulo β é medido em sentido horário, desde a direcção do primeiro extensómetro até à direcção da tensão principal máxima, σ_{max} .

As constantes de calibração \bar{A} e \bar{B} podem ser calculadas através das seguintes equações (2.8 e 2.9) [5]:

$$\bar{A} = -\bar{a}(1 + \nu)/(2E) \quad (2.8)$$

$$\bar{B} = -\bar{b}/(2E) \quad (2.9)$$

Onde,

E = Módulo de *Young*

ν = Coeficiente de *Poisson*

As constantes \bar{a} e \bar{b} são quase independentes do tipo de material e variam com a profundidade do furo (ver tabela disponível no anexo 1).

2.4.2. Métodos por Difracção

a. Raio X

A técnica de difracção por Raios X é um método analítico não destrutivo, que revela informação sobre a estrutura cristalina, composição química e propriedades físicas dos materiais. Quando o material está submetido a tensões residuais, vão ocorrer deformações que, por sua vez, vão alterar o valor dos parâmetros de rede da estrutura cristalina. Essas variações, são passíveis de ser determinadas por difracção de Raio X. Esta técnica só é válida para a medição de tensões em materiais elásticos, isotrópicos e homogéneos. As medições das deformações superficiais têm de ser realizadas em pequenas áreas ($\pm 3 \mu m$ de diâmetro), e tende a ser mais morosa e menos precisa que as técnicas destrutivas [5].

Variações no espaçamento interplanar d , podem ser utilizadas na equação de *Bragg* [5] (2.10), de modo a detectar extensões elásticas ε , através do conhecimento do comprimento de onda incidente λ , e das variações do ângulo entre o feixe incidente e o plano dos átomos θ :

$$\lambda = 2d \sin \theta \tag{2.10}$$

em que,

$$\varepsilon = \frac{\Delta d}{d} = -\cot \theta \Delta \theta \tag{2.11}$$

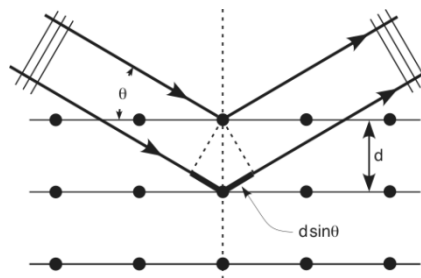


Figura 2. 13 - Esquema da técnica por difracção utilizando raio X [25]

b. Electrões

A técnica de difracção por electrões apresenta uma resolução lateral espacial muito alta, devido aos feixes de electrões que podem ser facilmente focados para diâmetros tão pequenos como 10 nm. Esta técnica normalmente é utilizada para se obter a maior resolução referente as extensões. No entanto, apenas amostras muito finas ($< 100 \text{ nm}$) podem ser examinadas, o que torna os resultados vulneráveis a efeitos de relaxação da superfície, e algumas amostras podem ser vulneráveis ao dano criado pela radiação dos electrões incidentes [5, 26].

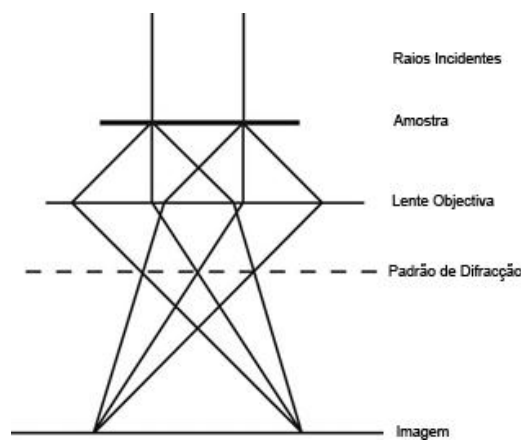


Figura 2.14 - Caminhos dos feixes de electrões [26]

c. Neutrões

Este método leva vantagem sobre o método de difracção por Raios X, pois o seu comprimento de onda é comparável ao espaço atómico, e a sua penetração nos materiais é tipicamente em muitos centímetros. Esta técnica é relativamente nova comparada com as técnicas de difracção de electrões e Raio X, pois o sucesso desta aplicação requer fluxos de neutrões térmicos elevados (*high thermal-neutron fluxes*), que só podem ser obtidos através de reactores nucleares. Devido à energia dos neutrões térmicos, este método apresenta comprimentos de onda próximos de 0,1 nm, sendo ideal para investigações de interferências a nível inter-atómicas. Apesar de este método ser semelhante ao método de difracção por Raio X, os neutrões apresentam diferentes propriedades de dispersão em relação aos Raios X. Embora este método experimental apresente muitas vantagens, as medições das extensões através da difracção por neutrões podem ser morosas, para além de ser economicamente caro operar o equipamento [5].

Apesar de existirem muitos outros métodos para medições de tensões residuais, não é justificável fazer uma abordagem às restantes técnicas, pois para o presente caso, utilizou-se uma das técnicas semi-destrutivas referidas anteriormente. Optou-se portanto pelo método do furo para a determinação das tensões residuais nas chapas austeníticas.

Capítulo 3

Revisão bibliográfica

Neste capítulo apresenta-se o estado-da-arte a respeito da simulação numérica através do Método dos Elementos Finitos (MEF). Vários aspectos relativos ao cálculo de tensões residuais e técnicas frequentemente utilizadas no MEF, são comentadas durante este capítulo.

3.1. Método dos Elementos Finitos

No início dos anos 70 surgiram os primeiros programas de elementos finitos, de uso geral, como o ANSYS[®], ABAQUS[®], MARC[®] e NASTRAN[®]; no entanto, é de salientar que de acordo com a opinião de especialistas, não existe um único modelo disponível que tenha em conta realisticamente as propriedades físicas do fenómeno do arco, da zona fundida e finalmente das deformações e condução de calor no modelo sólido [3]. Com o aparecimento dos computadores de 64 dígitos e ferramentas refinadas dos elementos finitos, o avanço da tecnologia, permitiu que centenas de milhares de engenheiros utilizem o MEF no seu trabalho diário em vez do método tradicional. É bastante vulgar utilizar simplificações durante a simulação de um processo de soldadura com o intuito de tornar menos severa a exigência do *software* com o CPU. O MEF apresenta uma vasta gama de ferramentas bastante úteis e poderosas na área de engenharia, que são capazes de simular campos de temperatura, tensões residuais e as deformações presentes nos componentes soldadas. Os resultados das simulações podem ser utilizados para explicar a essência física e alguns fenómenos complexos do processo de soldadura, como também para servirem como base para a optimização dos parâmetros de

soldadura. Devido às interacções dos vários campos (térmico, mecânico, metalúrgico, etc.) e geometrias complicadas, a simulação numérica de um processo de soldadura é uma tarefa bastante difícil de se executar [27].

Andrew Debiccari (1986) [28] refere no seu trabalho que é preferível alterar os parâmetros do processo de soldadura, pois é muito mais fácil fabricar estruturas com um nível de tensões residuais e distorções dentro de limites aceitáveis, do que ter de recorrer a outros métodos para os reduzir.

Zhu e Chao (2002) referem no seu trabalho [29], que um dos problemas chave para a modelação numérica de um processo de soldadura é a modelação do material. Lindgren estudou este tópico tendo desenvolvido relações constitutivas do material, as microestruturas e as propriedades do material em função da temperatura. A maior parte das publicações sobre a simulação numérica dos processos de soldadura considera que as propriedades do material são dependentes da temperatura. Contudo, é muito difícil obter dados completos da dependência das propriedades do material com a temperatura, principalmente a temperaturas muito elevadas. Simplificações para contornar este problema são muitas vezes introduzidas na simulação numérica dos processos de soldadura. Estes autores [29] afirmam que Canas, estudou a influência do encruamento e das propriedades dependentes das temperaturas nas tensões residuais. Em [29] é referido que Little e Kamtekar, apresentaram o efeito de várias propriedades térmicas e a eficiência da soldadura em temperatura transiente durante o processo de soldadura. Os autores Chen e Shi também são referidos em [29], por estudarem numericamente o efeito das propriedades do material na simulação de um processo de soldadura utilizando propriedades de material extrapoladas a temperaturas elevadas. Com base nestas conclusões, e de modo a reduzir o tempo de cálculo numérico, muitas análises utilizaram regularmente um “*cut-off*” para as temperaturas elevadas, o que não vai provocar alterações às propriedades mecânicas a ter em conta.

A simulação numérica de um processo de soldadura apresenta natureza transiente e é altamente não linear. Wentz (2008) [14], sugere dividir a solução das equações de equilíbrio não lineares em várias etapas menores, de modo a supor uma variação linear. No seu trabalho, o autor escolheu estudar as técnicas numéricas de simulação de dois processos de soldadura (arco eléctrico e resistência eléctrica), com o objectivo de obter simulações economicamente viáveis e fisicamente realistas.

Depradeux (2004) [30], utilizou o MEF para fazer a previsão da distribuição das tensões residuais e das distorções geradas por um processo de soldadura TIG, em um aço inoxidável

austenítico (AISI 316L). De modo a validar os resultados obtidos, o autor [30] realizou um conjunto de testes experimentais em paralelo com as simulações numéricas. As análises numéricas foram realizadas por etapas, através do código Code_Aster[®], apresentando diferentes graus de complexidade, que variam desde uma simulação unidimensional até à simulação tridimensional. Na análise unidimensional, o autor utilizou amostras de barras redondas e submeteu-as a ciclos térmicos, semelhantes aos que acontecem na zona termicamente afectada durante o processo de soldadura, com o objectivo de investigar o seu comportamento termomecânico. As simulações numéricas bidimensionais foram realizadas para estruturas simples, com o intuito de estudar o efeito da presença do banho de fusão. O modelo numérico tridimensional aproxima-se mais da realidade de uma operação de soldadura, em que a principal consideração envolve uma fonte de calor móvel.

Dar [3], em 2009, através de dados obtidos experimentalmente e de simulações numéricas, fez variar os parâmetros de uma soldadura TIG com o propósito de minimizar as tensões residuais e as distorções. O autor utilizou o código ANSYS[®], reforçado com sub-rotinas, para determinar as distribuições de temperatura transiente, os campos de tensões residuais e distorções em um processo de soldadura circunferencial de um tubo com espessura fina, fabricado num aço de tipo HSLA (*High Strength Low Alloy*).

Lundbäck (2003) [31] realizou uma simulação de um processo de soldadura com o acoplamento do *software* CAD[®] com um programa de Elementos Finitos. A utilização do *software* CAD[®] facilitou a modelação do percurso da fonte de calor para uma ligação soldada em “T” entre dois tubos.

Shanmugam (2010) [32] recorreu ao MEF para analisar a distribuição de temperaturas de uma ligação soldada em “T” realizada através de um processo de soldadura *laser*. Na simulação numérica o autor considerou as propriedades do material (AISI 304) dependentes com a temperatura, o efeito do calor latente na fusão e as perdas de calor por convecção e radiação. A fonte de calor foi assumida pelo autor como uma distribuição gaussiana cónica a três dimensões. No seu trabalho, foram desenvolvidas sub-rotinas através do FORTRAN[®], com o objectivo de definir a distribuição da fonte de calor em movimento com as simulações numéricas em SYSWELD[®].

Rosa (2008) [6] utilizou o MEF para estudar a influência da variação dos parâmetros de soldadura do processo de soldadura a laser Nd/YAG em ligações dissimilares de carbonetos de tungsténio WC-Co (K10 e K40) com aço (DIN EN 10083), e nas ligações similares de WC-Co (GD50), nos perfis de temperatura e tensões residuais. O autor recorreu ao código MATLAB[®],

que, acoplado com o ANSYS[®], permite criar, dentro de um ciclo, tabelas onde se define a densidade de potência variando com o tempo que a fonte de calor leva a percorrer o seu curso. No seu trabalho foram determinadas as dimensões das zonas fundidas, das zonas termicamente afectadas e a distribuição das tensões residuais provenientes do processo de soldadura. O autor criou modelos numéricos bidimensionais em que considerou as propriedades termo-elasto-plásticas dos materiais em função da temperatura, assim como o endurecimento isotrópico bilinear, associado ao critério de cedência de Von Mises. Nos modelos numéricos tridimensionais, o autor [6] considerou uma distribuição Gaussiana para a fonte de calor. No final do trabalho, comparou os resultados obtidos durante a simulação numérica com os resultados experimentais, obtidos via método de difracção de raios X e do método do furo [6].

Bezerra (2006) [7], estudou a influência das tensões residuais causadas por um processo de soldadura no comportamento dinâmico de componentes estruturais. Na modelação numérica o autor implementou duas rotinas realizadas em MATLAB[®] em conjunto com o ANSYS[®], de modo a simular o movimento da fonte de calor. No seu trabalho utilizou os dados experimentais obtidos por Depradeux (2004) [30] para validar a simulação numérica, para um processo de soldadura TIG. Bezerra realizou três tipos de análises numéricas: térmica (figura 3.1), estrutural (figura 3.2) e modal.

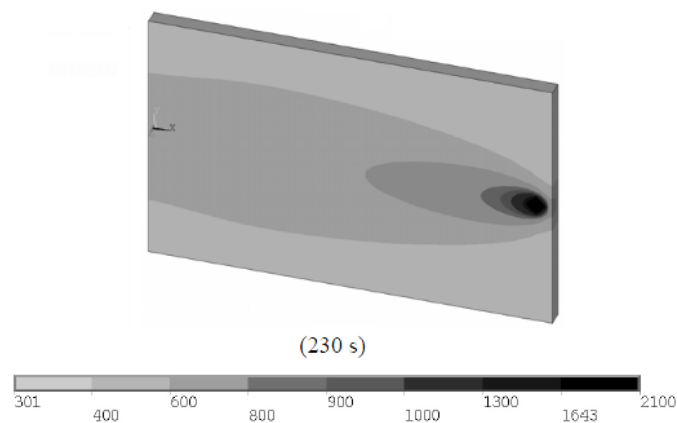


Figura 3.1 - Análise Térmica: Distribuição da temperatura, expressa em Kelvins (para o instante 230 segundos) [7]

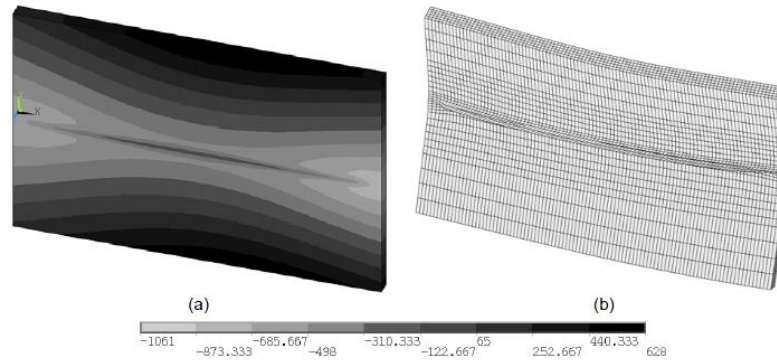


Figura 3.2 - Análise Estrutural: (a) campo de deslocamento perpendicular ao plano da placa (em μm); (b) Deformação final da placa (ampliada 20x) [7]

Chang e Teng (2008) [33] conduziram uma investigação em que combinaram o modelo termo-elasto-plástica, a teoria multiaxial da fadiga e o MEF para determinar a resistência à fadiga dos produtos soldados. Esta investigação desenvolveu um modelo bidimensional simétrico, em estado plano de deformação, para estimar as tensões residuais e converteu um histórico de carga-tempo em um histórico de extensão-tempo nas ligações soldadas através do MEF. A tensão residual foi assumida como uma das condições iniciais na previsão da fadiga através do MEF. O modelo bidimensional simétrico concebido pelo método dos elementos finitos apresenta-se na figura 3.4.



Figura 3.3 - Modelo simétrico com 414 elementos e 493 nós após a malhagem [33]

Deng [9,12] utilizou modelos tridimensionais e bidimensionais para comparar os resultados dos campos de temperaturas e das tensões residuais simulados, com as medições experimentais de um tubo construído em aço inoxidável (ver figura 3.4). A pesquisa demonstrou que os modelos bidimensionais também podem dar uma previsão razoável de ambos os campos, excepto para o ponto inicial/final de um processo de soldadura circunferencial.

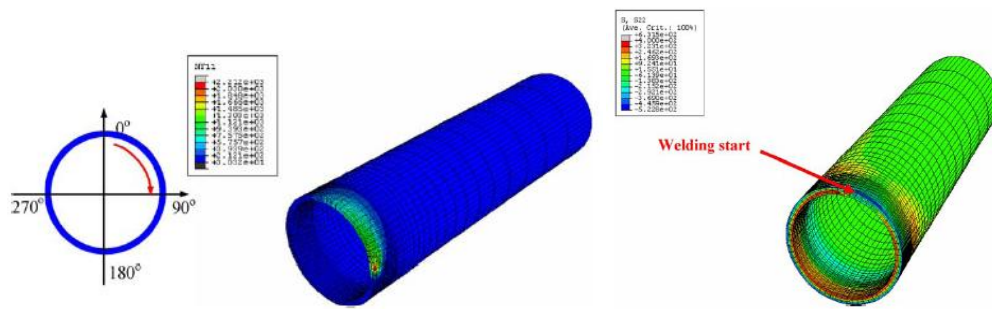


Figura 3.4 - (esquerda) Direcção da soldadura e distribuição do campo de temperaturas durante o processo de soldadura; (direita) Distribuição das tensões axiais no tubo soldado [8]

Deng (2011) [34] realizou uma simulação numérica para estudar a influência da sequência de soldadura e a direcção da soldadura, na distribuição de tensões residuais em uma placa espessa. Demonstrou-se que a sequência de deposição tem uma influência bastante significativa na distribuição final das tensões residuais. Neste caso verificou-se que as tensões residuais transversais aparentavam uma maior sensibilidade às sequências de deposição, quando comparadas às tensões residuais longitudinais. Nas ligações soldadas de placas espessas, os valores das tensões residuais transversais e longitudinais são maiores do que os obtidos com placas finas ou medianamente espessas devido ao constrangimento interno ser relativamente maior. O mesmo autor (2011) [35] utilizou uma fonte de calor simplificada, em uma análise tridimensional, de modo a prever as tensões residuais geradas por um processo de soldadura circunferencial realizado num tubo de material fabricado com material dissemelhante. Esta fonte de calor simplificada permitiu completar a análise termo-mecânica num tempo mais curto e os resultados, de um modo geral, coincidiram com os obtidos experimentalmente, com excepção dos valores obtidos à superfície do tubo, onde as tensões tangenciais resultaram maiores do que nos dados experimentais. Deng (2007) [36] desenvolveu uma análise de elementos finitos através do código ABAQUS[®] para estudar a influência da mudança de fase nas tensões residuais induzidas pela soldadura de tubos de aço 2.25Cr-1Mo. Os resultados obtidos demonstraram que as variações volumétricas e as variações da tensão de cedência têm efeitos significativos nas tensões residuais.

Bae (2002) [2] utilizou dois modelos diferentes para a fonte de calor num processo de soldadura com passagens múltiplas, de modo a comparar a intensidade e a distribuição das tensões residuais obtidas (fig.3.5 e 3.6 No seu trabalho utilizou-se uma função trapezoidal de calor e o duplo elipsóide de Goldak como modelos da fonte de calor.

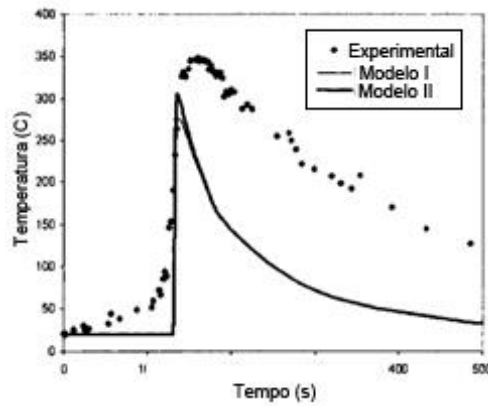


Figura 3.5 - Comparação dos perfis de temperatura [2]

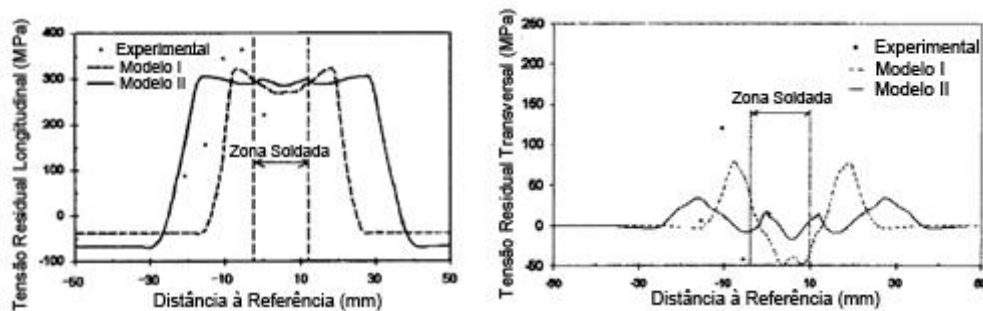


Figura 3.6 - Comparação da distribuição das tensões residuais, no topo da superfície à quinta passagem do processo de soldadura: longitudinais (esquerda) e transversais (direita) [2]

Verificou-se que o perfil de temperaturas obtido através dos dois modelos numéricos é bastante similar. Contudo, como o modelo de duplo elipsóide de Goldak está sujeito a uma quantidade superior de entrega térmica relativamente ao modelo trapezoidal, este é capaz de prever uma zona mais larga da zona soldada.

Zhu e Chao (2002) [29] realizaram algumas análises térmicas e termo-mecânicas tridimensionais, não lineares, através do *software* WELDSIM[®], com a finalidade de estudar a influência das propriedades do material, dependentes com a temperatura, nos valores de temperaturas e tensões residuais. Concluiu-se que:

- A condutividade térmica tem efeito na distribuição transiente do campo de temperaturas durante o processo de soldadura;
- Os efeitos da densidade do material e do calor específico na distribuição dos campos de temperatura são desprezáveis. Apesar de ser aconselhável a utilização dos valores médios das propriedades do material com o histórico de

temperaturas, a adopção dos valores das propriedades do material à temperatura ambiente pode prever razoavelmente a distribuição da temperatura transiente;

- A tensão de cedência é a propriedade mecânica principal durante a simulação estrutural do processo de soldadura, pois o seu valor vai influenciar significativamente a distribuição das tensões residuais e as distorções. É bastante importante ter em conta a dependência da tensão de cedência com a temperatura durante o processo de soldadura para se obterem resultados correctos.

Devido à dificuldade em se obter as propriedades do material para temperaturas muito elevadas, o autor sugeriu a utilização de uma “*piece-wise linear function*” com a tensão de cedência dependente da temperatura, e as restantes propriedades constantes à temperatura ambiente. Esta abordagem foi validada para simulações numéricas referentes a processos de soldadura de alumínio; contudo, o autor refere que uma abordagem similar pode ser aplicada aos processos de soldadura de aços.

Os processos de soldadura com passagens múltiplas têm sido estudados por vários autores como Ueda, Rybicki e Leung [37] e Chiumenti et al. (2010) [38]. Se se analisarem as soldaduras feitas através de passagens múltiplas como uma série de soldaduras com uma só passagem, reduz-se o custo computacional das análises realizadas (figura 3.7).

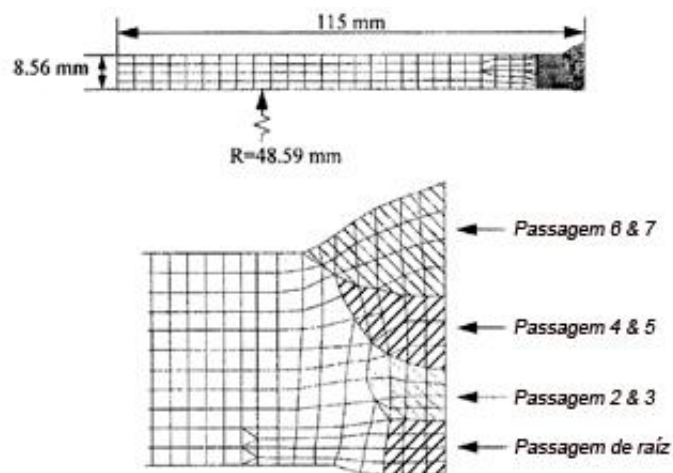


Figura 3.7 - Modelo dos elementos finitos utilizado por Rybicki e Stonesifer, onde se verifica que sete passagens foram agrupadas em quatro [37]

No entanto, para um elevado número de passagens esta técnica pode não ser adequada. Todas as técnicas que englobem este método de “agrupamento”, mudam o histórico da temperatura o que vai afectar as tensões residuais transientes junto ao cordão de soldadura. Sendo assim, é preferível acumular as várias passagens do processo de soldadura que conservem

a entrega térmica total. No final, a simulação vai continuar a corresponder a um processo de soldadura com passagens múltiplas, mas com menos passagens do que no processo original. Embora várias suposições e simplificações tenham sido aplicadas ao longo dos anos na simulação numérica de processos de soldadura, existem erros provenientes dessas suposições e simplificações no que diz respeito aos campos de temperatura transiente, tensões residuais e distorções que não são avaliados, mantendo-se incertas. No que diz respeito a processos de soldaduras com passagens múltiplas, as respostas térmicas e mecânicas são um problema tridimensional, que requerem um tempo de cálculo numérico bastante considerável para simular as passagens múltiplas nas ligações soldadas. O tempo de cálculo numérico aumenta proporcionalmente com o número de passagens nas ligações soldadas, o que pode tornar o MEF um procedimento irrealista para a determinação de tensões residuais.

Yupiter et al. (2012) [39] investigou as distorções angulares induzidas por um processo de soldadura GMAW (*Gas Metal Arc Welding*) com passagens múltiplas. O autor desenvolveu um modelo bidimensional e outro tridimensional para comparar a análise termo-elasto-plástica dada pelo método dos elementos finitos. O código SYSWELD® 2010 tem uma ferramenta designada por *multipassed welding advisor*, que foi utilizada pelo autor para estudar o comportamento da distorção devido às passagens múltiplas. O autor menciona no seu trabalho que a análise bidimensional demorou entre 15-20 minutos, enquanto a análise tridimensional levou entre 24-30 horas, dependendo do grau de refinamento da malha. É aconselhável utilizar a simulação bidimensional para conseguir uma estimativa do valor médio das distorções angulares, contudo para obter resultados mais precisos é sugerido a realização de uma análise tridimensional.

Díaz (2010) [40] foi um dos autores que recorreu à técnica da “*condição inicial e final*” (mais conhecida por “*birth and death technique*”), de modo a reduzir o tempo de cálculo computacional. O autor estudou uma ligação soldada entre uma placa de aço inoxidável duplex e outra de aço inoxidável austenítico através de um processo de soldadura TIG. Esta técnica consiste em coleccionar os elementos em grupos de acordo com o movimento da fonte de calor. De modo a atingir a “morte” destes elementos o procedimento numérico não remove os elementos “mortos”, mas, em vez disso, desactiva-os ao multiplicar a sua rigidez por um factor de redução (1.0×10^{-6} é o valor padrão do software ANSYS®). Em primeiro lugar, o autor seleccionou e desactivou os elementos finitos que descreviam o material fundido. De seguida, foram reactivados durante a análise térmica de acordo com a velocidade da fonte de calor no processo de soldadura. Os elementos massa e energia desactivados, não foram considerados no caso do processo de soldadura TIG. Além disso, a extensão nos elementos foi definida como zero, assim que esses elementos foram dados como “mortos”. Consoante a activação dos elementos a entrega térmica foi aplicada como uma carga no modelo térmico do MEF, e as

extensões com origem em variações térmicas são calculadas para os elementos recentemente activados, com base no carregamento térmico actual e na temperatura de referência.

Na figura 3.8, é possível ver a sequência da técnica “*birth and death*”, utilizada para simular a deposição do metal de enchimento durante o processo de soldadura TIG.

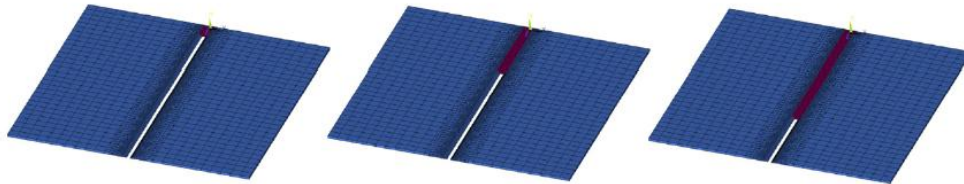


Figura 3.8 - Sequência da técnica birth and death no processo de soldadura TIG [40]

Frosi (2009) [41] foi outro autor que utilizou a técnica “*birth and death*” durante uma simulação de um processo de soldadura TIG através do código ANSYS® (ver figura 3.9). O autor preparou uma análise de sensibilidade que pretendeu testar os seguintes parâmetros: tamanho da malha, alterações na velocidade da fonte de calor, propriedades do material, desenvolvimento e procedimentos especiais para minimizar o tempo de cálculo, etc. Em uma abordagem manteve o tamanho da malha constante e realizou um grupo de simulações com diferentes velocidades da fonte de calor; noutra abordagem manteve a velocidade da fonte de calor constante e utilizou um grupo de malhas diferentes. A diferença entre os casos simulados mostrou que o gradiente de temperatura aumenta com a velocidade da fonte de calor, enquanto que para malhas diferentes a distribuição térmica no mesmo instante é muito semelhante.

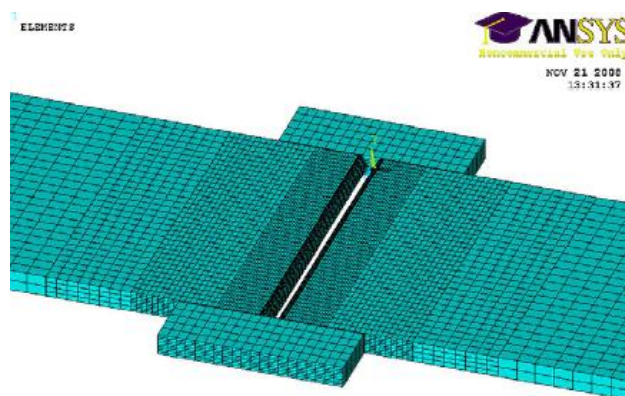


Figura 3.9 - Exemplo do modelo do processo de soldadura TIG no MEF [41]

Frosi concluiu também que:

- A velocidade da soldadura é um dos parâmetros primários, enquanto o tamanho da malha aparenta ter um efeito menor;
- Uma boa análise da potência necessária para cada passagem (a velocidade constante), assegura a consistência nas temperaturas alcançadas, durante todo o processo de soldadura;
- Mudanças de $\pm 10\%$ nas propriedades do material (calor específico e condutividade térmica) aparentam ter efeitos insignificantes.

Gannon (2010) [42] também aplicou a técnica “*birth and death*” para estudar a influência das sequências de um processo de soldadura GMAW na distribuição das tensões residuais e distorção gerada em placas de espessura fina com reforço estrutural em “T” (figura 3.10).

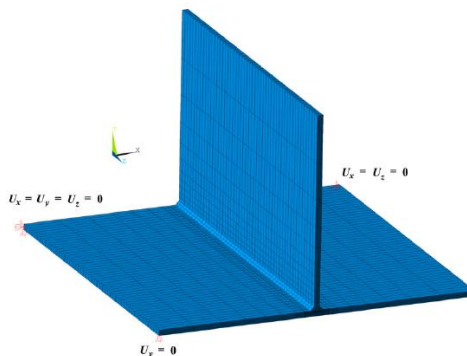


Figura 3.10 - Exemplo da malha através do MEF e as condições fronteira impostas [42]

Outra técnica utilizada para ultrapassar os obstáculos existentes na simulação numérica tridimensional é a aplicação de uma “*Adaptive Mesh Technique*” (AMT), que traduzido à letra quer dizer técnica de “malha adaptativa”. Esta solução foi desenvolvida para resolver o problema do elevado número de graus de liberdade existentes na simulação numérica tridimensional. A técnica consiste em criar uma malha muito refinada em simultâneo com o movimento da fonte de calor, enquanto as restantes áreas da estrutura possuem uma malha mais esparsa reduzindo o número de nós e elementos em análise. Após a passagem da fonte de calor a malha alterada retorna à sua forma original. Qingyu (2002) [43] conduziu um estudo em que simulou através do MEF um processo de soldadura utilizando a técnica AMT, e a mesma análise sem utilizar a técnica AMT com o intuito de comparar os resultados obtidos. Verificou-se que, os campos de temperatura e as distribuições dos deslocamentos com a técnica AMT, correspondem muito bem aos resultados da abordagem sem AMT; a distribuição de tensões obtida pelas duas metodologias foi semelhante ainda que com desvios entre os valores obtidos.

Relativamente ao tempo computacional despendido, a técnica AMT reduziu significativamente o tempo de cálculo da simulação numérica.

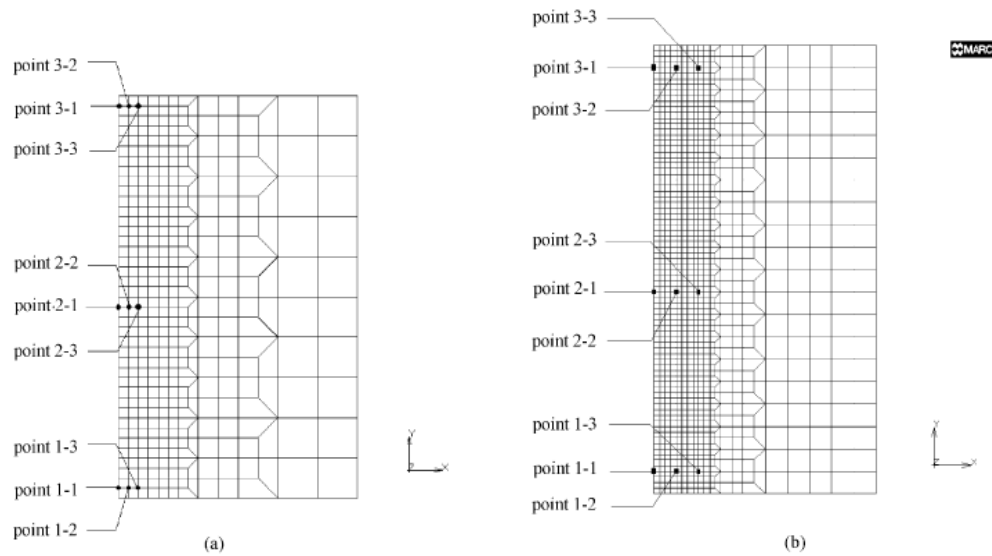


Figura 3.11 - Exemplo de uma malha criada no MEF com (a) AMT; (b) Sem AMT [43]

Esta técnica tem sido usada em alguns estudos para malhas lagrangeanas, de modo a utilizar melhor os graus de liberdade nos modelos computacionais, ao concentrá-los em regiões onde ocorrem maiores gradientes. As condições de fronteira vão manter-se durante a utilização da técnica da “malha adaptativa”, pois são transferidas da malha original para a nova malha.

Capítulo 4

Características do material e parâmetros de soldadura

Neste capítulo faz-se uma breve descrição dos aços inoxidáveis e dos parâmetros de soldadura utilizados na realização da ligação soldada. A composição química do material sob estudo é apresentada e os diagramas de constituição são abordados neste capítulo, de modo a auxiliar a compreensão da microestrutura e das propriedades deste tipo de material.

4.1. Aços inoxidáveis

De uma forma genérica, os aços inoxidáveis podem ser definidos como ligas de ferro e de cromo, que apresentam uma boa resistência a ambientes corrosivos devido à presença de cromo, o qual assegura a formação de uma camada passiva de protecção. Estes materiais apresentam uma percentagem de cromo de pelo menos 11% e não mais de 1.5% de carbono [44]. A classificação dos principais tipos de aços inoxidáveis pode ser feita com base na sua microestrutura: martensíticos, austeníticos, ferríticos, endurecíveis por precipitação e *duplex*.

Cada família de aços inoxidáveis apresenta propriedades mecânicas diferentes devido à sua composição química, sendo necessário tê-la em consideração aquando da especificação dos parâmetros de soldadura. No capítulo seguinte far-se-á uma descrição mais pormenorizada dos aços inoxidáveis austeníticos, pois foi o tipo de aço inoxidável utilizado neste trabalho.

4.2. Diagramas de constituição

Ao longo dos anos, vários diagramas de constituição têm sido desenvolvidos por diversos investigadores, de modo a classificar os vários tipos de aços inoxidáveis e caracterizar a sua microestrutura e as suas propriedades mecânicas.

Schaeffler e Delong [30, 44, 45], por exemplo, desenvolveram duas expressões de cálculo das percentagens de “níquel equivalente” e de “cromo equivalente” (eq. 4.1-4.4) e Baully refere no seu trabalho [46] que o conceito de “níquel equivalente” e de “cromo equivalente” pode ser explicado como a soma dos teores do elemento em questão (níquel ou cromo) com os seus elementos gamâgenicos. Estes elementos gamâgenicos são multiplicados por um factor que expressa a sua influência relativamente ao níquel ou ao cromo.

Os diagramas mostram as áreas de composição equivalentes das fases de austenite, ferrite, martensite e a mistura destas.

4.2.1. Diagrama de Schaeffler

Anton Schaeffler é referenciado em [44] por ter publicado o seu diagrama constitucional em 1949. De modo a utilizar o diagrama (fig.4.1), é necessário calcular a quantidade de “níquel equivalente” e de “cromo equivalente” através das equações propostas por Schaeffler:

$$Ni\ eq. = \%Ni + 30\%C + 0.5\%Mn \quad (4.1)$$

$$Cr\ eq. = \%Cr + \%Mo + 1.5\%Si + 0.5\%Nb \quad (4.2)$$

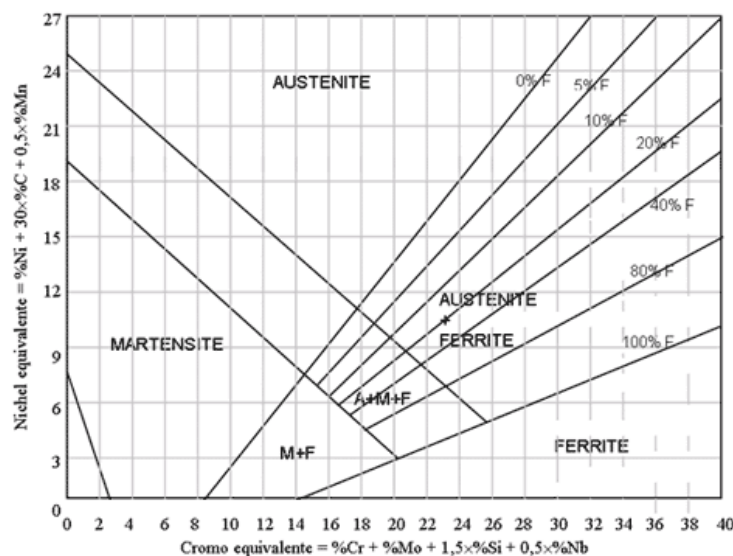


Figura 4.1 - Diagrama proposto por Schaeffler para aços inoxidáveis [46]

4.2.2. Diagrama de DeLong

Apesar de várias experiências demonstrarem resultados bastante razoáveis na utilização do diagrama de Schaeffler, este método torna-se limitado quando a composição química da liga em estudo apresenta elevados níveis de azoto. Devido a esta limitação, DeLong desenvolveu um novo diagrama (fig.4.2) a partir do diagrama de Schaeffler, onde já se considera a presença de azoto na equação de cálculo de “níquel equivalente” (eq. 4.3):

$$Ni\ eq. = \%Ni + 30\%C + 0.5\%Mn + 30\%N \quad (4.3)$$

$$Cr\ eq. = \%Cr + \%Mo + 1.5\%Si + 0.5\%Nb \quad (4.4)$$

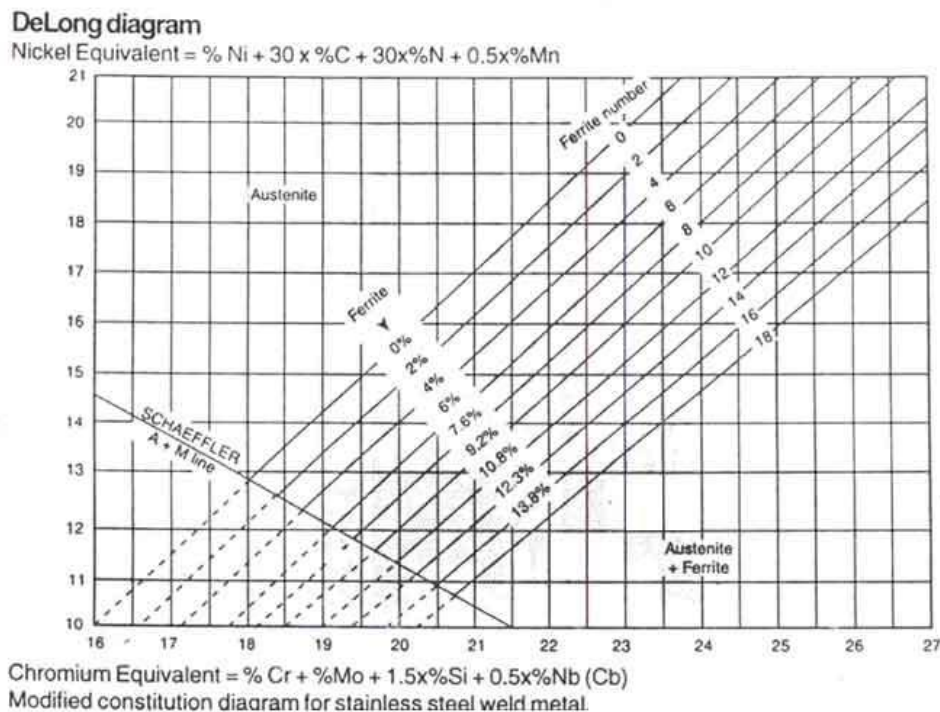


Figura 4.2 - Diagrama proposto por DeLong para aços inoxidáveis [48]

4.2.3. Diagrama de WRC

Posteriormente, o *Welding Research Council* (WRC) desenvolveu um novo diagrama (fig. 4.3), apresentado em 1988 e 1992 [44, 49], com novas equações de cálculo das percentagens de cromo e de níquel equivalente (eq. 4.5 e eq. 4.6).

$$Ni\ eq. = \%Ni + 35\%C + 0.25\%Mn + 20\%N \quad (4.5)$$

$$Cr\ eq. = \%Cr + \%Mo + 0.7\%Nb \quad (4.6)$$

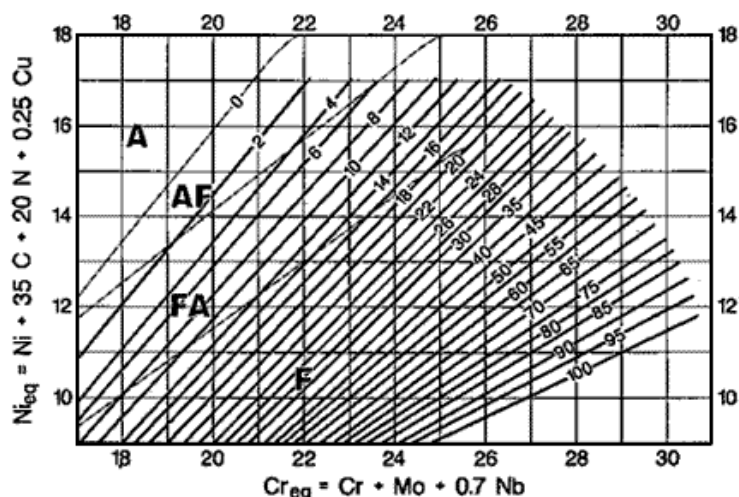


Figura 4.3 - Diagrama proposto por W.R.C (1988) para aços inoxidáveis [44]

4.4. AISI 316L

No trabalho presente utilizou-se um aço inoxidável austenítico AISI 316L.

O aço AISI 316L é frequentemente utilizado em vários tipos de indústria devido à sua boa capacidade de resistência às tensões de origem térmica e/ou mecânica e à sua boa resistência à corrosão. Este metal apresenta uma percentagem de carbono muito inferior à do aço AISI 316, tornando-se uma boa escolha para estruturas que estejam sujeitas a temperaturas de serviço superiores a 400°C e/ou que tenham utilização intensiva de processos de soldadura durante a sua fase de fabricação, devido à sua menor propensão para a precipitação de carbonetos de cromo [30, 50]. Na tabela seguinte apresenta-se a composição química entre o AISI 316L e AISI 316.

Tabela 4.1 - Composição química AISI 316L vs. AISI 316 (tabela adaptada de [50])

| | AISI 316L (%) | AISI 316 (%) |
|-------------------|----------------------|---------------------|
| Carbono | 0.03 máx. | 0.08 máx. |
| Crómio | 16.00-18.00 | 16.00-18.00 |
| Enxofre | 0.03 máx. | 0.03 máx. |
| Fósforo | 0.045 máx. | 0.045 máx. |
| Manganês | 2.00 máx. | 2.00 máx. |
| Molibdênio | 2.00-3.00 | 2.00-3.00 |
| Níquel | 10.00-14.00 | 10.00-14.00 |
| Nitrogênio | 0.10 máx. | 0.10 máx. |
| Silício | 0.75 máx. | 0.75 máx. |

Tabela 4.2 - Composição química (wt%) do AISI 316L utilizado no presente estudo obtida por espectrometria

| Aço inoxidável austenítico – AISI 316 L | | | | | | | | | | |
|---|------|-----|------|-------|------|------|------|------|------|------|
| C | Si | Mn | P | S | Cr | Mo | Ni | Cu | V | N |
| <0,05* | 0,37 | 1,3 | 0,03 | 0,004 | 17,3 | 2,23 | 11,1 | 0,22 | 0,07 | 0,08 |

*limite de detecção

Com base na composição química apresentada na tabela 4.2, é possível obter os valores de Níquel equivalente e Crómio equivalente através das expressões (4.3) e (4.4):

$$Ni_{eq} = 15,65$$

$$Cr_{eq} = 20,08$$

Devido à presença de azoto na composição química do metal, utilizou-se o diagrama de DeLong para identificar a fase em que o material se encontra. Para a composição química tabelada (tabela 4.2), o material tem uma microestrutura estável na fase austenítica.

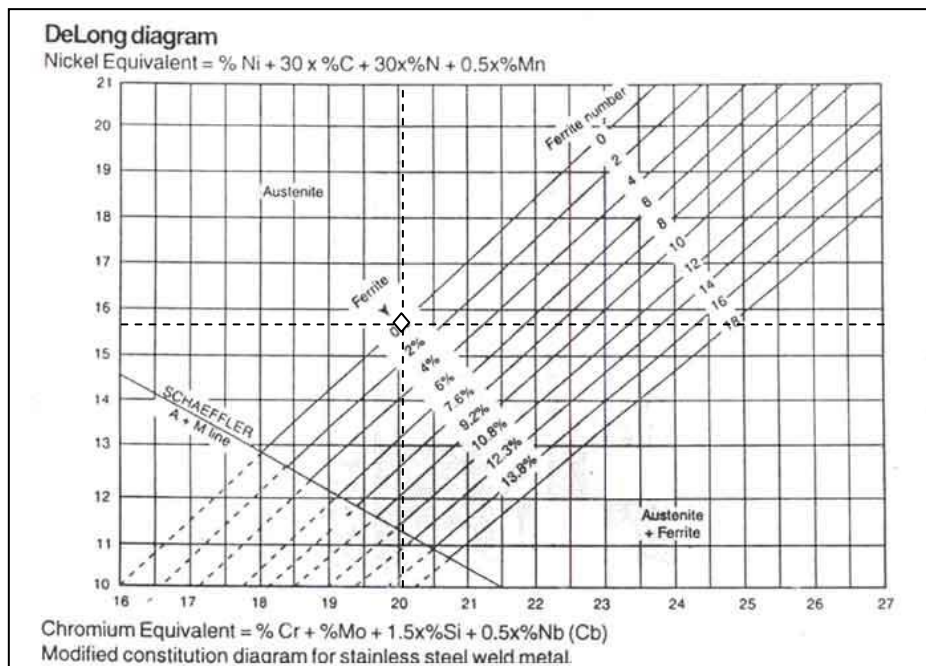


Figura 4.4 - Diagrama de DeLong aplicado ao aço AISI 316L

4.5. Parâmetros do Processo de soldadura

Antes de se utilizar o processo de soldadura TIG para fazer a ligação topo-a-topo de duas chapas com espessura igual a 3mm, foi efectuado o corte das chapas numa guilhotina ADIRA 1.6 ton; as arestas foram preparadas com chanfro em V com uma rebarbadora e posteriormente limpas.

Os parâmetros utilizados durante o processo de soldadura TIG (fig.4.5) para a união das chapas foram:

- Gás de protecção: ALCAL 1 (CO₂ + Ar), da AirLiquide;
- Eléctrodo de tungsténio com diâmetro igual a 1,6 mm;
- Taxa de débito de gás de 13 litros/min;
- Fonte de alimentação: CiTig 1500 DC, da Airliquide;
- Tocha ProTig 10, da Oerlikon (Airliquide);
- Regulador de pré-gás, correspondente ao tempo de atraso de ignição do arco em relação ao gás que chegava ao maçarico para proteger o banho de soldadura, foi estabelecido em 0,25s;
- Regulador de pós-gás, correspondente ao tempo de atraso a desligar o gás foi estabelecido em 2s;
- Regulador *slope down*, rampa de diminuição de corrente, foi 2s;
- O valor da intensidade da corrente eléctrica utilizado foi de 70 A.



a)



b)

Figura 4.5 - a) Fonte de alimentação CiTig 1500 DC da Airliquide; b) Utilização da vareta de material de adição, durante o processo de soldadura TIG

Antes de se iniciar o processo de soldadura, a chapa foi pingada nas arestas exteriores (fig.4.5b), tendo em consideração um afastamento variável entre as duas extremidades, de modo a evitar o seu empeno. O material de adição utilizado sob forma de vareta durante o processo de soldadura foi o *Thermanit* GE-316L Si (material nº1.4430), com diâmetro igual a 1,6 mm. Na

tabela seguinte apresenta-se a composição química e as propriedades mecânicas do metal de adição.

Tabela 4.3 - Propriedades do material de adição: Thermanit GE-316L Si

| Thermanit GE-316L Si | | | | | |
|---|-----------|--|---------------------------------------|------------------------------------|-----------|
| Classificação | | | | | |
| EN 12072 | | AWS A 5,9 | | Mat. n° | |
| G 19 12 3 L Si | | ER316Lsi | | 1.4430 | |
| Composição Química | | | | | |
| C | Si | Mn | Cr | Mo | Ni |
| 0,02 | 0,8 | 1,7 | 18,8 | 2,8 | 12,5 |
| Propriedades Mecânicas (material como-soldado, T=24°C) | | | | | |
| $\sigma_{0.2\%}$ [MPa] | | $\sigma_{1.0\%}$ [MPa] | | σ_R [MPa] | |
| 380 | | 420 | | 560 | |
| Outras informações: | | | | | |
| Estrutura | | | Austenite com ferrite residual | | |
| Polaridade | | | +; Gás de Protecção (EN 439) M12, M13 | | |

O processo de soldadura das chapas foi executado pelos dois lados, com uma passagem em cada lado. Durante o avanço o soldador executou movimentos compensatórios de modo a permitir um maior depósito de material, a fusão e a penetração total das soldaduras realizadas.

No final, obteve-se em cada face um cordão de soldadura com uma largura média de 5 mm, aproximadamente, e um comprimento de 310 mm, a uma velocidade de soldadura de 45mm/min.

4.3. Processos de soldadura em aços inoxidáveis austeníticos

Os aços inoxidáveis austeníticos apresentam uma quantidade de níquel elevada, o que vai exigir um avanço mais lento durante o processo de soldadura a arco eléctrico e atenções especiais para evitar fissuração a quente. Devido ao fenómeno de fissurações a quente, é frequente a utilização de uma vareta de adição composta basicamente por metal austenítico e pequenas quantidades de ferrite, de modo a reforçar a resistência à fissuração a quente da

ligação soldada. Para processos de soldadura TIG em aços inoxidáveis austeníticos, é aconselhável adicionar material de adição mesmo quando não aparenta ser necessário [44].

A presença de ferrite vai aumentar a resistência à cedência e à rotura neste tipo de material. A equação 4.7 relaciona a tensão limite de proporcionalidade a 0.2% (MPa) com a percentagem de ferrite (%f) e o diâmetro médio do grão (μm):

$$\sigma_{0.2} = 15.4 \times (4.4 + 23\%C + 32\%N + 1.3\%Si + 0.24\%Cr + 0.94\%Mo + 0.16\%f + 0.46d^{-0.5})$$

Capítulo 5

Medição das tensões residuais e distorções

Este capítulo visa apresentar a determinação das tensões residuais e das distorções originadas pelo processo de soldadura das chapas. Em primeiro lugar serão descritos os procedimentos para a digitalização da chapa a três dimensões, de modo a conseguir uma boa estimativa da distorção angular; no final do capítulo será detalhadamente descrito o método experimental do furo utilizado neste trabalho para a determinação das tensões residuais.

5.1. Digitalização tridimensional

Após a realização do processo de soldadura é possível observar que as chapas sofreram empenos (figura 5.1), que foram medidos com o auxílio da tecnologia tridimensional de digitalização do *scanner* Vivid-910 da *Konica Minolta* (figura 5.2).

De modo a determinar a dimensão dos empenos, recorreu-se à utilização de um *scanner* 3D para obter um sólido tridimensional no computador. O *Polygon Editing Tool* é um programa que facilita a utilização do *scanner* 3D Vivid-910, oferecendo várias ferramentas interessantes para tratar as nuvens de pontos obtidas, como por exemplo, fazer o preenchimento de lacunas, filtrar polígonos irregulares e rugosidades, assim como suavizar a nuvem de pontos obtida.



Figura 5.1 - Visualização dos empenos na chapa em estudo



Figura 5.2 - Scanner 3D Vivid-910

Escolheu-se a lente adequada à dimensão da chapa a digitalizar (TELE), pois cada lente possui diferentes alcances. Com estes cuidados foi possível obter uma nuvem de pontos densa, preenchida e uniforme. Durante o processo de digitalização foi importante considerar a visibilidade dos cordões de soldadura. Primeiro utilizou-se o *software* PET (*Polygon Editing Tool*), que permite a utilização do *Scanner* 3D Vivid-910 através do computador (figura 5.3 e 5.4).

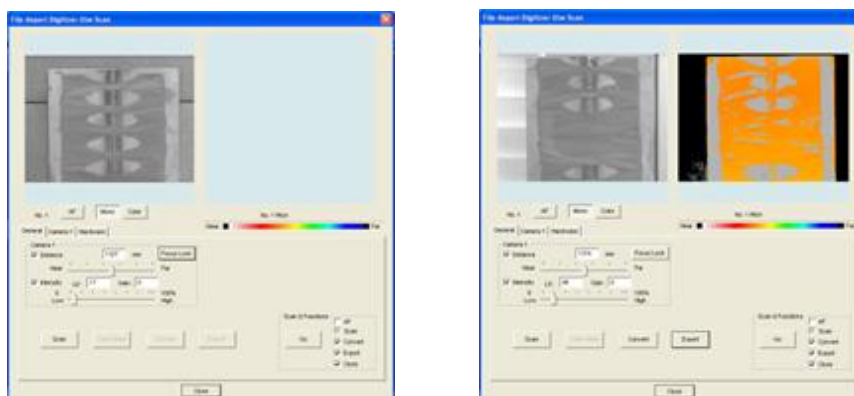


Figura 5.3 - Visualização do sólido em estudo no software PET, a) sem “focus lock” b) com “focus lock”

Antes de se realizar a digitalização do objecto em estudo, é possível seleccionar a opção “*focus lock*”, que vai permitir focar o objecto e definir a distância a que o objecto se encontra do *scanner*. Como é possível ver pela figura 5.3b, se o sólido é apresentado a tons de vermelho significa que o objecto está demasiado perto do *scanner*; se estiver a tons de azul significa que o objecto está demasiado afastado do *scanner*; já o tom amarelado/laranja demonstra que o objecto está posicionado a uma distância razoável do *scanner*, e portanto, pode prosseguir-se com a digitalização.

Como a chapa era demasiado grande para que o *scanner* conseguisse digitalizá-la de uma só vez, foi necessário fazer digitalizações por partes e, posteriormente, uni-las através do *software* PET. Em consequência, foi importante definir referências (pontos, marcas no “*background*” da digitalização, etc.), de modo a facilitar a união das partes virtualmente, e diminuir o erro final. Como o *software* já está preparado com esta ferramenta de junção de partes, se a união for bem executada, o erro cometido será muito reduzido.

De forma a melhorar a qualidade da digitalização por diminuição do reflexo da chapa, espalhou-se uniformemente pó talco sobre o material digitalizado. Com este procedimento foi possível obter uma nuvem de pontos densa e sem “falhas”. A união das várias superfícies digitalizadas da chapa, foi feita com facilidade e com um erro muito reduzido. A nuvem obtida após a união está representada na figura 5.4.

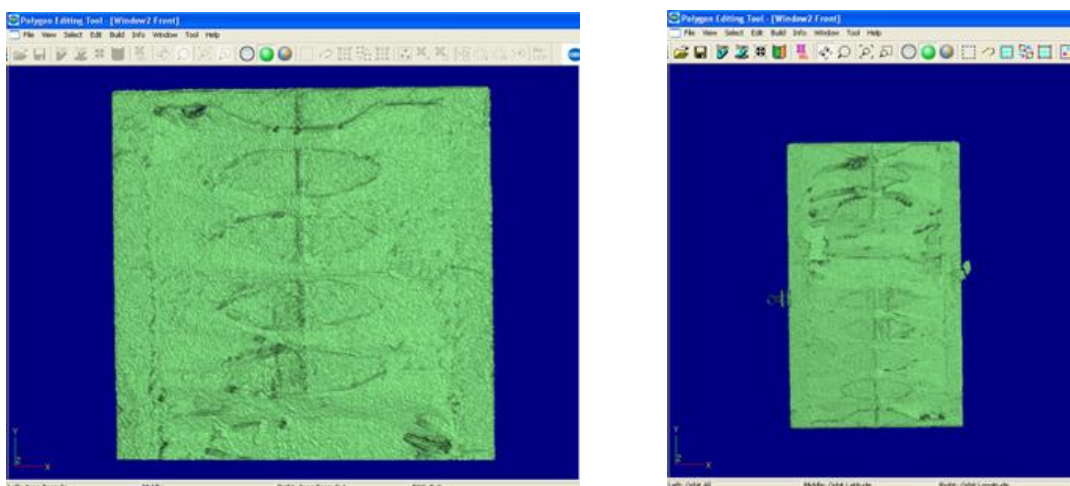


Figura 5.4 - Nova digitalização da chapa preparada com pó talco

A nuvem de pontos final foi guardada com extensão *asc*, para se obter um ficheiro compatível com o SOLIDWORKS®.

De forma a criar uma malha própria que sirva como objecto de estudo, recorreu-se à ferramenta *Mesh Prep Wizard*, disponibilizada pelo SOLIDWORKS®, que permite preparar e limpar a “nuvem de pontos” gerada pelo PET. Esta ferramenta permite criar superfícies e sólidos capazes de serem medidos. No entanto, é preciso ter em conta algumas simplificações, que tornem a “nuvem de pontos” menos densa, mas que continue a representar a chapa de uma forma fidedigna. De seguida, apresenta-se o procedimento e as considerações utilizadas em cada etapa da ferramenta *Mesh Prep Wizard*. Na figura 5.5, apresenta-se um fluxograma que exemplifica a abordagem utilizada para a construção da malha através da ferramenta *Mesh Prep Wizard*.

1st Step) Orientation Method: Escolheu-se o modo automático, pois através desta opção o SOLIDWORKS® escolhe um referencial adequado à nuvem de pontos, utilizando o centróide e os eixos principais de inércia.

2nd Step) Noise Removal : Esta ferramenta permite dividir a nuvem em várias partes e remover os pontos que se encontram fora da sua distribuição média. Escolheu-se a distância máxima entre os pontos, de modo a remover significativamente os pontos dispersos.

3rd Step) Extraneous Data Removal: Esta opção permite ao utilizador seleccionar e remover manualmente os pontos que não pertencem à malha.

4th Step) Simplification: Como o nome indica, esta opção vai permitir simplificar a “nuvem de pontos” ao reduzir o seu número de vértices e o seu número total de pontos (aproximadamente 380000, neste caso). Esta opção é quase sempre necessária quando a “nuvem de pontos” é muito grande. Se, durante a construção da malha, a “nuvem de pontos” apresentar uma quantidade elevada de pontos, o mais provável é surgir uma notificação de “*low-on-memory*” obrigando a uma diminuição maior na quantidade de pontos utilizados na construção da malha. Neste trabalho optou-se por uma redução de 25% em relação ao número de pontos original. Optou-se por uma distribuição uniforme e pela optimização da malha assumindo uma espessura fina.

5th Step) Smoothing: Esta opção permite “suavizar” a malha de modo a uniformizá-la. Escolheu-se a opção *Global Smoothness*.

6th Step) Fill Holes: Esta ferramenta detecta automaticamente os orifícios presentes na malha. Todos os orifícios detectados pelo programa foram seleccionados para serem preenchidos.

Mesh Completion: Malha final obtida e pronta para análise (fig.5.6).

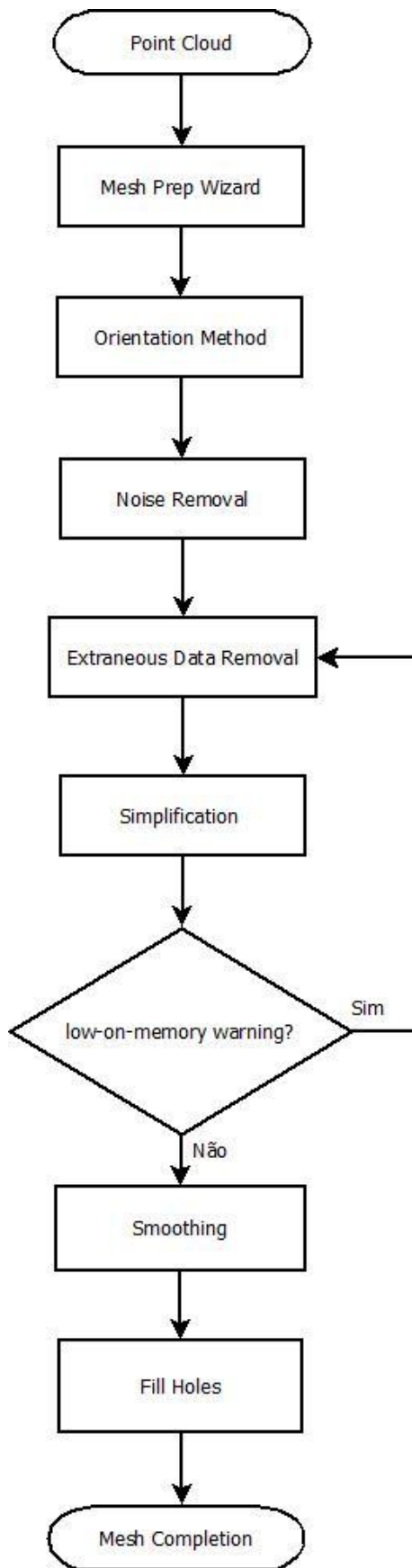


Figura 5.5 - Fluxograma do tratamento da “nuvem de pontos” via *Mesh Prep Wizard*

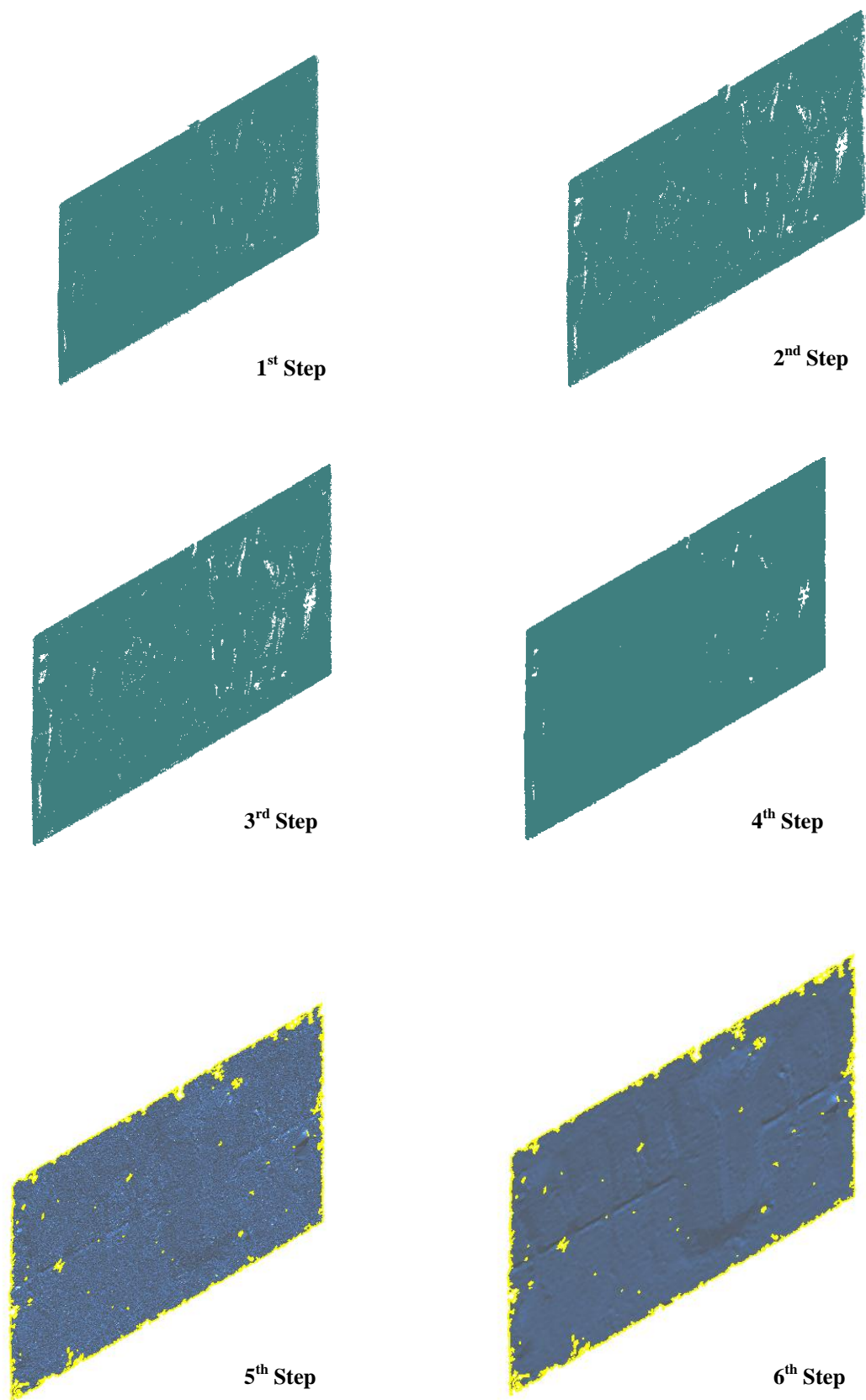


Figura 5.6 - Evolução da “nuvem de pontos” durante as várias etapas do tratamento da nuvem de pontos obtidas por digitalização.

Com a conclusão do *Mesh Prep Wizard* recorreu-se a ferramentas de controlo de geometria, disponíveis no SOLIDWORKS®, para a medição da chapa e dos seus empenos.

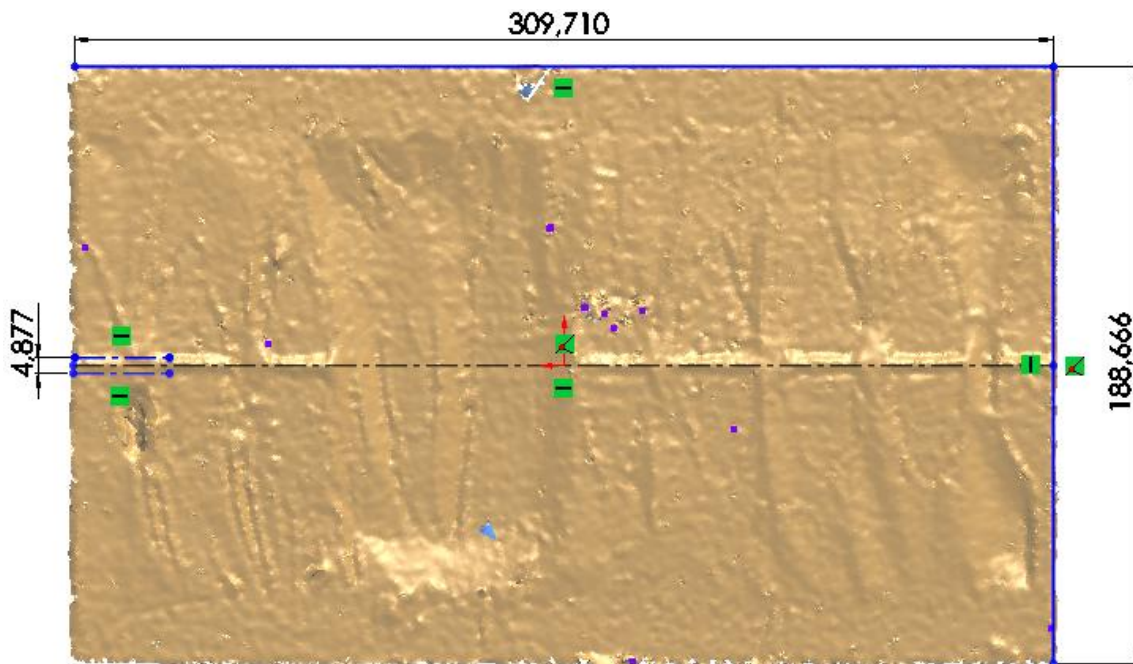


Figura 5.7 - Comprimento e largura da chapa



Figura 5.8 - Medição angular das distorções encontradas na chapa

Tabela 5.1 - Medições das dimensões da chapa, do cordão e da distorção angular da chapa soldada.

| Comprimento (mm) | Largura (mm) | Largura do cordão (mm) | Θ (°) |
|---------------------|-----------------|---------------------------|--------------|
| 309,710 | 188,66 | 4,877 | 1,82 |

5.2. Determinação das tensões residuais pelo Método do Furo

Como foi referido anteriormente, este método semi-destrutivo consiste na medição, à superfície, da deformação aliviada, causada pela introdução de um furo com diâmetro pequeno no componente. Na figura 5.9a apresenta-se o sistema de furação e medição utilizados na execução dos ensaios.

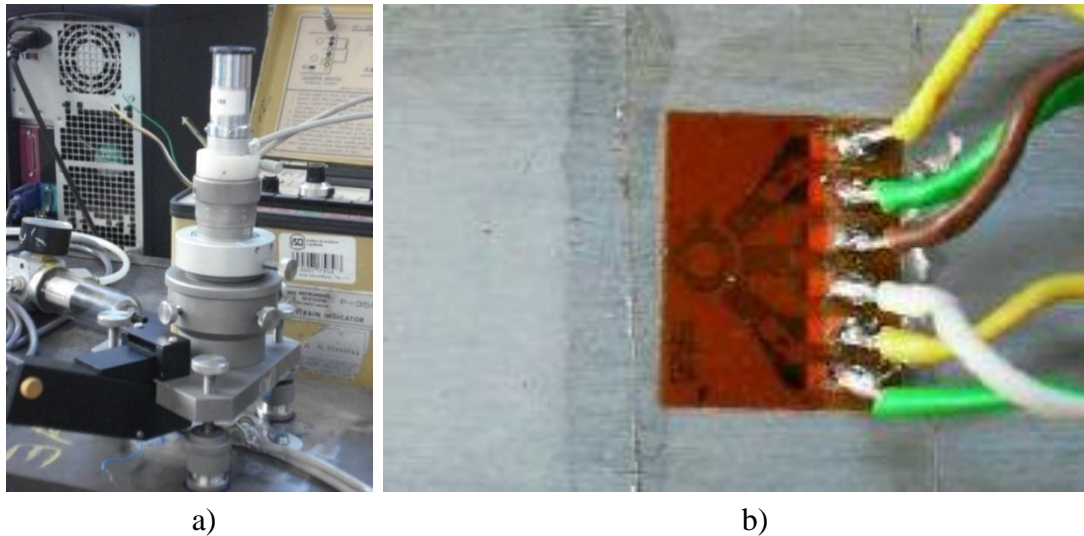


Figura 5.9 - a) Montagem do equipamento para a medida das tensões residuais através do método do furo;
 b) Exemplo da colocação das rosetas de extensómetros no ensaio.

Antes de se iniciar o método experimental para a determinação das tensões residuais, e devido à pequena espessura das amostras e da sobreespessura dos cordões de soldadura, foi necessário afagar os cordões de forma a obter superfícies razoavelmente planas para a realização do ensaio.

Os ensaios foram realizados de acordo com a norma ASTM E 837. A roseta utilizada durante o ensaio foram HBM (fig. 5.9b), tendo sido colocadas aproximadamente a 1 mm da linha de fusão. Na figura 5.10 apresenta-se esquematicamente a localização da roseta. O sistema de furação utilizado foi da marca *Vishay modelo RS200* (figura 5.9a), com uma fresa de diâmetro igual a 1,7 mm. Durante o ensaio, foi utilizado o método incremental, em passos de aproximadamente 0,3 mm, até uma profundidade máxima de 2,4 mm. Foi utilizada uma ponte *Vishay P3500* acoplada a uma unidade de comutação *SB10 (Vishay)* para fazer a leitura da deformação medida pelos extensómetros.

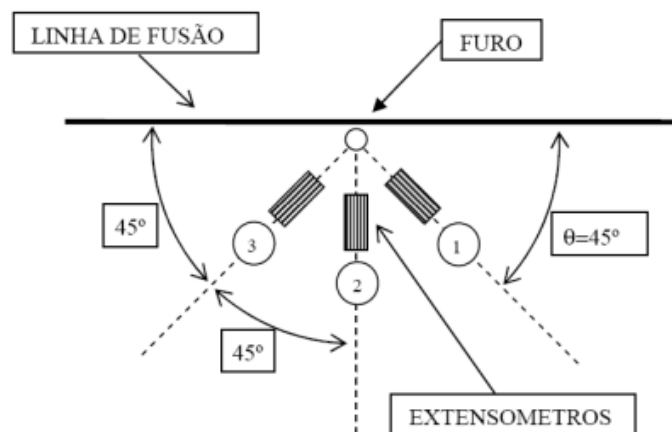


Figura 5.10 - Esquema da localização das rosetas

No caso de uma amostra de espessura fina, assume-se que as tensões são uniformes ao longo da sua espessura. Para o cálculo das tensões principais máxima e mínima (σ_{\max} e σ_{\min}) resolveu-se numericamente as seguintes equações [24]:

$$\sigma_{\max}, \sigma_{\min} = - \left[\frac{p}{a(1 + \nu)} \pm \frac{\sqrt{q^2 + t^2}}{b} \right] E \quad (5.1)$$

onde,

$$p = (\varepsilon_3 + \varepsilon_1)/2 \quad (5.2)$$

$$q = (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)/2 \quad (5.3)$$

$$t = (\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2)/2 \quad (5.4)$$

O ângulo θ foi obtido numericamente através da expressão (5.5):

$$\theta = \frac{1}{2} \tan^{-1} \left(\frac{t}{q} \right) \quad (5.5)$$

Os resultados obtidos durante os ensaios estão representados graficamente em função da profundidade do furo (fig.5.1):

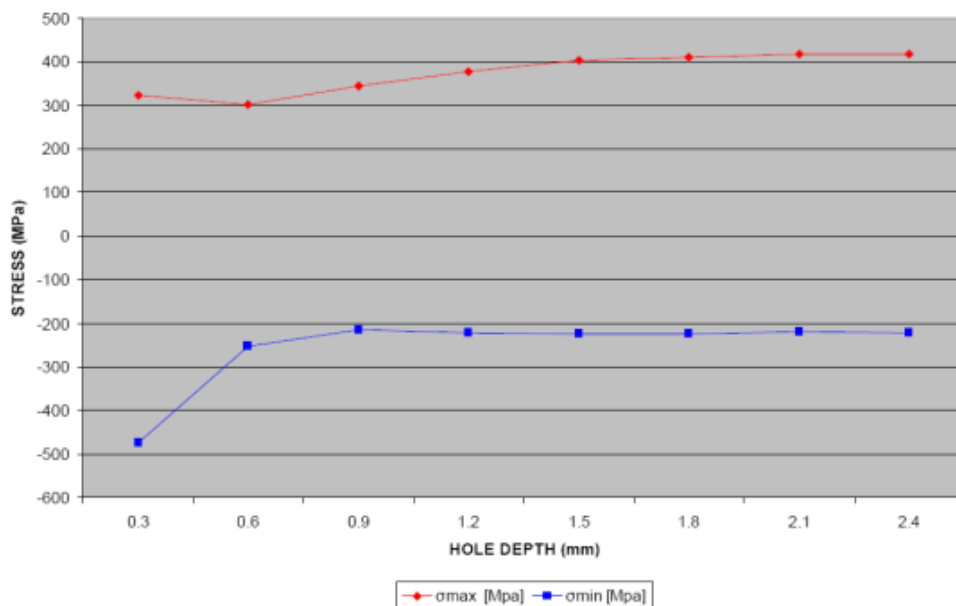


Gráfico 5.1 - Amostra I (soldadura similar topo a topo de AISI 316L)

Tabela 5.2 – Resultados obtidos através do método do furo

| Amostra | Soldadura | Material | σ_{\max} (MPa) | σ_{\min} (MPa) | θ (°) |
|---------|-----------|----------|-----------------------|-----------------------|--------------|
| I | 316L/316L | 316L | 418 | -205 | -42 |

O ângulo apresentado é o ângulo entre o extensómetro 1, (ver figura 5.10), e a direcção da tensão principal máxima. O ângulo negativo indica sentido anti-horário.

Os resultados obtidos mostraram a existência de valores de tensão de tracção na direcção paralela ao cordão e tensões de compressão na direcção perpendicular ao cordão.

Capítulo 6

Análise Térmica

Neste capítulo apresentam-se todos os procedimentos efectuados para a realização da análise térmica. Os modelos analíticos referentes à fonte de calor, condições fronteira impostas ao problema térmico e as considerações utilizadas durante a análise térmica são expostas neste capítulo.

6.1. Modelo analítico da transferência de calor

O processo de soldadura é um fenómeno termomecânico altamente não linear, em que a distribuição não homogénea da temperatura vai dar origem a tensões residuais com natureza térmica e a distorções. Apesar da complexidade do problema térmico, o campo de temperaturas originado por um processo de soldadura pode ser calculado analiticamente com várias simplificações. A equação 6.1 descreve o fenómeno da transferência de calor, para uma análise transiente durante um processo de soldadura [3, 12, 28].

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t}(x, y, z, t) = -\nabla \cdot \vec{q}(x, y, z, t) + Q(x, y, z, t) \quad (6.1)$$

Em que ρ simboliza a massa volúmica do material (kg.m^{-3}), c o calor específico ($\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$), t o tempo (s), T representa a temperatura actual, as coordenadas x, y, z são as coordenadas do plano de referência, ∇ é o operador gradiente espacial, \vec{q} é o vector do fluxo de calor e Q é a taxa de geração de calor por unidade de volume (W m^{-3}).

A equação do fluxo de calor da Lei de Fourier para um material isotrópico não linear, é expressa pela equação 6.2:

$$\vec{q} = -k(T)\nabla T \quad (6.2)$$

Em que k representa a condutividade térmica ($\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$), e ∇T simboliza o gradiente térmico (K m^{-1}).

Desenvolvendo a equação 6.1, a distribuição da temperatura para um material isotrópico pode ser dada pela seguinte expressão:

$$\rho(T)c(T)\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(k_x(T)\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(k_y(T)\frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(k_z(T)\frac{\partial T}{\partial z}\right) + Q \quad (6.3)$$

Onde k_x , k_y , k_z , são os coeficientes de condutividade térmica nas três direcções.

A variação da entalpia com a temperatura deve ser considerada, pois durante o processo de soldadura o material vai estar sujeito a elevadas temperaturas que ultrapassam a sua temperatura de fusão [14]. A variação da entalpia com a temperatura é expressa pela equação seguinte:

$$H = \int \rho(T)c(T) dT \quad (6.4)$$

Escrevendo a equação 6.3 em função da entalpia, obtém-se a seguinte expressão:

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(k_x(T)\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(k_y(T)\frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(k_z(T)\frac{\partial T}{\partial z}\right) + Q \quad (6.5)$$

À temperatura de fusão, a capacidade térmica (energia necessária para aumentar a temperatura do corpo), sofre uma descontinuidade (Fig. 6.1) que se traduz por calor latente de fusão. Este calor latente de fusão, representa a energia necessária a fornecer para que uma substância mude de fase.

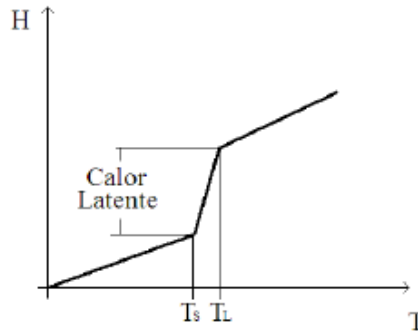


Figura 6.1 - Efeito do calor latente de fusão na entalpia [14]

Para um processo de soldadura com passagens múltiplas (ver figura 6.2), o fluxo de calor em cada passagem pode ser determinado através da equação 6.6 [9]:

$$Df_i = \frac{\eta U_i I_i t_{wi}}{V_i t_s} \quad (6.6)$$

Em que Df_i é o fluxo de calor determinado para a passagem i , t_{wi} é o tempo total da soldadura referente à passagem i , V_i é o volume do cordão de soldadura depositado na passagem i , t_s é o tempo de aquecimento utilizado durante a simulação, I_i e U_i representam a corrente eléctrica e a tensão eléctrica do arco utilizadas durante a soldadura da passagem i .

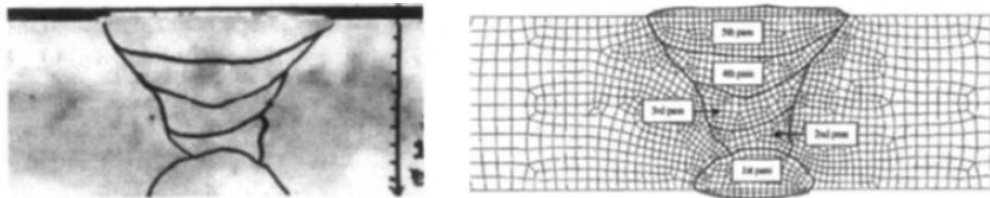


Figura 6.2 - Corte transversal de em processo de soldadura com passagens múltiplas. A figura da direita representa o mesmo exemplo através de malhas pelo MEF [2]

6.2. Radiação e Convecção

Durante o processo de soldadura, fenómenos como convecção e radiação vão ser responsáveis pela perda de uma quantidade notável de calor através das superfícies da chapa. Estas perdas podem ser avaliadas pelas seguintes expressões [51]:

$$q_c = h_c(T - T_\infty) \quad (6.7)$$

$$q_r = \varepsilon \sigma_{sb}(T^4 - T_\infty^4) \quad (6.8)$$

As perdas de calor por convecção são representadas por q_c , e o coeficiente de convecção por h_c ($\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$). De modo semelhante, q_r simboliza as perdas de calor por radiação, ε representa a emissividade da superfície do corpo (pode variar entre 0-1), e σ_{sb} é a constante de Stefan-Boltzmann, 5.67×10^{-8} ($\text{W m}^{-2} \text{K}^{-4}$). A temperatura ambiente é representada em ambos os casos por T_∞ .

6.3. Fundamentos do fluxo de calor aplicados ao MEF

Para um material isotrópico a equação 6.3 pode ser adaptada para a seguinte forma matricial [3]:

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \{L\}^T (|D| \{L\} T) + Q \quad (6.9)$$

Onde,

$$L = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} \\ \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial z} \end{bmatrix} \quad D = \begin{pmatrix} k & 0 & 0 \\ 0 & k & 0 \\ 0 & 0 & k \end{pmatrix}$$

Aplicando condições fronteira convectivas sobre uma superfície que limita um volume “V” obtém-se a seguinte equação [3]:

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \{L\}^T (|D| \{L\} T) + Q + h_f (T_B - T) \quad (6.10)$$

Multiplicando a expressão 6.9 por δT e integrando sobre o seu volume “V”, obtém-se:

$$\int_V \left(\delta T \rho C \frac{\partial T}{\partial t} \right) dv + \int_V (\delta T \{L\}^T [D] \{L\} T) dv = \int_V (\delta T Q) dv + \int \delta T h_f (T_B - T) dA \quad (6.11)$$

A temperatura pode ser obtida para qualquer elemento E a partir das seguintes equações:

$$T = [N]T_E \quad (6.12)$$

$$\delta T = [N]\delta T_E \quad (6.13)$$

Em que T_E é a temperatura nodal e $[N]$ é a matriz de *element shape functions*. Esta equação é válida para todos os δT_E permitidos. Na análise térmica, os campos de temperatura podem ser obtidos a partir da equação 6.12.

Com,

$$B = [L][N] \quad (6.14)$$

A equação 6.11 pode ser agora escrita da seguinte forma [3]:

$$\rho \int (C[N][N]^T\{t\})dv + \int ([B]^T[D][B]\{T_E\})dv = \int_V [N]Qdv + \int_A [N]h_f(T_B - [N]^T\{T_E\})dA \quad (6.15)$$

A equação 6.15 pode ser representada por:

$$[C]\{T_E\} + [K]\{T_E\} = \{F_E\} \quad (6.16)$$

Em que a matriz do calor específico é dada por:

$$[C] = \rho \int_V (C[N][N]^T) dv \quad (6.17)$$

A matriz da condutividade térmica por:

$$[K] = \int_V ([B]^T[D][B])dv + \int_A h_f[N][N]^T dA \quad (6.18)$$

E a matriz do calor gerado e convecção por:

$$\{F_E\} = \int_V Q[N]dv + \int_A h_f T_B[N]dA \quad (6.19)$$

6.4. Modelos aplicados à fonte de calor

Talvez o factor mais importante e complexo para a obtenção de resultados realistas durante a análise térmica seja a modelação da fonte de calor. Devido à sua complexidade, vários modelos têm sido estudados e desenvolvidos por muitos investigadores ao longo dos anos. Goldak e Akhlaghi [52] citam que Rosenthal e Rykalin utilizaram as primeiras teorias do fluxo de calor desenvolvidas por Fourier, ao aplicá-las a modelos de fontes de calor em movimento nos finais de 1930. Este método analítico continua a ser o mais popular para o cálculo do histórico do campo de temperaturas nos cordões de soldadura.

6.4.1. Modelo pontual de Rosenthal

Ribeiro [8] refere que Rosenthal baseou as suas soluções analíticas no princípio do estado térmico quasi-estacionário, onde a resposta térmica estacionária do processo de soldadura é representada quanto às coordenadas do movimento.

Rosenthal propôs a seguinte solução analítica para um escoamento tridimensional de calor durante um processo de soldadura (6.20):

$$\frac{2\pi k r (T - T_0)}{Q} = e^{\left(\frac{-v(r-x)}{2\alpha}\right)} \quad (6.20)$$

Onde k é a condutividade térmica do sólido, T_0 é a temperatura inicial do sólido, Q é o calor fornecido, v é a velocidade do processo de soldadura, x a posição da fonte de calor, α a difusidade térmica do sólido. A função de Bessel, $r = \sqrt{(x^2 + y^2 + z^2)}$, é a distância radial à origem.

Para esta solução analítica, Rosenthal considerou as propriedades térmicas constantes ao longo da temperatura, não considerou as perdas de calor na superfície do sólido, não considerou a existência de fusão, desprezando-se assim o calor proveniente da mesma, e considerou o sólido infinitamente extenso. Apesar destas considerações simplificarem bastante a solução analítica, foi demonstrado que o modelo pontual da fonte de calor de Rosenthal, estava sujeito a sérios erros para temperaturas perto ou na zona de fusão (ZF), e na zona termicamente afectada (ZTA).

6.4.2. Modelo “disco” de Pavelic

No modelo “disco” de Pavelic et al. (1969) descrito por Goldak [52], a distribuição Gaussiana do fluxo térmico é dada pela seguinte equação 6.21:

$$q(r) = q(0)e^{-Cx^2} \tag{6.21}$$

Onde $q(r)$ é a distribuição superficial do fluxo de calor com raio r ($W\ m^{-2}$), $q(0)$ é o fluxo de calor máximo no centro da fonte de calor ($W\ m^{-2}$), r simboliza a distância radial a partir do centro da fonte de calor (m), C é o coeficiente de distribuição de fluxo (m^{-2}).

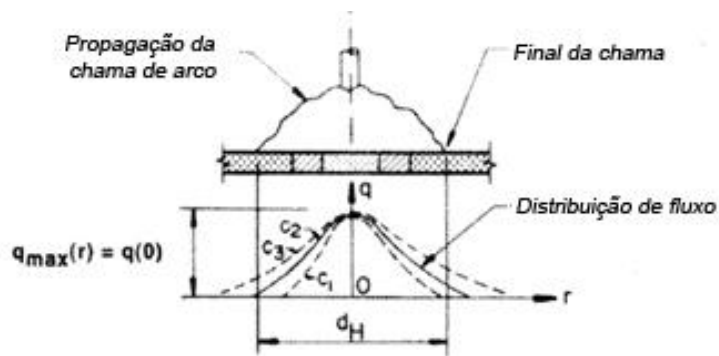


Figura 6.3 - Modelo “disco” da fonte de calor [52]

O coeficiente C tem um significado físico muito simples. Se um fluxo uniforme de magnitude $q(0)$ é distribuído num disco circular com diâmetro igual a $2\sqrt{C}$, a taxa da entrada de energia será ηVI e o círculo vai receber toda a energia directamente do arco. Logo, o coeficiente C , está relacionado com a largura da fonte: quando mais concentrada for a fonte menor será o diâmetro e mais largo será o valor de C .

É praticamente impossível realizar uma modelação bastante rigorosa devido ao fenómeno físico da interacção da fonte de calor com a ZF ser bastante complexo. Contudo, ao distribuir a entrega térmica por área da fonte de calor, o modelo “disco” de Pavelic é considerado mais realista que o modelo pontual de Rosenthal. Para um pré-aquecimento que não cause fundição, a utilização deste modelo oferece resultados bastante precisos. É preciso ter em conta que para processos de soldadura a laser ou feixe de electrões, este modelo não é capaz de prever a penetração da ZF.

Na referência [52] é citado que Krutz, Segerlind e Friedman combinaram o modelo “disco” de Pavelic com o MEF, com o intuito de obterem melhores resultados para as distribuições de temperatura na ZF e na ZTA, relativamente ao modelo proposto por Rosenthal. Uma solução alternativa ao modelo “disco” de Pavelic, foi sugerida por Krutz, Segerlind e Friedman:

$$q(x, z, t) = \frac{3Q}{\pi c^2} e^{-\frac{3x^2}{c^2}} e^{-\frac{3[z+v(\tau-t)]^2}{c^2}} \quad (6.22)$$

$$\text{para } x^2 + [z + v(\tau - t)]^2 < c^2$$

$$q(x, z, t) = 0$$

$$\text{para } x^2 + [z + v(\tau - t)]^2 > c^2$$

Em que Q simboliza a taxa de entrega térmica (W), c é o raio característico da distribuição do fluxo de calor (m), v é o avanço do processo de soldadura (m/s). É necessário considerar um *lag factor* representado por τ , para definir o tempo necessário que a fonte de calor leva a atingir a superfície de referência a partir da posição inicial da soldadura [53]. É possível simplificar esta solução analítica e aplicá-la num modelo bidimensional. Muitos autores consideram desprezável a distribuição do fluxo de calor segundo uma das direcções, como por exemplo $\frac{\partial T}{\partial z}$, assumindo-se que a distribuição do fluxo de calor fica restringida a um plano xy (usualmente posicionado em $z=0$). No entanto, para processos de soldadura que apresentem simultaneamente uma velocidade de avanço baixa e entrega térmica elevada, este método evidencia alguns erros [52].

6.4.3. *Ramp function*

Bae et al (1992) [2] baseou-se no modelo “disco” de Pavelic para desenvolver um modelo de entrega térmica em que é utilizada uma *ramp function*. O fluxo de calor gerado pela fonte de calor traduz-se, pela lei da conservação de energia, numa entrega térmica à superfície dada pela equação 6.23:

$$Q = q(0)\sqrt{\frac{\pi}{C}}L \quad (6.23)$$

L representa a largura do cordão de soldadura (mm).

Considerando que a uma distância, a , do centro do arco o fluxo de calor cai para 5% do seu valor máximo, é possível determinar o coeficiente de distribuição do fluxo de calor através da equação 6.24:

$$q(a) = q(0)e^{-Ca^2} = 0.05q(0) \quad (6.24)$$

Resolvendo em ordem a C , obtém-se:

$$C \cong \frac{3}{a^2} \quad (6.25)$$

Utilizando as equações 6.23 e 6.25, a equação 6.21 pode ser escrita da seguinte forma:

$$q(x) = \frac{Q}{aL}\sqrt{\frac{3}{\pi}}e^{-3\left(\frac{x}{a}\right)^2} \quad (6.26)$$

A *ramp function* é utilizada com o propósito de evitar problemas de divergência numérica, devido ao aumento da temperatura perto da ZF. Durante um processo de soldadura, assiste-se a um fenómeno de aquecimento rápido seguido de um arrefecimento muito lento, de modo a incorporar este fenómeno, esta função é utilizada para distribuir a energia no domínio do *arc scanning time*. A figura 6.4 demonstra graficamente uma *ramp heat function*:

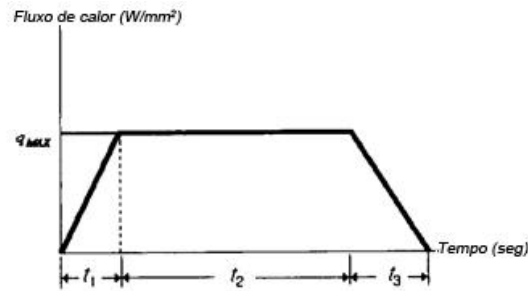


Figura 6.4 - Aspecto gráfico de uma ramp heat function [2]

O *arc scanning time* sobre a unidade de comprimento do cordão de soldadura é descrito pela seguinte expressão:

$$\frac{1}{v} = t_1 + t_2 \quad (6.27)$$

De modo a incorporar o fenómeno de aquecimento e arrefecimento referido anteriormente, parte da energia total é movida de um período inicial, t_1 , até a um período mais tardio, t_3 . Porém, tem sido reportado que a distribuição da temperatura calculada é relativamente indiferente à utilização da *ramp function* no modelo da entrega térmica. Bae et al [2] refere no seu artigo que Shim et al (1992), sugere a utilização de 20% do *ramping time*, (ou seja, $t_1/(t_1+t_2)$), para resultados otimizados.

6.4.4. Modelo com dupla elipsóide proposto por Goldak

Goldak et al [52] propôs um modelo baseado em uma dupla distribuição *Gaussiana* para a densidade de potência nos domínios frontais e posteriores ao centro do arco. Inicialmente Goldak propôs um modelo semi-elipsoidal para a fonte de calor, onde o fluxo de calor assumia uma distribuição Gaussiana por todo o volume da fonte de calor. Contudo, o cálculo dos gradientes da temperatura através deste modelo semi-elipsoidal não apresentava valores concordantes com os dados obtidos experimentalmente. Como tal, surgiu a ideia de um modelo com dupla elipsóide para contornar este problema. Actualmente, tendo por base observações na zona fundida, este modelo é considerado o mais realista e flexível. O tamanho e a forma da fonte de calor podem ser facilmente modificados, de modo a modelar a sua interacção tanto a nível superficial, como a nível de profundidade no sólido durante o processo de soldadura. Medições de temperatura na zona do banho de fusão têm mostrado que o pico de temperatura nessa zona é entre os 300 e 500°C acima do ponto de fusão [52]. Provavelmente o teste mais rigoroso do desempenho de cada modelo para a fonte de calor é a sua precisão para determinar o

tamanho e forma da ZF e o pico de temperatura. Encontraram-se resultados bastante precisos, quando o tamanho e forma do elipsóide são semelhantes ao do banho de fusão. As distribuições *Gaussianas* de densidade de potência em um elipsóide com centro em (0,0,0) e semi-eixos a, b, c paralelos ao referencial de coordenadas em movimento x, y, ξ , podem ser escritas através da equação seguinte:

$$q(x, y, \xi) = q(0)e^{-Ax^2} e^{-By^2} e^{-C\xi^2} \quad (6.28)$$

Onde $q(0)$ representa o valor máximo da densidade de potência no centro do elipsóide. A equação da conservação de energia solicita que:

$$2Q = 2\eta UI = 8 \iiint_0^{\infty} q(0) e^{-Ax^2} e^{-By^2} e^{-C\xi^2} dx dy d\xi \quad (6.29)$$

Em que U é a diferença de potencial eléctrico, I é a corrente eléctrica e η representa a eficiência da fonte de calor.

Evidenciando $q(0)$, a equação (6.29) pode ser escrita da seguinte forma:

$$q(0) = \frac{2Q\sqrt{ABC}}{\pi\sqrt{\pi}} \quad (6.30)$$

De modo a determinar as constantes A, B e C , os semi-eixos da elipsóide a, b, c nas direcções, x, y, ξ , são definidos para que a densidade de potência caia para $0,05 q(0)$ na superfície da elipsóide, como foi demonstrado anteriormente pela equação 6.24. Como tal,

$$A \approx \frac{3}{a^2}, B \approx \frac{3}{b^2}, C \approx \frac{3}{c^2} \quad (6.31)$$

Substituindo as constantes A, B, C na equação 6.28, chega-se à seguinte expressão:

$$q(x, y, \xi) = \frac{6\sqrt{3}Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-3\frac{x^2}{a^2}} e^{-3\frac{y^2}{b^2}} e^{-3\frac{\xi^2}{c^2}} \quad (6.32)$$

A transformação relacionada com um sistema de coordenadas fixo (x, y, z) e um sistema de coordenadas em movimento (x, y, ξ) , já demonstrada na solução proposta por Krutz, Segerlind e Friedman na equação 6.22, é dada pela equação 6.33:

$$\xi = z + v(\tau - t) \quad (6.33)$$

Onde ξ representa a coordenada na direcção do percurso com a origem fixada à fonte de calor móvel.

Considerando a transformação de coordenadas na equação 6.32, é possível fornecer à elipsóide um sistema de coordenadas fixo:

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-3\frac{x^2}{a^2}} e^{-3\frac{y^2}{b^2}} e^{-3\frac{[z+v(\tau-t)]^2}{c^2}} \quad (6.34)$$

Se $\tau = t$, o sistema de coordenadas móvel coincide com o sistema de coordenadas fixo. Nesta condição a fonte de calor encontra-se exactamente sobre a superfície de referência, e a distribuição da densidade de potência no quadrante frontal, pode ser escrita da seguinte forma [3, 54]:

$$q_f(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}Qf_f}{\pi\sqrt{\pi}a_fbc} e^{-3\frac{x^2}{a_f^2}} e^{-3\frac{y^2}{b^2}} e^{-3\frac{z^2}{c^2}} \quad (6.35)$$

De um modo semelhante, a distribuição da densidade de potência para o quadrante posterior é dada pela equação 6.36:

$$q_r(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}Qf_r}{\pi\sqrt{\pi}a_rbc} e^{-3\frac{x^2}{a_r^2}} e^{-3\frac{y^2}{b^2}} e^{-3\frac{z^2}{c^2}} \quad (6.36)$$

Neste modelo, é necessário adoptar as fracções f_f e f_r referentes à deposição de calor no quadrante frontal e posterior respectivamente, onde a igualdade $f_f + f_r = 2$ tem que ser seguida [54].

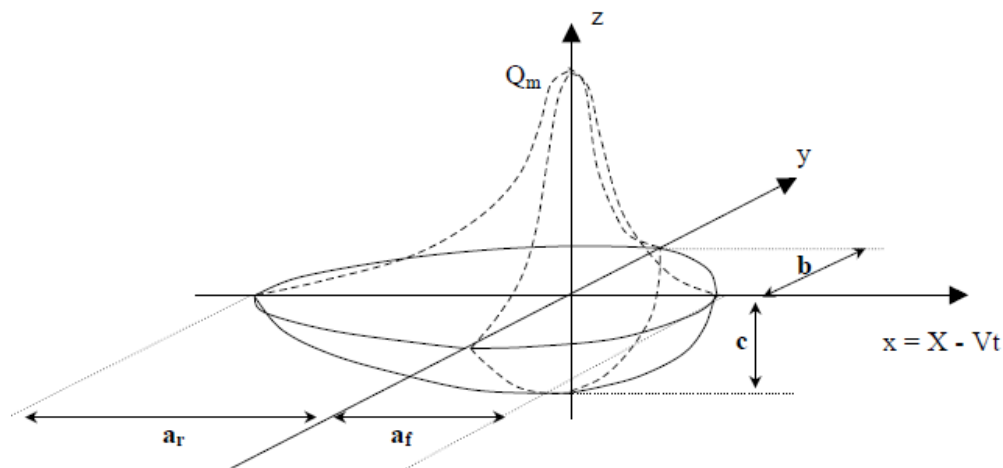


Figura 6.5 - Modelo da fonte de calor com elipsóide dupla [30]

a_f é o comprimento da elipse no quadrante frontal, a_r é o comprimento da elipse no quadrante posterior, b e c representam a largura e a profundidade da fonte respectivamente.

6.5. Modelação da análise térmica

O principal objectivo da simulação numérica deste trabalho é avaliar a capacidade do MEF em analisar um processo de soldadura. Para este tipo de simulações é necessário uma base de dados completa com as propriedades termo-mecânicas em função da temperatura, parâmetros de soldadura, e uma estimativa das dimensões da zona do banho de fusão para uma modelação rigorosa da fonte de calor. Como foi discutido no capítulo 3, existem algumas simplificações úteis que podem ser aplicadas, de modo a reduzir o tempo de cálculo. Uma dessas simplificações consiste na aplicação de um eixo de simetria na placa, quando o problema em questão o permite. Com esta aplicação o tempo de cálculo vai baixar, pois o número de equações não lineares, elementos e graus de liberdade são reduzidos a metade. Apesar de ser possível aplicar a condição de simetria e realizar a análise térmica só para metade da placa, para este caso, o método não pode ser aplicado para a análise estrutural. Os constrangimentos estruturais não estão dispostos simetricamente na placa, e portanto, os resultados seriam fícciosos. Por outro lado, o modelo bidimensional é bastante útil do ponto de vista da economia de tempo. No entanto, como o campo de tensões residuais na realidade é tridimensional, é aconselhável utilizar modelos a três dimensões para as análises estruturais, de modo a se obter resultados mais precisos. Como tal, o modelo final da placa será a três dimensões e a placa é considerada na sua totalidade (310x185x3 mm). As propriedades termo-mecânicas são descritas em função da temperatura e o modelo escolhido para a modelação da fonte de calor foi o de

dupla elipsóide proposto por Goldak. Como não se dispõem de uma base de dados capaz de validar o método desenvolvido numericamente para este trabalho, aplicou-se o procedimento desenvolvido ao caso de estudo de Depradeux (2004) [30]. Os resultados térmicos e estruturais serão comparados com os resultados obtidos por Depradeux, de modo a dar mais credibilidade e confiança ao método numérico desenvolvido. Os resultados térmicos e estruturais para o caso de estudo de Depradeux vão estar integrados separadamente nos capítulos referentes à análise térmica e estrutural. O *software* utilizado para a simulação numérica deste trabalho foi o ANSYS® 12.0 disponibilizado pela Faculdade de Ciências e Tecnologia/UNL. As características dos computadores onde ocorreu a modelação numérica são as seguintes:

Tabela 6.1- Principais características do computador

| | |
|--------------------------|---------------------------|
| Processador | Intel Core 2 Duo 3.33 GHz |
| Sistema Operativo | Windows XP x64 |
| Memória Ram | 8 GB |
| Disco Rígido | 500 GB |

Dividiu-se a modelação numérica do processo de soldadura em duas partes: térmica e estrutural. Com base neste princípio, optou-se por criar dois tipos de “*Environment*” que englobem todas as propriedades, tipo de elemento e condições fronteiras referentes a cada tipo de análise. Por exemplo, o *Environment* térmico apenas tem em consideração as propriedades térmicas do material, o tipo de elemento escolhido foi baseado nas suas capacidades térmicas e as condições de fronteira impostas são de natureza térmica. Para o *Environment* térmico escolheu-se o elemento SOLID70 (ver figura 6.6), devido à sua capacidade de condução térmica tridimensional. Este elemento apresenta 8 nós com um único grau de liberdade (temperatura).

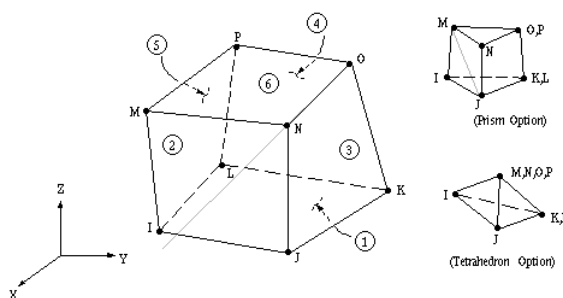


Figura 6.6 - Demonstração gráfica do elemento SOLID70 [55]

A chapa modelada (310x185x3 mm) está exemplificada na figura seguinte:

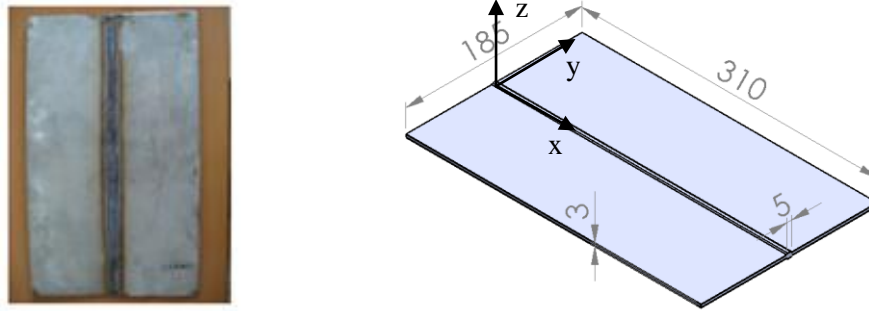


Figura 6.7 - Dimensões da chapa em estudo (mm)

6.5.1. Propriedades térmicas

Após a escolha do tipo de elemento definiu-se as propriedades térmicas do aço AISI 316L. Devido à falta de dados para as propriedades térmicas a temperaturas mais elevadas, retirou-se dados dos trabalhos de Depradeux [30], Bezerra [7] e de Pozo-Morejón et. al [55] em que o material utilizado é o mesmo.

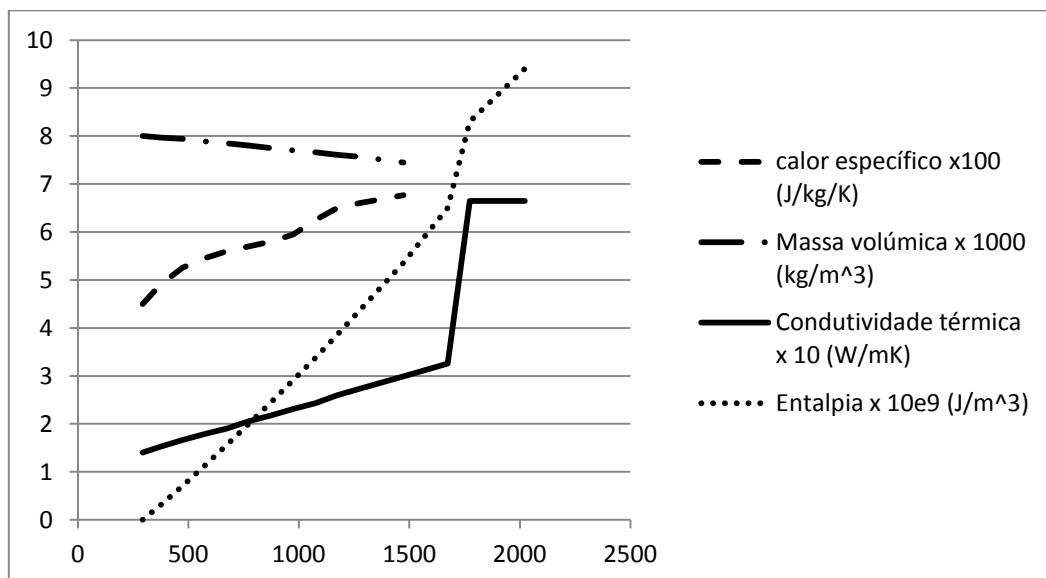


Gráfico 6.1 - Propriedades térmicas para AISI 316L em função da temperatura (unidades em Kelvins no eixo das abscissas)

O calor específico define a variação térmica de uma substância quando esta recebe uma determinada quantidade de calor.

A conductividade térmica é a capacidade de um material em conduzir calor, isto é, quanto maior for o seu valor, maior é a taxa de transferência de calor para esse material. Como

foi referido anteriormente, esta propriedade vai ter uma grande influência na simulação da análise térmica. Segundo Bezerra [7], para temperaturas acima da temperatura de fusão, o valor da condutividade térmica é aproximadamente o dobro, de modo a simular o movimento do fluido e as perdas por convecção na zona fundida. É muito importante contabilizar a sua dependência com a temperatura durante a simulação numérica. Relativamente aos aços mais “clássicos”, o aço AISI 316L apresenta uma condutividade térmica mais baixa, tornando-o mais susceptível ao calor localizado.

A massa volúmica é representada pela letra grega ρ e caracteriza a concentração de massa em um determinado volume.

A entalpia pode ser caracterizada pela energia total de um sistema termodinâmico. A unidade SI é Joules; contudo neste trabalho, a entalpia apresenta-se em $J.m^{-3}$. Os dados obtidos referentes à entalpia foram calculados a partir da equação 6.4.

Para temperaturas elevadas é preciso ter em conta a temperatura de fusão e o calor latente. De acordo com Depradeux [30] os valores para temperatura de fusão e para o calor latente vão variar consoante a fonte bibliográfica. Portanto, adoptou-se o seguinte intervalo para a temperatura de fusão: 1723-1773 K; e $1,8 \times 10^9 J.m^{-3}$ para o calor latente.

No entanto, Bezerra [7] afirma que o material AISI 316L apresenta uma matriz austenítica estável desde a temperatura ambiente até à temperatura de fusão, e portanto pode-se assumir que o material não sofre nenhuma transformação de fase no estado sólido durante a soldadura.

6.5.2. *Meshing*

Como a placa é pingada ao longo das suas faces, e em uma das suas extremidades é colocada uma “barra” de forma a restringir o seu movimento perpendicular, não se pode aplicar a condição de simetria e modelar apenas metade da placa. Vários cálculos e tentativas foram realizados de modo a atingir um refinamento de malha adequado. O tempo de cálculo aumenta com o número de elementos, sendo necessário estabelecer um equilíbrio entre a precisão dos resultados e o tempo de cálculo. A malha utilizada demonstrou uma boa precisão e um tempo de cálculo satisfatório, entre os 10-15 minutos. Escolheu-se elementos tetraédricos para a refinação da malha. Na zona do cordão de soldadura refinou-se os elementos com as dimensões de

1,25x1,25x1 mm, sendo a sua espessura composta por 3 elementos. Com o distanciamento ao cordão de soldadura não é necessário existir um refinamento muito elevado, como tal, aumentou-se as dimensões dos elementos até se atingirem as dimensões de 10x20x1 mm. A malha utilizada contém 14000 elementos e 17574 nós. O tipo de refinamento utilizado no modelo está exemplificado na figura seguinte:

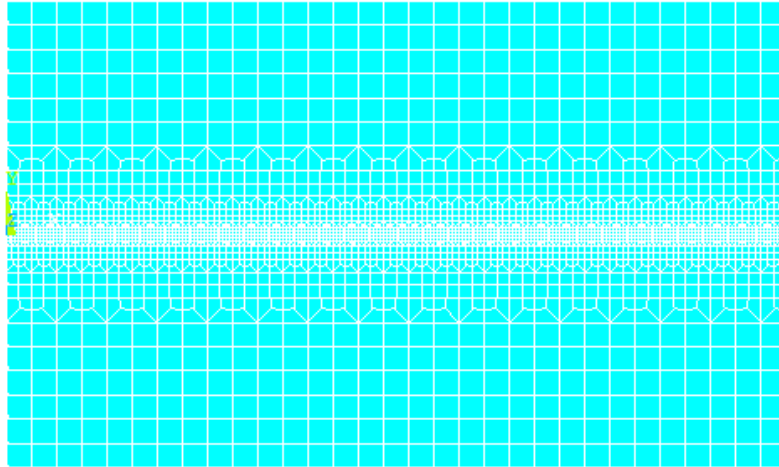


Figura 6.8 - Malha desenvolvida através do ANSYS®

6.5.3. Cálculo da entrega térmica

Para ter em conta as perdas de calor por convecção e radiação é necessário multiplicar a equação 2.2 por um factor de eficiência térmico, η . Este factor térmico depende apenas do processo de soldadura utilizado. Como neste estudo foi utilizado o processo de soldadura TIG, estima-se que o factor térmico seja de 0,6 [56,57]. A fonte de alimentação utilizada para a soldadura TIG foi a CiTig 1500 DC da Airliquide. O valor da corrente eléctrica I utilizada é de 70 A, que corresponde a uma diferença de potencial U de 13 V. De acordo com os parâmetros de soldadura utilizados neste trabalho, obteve-se a seguinte entrega térmica:

$$H_{input} = \frac{60 UI}{1000 S} \eta = \frac{60 \times 13 \times 70}{1000 \times 45} \times 0,6 \approx 728 J/mm$$

6.5.4. Modelação da fonte de calor

A modelação da fonte de calor é um dos parâmetros mais importantes para simulação tridimensional transiente. Neste trabalho utilizou-se a dupla elipsóide proposta por Goldak para modelar a fonte de calor. Os parâmetros dimensionais a, a_r, b, c normalmente são determinados a

partir de dados experimentais. Contudo, na sua ausência, para o quadrante frontal pode estimar-se que a dimensão longitudinal é aproximadamente igual à metade da largura do cordão; já para o quadrante posterior pode-se assumir que a sua dimensão longitudinal é igual a 3/2 do cordão de soldadura [14]. Na tabela seguinte estão apresentados os parâmetros considerados para a dupla elipsóide de Goldak deste trabalho.

Tabela 6.2 - Parâmetros utilizados no dimensionamento da fonte de calor

| | |
|----------------------|----------|
| a_f | 0.0025 m |
| a_r | 0.0075 m |
| b | 0.0025 m |
| c | 0,0015 m |

Na simulação numérica considerou-se que a fonte de calor desloca-se a uma velocidade constante pelos elementos. De modo a simular este movimento, criou-se uma rotina em MATLAB[®] que vai distribuir tabelas com cargas térmicas aplicadas aos elementos percorridos pela fonte de calor. Estas tabelas vão ser carregadas como taxas de geração de calor através da função HGEN do ANSYS[®]. A partir das equações 6.35 e 6.36, estimou-se a densidade de potência aplicada a cada elemento. A maneira mais precisa seria calcular a densidade de potência para cada nó do elemento de acordo com as dimensões da fonte; contudo este método iria exigir um número de tabelas muito superior e como tal os valores da densidade de potência foram aproximados para o seu valor médio em cada elemento (como demonstrado na figura 6.9).

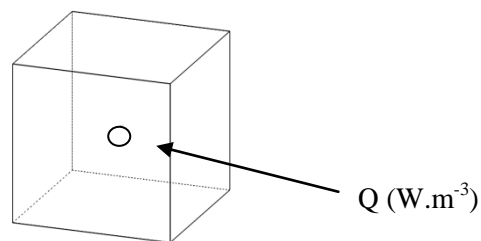


Figura 6.9 - Estimativa “média” para a densidade de potência num elemento

Criou-se um total de 1983 tabelas que caracterizam a densidade de potência aplicada aos elementos, em função do tempo que a fonte de calor leva a percorre-los. O valor da densidade de potência foi calculado para 32 elementos e o tempo que a tocha leva a percorrer cada elemento foi tido em conta de acordo com o avanço do processo de soldadura (45mm/min).

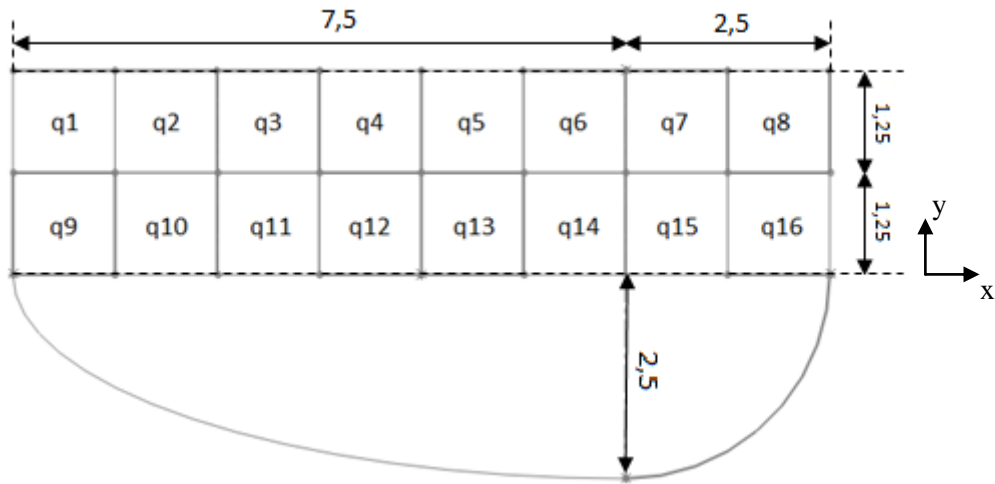


Figura 6.10 - Modelação da fonte de calor nos elementos (unidades em mm)

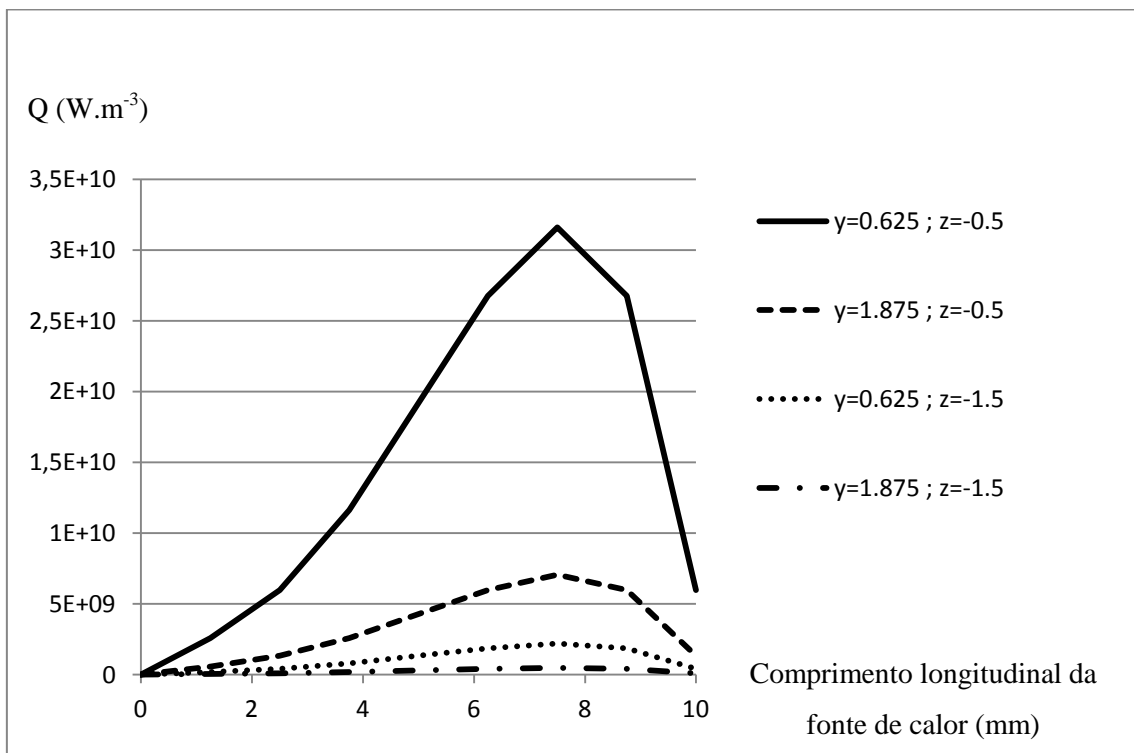


Gráfico 6.2 - Densidade de potência vs. Comprimento da fonte de calor

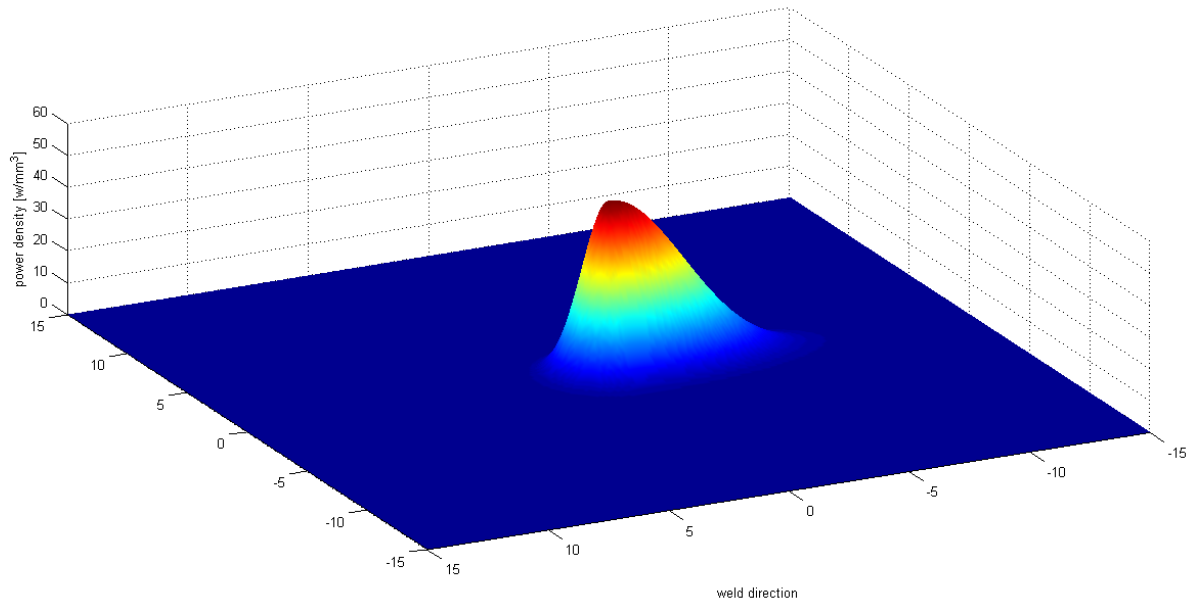


Gráfico 6.3 - Representação 3D da fonte de calor através do MATLAB ($Q_{\text{máx}} - x = 0; y = 0$)

Bezerra [7] afirma que nas simulações numéricas em que não se considera metal de adição é muito importante considerar uma fonte de calor variável com o tempo. No início do processo de soldadura a distribuição de calor é superficial, sendo posteriormente volumétrica e variável até atingir a estabilidade. Quando a fonte de calor se aproxima da extremidade final da chapa a distribuição de calor volta a ser variável. No entanto, Bezerra e outros autores obtiveram resultados bastante satisfatórios ao considerarem distribuições de calor constantes ao longo do tempo. Devido à facilidade de cálculo e ao tempo despendido durante a simulação numérica, assumiu-se uma distribuição de calor constante ao longo do tempo.

O processo de soldadura foi executado em duas passagens. Com base na velocidade da fonte de calor e com o auxílio do MEF, determinou-se a duração das passagens de soldadura e o tempo de arrefecimento respectivo.

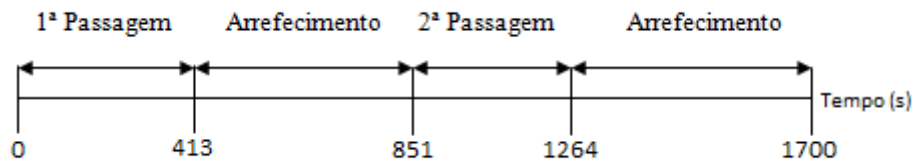


Figura 6.11- Representação esquemática das passagens do processo de soldadura em função do tempo

6.5.5. Condições de fronteira

Aplicou-se um coeficiente de convecção nas superfícies livres da placa como constrangimentos térmicos do problema. O valor utilizado [7] é constante durante toda a análise térmica, $h_c = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$. Como a placa está em contacto com a bancada, impôs-se que a temperatura da face inferior da placa fosse igual à temperatura ambiente definida (293 K). Durante a análise térmica também se considerou uma emissividade de $\varepsilon = 0,75$ para o material [7].

6.5.6. Validação numérica

Antes de se realizar a simulação numérica, devido à falta de dados experimentais dos campos de distribuição de temperaturas, decidiu-se validar o método numérico concebido neste trabalho com os resultados obtidos na bibliografia. Depradeux [30], realizou uma simulação numérica de um processo de soldadura TIG sem material de adição numa placa fabricada em AISI 316L. À semelhança de Bezerra e Pozo-Morejón et. al, decidiu-se utilizar os dados obtidos por Depradeux para validar o código numérico deste trabalho. A placa de Depradeux está exemplificada na figura seguinte.

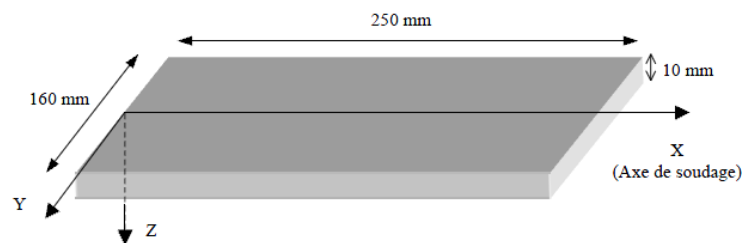


Figura 6.12 - Placa analisada por Depradeux [30]

No seu trabalho, Depradeux realizou dois testes em que considerou velocidades diferentes para o processo de soldadura. No entanto, achou-se que a análise de apenas um dos testes é suficiente para a validação de resultados. Escolheu-se portanto o Teste nº1, em que o processo de soldadura apresenta um avanço de 60 mm/min, uma corrente eléctrica de 150 A e uma diferença de potencial associada de 10 V. Foi utilizado um eléctrodo de tungsténio com 1,6 mm de diâmetro e a taxa de débito do gás de protecção (árgon puro) foi de 11 litros/min. A figura 6.13 mostra as mudanças de temperatura calculadas para os pontos de estudo (indicados na legenda da figura), com o avanço da fonte de calor para a face inferior e superior da placa.

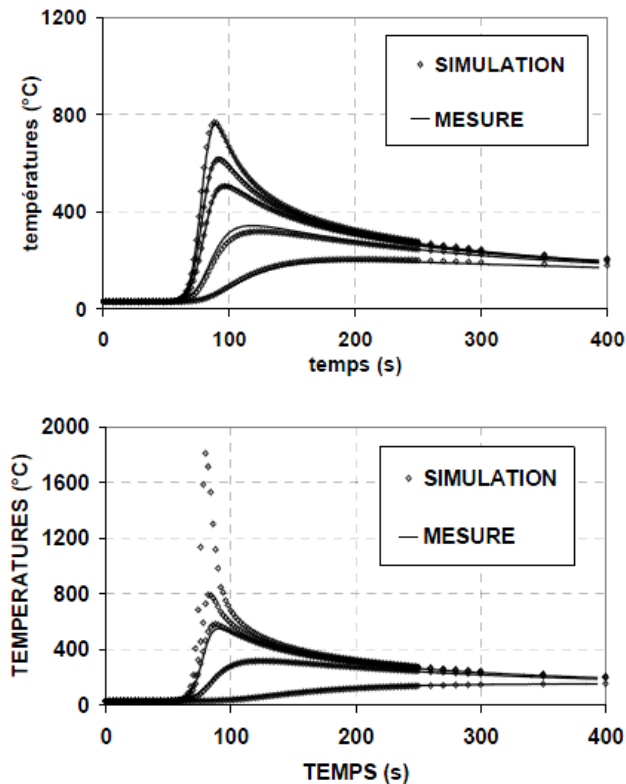


Figura 6.13 - Resultados experimentais e numéricos referentes à análise térmica realizada por Depradeux. Para a face inferior ($x=95$ mm; $y=0, 8, 11, 20, 35$ mm) e face superior ($x=95$ mm; $y=0, 8, 10, 20, 50$ mm) [30]

Para a realização da análise térmica do caso de Depradeux através do método desenvolvido para este trabalho, apenas modificou-se os parâmetros dimensionais da fonte, as dimensões da chapa, e o tipo de refinamento na zona do cordão de soldadura. As restantes variáveis mantiveram-se. Os erros obtidos relativamente ao pico dos valores de temperatura situam-se no intervalo de 1-10%. As figuras 6.14 e 6.15 mostram a evolução da temperatura obtida para os mesmos pontos de estudo considerados no trabalho de Depradeux.

Para a face inferior da chapa verifica-se que os resultados estão muito próximos dos resultados numéricos e experimentais obtidos por Depradeux. Para a coordenada $y=0$ verifica-se um erro relativo de 7,8%, um erro relativo de 6,5% para $y=8$ mm, 1% para a coordenada $y=11$ mm, 7% para $y=20$ mm e 1% para $y=35$ mm. Estas coordenadas são medidas a partir do cordão de soldadura ($y=0$ mm).

Para a face superior também se verifica uma boa concordância entre os resultados obtidos por Depradeux com os resultados numéricos obtidos pelo código utilizado neste trabalho. Para o ponto $y=0$ mm existe um desvio de 5,5%, para $y=8$ mm apresenta-se um erro relativo de 9,5%, 9,8% para $y=10$ mm, para a coordenada $y=20$ mm verifica-se um desvio de apenas 1% e para $y=50$ mm um desvio de 5%.

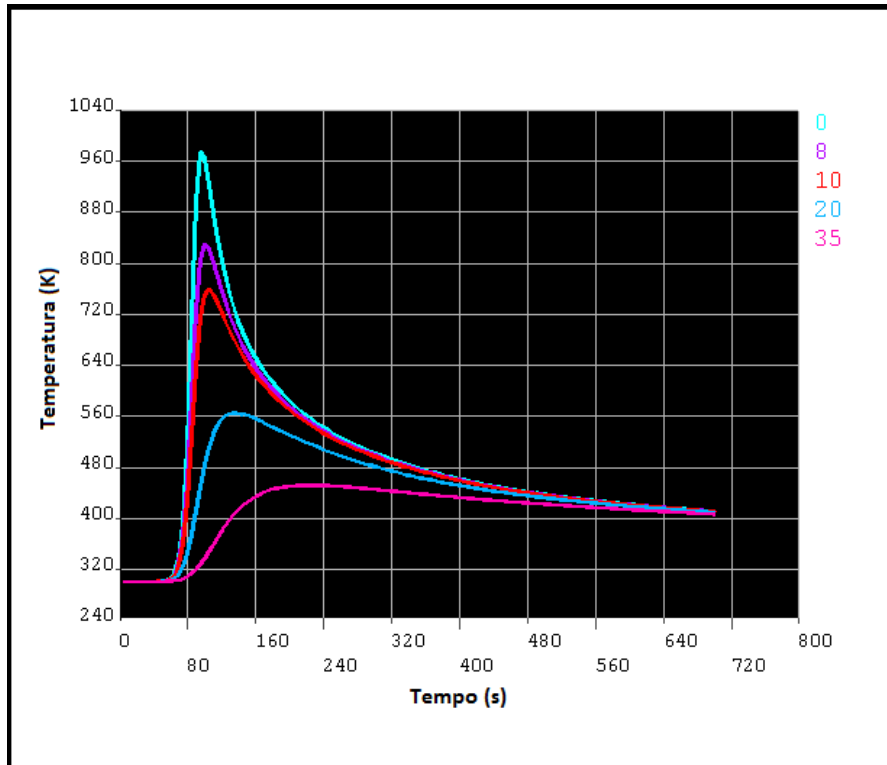


Figura 6.14 – Resultados numéricos obtidos para o caso de estudo de Depradeux (face inferior)

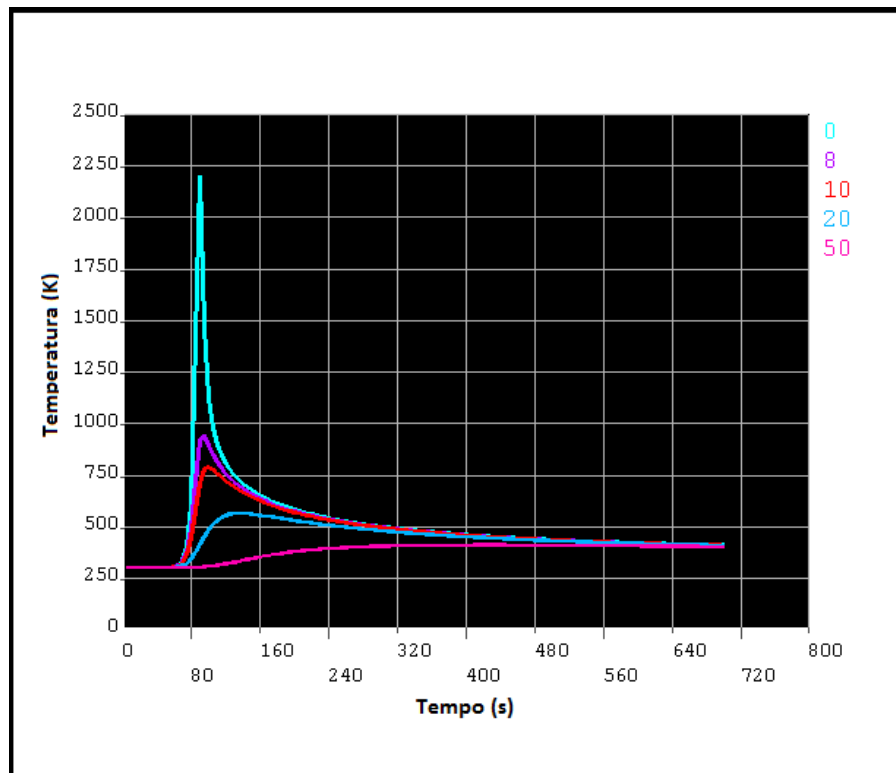


Figura 6.15 - Resultados numéricos obtidos para o caso de estudo de Depradeux (face superior)

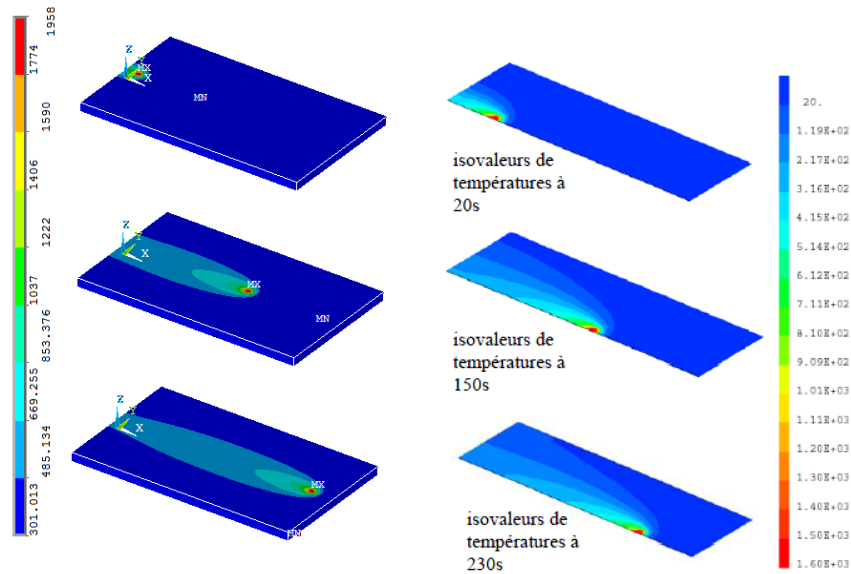


Figura 6.16 - Campo de temperaturas na placa em função do tempo. Esquerda - modelo desenvolvido neste trabalho, temperatura em Kelvins. Direita - Resultados obtidos por Depradeux, temperaturas em °C [30]

6.5.7. Resultados da análise térmica

Os resultados obtidos durante a validação térmica dão mais confiança e credibilidade ao código desenvolvido para este trabalho. Após alguns ensaios de “teste”, realizou-se uma simulação numérica tridimensional com duas passagens para a placa completa sob estudo. O tipo de análise seleccionada foi transiente e para os parâmetros de integração optou-se por não se utilizar “*smoothing*”. Activou-se os efeitos transientes através da opção “*TIMINIT*” do ANSYS® e utilizou-se *DELTIM* de 5/3 segundos durante a análise térmica.

Através de uma macrografia da amostra soldada (figuras 6.17 e 6.18), foi possível comparar as dimensões da zona fundida com os resultados obtidos numericamente. Verifica-se que as dimensões numéricas da profundidade da zona fundida estão bastante próximas da amostra, apresentando um erro de 2,7% para a 1ª passagem e de 2,6% para a 2ª passagem. No entanto, em relação à largura da zona fundida o erro relativo ronda os 18,7% para a 1ª passagem e 20% para a 2ª passagem. Este desvio pode dever-se à aproximação “grosseira” da fonte de calor aplicada aos elementos, em que se considerou valores médios para a densidade de potência.

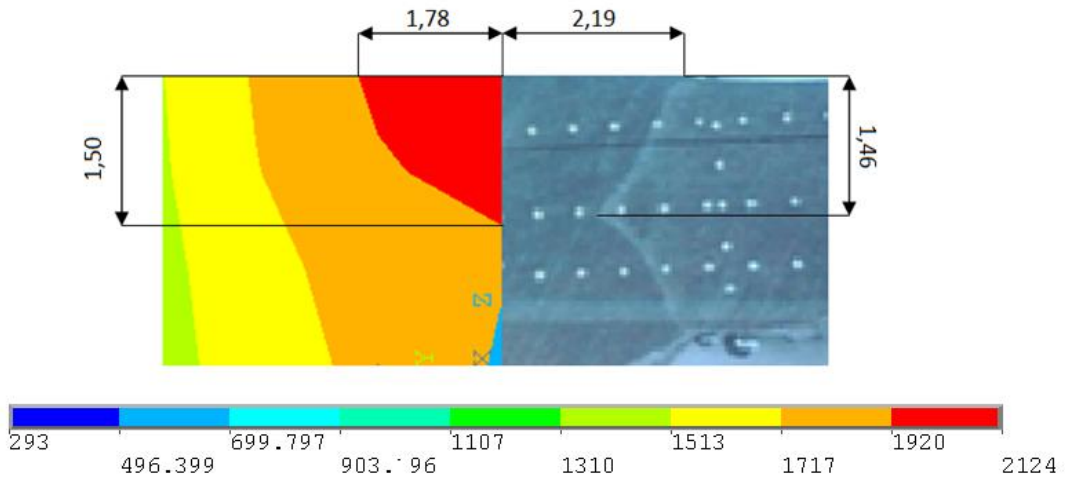


Figura 6.17 - Resultados Numéricos vs. Experimentais - 1ª Passagem (unidades em milímetros, com escala de temperaturas em Kelvins)

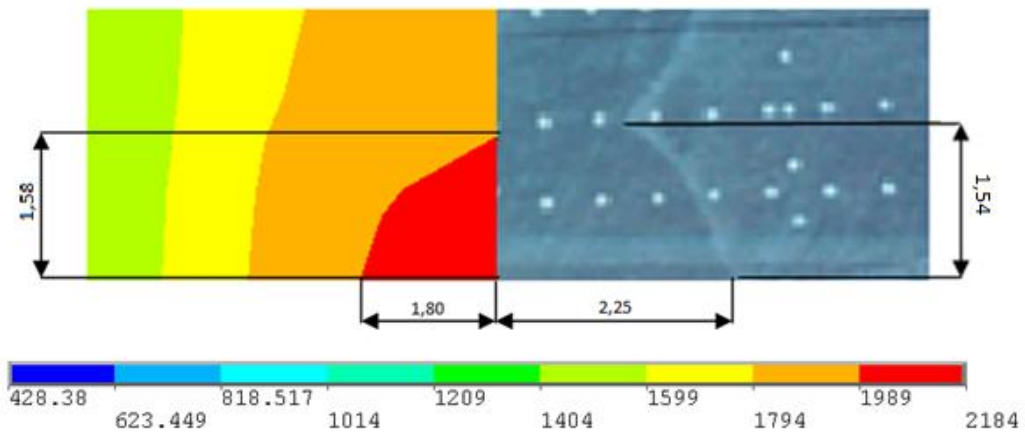


Figura 6.18 - Resultados Numéricos vs. Experimentais - 2ª Passagem (unidades em milímetros, com escala de temperaturas em Kelvins)

À semelhança do ensaio numérico que se realizou para a validação térmica (figs.6.13-6.15), escolheram-se 5 pontos de estudo. Estes pontos estão representados na figura 6.19:

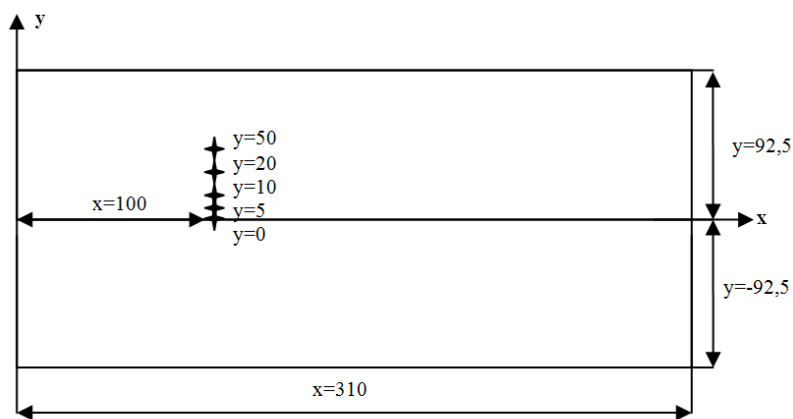


Figura 6.19 – Pontos de estudo escolhidos durante a análise térmica da placa soldada

Para a face superior a temperatura máxima atinge os 2250 K (figura 6.20), apresentando uma subida de temperatura na ordem dos 67 K/s. Após atingir o pico de temperatura o material começa a arrefecer lentamente tendendo para um valor próximo dos 450 K. A segunda passagem dá-se perto dos 940 segundos. Como esta passagem é efectuada pela face inferior, a temperatura máxima na face superior chega perto dos 2115 K, sendo ligeiramente inferior à temperatura máxima da primeira passagem. Durante a segunda passagem a subida de temperatura ronda os 28 K/s na face superior, tendendo para um valor próximo dos 500 K durante a fase de arrefecimento.

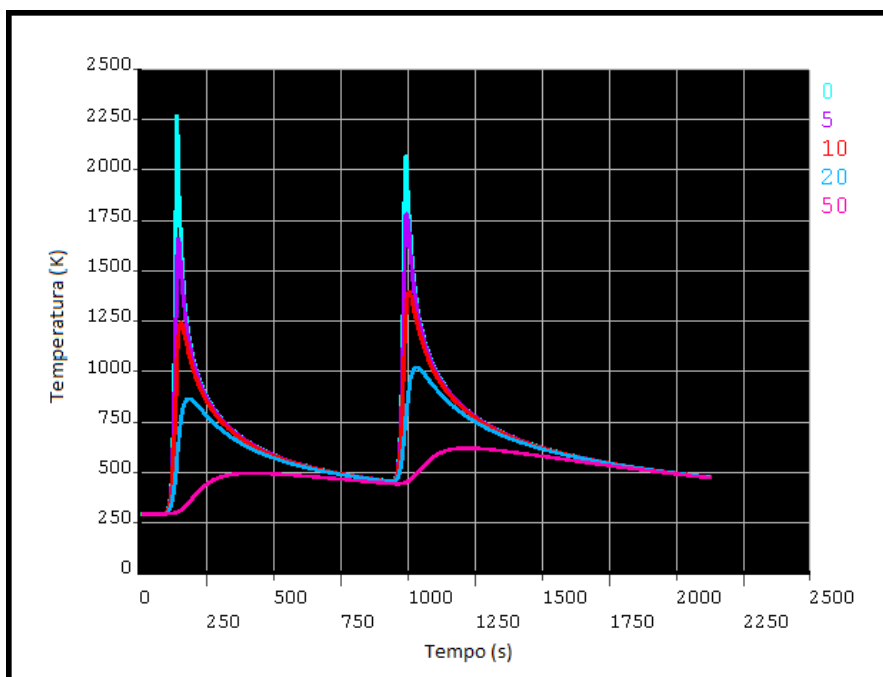


Figura 6.20 – Temperatura na face superior ($x=100$; $y=0,5,10,20,50$ unidades em mm)

Na figura 6.21, verifica-se que para a primeira curva, a subida de temperatura dá-se na ordem dos 57 K/s, atingindo a temperatura máxima de 1950 K. O arrefecimento da primeira passagem dá-se perto dos 130 segundos, após o começo do processo de soldadura. Como durante o arrefecimento, a temperatura tende a estabilizar perto dos 450 K, com o início da segunda passagem, é expectável que a temperatura máxima na face inferior exceda a temperatura máxima da face superior. A subida de temperatura referente à segunda passagem dá-se na ordem dos 32 K/s, chegando a atingir o valor máximo de 2375 K. Após a passagem da fonte de calor, dá-se de imediato a fase de arrefecimento, que tende a estabilizar perto dos 500 K à semelhança da face superior.

Conforme foi referido anteriormente, devido à falta de dados experimentais para o caso de estudo, relativamente ao campo de distribuição das temperaturas não é possível comparar os valores térmicos obtidos na simulação numérica com os reais. No entanto, os resultados obtidos durante a validação numérica com o estudo de Depradeux são bastante coerentes e, devido à

semelhança dos casos de estudo, é de esperar que estes resultados sejam bastante próximos da realidade.

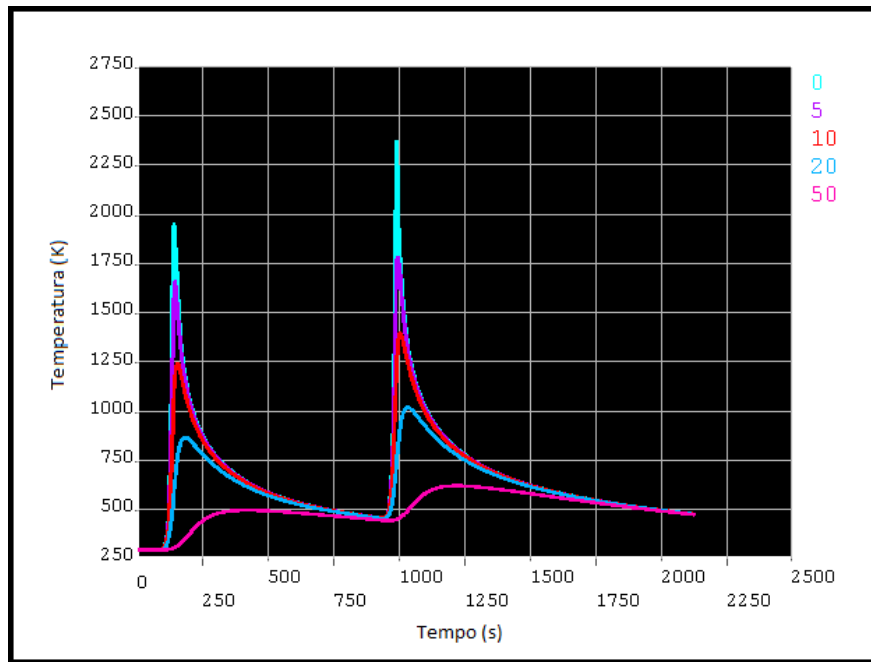


Figura 6.21 – Temperatura face inferior ($x=100$; $y=0,5,10,20,50$ unidades em mm)

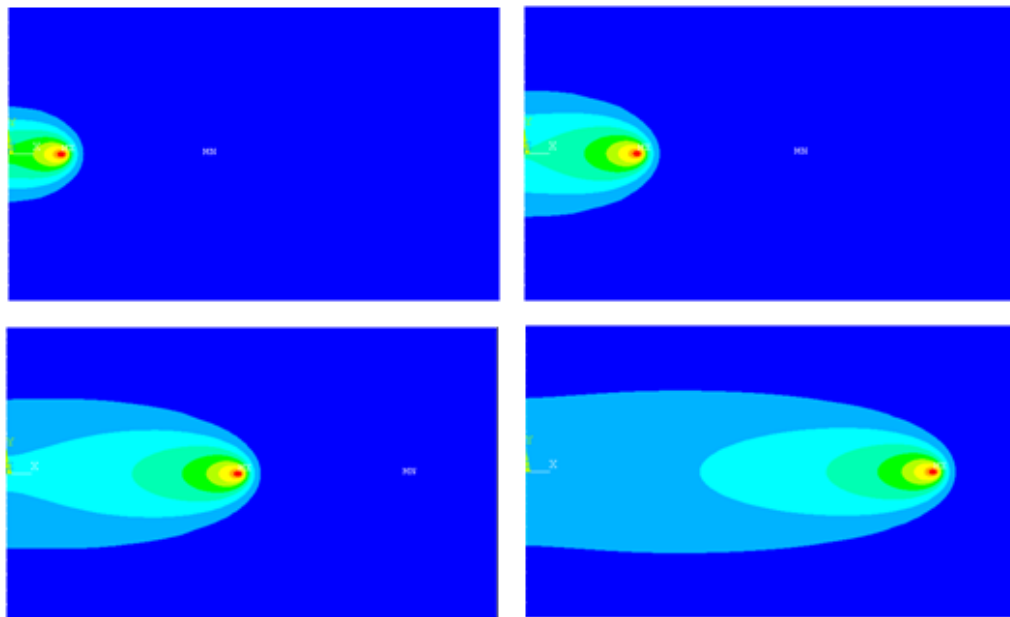


Figura 6.22 – Posição da fonte de calor com a evolução do tempo (50,100,200,350 segundos)

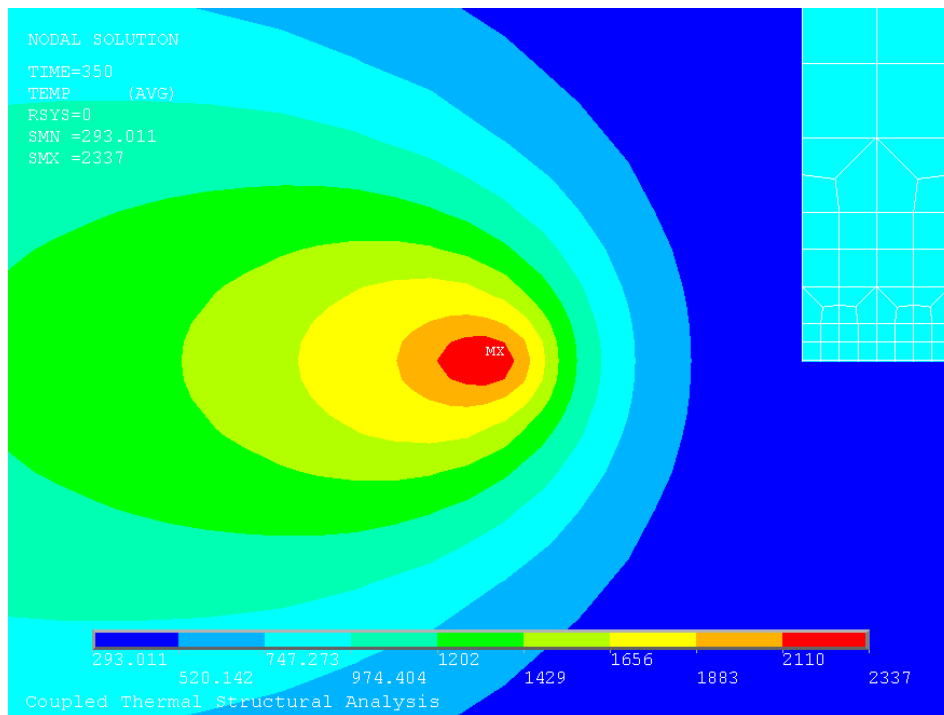


Figura 6.23 – Perfil de temperaturas para o instante $t=350s$ (a malha apresenta-se ao canto superior direito de modo a auxiliar a percepção das dimensões da ZTA)

Capítulo 7

Análise Estrutural

Neste capítulo apresentam-se os fundamentos teóricos referentes à análise das tensões residuais e distorções geradas pelos ciclos térmicos associados a um processo de soldadura, expondo-se todas as simplificações e métodos utilizados durante a simulação numérica estrutural.

7.1. Comportamento elasto-plástico

O comportamento mecânico dos sólidos elásticos pode ser descrito por três grupos de equações. Estes grupos de equações formam um sistema de equações independentes capaz de resolver o problema de elasticidade e descobrir o campo de deslocamentos em um sólido contínuo [14].

Equilíbrio de forças – três equações independentes [14]:

$$\sigma_{ij,j} + F_i = \rho \partial_{tt} u_i \quad (7.1)$$

Relação Constitutiva – seis equações que relacionam tensões e deformações [14]:

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl}(E, \nu, T, h, \sigma_e) \varepsilon_{kl} \quad (7.2)$$

Relações entre deformações e deslocamentos – seis equações [14]:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}(u_{j,i} + u_{i,j}) \quad (7.3)$$

A maior parte dos metais utilizados na indústria metalomecânica apresenta comportamento elasto-plástico. Este comportamento elasto-plástico é definido por uma resposta do material inicialmente elástica, e quando excede um determinado valor de tensão, o comportamento é principalmente plástico. Deve-se ter em conta o comportamento plástico do material, pois a sua resposta pode passar a não ser linear, o que vai por em causa a segurança e fiabilidade do componente a ser projectado [59]. De um modo geral o comportamento mecânico destes materiais pode ser descrito por um ensaio uniaxial à tracção.

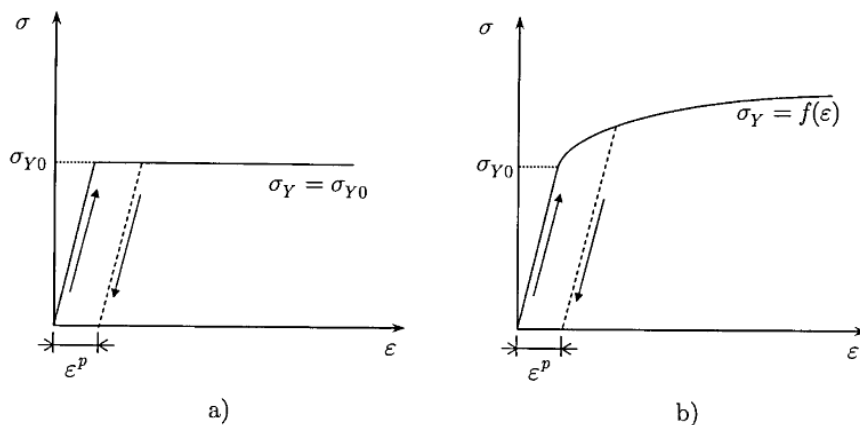


Figura 7.1 - Tipos de comportamentos elasto-plásticos obtidos durante o ensaio à tracção: a) elasto-perfeitamente plástico e b) elasto-plástico com encruamento [59]

A resposta linear elástica dá-se na região inicial do gráfico até se atingir a tensão de cedência inicial σ_{Y0} . Quando esta tensão de cedência inicial é excedida dá-se a resposta plástica do material, que varia consoante a existência de encruamento. O encruamento vai ser responsável pelas alterações da tensão de cedência em materiais elasto-plásticos com endurecimento. Caso um material não apresente encruamento, este designa-se por elasto-plástico perfeito (fig.7.1). Estas deformações plásticas são irreversíveis, mesmo após se ter procedido ao descarregamento, provocando deformações permanentes ou residuais nos materiais [59].

7.2. Definição dos tipos de deformações presentes no material

Para os materiais não lineares, assumindo uma decomposição aditiva dos vários tipos de deformações, a deformação total ε_{ij} pode ser escrita como (7.4) [30]:

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p + \varepsilon_{ij}^{th} + \varepsilon_{ij}^{tp} \quad (7.4)$$

Em que ε_{ij}^e é a deformação elástica, ε_{ij}^p a deformação plástica, ε_{ij}^{th} a deformação térmica, ε_{ij}^{tp} a deformação plástica induzida por transformação.

A taxa da deformação total pode ser escrita como:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^e + \dot{\varepsilon}_{ij}^p + \dot{\varepsilon}_{ij}^{th} + \dot{\varepsilon}_{ij}^{tp} \quad (7.5)$$

7.2.1. Deformações elásticas

Pela lei de Hooke a deformação elástica pode ser escrita como (7.6):

$$\varepsilon_{kl}^e = \sigma_{ij}^e \cdot E(T)^{-1} \quad (7.6)$$

É possível relacionar a tensão resultante σ_{ij} com o tensor constitutivo elástico C_{ijkl} , através da seguinte expressão [14]:

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl}(\varepsilon_{kl} - \varepsilon_{kl}^p - \varepsilon_{kl}^{th} - \varepsilon_{kl}^{tp} - \varepsilon_{kl}^{tr}) \quad (7.7)$$

7.2.2. Deformações térmicas

A deformação com origem térmica é interpretada pela equação (7.8) [30]:

$$\varepsilon_{ij}^{th} = \alpha_{ij}(T - T_{\infty}) \quad (7.8)$$

Onde, α_{ij} é o coeficiente de expansão linear térmico e T_{∞} é a temperatura de referência. Esta deformação com natureza térmica assume valores conforme a fase em que o material se encontra. Normalmente as alterações de volume devidas às transformações de fase são ignoradas, pois as deformações plásticas geradas por esta transformação são anuladas. No entanto, para prever o fenômeno de fissuração a quente, é preciso ter em conta a contração do volume devido à solidificação do material [6, 30].

7.3. Teoria da plasticidade

A teoria da plasticidade descreve a resposta elasto-plástica dos materiais através de relações matemáticas. Para o desenvolvimento desta teoria algumas hipóteses restritivas foram impostas. Dentro dessas hipóteses admite-se que as deformações plásticas resultantes de um histórico de tensões, ocorrem instantaneamente, ou seja, apresentam independência em relação ao tempo.. Existem três conceitos fundamentais do modelo da taxa de plasticidade independente: critério de cedência, regra do fluxo e regra do encruamento [60-62].

7.3.1. Critério de cedência

O critério de cedência é fundamental para se perceber quando num determinado ponto do corpo do material se dá ou não deformações plásticas. Para materiais isotrópicos a cedência plástica depende unicamente da grandeza das tensões principais e nunca das suas orientações no espaço das tensões [59]. O critério de cedência f utilizado neste trabalho é o de *Von Mises*, visto que para simulações numéricas de soldadura, o modelo de plasticidade mais utilizado é o critério isotrópico de *Von Mises*, com a regra do fluxo associada. Utilizando este critério, o domínio elástico pode ser definido por [30]:

$$f\{\sigma_{ij}\} = \sigma^{VM} - \sigma_y \leq 0 \quad (7.9)$$

$$\sigma^{VM} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (7.10)$$

Caso a tensão equivalente de *Von Mises* σ^{VM} , exceda o limite de elasticidade σ_y , vão ocorrer deformações plásticas. As tensões principais são representadas por σ_1 , σ_2 e σ_3 , onde $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$. Na figura seguinte apresentam-se os vários tipos de superfícies de cedência.

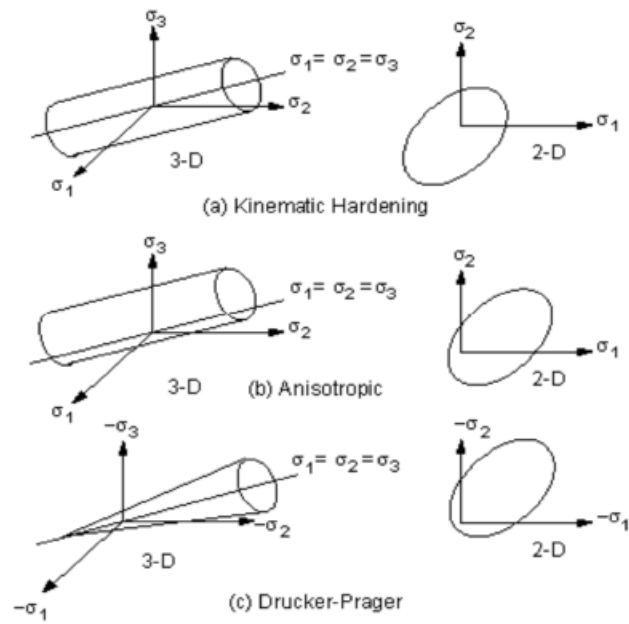


Figura 7.2 - Tipos de comportamentos mecânicos [4]

Qualquer estado de tensão no interior destas superfícies de cedência é elástico, ou seja, não vai originar deformações plásticas.

7.3.2. Regra do Fluxo

Durante o fluxo plástico a seguinte condição demonstra que [30]:

$$f(\sigma_{ij}) = 0 \rightarrow \Delta \varepsilon_{ij} = \Delta \varepsilon_{ij}^e + \Delta \varepsilon_{ij}^p + \Delta \varepsilon_{ij}^{th} \quad (7.11)$$

A regra do fluxo dita a direcção dos deslocamentos plásticos, sendo escrita através da seguinte equação:

$$\Delta \varepsilon_{ij}^p = \Delta \lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} = \Delta \lambda \frac{3}{2} \frac{S_{ij}}{\sigma^{VM}} \quad (7.12)$$

Em que S_{ij} é o tensor tensão desviador e $\Delta \lambda$ é uma constante positiva dependente das propriedades do material, designada por multiplicador plástico (que determina a extensão do

deslocamento plástico). A equação de consistência, $\dot{f} = 0$ permite determinar o multiplicador plástico [30].

7.3.3. Regra do encruamento

A regra do encruamento estabelece as condições para que o processo de deformação plástico possa ocorrer depois de se ter atingido pela primeira vez o estado plástico do material. A superfície de cedência pode sofrer contínuas alterações à medida que se dá o escoamento plástico, diferindo consoante o tipo de encruamento presente. Existem três tipos de encruamento: isotrópico, cinemático e distorcional (ver figura 7.3) [59].

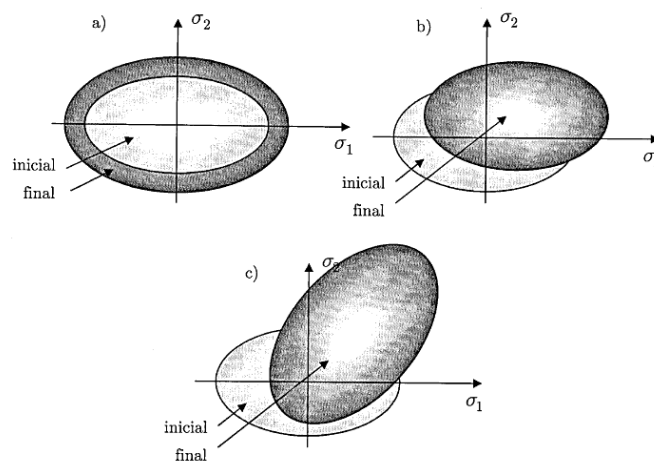


Figura 7.3 - a) encruamento isotrópico ; b) encruamento cinemático; c) encruamento distorcional [59]

No encruamento isotrópico a superfície de cedência mantém-se centrada na origem e expande-se uniformemente à medida que as deformações plásticas se desencadeiam.

No encruamento cinemático, a superfície de cedência permanece constante e desloca-se no espaço de tensões em função das deformações. Alves cita no seu trabalho [59] que Prager introduziu este tipo de endurecimento, com o intuito de explicar o efeito de Bauschinger presente em materiais sujeitos a carregamentos cíclicos. Wentz refere no seu estudo [14] que o modelo cinemático é o mais apropriado para simulações onde ocorrem muitos ciclos de deformações, como é o caso dos processos de soldadura que utilizam vários passes.

O encruamento distorcional engloba os dois tipos de encruamento já referidos, podendo ainda acontecer rotação da superfície de cedência.

No trabalho actual utilizar-se-á o modelo de encruamento isotrópico. Para este modelo um novo parâmetro será definido, a deformação plástica efectiva, $\bar{\varepsilon}^p$:

$$\bar{\varepsilon}^p = \sqrt{\frac{2}{3} \varepsilon_{ij}^p \varepsilon_{ij}^p} \quad (7.13)$$

A equação seguinte relaciona a tensão de cedência de um ponto material em regime plástico, com a tensão de cedência inicial, σ_{y0} , e com um módulo de endurecimento h através da equação:

$$\sigma_y = \sigma_{y0} + h(\bar{\varepsilon}^p) \quad (7.14)$$

Para o comportamento isotrópico, o módulo de endurecimento é dado por [14]:

$$h_{iso} = \frac{E E^{T,iso}}{E + E^{T,iso}} \quad (7.15)$$

Em que E é o módulo de elasticidade do material e $E^{T,iso}$ é o módulo plástico.

7.3.4. Plasticidade induzida por transformação de fase

A plasticidade induzida por transformação de fase pode ser definida como uma deformação plástica anómala que pode ser observada quando se dão transformações metalúrgicas sob acção de tensões externas. Este tipo de deformações deve-se ao fenómeno conhecido por mecanismos de Greenwood-Johnson e de Magee, como é referido por Rosa em [6]. A teoria de Greenwood-Johnson assume que a plasticidade por transformação tem início na micro-plasticidade na fase austenítica mais fraca induzida pela diferença de volumes específicos entre as fases. O mecanismo de Magee diz que na presença de tensões externas, se ocorrer transformação martensítica, placas de martensite serão formadas numa direcção preferencial [6].

Wentz refere em [14] que Yao et al. (2004) demonstraram em estudos que a plasticidade induzida por transformação tem grande influência sobre as tensões residuais e distorções geradas por processos de soldadura e por tratamentos térmicos, principalmente nas regiões próximas à ZTA.

Para materiais com encruamento isotrópico Yupiter et al (2011) [39] sugerem a equação constitutiva baseada no histórico metalúrgico proposta por Leblond, onde a taxa de deformação plástica induzida por transformação pode ser expressa da seguinte forma:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{tp} = -\frac{3}{2}K(\ln p_{\alpha})h\left(\frac{\sigma^{VM}}{\sigma_y}\right)\dot{p}_{\alpha}S_{ij} \quad (7.16)$$

Onde K é o coeficiente de transformação plástica, p_{α} é a proporção de volume para a fase α [38] e σ^{VM} é a tensão equivalente de Von Mises.

h representa uma função de correcção e pode ser definida como [4]:

$$h\left(\frac{\sigma^{VM}}{\sigma_y}\right) = 1, \text{ se } \frac{\sigma^{VM}}{\sigma_y} \leq \frac{1}{2} \quad (7.17)$$

$$h\left(\frac{\sigma^{VM}}{\sigma_y}\right) = 1 + 3.5\left(\frac{\sigma^{VM}}{\sigma_y} - \frac{1}{2}\right), \text{ se } \frac{\sigma^{VM}}{\sigma_y} \geq \frac{1}{2} \quad (7.18)$$

A tensão de cedência σ_y é calculada numericamente através de uma lei não linear de misturas através da equação (7.19):

$$\sigma_y(T) = (1 - f(p_{\alpha})) \cdot \sigma_y^{\gamma}(T) + f(p_{\alpha}) \cdot \sigma_y^{\alpha}(T) \quad (7.19)$$

Em que σ_y^{γ} é a tensão de cedência da austenite e σ_y^{α} é a tensão de cedência para a mistura de ferrite.

7.4. Modelação numérica da análise estrutural

A simulação numérica estrutural tem como objectivo determinar as tensões residuais e distorções geradas pelo ciclo térmico do processo de soldadura TIG. À semelhança da análise térmica estabeleceu-se um *Environment* para a análise estrutural. A malha utilizada foi a mesma da análise térmica; no entanto, o tipo de elemento foi alterado através da função “ETCHG” do ANSYS®, que permite transformar os elementos térmicos em elementos estruturais. O elemento

estrutural correspondente ao elemento térmico utilizado na análise anterior (SOLID70) é o SOLID185 (ver figura 7.4). Este elemento é frequentemente utilizado em simulações numéricas tridimensionais de estruturas. O elemento SOLID185 possui oito nós, com três graus de liberdade por nó, e translações nas direcções nodais x, y, z .

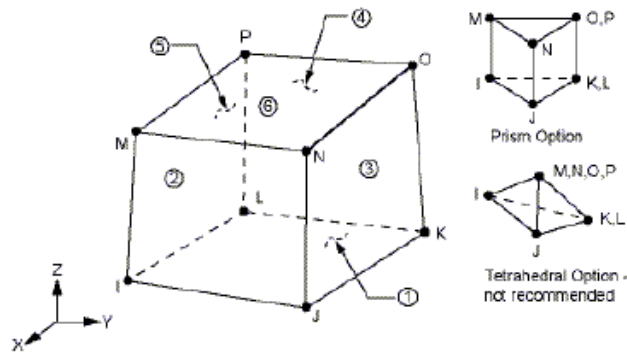


Figura 7.4 - Demonstração gráfica do elemento SOLID185 [63]

Este tipo de elemento suporta pressões como cargas superficiais nas faces do elemento e temperaturas como “*body loads*” nos seus nós.

7.4.1. Propriedades mecânicas

O coeficiente de dilatação térmico caracteriza as variações de volume de um corpo em função da variação da temperatura. Os valores representados graficamente foram retirados do trabalho de Bezerra [7]. O aço AISI 316L apresenta um coeficiente de dilatação térmico relativamente elevado [43].

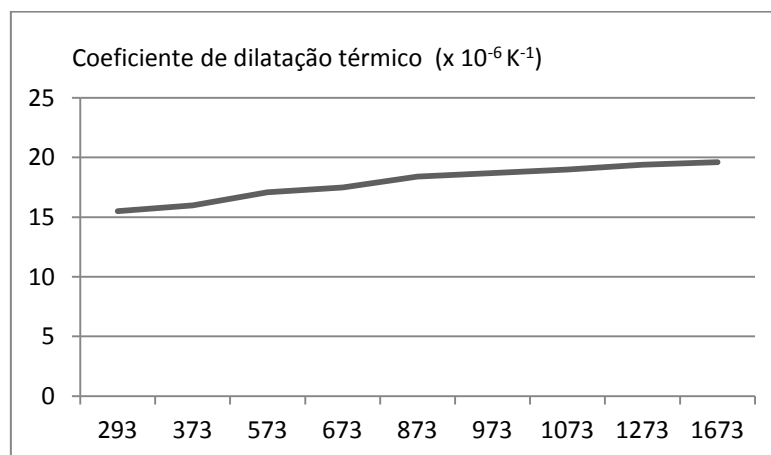


Gráfico 7.1 - Coeficiente de dilatação térmico, α vs. Temperatura (Kelvins)

O Módulo de Young (também conhecido pelo módulo de elasticidade) é uma propriedade mecânica que caracteriza a rigidez de um material sólido. O Módulo de Young pode ser calculado através da lei de Hooke:

$$E = \frac{\sigma}{\varepsilon} \quad (7.20)$$

Em que σ é a tensão aplicada (força ou carga por unidade de área) e ε é a extensão (deformação do material).

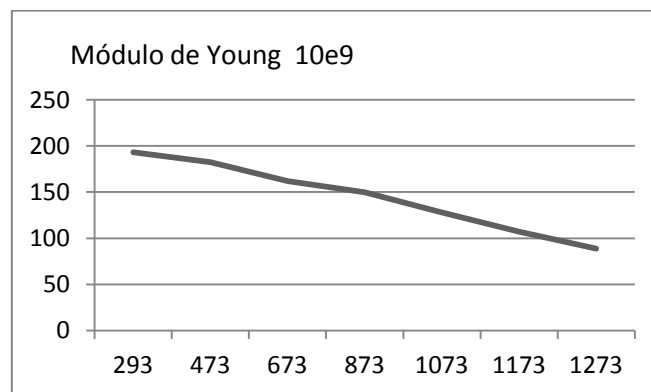


Gráfico 7.2 - Módulo de Young, E vs. Temperatura (Kelvins)

Para temperaturas superiores à temperatura de fusão do metal AISI316L, assumiu-se um valor muito pequeno para o Módulo de Young.

Para a análise estrutural assumiu-se um encruamento isotrópico multilinear baseado no critério de plasticidade de *Von Mises*. A figura 7.5 apresenta as curvas tensão vs. deformação em função da temperatura para o AISI 316L. Para valores da deformação superiores a 1,5% considera-se plasticidade perfeita [7].

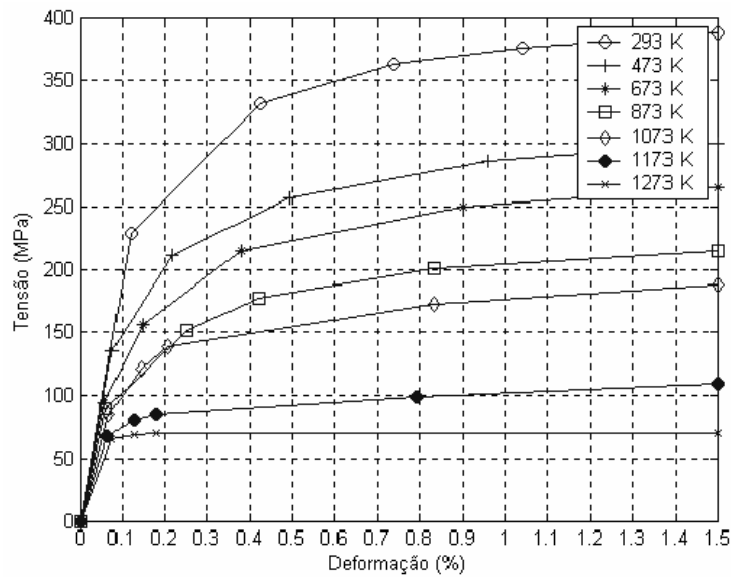


Figura 7.5 - Tensão vs. Deformação [7]

O coeficiente de Poisson (adimensional), ν , relaciona a deformação transversal de um material homogêneo e isotrópico com a deformação longitudinal. Apesar de existir variação do coeficiente de Poisson em função da temperatura, neste trabalho vai-se considerar constante e igual a 0,3.

O cálculo mecânico é realizado através do histórico de temperaturas vs. tempo obtido através da análise térmica. Uma das simplificações aplicadas durante a análise estrutural é aplicação de uma temperatura limite (“*cut-off*”, Chen e Shi [29]), em que as propriedades do material não evoluem mais desde esse ponto.

7.4.2. Condições de fronteira

Para o problema estrutural é bastante importante a modelação das condições fronteira, pois estas vão ter grande influência na distribuição das tensões residuais e nas distorções da placa. Neste trabalho a chapa foi colocada sobre uma bancada e posteriormente pingada ao longo das suas faces (ver figura 7.6 e 7.7). Para além dos pingos, a chapa ficou sujeita a um apoio em uma das extremidades (identificado por A na figura 7.6) restringido o seu deslocamento perpendicular ao plano da chapa. A aplicação dos constrangimentos estruturais está apresentada na imagem 7.7.

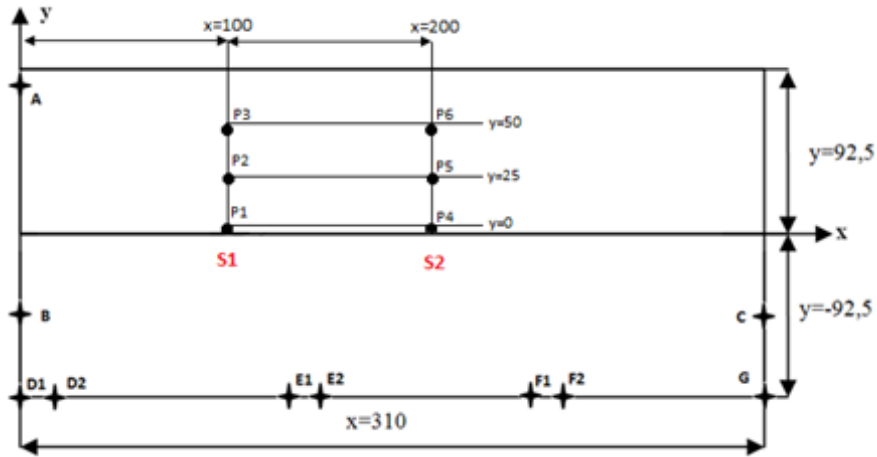


Figura 7.6 – Esquema da aplicação dos constrangimentos estruturais durante a simulação numérica



Figura 7.7 – Demonstração da chapa pingada durante o processo de soldadura

7.4.3. Carregamento térmico

Para a análise estrutural é necessário criar uma rotina em MATLAB de modo a realizar uma série de análises estruturais estáticas. Esta rotina vai importar sequencialmente o perfil de temperatura transiente como carregamento térmico para cada instante. Ou seja, os campos de temperatura vão ser aplicados de acordo com o instante em que se dão, e o campo de tensões residuais é calculado considerando os resultados obtidos nos instantes anteriores. O ficheiro dos resultados térmicos do ANSYS® apresenta uma extensão *.rth*, e no início da análise estrutural importam-se os resultados desse ficheiro desde o instante inicial ($t=0$). Após o cálculo das tensões residuais para o instante selecionado, volta-se a repetir o mesmo procedimento mas para o instante seguinte (Ver Figura 7.8).

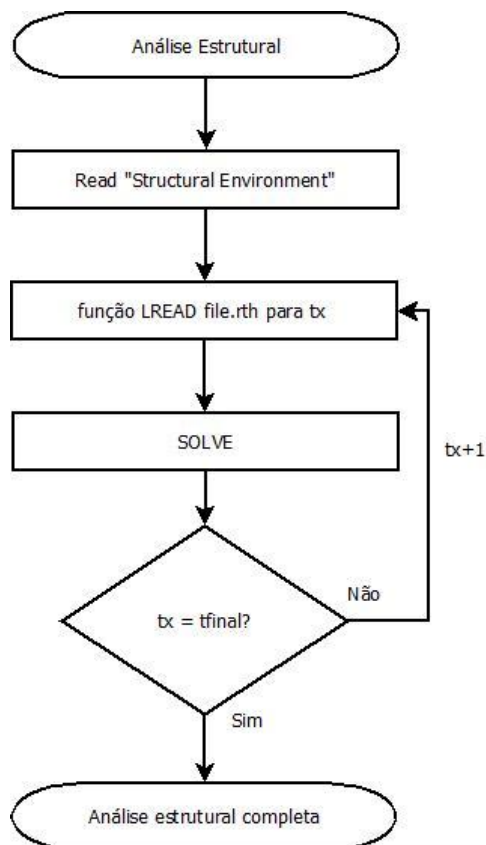


Figura 7.8 – Fluxograma do carregamento térmico durante a análise estrutural

7.4.4. Validação numérica para análise estrutural

À semelhança da análise térmica, realizaram-se alguns ensaios estruturais para validar os resultados obtidos através do caso de estudo de Depradeux. Considerou-se um procedimento estrutural idêntico ao executado para a placa em estudo nesta dissertação. No entanto, os constrangimentos estruturais são diferentes para o caso de Depradeux como se verifica na figura seguinte (ver figura 7.9).

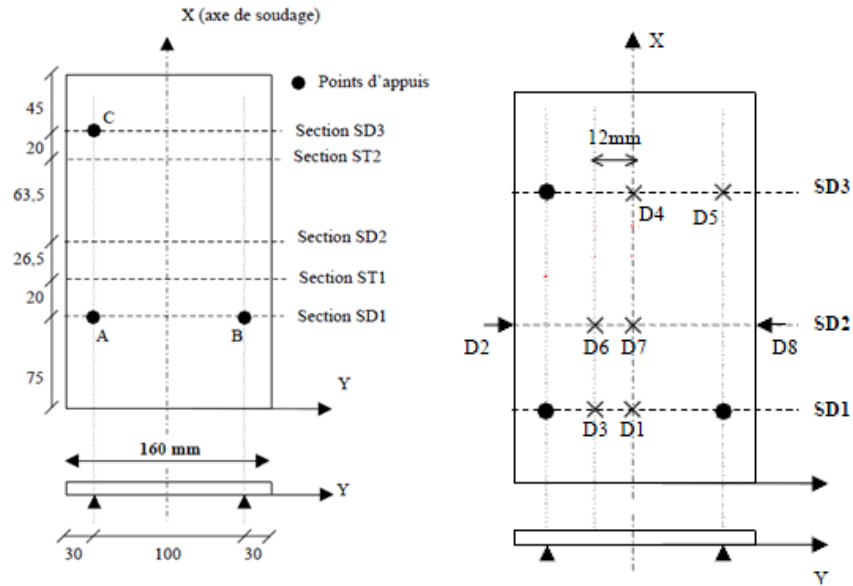


Figura 7.9 - Esquema da colocação dos apoios para o trabalho de Depradeux [30]

No caso de Depradeux a placa está apoiada em 3 locais (sinalizados pelas letras A,B e C na figura 7.9). Estes apoios vão restringir qualquer movimento perpendicular ao plano da placa. Na modelação numérica considerou-se estes apoios e restringiu-se o movimento segundo o eixo dos yy e xx, para a placa não ter movimento de corpo rígido durante o processo de soldadura.

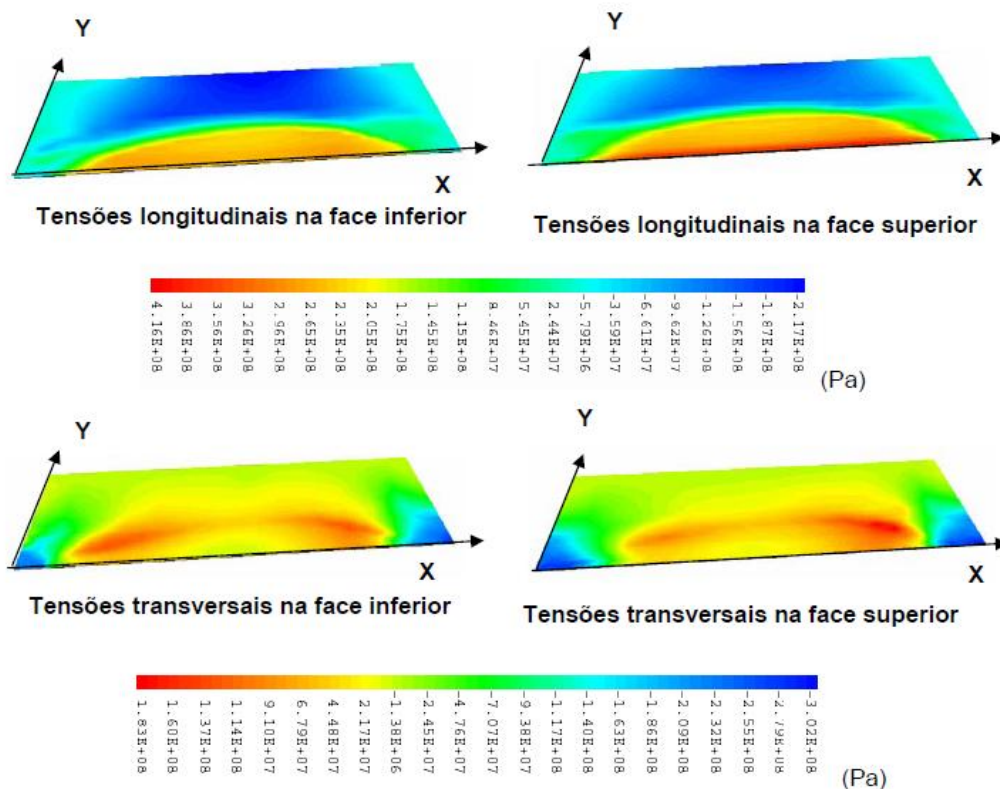


Figura 7.10 – Resultados obtidos por Depradeux, apresentados no trabalho de Bezerra [7]

Na figura 7.10 estão representados os gráficos de isovalores para as tensões residuais na face superior e na face inferior da placa de Depradeux. Como se pode verificar pela figura, na zona do cordão de soldadura originou-se tensões residuais de tracção na direcção longitudinal. Nas extremidades do cordão de soldadura, na direcção transversal, dão-se tensões residuais compressivas. Nos resultados obtidos por Depradeux, as tensões longitudinais variam entre os - 217 MPa e 416 MPa, e as tensões transversais variam entre -302 MPa e 183 MPa. De seguida apresentam-se os resultados numéricos obtidos através do procedimento para numérico desenvolvido neste trabalho.

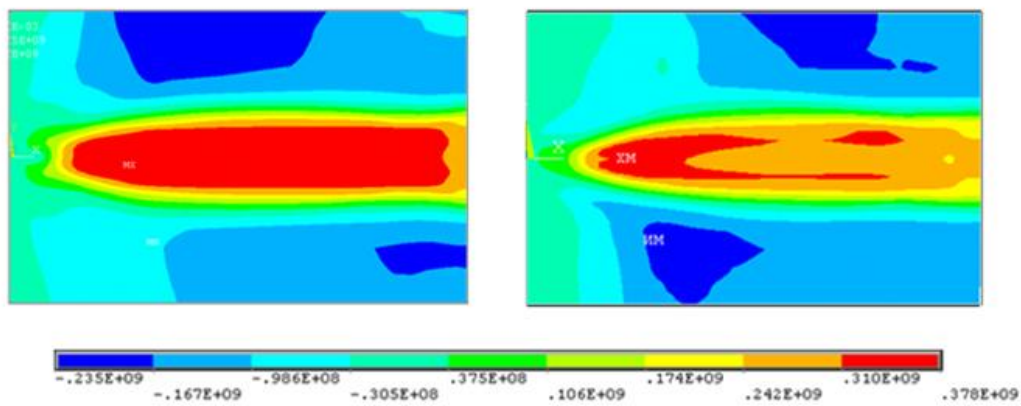


Figura 7.11 – Distribuição das tensões residuais longitudinais (σ_{xx}) para a face superior (esquerda) e face inferior (direita) (unidades em Pascal)

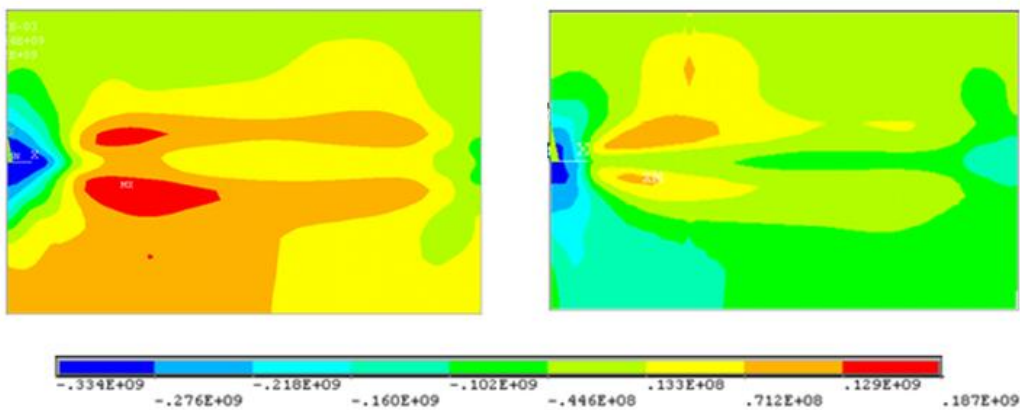


Figura 7.12 – Distribuição das tensões residuais transversais (σ_{yy}) para a face superior (esquerda) e face inferior (direita) (unidades em Pascal)

Como foi referido anteriormente, as únicas alterações no código foram os constrangimentos estruturais. Os resultados demonstraram uma boa concordância com os valores obtidos por Depradeux. O aspecto visual dos campos de tensão estão muito parecidos aos determinados por Depradeux e a escala obtida apresenta um erro relativo muito reduzido.

Para as tensões longitudinais (σ_{xx}) obteve-se um desvio de 6,75%, enquanto que para as tensões transversais (σ_{yy}) o desvio foi de 5,6%. Para além das tensões residuais, também é possível medir as distorções presentes na placa através do MEF. Depradeux escolheu 6 pontos para analisar os deslocamentos perpendiculares (eixo dos zz), de modo a comparar com os resultados experimentais obtidos. Os 6 pontos estão demonstrados na figura 7.9. Foram colocados sensores em vários locais na placa para medir os deslocamentos perpendiculares que esta sofre durante o processo de soldadura (os sensores estão sinalizados na figura 7.9 por DX). Os pontos escolhidos para comparar os resultados numéricos obtidos foram: D1, D3, D7, D6, D4 e D5.

Bezerra apresenta no seu trabalho [7], dois gráficos que ilustram os resultados experimentais obtidos por Depradeux, e os resultados numéricos obtidos por Bezerra para os 6 pontos escolhidos. De modo a facilitar a comparação entre os resultados obtidos, as figuras seguintes demonstram os resultados numéricos (Bezerra) e experimentais (Depradeux) para os pontos escolhidos.

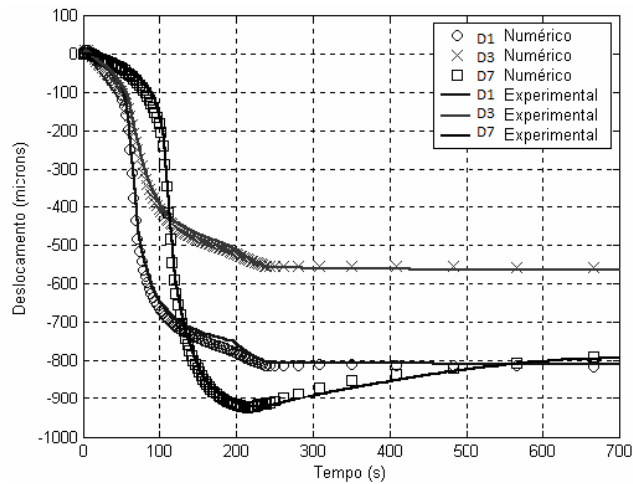


Figura 7.13 - Resultados Experimentais (Depradeux) vs. Numéricos (Bezerra), para os pontos D1, D3 e D7 [7]

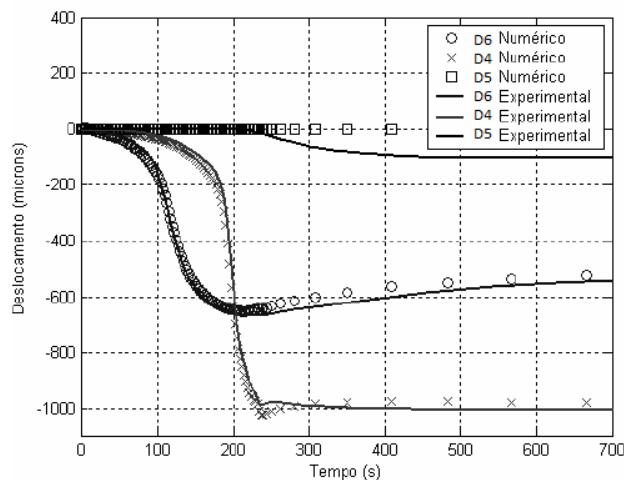


Figura 7.14 - Resultados Experimentais (Depradeux) vs. Numéricos (Bezerra), para os pontos D6, D4 e D5 [7]

Como se pode ver pelas figuras, o processo de soldadura dá-se até aos 230 segundos aproximadamente. Os deslocamentos transientes obtidos neste trabalho são comparados para os pontos escolhidos por Depradeux (ver figura 7.15 e 7.16). Para ambos os casos, os resultados numéricos demonstram um erro relativo aceitável para um processo de soldadura.

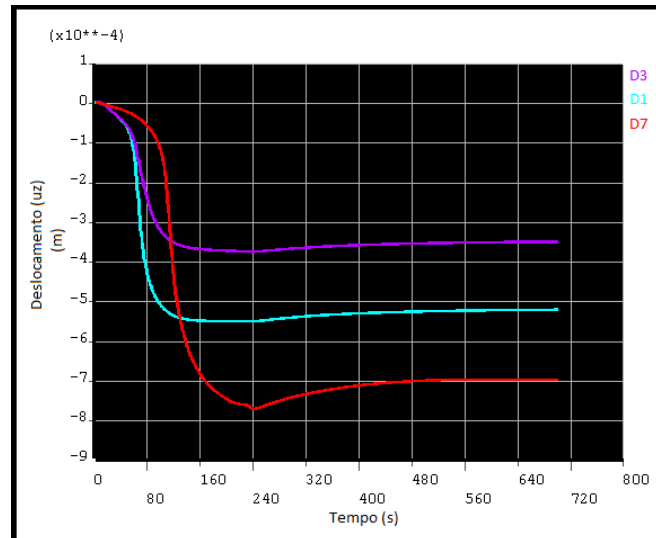


Figura 7.15 - Resultados numéricos obtidos para os pontos D1, D3 e D7 (unidades em metros)

Comparando estes resultados com os de Depradeux, verifica-se que para o ponto D1 e D3 o erro relativo é aproximadamente 36% e 37% respectivamente, já para o ponto D3 o desvio é menor, rondando os 12,5%.

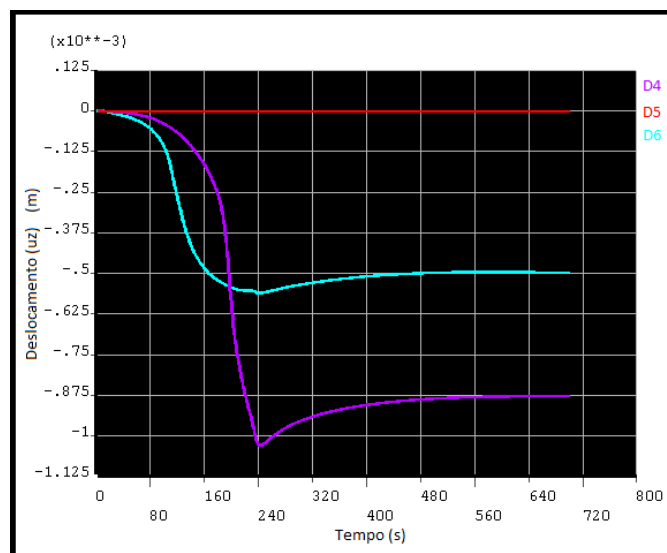


Figura 7.16 - Resultados numéricos obtidos para os pontos D4, D5 e D6 (unidades em metros)

Na figura 7.16, verifica-se que o ponto D6 apresenta um erro relativo de 3,8% e o ponto D4 um erro de 12,5%. Em relação ao ponto D5, o resultado obtido numericamente é constante e igual a zero (à semelhança dos resultados numéricos obtidos por Bezerra), contudo, os resultados experimentais demonstram uma queda com um valor aproximado de 100 μm . Depradeux explica que isto deve-se ao facto de existir simetria imperfeita durante a fase de arrefecimento, em que o sensor regista o ponto D5 ligeiramente abaixo do plano de referência. Nota-se que para os resultados numéricos obtidos, os maiores desvios (na ordem dos 37%) dão-se para a secção 1 da figura 7.9. Este desvio ligeiramente superior pode dever-se a um lapso na modelação das condições fronteira. Outro factor importante, que pode ter influenciado este desvio superior, é o módulo de elasticidade. Durante a primeira análise considerou-se um módulo de elasticidade variável até à temperatura de fusão, contudo, os resultados apresentavam erros demasiado elevados. Na segunda análise assumiu-se um módulo de elasticidade “pequeno” para temperaturas superiores a temperatura de fusão, e o erro obtido para os deslocamentos caiu para valores mais satisfatórios. Um histórico mais rigoroso para o módulo de elasticidade e para o encruamento isotrópico do critério de plasticidade de Von Mises, podem conduzir a resultados numéricos com erros menores.

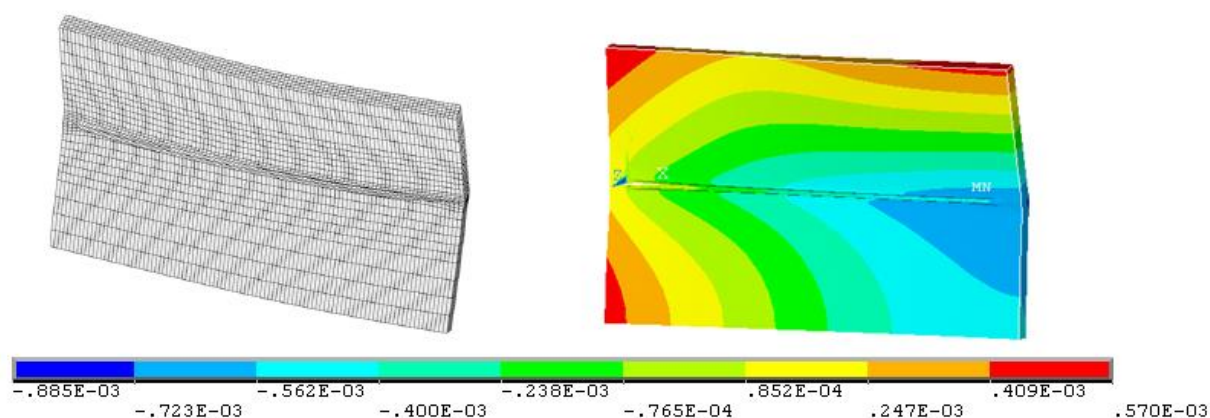


Figura 7.17 - Placa estudada por Depradeux (lado esquerdo) [7] vs. deformação perpendicular da placa (20X ampliada, unidades em metros)

Para a deformação máxima da placa, o erro relativo obtido foi de 12,9%. No entanto, Depradeux comenta no seu trabalho que a deformação máxima da placa é subestimada. De um modo geral, pode-se concluir que o campo de tensões residuais e os deslocamentos reproduzidos pela simulação numérica apresentam resultados bastante satisfatórios.

7.4.5. Resultados da análise estrutural

Na modelação numérica deste trabalho não se considerou material de adição durante o processo de soldadura TIG, ou seja, considerou-se um processo autógeno. Assumiram-se a existência de “pingos” de solda ao longo das faces laterais da placa, e um apoio numa das extremidades como constrangimentos estruturais (ver figura 7.6). Em respeito à análise estrutural os parâmetros utilizados no ANSYS® foram:

- NLGEOM, ON (com esta opção activada o ANSYS® vai considerar os efeitos geométricos não-lineares);
- SSTIF, ON (esta opção vai activar o “*stress stiffness effects*” durante a análise não-linear);
- OUTRES,ALL,ALL (este commando controla os dados da solução gravados na *database*. Deste modo, todos os dados provenientes das soluções no final de cada *load step* são gravados na *database*);
- NEQIT, 25 (este comando especifica o numero de iterações realizadas pelo ANSYS®);
- LNSRCH, 1 (Esta opção vai activar a ferramenta de convergência do ANSYS®)
- KBC, 0 (*Ramped load step*)

O processo de soldadura TIG foi realizado em duas passagens. Na análise térmica considerou-se um *DELTIM* de 5/3; contudo este procedimento requereu muita capacidade de armazenamento no disco do computador. Ao carregar os resultados térmicos referentes ao *DELTIM* de 5/3, a análise estrutural ao englobar as duas passagens do processo de soldadura, ficou demasiado pesada e o computador não dispunha de memória suficiente. Deste modo, utilizou-se um *DELTIM* de 10/3 para análise térmica e estrutural que consideram as duas passagens do processo de soldadura.

As figuras seguintes ilustram os resultados numéricos (obtidos neste trabalho) a respeito da análise estrutural para a 1ª passagem.

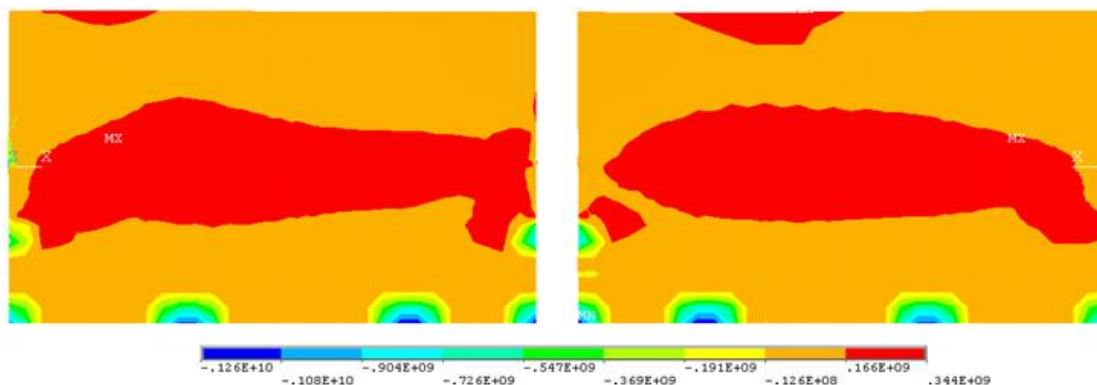


Figura 7.18 – 1ª Passagem: Tensão principal máxima na face superior (esquerda) e face inferior (direita) da placa (unidades Pascal)

O campo de tensões apresenta tensões de tracção na zona do cordão de soldadura (aproximadamente 344 MPa). Na zona envolvente ao cordão de soldadura apresenta tensões principais máximas de tracção e de compressão, sendo que estas últimas vão aumentando à medida que se aproxima da extremidade da placa. Na zona onde a placa foi pingada encontram-se tensões de compressão extremamente elevadas (aproximadamente -1260 MPa) em pontos muito localizados. Na extremidade onde a placa não foi pingada, na linha superior encontra-se uma região a vermelho, demonstrando a ocorrência de tensões de tracção longe do cordão de soldadura. Devido ao valor elevado das tensões nas zonas “encastradas” da placa, o gráfico isovalores apresenta apenas uma gama de cores (vermelho) para representar a variação das tensões de tracção. Já as tensões de compressão apresentam um enorme intervalo na escala, variando aproximadamente desde o valor de -12,6 MPa até -1260 MPa.

Para a tensão principal mínima (figura 7.19), o gráfico de isovalores varia desde os -1270 MPa até aos 101 MPa. A escala a vermelho abrange tensões de compressão e tracção (-50,9 MPa até 101 MPa), contudo, com base nos resultados obtidos até agora e como é expectável, as tensões de tracção encontram-se predominantemente na zona do cordão de soldadura. Nas figuras 7.20 e 7.21, apresentam-se os campos de tensões residuais longitudinais e transversais referentes à primeira passagem do processo de soldadura.

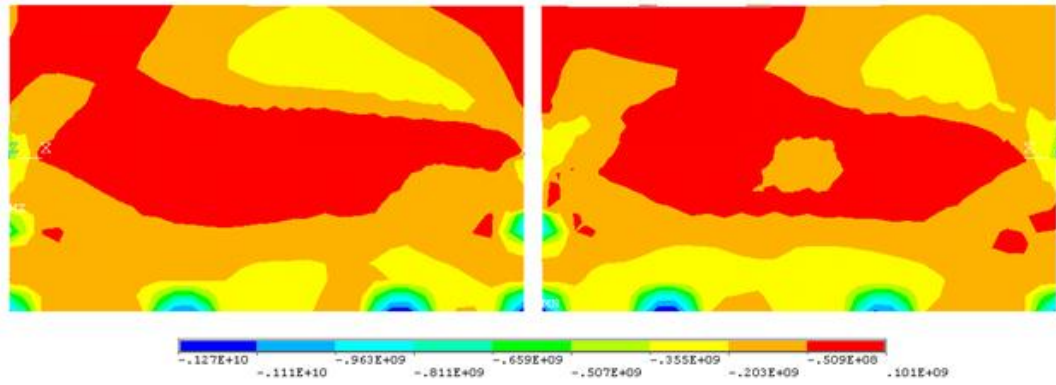


Figura 7.19 – 1ª Passagem: Tensão principal mínima na face superior (esquerda) e face inferior (direita) da placa (unidades Pascal)

Para as tensões residuais longitudinais (figura 7.20), σ_{xx} , verifica-se que as tensões de tracção máximas dão-se na zona do cordão de soldadura e perto da extremidade que não se encontra encastrada, com os valores os 157 MPa e 334 MPa. Em relação às tensões de compressão, estas ocorrem nas áreas afastadas ao cordão de soldadura e tendem a aumentar drasticamente ao aproximar-se dos “pingos” de solda da placa.

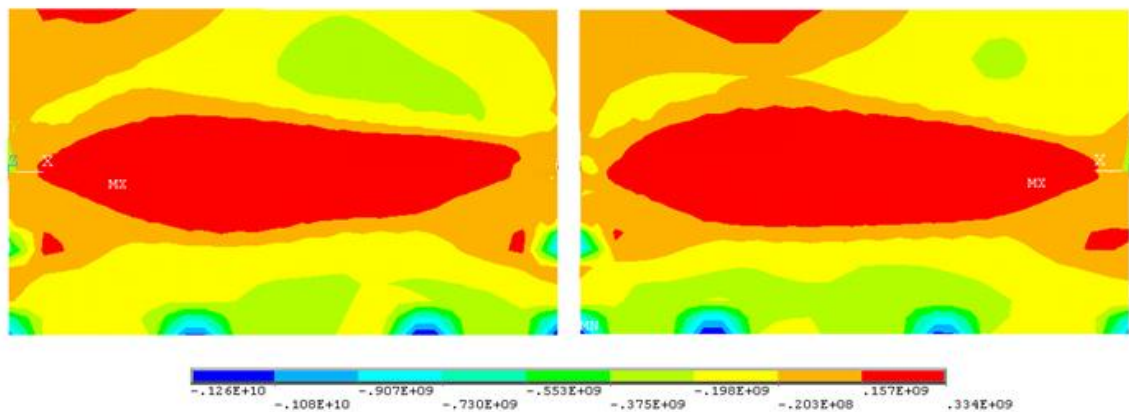


Figura 7.20 - 1ª Passagem: Campo das tensões residuais longitudinais para face superior (esquerda) e face inferior (direita) da placa (unidades em Pascal)

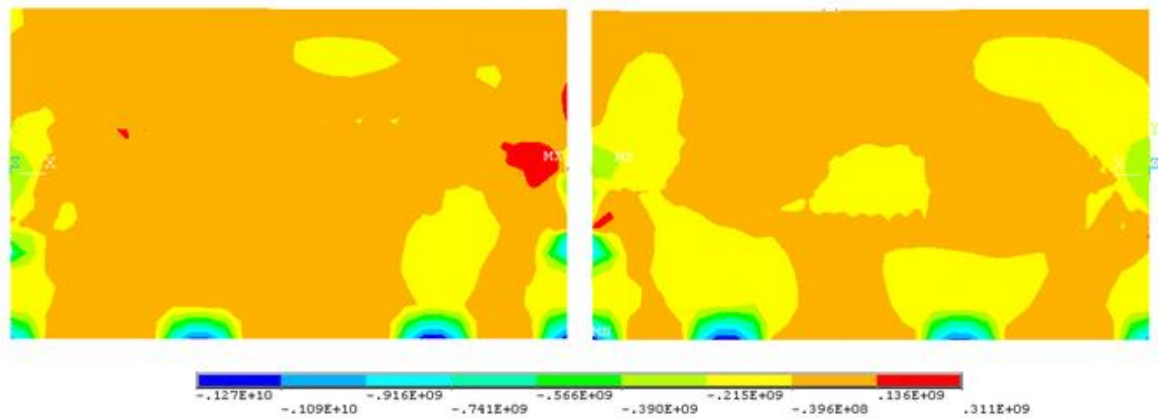


Figura 7. 21 - 1ª Passagem: Campo das tensões residuais transversais para face superior (esquerda) e face inferior (direita) da placa (unidades em Pascal)

Em relação às tensões residuais transversais, σ_{yy} , verifica-se que as tensões de tracção dão-se perto da zona onde ocorreu o final do processo de soldadura, atingindo valores até aos 311 MPa. Já para as tensões de compressão, à semelhança das tensões longitudinais e principais, tendem a tomar valores muito elevados perto da zona onde a placa foi pingada (-1270 MPa).

Para a análise das distorções transientes geradas pelo processo de soldadura, escolheu-se os 6 pontos de estudo que estão ilustrados na figura 7.6. As figuras seguintes descrevem a evolução dos deslocamentos perpendiculares (eixo zz) com o tempo.

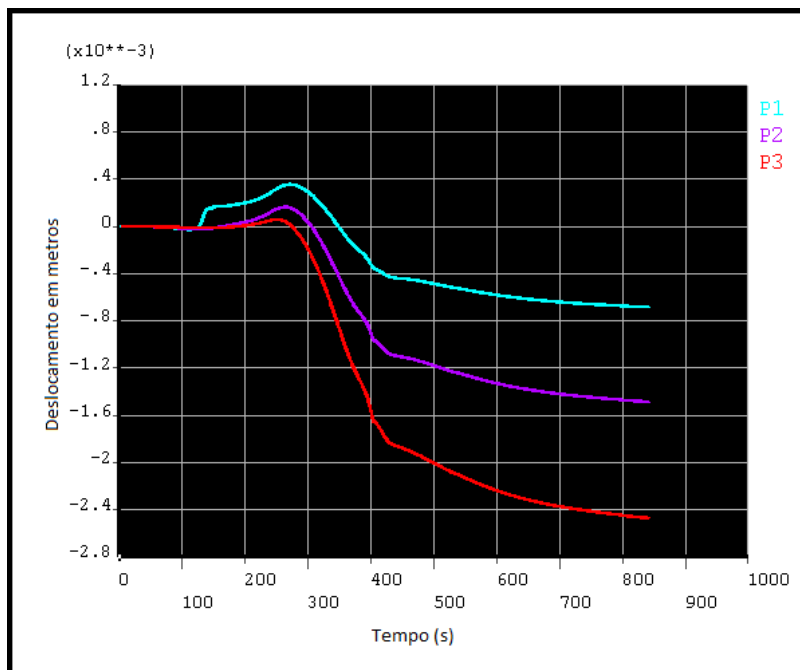


Figura 7. 22 - 1ª Passagem: Deslocamento segundo o eixo dos zz, para os pontos P1, P2 e P3, em função do tempo

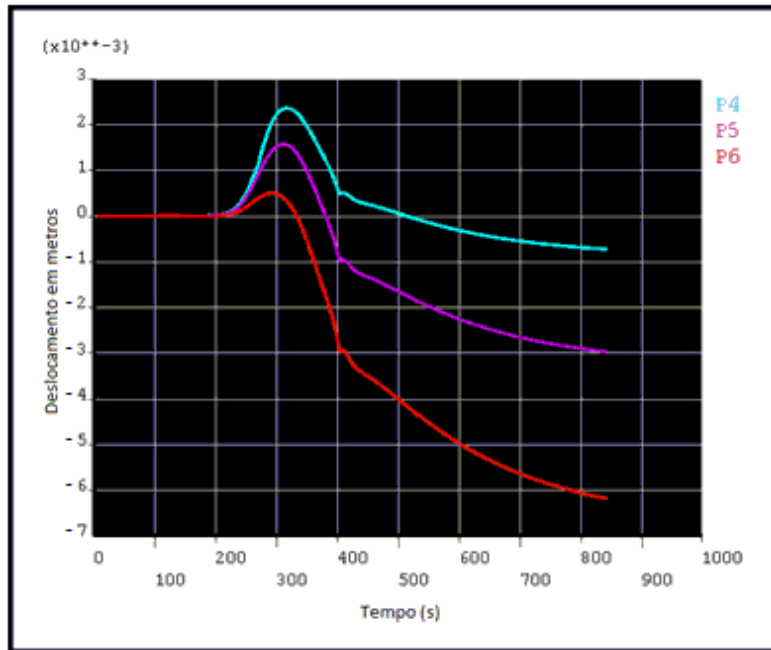


Figura 7. 23 - 1ª Passagem: Deslocamento segundo o eixo dos zz, para os pontos P4, P5 e P6, em função do tempo

Como é possível verificar pelas figuras, durante a passagem da fonte de calor os deslocamentos sobem ligeiramente, descendo logo de seguida com o arrefecimento da placa. Verifica-se que com a distância ao cordão de soldadura os deslocamentos vão-se tornando maiores. O sinal negativo serve para explicar a sua orientação segundo o plano de referência. Para a secção $x=100$ a placa não apresenta grandes deformações, atingindo um máximo de 2,4 mm, mas para a secção $x=200$ a deformação máxima medida no gráfico aproxima-se dos 6 mm. A figura seguinte demonstra a deformação total que a placa sofreu durante o processo de soldadura. Com este gráfico de isovalores é possível observar como se deu a deformação, assim como os pontos máximos desta. Verifica-se que na região onde terminou a 1ª passagem do processo de soldadura, a placa empenou verticalmente 2,5 mm aproximadamente. Na região a azul, onde não se encontrava qualquer tipo de constagimento, deu-se um deslocamento de 10 mm.

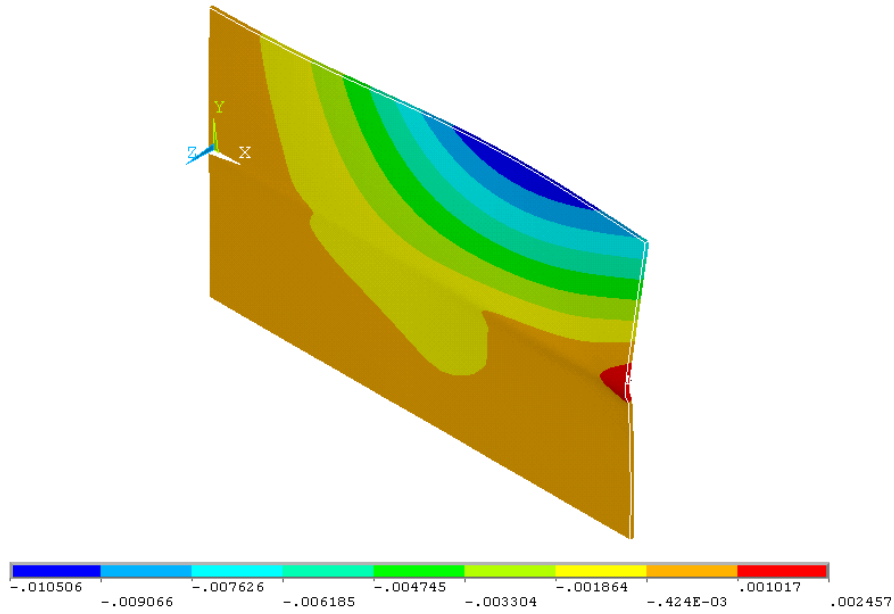


Figura 7. 24 – 1ª Passagem: Deformação da placa segundo o eixo dos zz (unidades em metros)

No entanto, os resultados da 1ª Passagem vão servir como base de comparação em relação a 2ª Passagem, para se estudar a evolução das tensões residuais e das distorções com mais um carregamento térmico. Como foi referido anteriormente, a análise estrutural referente à segunda passagem considera um *DELTIM* superior ao da primeira passagem. Os resultados estruturais para a segunda passagem estão ilustrados nas figuras seguintes:

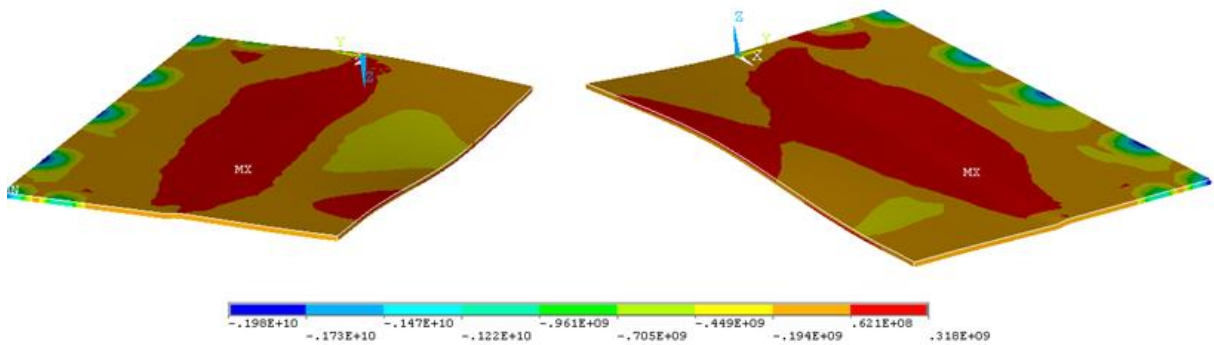


Figura 7. 25 - 2ª Passagem: Distribuição do campo de tensões residuais longitudinais, σ_{xx} , para a face inferior (esquerda) e face superior (direita) (unidades em Pascal)

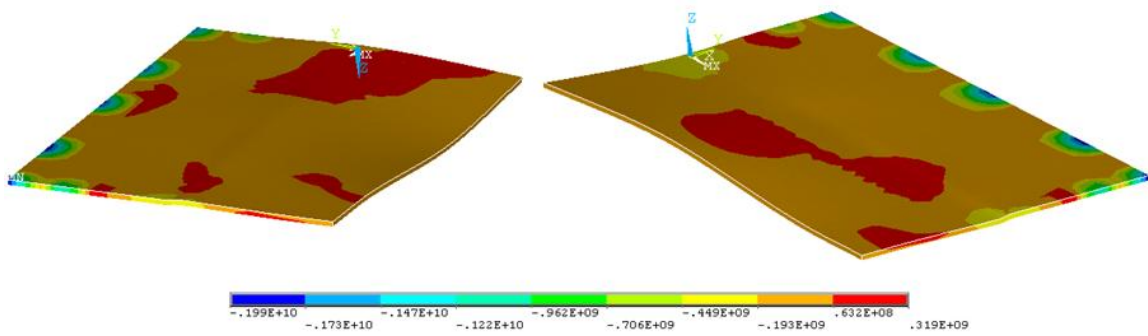


Figura 7.26 - 2ª Passagem: Distribuição do campo de tensões residuais transversais, σ_{yy} , para a face inferior (esquerda) e face superior (direita) (unidades em Pascal)

À semelhança dos resultados obtidos para a 1ª passagem, a evolução dos campos de tensão longitudinais, σ_{xx} , mantêm-se praticamente idênticos. Contudo, existe um decréscimo nas tensões de tracção de 15-16 MPa, e um acréscimo de 72-73 MPa para as tensões de compressão. À semelhança dos casos anteriores, na zona pingada dá-se uma concentração de tensões de compressão muito elevadas.

As figuras seguintes apresentam as tensões principais máximas e mínimas obtidas numericamente (ver figura 7.30 e 7.31).

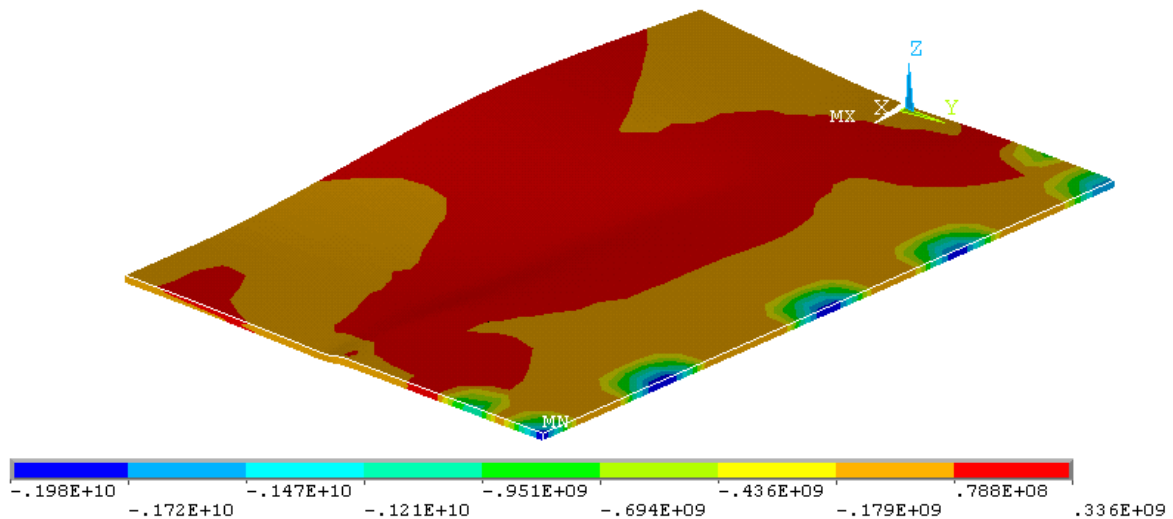


Figura 7.27 - 2ª Passagem: Tensão principal máxima (unidades em Pascal)

Como é possível verificar, as tensões de tracção dão-se na zona do cordão de soldadura e na região onde a placa não foi estrangida, com valores a rondar os 78,8 MPa e 336 MPa. Os resultados experimentais obtidos através do método do furo, demonstraram uma tensão

principal máxima de 418 MPa. Comparando ambos os resultados, verifica-se um desvio de 19,6% para a tensão principal máxima. A figura seguinte apresenta o campo associado à tensão principal mínima.

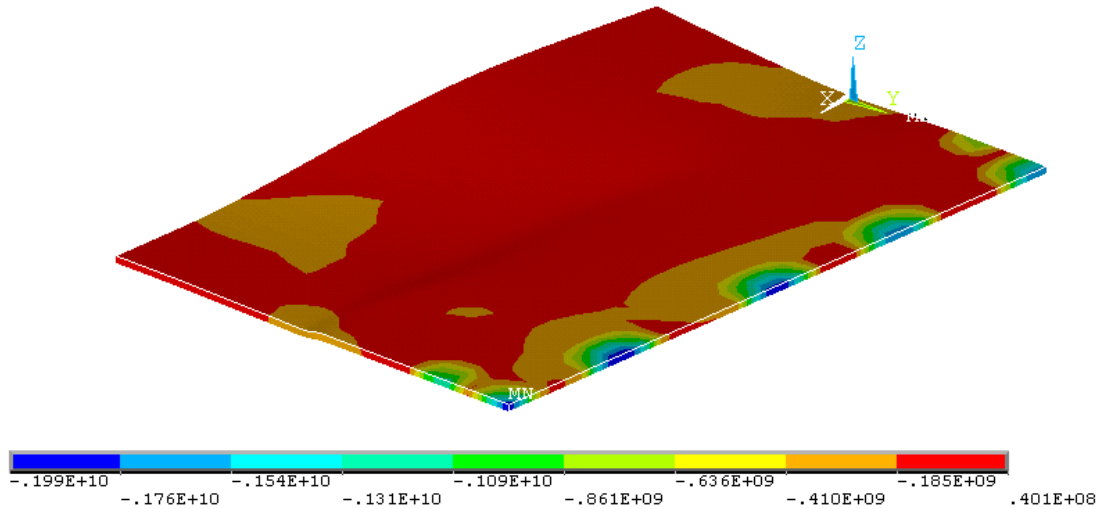


Figura 7. 28 - 2ª Passagem: Tensão principal mínima (unidades em Pascal)

Após a 2ª passagem, os resultados numéricos apresentam uma tensão principal mínima próxima dos -185 MPa. Comparando com os resultados obtidos pelo método do furo (aproximadamente -205 MPa), os valores numéricos apresentam um desvio de 9,8%. Como existem várias variáveis que vão contribuir para os fenómenos físicos de um processo de soldadura, e neste trabalho utilizou-se algumas simplificações e aproximações mais grosseiras durante o processo de soldadura, erros na ordem dos 20% tornam-se aceitáveis para os resultados obtidos. Notou-se que pequenas alterações nos gradientes de temperatura vão ter pouca influência na distribuição final das tensões residuais. Portanto para a obtenção de melhores resultados, aconselha-se conhecer a maneira exacta de como a placa foi estrangida estruturalmente, pois a sua modelação influencia bastante o valor das tensões residuais. Outro método capaz de tornar a simulação um pouco mais realista, é a utilização da ferramenta “*birth and death*” disponível pelo ANSYS®, de modo a simular a deposição das camadas durante as passagens.

Os pontos utilizados para a análise de deslocamentos durante a 1ª passagem do processo foram utilizados para a 2ª passagem. As figuras seguintes ilustram a evolução dos deslocamentos com o tempo que a fonte de calor leva a percorrer na 2ª passagem.

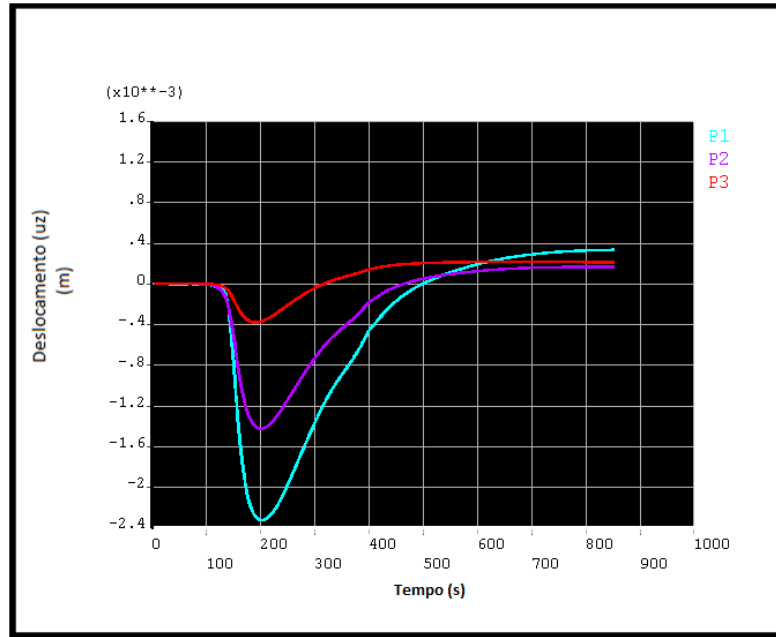


Figura 6.24 - 2ª Passagem: Deslocamento segundo o eixo dos zz, para os pontos P1, P2 e P3, em função do tempo

Ao contrário do que sucede na primeira passagem, esta secção tende a “afundar” com a passagem da fonte de calor, atingindo um valor máximo de 2,4 mm, e durante a fase de arrefecimento tende a voltar à posição inicial. No entanto, no final do processo de soldadura esta secção ($x=100$) vai apresentar um pequeno empeno de 0,4 mm na zona do cordão de soldadura. A medida que se desloca do cordão de soldadura até as extremidades da placa, este empeno vai diminuir, rondando um valor de 0,2 mm.

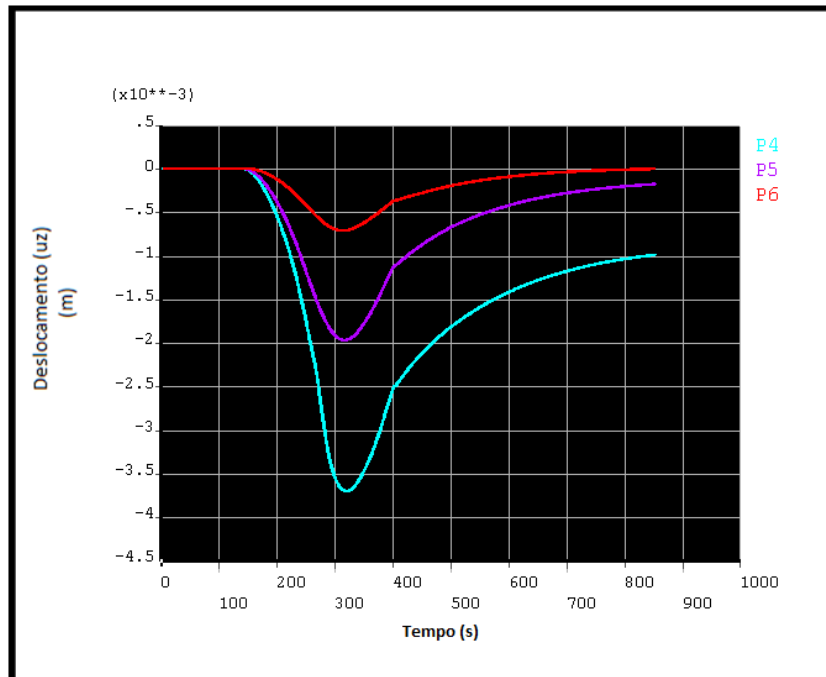


Figura 6.25 - 2ª Passagem: Deslocamento segundo o eixo dos zz, para os pontos P4, P5 e P6, em função do tempo

Para a secção $x=200$, com a passagem da fonte de calor a placa vai afundar um pouco mais relativamente à secção anterior. Nesta passagem a zona onde se encontra o cordão de soldadura vai afundar aproximadamente $-3,6$ mm, enquanto os pontos P5 e P6 vão apresentar uns deslocamentos menores entre -2 mm e $-0,6$ respectivamente. Com o arrefecimento da placa verifica-se que o ponto P4, coincidente com o cordão de soldadura, tende a estabilizar para o ponto -1 mm enquanto os pontos de estudo P5 e P6 tendem a voltar a posição inicial, aproximando-se do 0 do gráfico.

A figura seguinte ilustra a deformação total da placa, resultante do processo de soldadura TIG com duas passagens. Verifica-se que os deslocamentos máximos dão-se no centro da placa, na zona do cordão de soldadura. Nesta zona a placa “afunda” aproximadamente 16 mm, já na região livre de encastramento (durante a 2ª passagem) a placa empena aproximadamente 10 mm. Estes valores são absolutamente exagerados, quando comparados com a distorção real da placa em que mede aproximadamente 3 mm. Como foi referido anteriormente, uma das causas possíveis para este erro tão elevado pode ter sido o desconhecimento pelo tipo de constrangimento estrutural, que pode ter levado à imposição de diferentes condições “impróprias”.

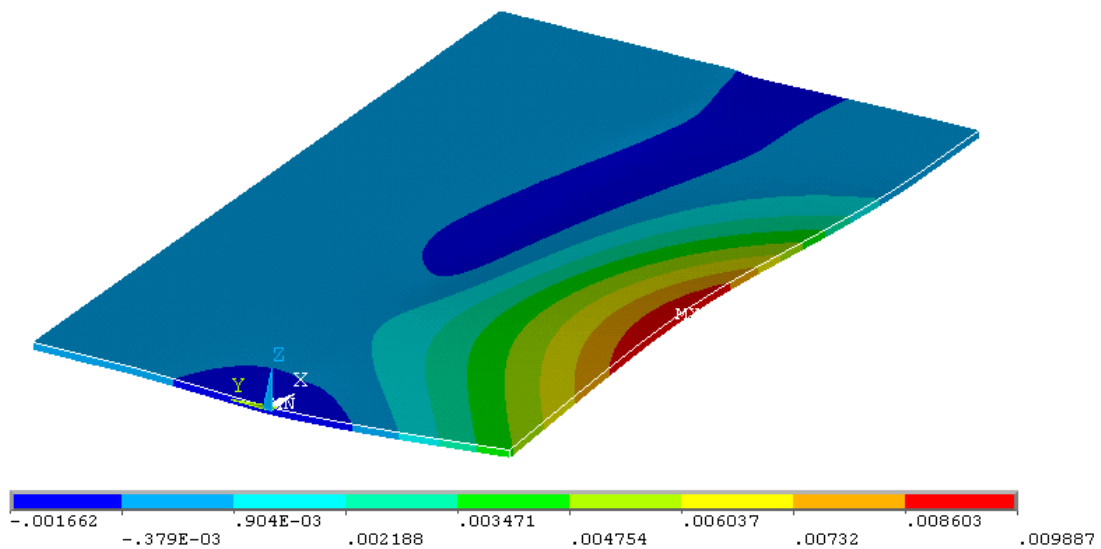


Figura 7.29 - 2ª passagem: Campo de deslocamentos perpendiculares, eixo dos zz (unidades em metros)

Capítulo 8

Conclusões

A estimativa das tensões residuais tem uma importância fundamental no dimensionamento de componentes soldadas. A sua presença nas zonas termicamente afectadas pode comprometer o desempenho da componente/estrutura em questão, pois são potenciadoras de corrosão, fadiga, fractura frágil e deformações não expectáveis. As tensões residuais de natureza térmica são originadas, de um modo geral, pela expansão do metal quando este é aquecido e contracção quando este arrefece. Este tipo de tensões pode provocar distorções (empenos) que vão alterar o aspecto final do componente. Como tal, é necessário encontrar ferramentas que sejam capazes de reproduzir resultados fiáveis durante a medição deste tipo de tensões. A utilização do Método dos Elementos Finitos na simulação dos processos de soldadura tem sido uma alternativa bastante utilizada nos últimos anos. O MEF tem sido uma ferramenta essencial no dia-a-dia de vários engenheiros, que têm vindo a desenvolver e a validar técnicas simplificativas, de modo a tornar as simulações numéricas de processos de soldadura mais realistas. Para além de ser capaz de estimar as distorções e tensões residuais, o MEF também pode ser utilizado como uma ferramenta de optimização para os processos de soldadura. No entanto, devido aos fenómenos físicos e à complexidade que envolve os processos de soldadura, a modelação numérica torna-se bastante difícil de se colocar em prática.

De uma forma resumida, os principais objectivos desta dissertação eram:

- Digitalização tridimensional de uma chapa fina de aço inoxidável austenítico, de modo a caracterizar os empenos gerados por um processo de soldadura TIG;
- Medição das tensões residuais pelo método do furo;

- Análise térmica de um processo de soldadura pelo Método dos Elementos Finitos;
- Utilização do Método dos Elementos Finitos para tentar obter a distribuição de tensões residuais devidas ao processo de soldadura.

Com base nos objectivos e resultados obtidos, apresentam-se as conclusões retiradas para cada tópico.

8.1. Digitalização tridimensional

Neste trabalho utilizou-se um *scanner* Vivid-910 da Konica Minolta para medir os empenos presentes na chapa estudada. Um dos principais problemas durante a digitalização tridimensional foi a falta de equipamento próprio de suporte da peça a digitalizar, como por exemplo a de um suporte giratório. Outro problema foi o reflexo do metal, sendo posteriormente contornado com a colocação de pó talco na chapa. Sem o suporte giratório foi necessário definir alguns pontos de referência para fazer a junção da nuvem de pontos por partes. No entanto, com todas precauções tomadas, obtiveram-se resultados muito próximos da realidade. O *software* fornecido (*Polygon Editing Tool*) demonstrou um bom acoplamento com o *software* SOLIDWORKS®, facilitando bastante a conversão final da nuvem de pontos. O SOLIDWORKS® apresenta uma ferramenta própria (*Mesh Prep Wizard*), que facilita bastante o tratamento da nuvem de pontos e posteriormente a sua medição. Concluiu-se que para objectos que apresentem geometrias mais complexas, este método tende a ser fiável, e uma malha obtida através de uma nuvem de pontos acoplada com o MEF pode vir a facilitar muito a modelação de estruturas mais complexas.

8.2. Método experimental do furo

O método experimental utilizado foi o método do furo. Os ensaios foram realizados segundo a norma ASTM E 837. Os resultados obtidos demonstraram que a tensão principal máxima σ_{\max} , é de aproximadamente 418 MPa e a tensão principal mínima aproxima-se dos -210 MPa. Demonstrou-se ainda a existência de valores de tensão de tracção na direcção paralela ao cordão de soldadura e tensões de compressão na direcção transversal ao cordão.

8.3. Análise Térmica

O processo de soldadura foi simulado através do programa de simulação por elementos finitos ANSYS[®]. Apesar de este programa apresentar ferramentas bastante úteis para as simulações numéricas e de permitir um acoplamento com o MATLAB[®], considera-se que é muito limitado quando comparado a programas próprios para a simulação de processos de soldadura como é o caso do SYSWELD[®]. Devido à enorme complexidade dos processos de soldadura, foi necessário recorrer a algumas simplificações e técnicas utilizadas por alguns autores referidos na bibliografia. As análises bidimensionais apesar de apresentarem valores credíveis, exigem uma modelação e considerações diferentes, quando comparadas com as tridimensionais. No entanto, as modelações bidimensionais são menos complexas e as suas análises correm em minutos, enquanto as tridimensionais podem levar horas ou dias em alguns casos. Outra técnica que se mostrou bastante eficiente na redução do tempo despendido pelo CPU, foi a utilização de um modelo simétrico que reduziu significativamente o número de elementos e graus de liberdade. Outra dificuldade que se encontrou durante a fase inicial desta dissertação foi a falta de dados experimentais. Os dados referentes às dimensões da zona fundida e propriedades termo-mecânicas dos materiais demonstraram ser fundamentais para uma simulação minimamente credível e tiveram de ser retiradas da bibliografia. As propriedades termo-mecânicas do AISI 316L foram retiradas de 3 bibliografias diferentes [5, 30, 55], sendo posteriormente utilizadas durante todos os ensaios numéricos realizados. Como não se dispunha de dados experimentais para o dimensionamento da fonte de calor, foi necessário recorrer a algumas aproximações sugeridas por Wentz [14]. Todas as aproximações utilizadas, nomeadamente a distribuição da densidade de potência pelos elementos, levou a algumas discrepâncias dos resultados esperados. No entanto, utilizou-se o código programado para este trabalho para estudar a placa considerada no trabalho desenvolvido por Depradeux e os resultados obtidos foram bastante satisfatórios, com erros relativos inferiores a 12%. Este método de validação atribui uma maior confiança ao código desenvolvido e alguma credibilidade nos resultados finais obtidos. Outro desafio neste trabalho foi o facto do processo de soldadura apresentar duas passagens, o que tornou a simulação térmica mais morosa e com alguns cuidados especiais. Nos resultados obtidos numericamente para a análise térmica deste trabalho, verificou-se um pico máximo da temperatura na ordem dos 2250 Kelvins aos 125 segundos, e durante a segunda passagem verificou-se um pico de 2375 Kelvins aos 1000 segundos (ver figura 6.18 e 6.19). A zona fundida obtida numericamente apresenta ligeiros desvios relativamente à macrografia da amostra. Verificou-se que os erros relativos para a profundidade da zona fundida rondavam os 2% enquanto que para a largura já rondavam os 18-20%. Concluiu-se que é muito importante considerar as propriedades térmicas do metal em função da temperatura, de modo a obter resultados mais realistas e para alguns casos é

necessário ter em conta a mudança de fase durante o processo de soldadura. Provavelmente, a parte mais difícil da análise térmica, foi a modelação de uma fonte de calor móvel. Como é de esperar, a fonte de calor vai ser o factor principal a influenciar os resultados térmicos, sendo imprescindível uma modelação cuidada e rigorosa desta. Outro factor bastante importante a considerar durante a análise térmica, são os constrangimentos térmicos, que vão influenciar bastante o perfil de temperaturas durante a análise.

8.4. Análise Estrutural

A análise estrutural foi o verdadeiro desafio desta dissertação, pois devido às inúmeras razões que tornam tão complexo o processo de soldadura, a sua modelação estrutural não é fácil. A chave para a simulação numérica é perceber que a análise estrutural é um “somatório” de análises estáticas, que vão carregar os resultados obtidos das análises anteriores mais o carregamento térmico correspondente a cada instante. Deste modo, é necessário fazer um ciclo que carregue o ficheiro de resultados térmicos desde o instante inicial da soldadura até ao final. Como neste trabalho a soldadura foi realizada pelos dois lados da placa, foi necessário contar com constrangimentos estruturais diferentes para cada passagem. Como não se sabe a maneira exacta como a placa foi constrangida, assumiu-se que os constrangimentos estruturais para a segunda passagem, foram simetricamente iguais aos da primeira passagem, mas aplicados à face inferior da placa (onde se deu a segunda passagem). De modo a simular as duas passagens, criou-se um ciclo de análises estáticas em que estas carregavam os resultados térmicos até ao instante final da primeira passagem ($t=850$ segundos), posteriormente eliminou-se todos os constrangimentos estruturais e aplicou-se os novos constrangimentos referentes à segunda passagem. Com as novas condições fronteira, repetiu-se o ciclo de análises estáticas até se obter os resultados finais. Concluiu-se que durante a modelação numérica é aconselhável criar uma malha que seja facilmente adaptável entre elementos térmicos e estruturais. A análise estrutural aconselha a utilização de elementos tetraédricos, pois durante a sua análise, o forte carregamento térmico pode gerar distorção excessiva nos elementos e interromper a análise. Neste caso é aconselhável utilizar outro tipo de refinamento ou reduzir o *load step* da análise. É importante considerar um módulo de elasticidade muito pequeno para temperaturas superiores à temperatura de fusão do metal. Esta consideração veio a demonstrar-se bastante significativa, sobretudo nos resultados referentes aos deslocamentos da placa. De modo a validar a metodologia criada para este trabalho, aplicou-se o código para o caso de estudo de Depradeux à semelhança do que se fez durante a análise térmica. Obtiveram-se erros relativos muito pequenos relativamente ao campo de tensões residuais longitudinais e transversais. Nos

resultados referentes aos deslocamentos perpendiculares, obteve-se desvios de 37% para dois pontos de estudo, sendo este o maior erro relativo encontrado. Comparou-se os resultados obtidos numericamente para este trabalho com os resultados obtidos experimentalmente pelo método do furo. Verificou-se que para a tensão principal máxima, esta apresentou um desvio de 19% enquanto que a tensão principal mínima apresentou um desvio de 9%. Em relação às distorções existentes na placa, já era de se esperar um erro muito superior, pois desconhece-se o procedimento exacto do constrangimento da placa. De modo a melhorar estes desvios aconselha-se a utilização de condições fronteira que consigam ser modeladas de forma idêntica no MEF. Como já foi referido anteriormente, um processo de soldadura engloba inúmeras variáveis que dificultam muito a sua modelação numérica, portanto é preciso reconhecer que os resultados obtidos são bastante satisfatórios. No subcapítulo seguinte deixa-se algumas sugestões, que podem levar à aquisição de melhores resultados numéricos.

8.5. Sugestões para futuros trabalhos

Neste subcapítulo ficam algumas sugestões para enriquecer a simulação numérica e melhorar os resultados obtidos durante futuros trabalhos:

- Implementação da técnica “*birth and death*”, de modo a simular a segunda passagem do processo de soldadura TIG;
- Utilização de um código mais adequado para a simulação de processos de soldadura (por exemplo, SYSWELD[®] ou a ferramenta Workbench do ANSYS[®]);
- Considerar uma fonte de calor variável com o tempo, ao contrário da desenvolvida nesta dissertação.
- Considerar uma fonte de calor diferente da proposta nesta dissertação, de modo a validar os resultados obtidos.

Bibliografia

- [1] “Handbook of Cases Histories in Failure Analyses”, Chapter 7 – Residual Stresses, Vol. 11: Failure Analysis and Prevention, ASM International 1996
- [2] Bae, D., Cho, C., Hong, J. and Tsai, C. (2002) “Numerical Analysis of Welding Residual Stress Using Heat Source Models for the Multi-Pass Weldment”, *KSME International Journal*, Vol. 16 No. 9, pp. 1054-1064
- [3] Dar, N.U. (2009). *Expert System For Optimization Of Welding Process Of Thin Walled HSLA Steel Structures*. Doctoral dissertation, University of Engineering & Technology, Taxila, Pakistan
- [4] Kim, J. and Kim, C. (2010), “Design of a laser welded thin metal tube structure incorporating welding distortion and residual stress”, *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, Vol. 11 No. 6, pp. 925-930
- [5] Withers, P. J. and Bhadeshia, H. (2001), “Residual stress Part 1 – Measurement techniques”, *Materials Science and Technology*, Vol. 17, pp. 355-365
- [6] Rosa, T. (2008). *Modelação térmica e de tensões residuais de soldadura de metais duros*. Dissertação de Mestrado, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Monte de Caparica, Portugal
- [7] Bezerra, A. (2006). *Simulação numérica da soldagem com aplicação à caracterização do comportamento dinâmico de estruturas soldadas*. Dissertação de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia
- [8] Ribeiro, J. (2010). *Análise de tensões residuais e deformações em soldadura*. Dissertação de Mestrado, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Monte de Caparica, Portugal
- [9] Deng, D., Murakawa, H. and Liang, W. (2008) “Numerical and experimental investigations on welding residual stress in multi-pass butt-welded austenitic stainless pipe”, *Computational Materials Science*, No. 42, pp. 234-244
- [10] Welding: Solidification and Microstructure. Disponível em: <http://www.tms.org/pubs/journals/JOM/0306/David-0306.html> (visitado a 6 de Setembro de 2012)
- [11] Weman, K. (2003) *Welding processes handbook*, New York: CRC Press LLC

- [12] Deng, D. and Murakawa, H. (2006) “Numerical simulation of temperature field and residual stress in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurements”, *Computational Materials Science*, No. 37, pp. 269-277
- [13] Fitzpatrick, M.E. and Edwards, L. (1998) “Fatigue Crack/Residual Stress Field Interactions and Their Implications for Damage-Tolerant Design”, *ASM International*, Vol. 7, pp. 190-198
- [14] Wentz, A. (2008). *Simulações de soldagem por arco e resistência elétrica usando o método dos elementos finitos*. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre
- [15] Marrefzadeh, A. and Sadeghi, M. “Numerical simulation of copper temperature field in Gas Tungsten Arc Welding (GTAW) process”, *Proceedings of the 10th WSEAS Int. Conference on ROBOTICS, CONTROL and MANUFACTURING TECHNOLOGY*
- [16] Feng, Z. (2005) “Processes and mechanisms of welding residual stress and distortion”, Woodhead Publishing Limited
- [17] ESAB, Soldadura & Corte, “Soldadura GTAW/TIG”. Disponível em: <http://pt.esab.net/pt/pt/education/proceso-gtaw-tig.cfm> (Visitado a 10 Novembro 2011)
- [18] Sivam E-Publishing, Welding Technology Machines, “Arc Welding Processes and Equipments”. Disponível em: <http://www.welding-technology-machines.info/arc-welding-processes-and-equipments/arc-welding-processes-and-equipments.htm> (Visitado a 10 Novembro 2011)
- [19] Poorhaydari, K., Patchett, B.M. and Ivey, D.G (2005) “Estimation of Cooling Rate in the Welding of Plates with Intermediate Thickness”, *Welding Research*, pp. 149-155
- [20] Funderburk, R. (1999), “Key Concepts in Welding Engineering”, *Welding Innovation*, Vol. XVI No. 1
- [21] BS 7910:2005, Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures
- [22] Hill, M. and Nelson, D., “A simplified Eigenstrain Approach for Determination of sub-surface Triaxial Residual Stress in Welds”
- [23] Martins, C., Rocha, A., Strohaecker, T. e Hirsch, T. (2005), “Análise das tensões residuais em anéis para rolamentos do aço ABNT 52100 através do método do furo cego”, *Estudos tecnológicos*, Vol. 1 No.2, pp. 39-47
- [24] Designation: E837-01 (2001), *Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain Gage Method*, ASTM International
- [25] X-ray crystallography. Disponível em: http://en.wikipedia.org/wiki/X-ray_crystallography (Visitado a 10 Novembro 2011)
- [26] Electron Diffraction. Disponível em: http://en.wikipedia.org/wiki/Electron_diffraction (Visitado a 10 Novembro 2011)

- [27] Dar, N., Qureshi, E. and Hammouda, M. (2009), "Analysis of weld-induced residual stresses and distortions in thin-walled cylinders", *Journal of Mechanical Science and Technology*, Vol. 23, pp. 1118-1131
- [28] Debicari, A. (1986), *Control of distortion and residual stresses in girth welded pipes*, Doctoral dissertation, Massachusetts Institute of Technology
- [29] Zhu, X. and Chao, Y. (2002), "Effects of temperature-dependent material properties on welding simulation", *Computers and Structures*, Vol. 80, pp. 967-976
- [30] Depradeux, L. (2004). *Simulation Numerique du Soudage – Acier 316L validation sur cas tests de complexite croissante*. Thèse de doctorat, L'Institut National Des Sciences Appliquees de Lyon, France
- [31] Lundbäck, A. (2003), "Finite Element Modelling and Simulation of Welding of Aerospace Components", Licentiate Thesis, Luleå University of Technology
- [32] Shanmugam, N.S., Buvanashakaran, G., Sankaranarayanan, K. and Kumar, S. (2010), "A transient finite element simulation of the temperature and bead profiles of T-joint laser welds", *Materials and Design*
- [33] Chang, P. and Teng, T. (2008), "Numerical and Experimental Investigations on the Fatigue Life Evaluation of Butt-Welded Joints", *Metals and Materials International*, Vol. 14 No. 3, pp. 361-372
- [34] Deng, D. and Kiyoshima, S. (2011), "FEM analysis of residual stress distribution near weld start/end location in thick plates", *Computational Materials Science*, Vol. 50, pp. 2459-2469
- [35] Deng, D., Kiyoshima, S., Ogawa, K., Yanagida, N. and Saito, K. (2011), "Predicting welding residual stresses in a dissimilar metal girth welded pipe using 3D finite element model with a simplified heat source", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 241, pp. 46-54
- [36] Deng, D., Kiyoshima, S., Serizawa, H., Murakawa, H. and Horii, Y. (2007), "Numerical Investigation on Welding Residual Stress in 2.25Cr-1Mo Steel Pipes", *Transactions of JWRI*, Vol. 36 No. 1
- [37] Goldak, J. and Akhlaghi, M. (2005), "Computational Welding Mechanics", Springer Science + Business Media, Inc., Chapter VII
- [38] Chiumenti, M., Cervera, M., Salmi, A., Agelet de Saracibar, C., Dialami, N. and Matsui K. (2010), "Finite element modeling of multi-pass welding and shaped metal deposition processes", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 199, pp. 2343-2359
- [39] Lidam, R., Yupiter, H., Redza, M., Rahim, M., Sulaiman, M., Zakaria, M., Tham, G., Abasa, S., Haruman, E. and Chau, C. (2012), "Simulation Study on Multipassed

- Welding Distortion of Combined Joint Types using Thermo-Elastic-Plastic FEM”, TJER 2012, Vol. 9 No. 2, pp. 1-16
- [40] Díaz, J. C., Rodríguez, P., Nieto, P. and Castro-Fresno, D. (2010), “Comparative analysis of TIG welding distortions between austenitic and duplex stainless steels by FEM”, Applied Thermal Engineering, Vol. 30, pp. 2448-2459
- [41] Capriccioli, A. and Frosi, P. (2009), “Multipurpose ANSYS FE procedure for welding processes simulation”, Fusion Engineering and Design, Vol. 84, pp. 546-553
- [42] Gannon, L., Liu, Y., Pegg, N. and Smith, M. (2010), “Effect of welding sequence on residual stress and distortion in flat-bar stiffened plates”, Marine Structures, Vol. 23, pp. 385-404
- [43] Qingyu, S., Anli, L., Haiyan, Z. and Aiping, W. (2002), “Development and application of the adaptive mesh technique in the three-dimensional numerical simulation of the welding process”, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 121, pp. 167-172
- [44] Stainless Steels, (na ASM Specialty Handbook), ed. J.R Davis, 1994, 1996, ASM International (ISBN 0-87170-503-6)
- [45] The Schaeffler and DeLong diagrams for predicting ferrite levels in austenitic stainless steel welds. Disponível em: <http://www.bssa.org.uk/topics.php?article=121> (Visitado a 9 Agosto 2012)
- [46] Baully, J. (2000), “Caracterização microestrutural e propriedades de juntas dissimilares entre aços inoxidáveis fabricadas por processos de fusão”, Dissertação de Mestrado, Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares – Autarquia associada à Universidade de São Paulo, Brasil
- [47] Imagem disponível em: <http://www.cogne.com/en/concrinox7.asp> (Visitado a 9 Agosto 2012)
- [48] Imagem disponível em: <http://www.arcraftplasma.com/filtermetal.htm> (Visitado a 9 Agosto 2012)
- [49] Kotecki, D.J. (1999), “A Martensite Boundary on the WRC-1992 Diagram”, Welding Research Supplement
- [50] 316/316L Stainless steel (2007), UNS S31600 and S31603, AK Steel Corporation
- [51] Smith, E. (1994), “Mechanical Engineer’s Reference Book”, Butterworth-Heinemann 12th Edition
- [52] Goldak, J. and Akhlaghi, M. (2005), “Computational Welding Mechanics”, Springer Science + Business Media, Inc., Chapter II
- [53] Silva, R. (2007), “Uma contribuição à modelagem do processo de soldagem de placas de aço utilizando um modelo constitutivo acoplado”, Dissertação de Mestrado, Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca – CEFET/RJ, Rio de Janeiro, Brasil

- [54] Nguyen, N., Ohta, A., Matsuoka, K., Suzuki, N. and Maeda, Y. (1999), “Analytical Solutions for Transient Temperature of Semi-Infinite Body Subjected to 3-D Moving Heat Sources”, *Welding Research Supplement*
- [55] SOLID70 3-D Thermal Solid. Disponível em: http://mostreal.sk/html/elem_55/chapter4/ES4-70.htm (Visitado a 13 Agosto 2012)
- [56] Pozo-Morejón, J. A., Quintero-Acosta, P. E., Cruz-Crespo, A. e Díaz-Cedré E., (2011), “Análisis térmico de soldadura GTAW sobre placa de acero AISI 316L empleando el método de elementos finitos”, *Soldagem & Inspeção*, Vol. 16 No. 3, São Paulo. Disponível em: http://www.scielo.br/scielo.php?pid=S0104-92242011000300007&script=sci_arttext (Visitado a 13 Agosto 2012)
- [57] Heat Input. Disponível em: http://www.gawdawiki.org/wiki/Heat_input (Visitado a 13 Agosto 2012)
- [58] Disponível em: <http://www.ommi.co.uk/etd/eccc/advancedcreep/V2PIIai2x.pdf> (Visitado a 13 Agosto 2012)
- [59] Sousa, R. (2002), *Modelação de Problemas Incompressíveis pelo Método das Deformações Acrescentadas em Domínios Tridimensionais*, Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Portugal
- [60] Natal Jorge, R. M. e Dinis, L. M. J. S. (2004/2005), “Teoria da Plasticidade”, Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial, Faculdade de Engenharia Universidade do Porto, Portugal
- [61] Disponível em: http://www.cesec.ufpr.br/disciplinas/tc059/Aulas/Aula20/Teoria_Materiais%20Elastoplasticos1.pdf (Visitado a 13 Agosto 2012)
- [62] Pires, F. M. A. (2001). *Modelação por Elementos Finitos da Iniciação da Fractura Dúctil nos Processos de Enformação Plástica em Massa*. Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Portugal
- [63] SOLID185 3-D Structural Solid. Disponível em: http://mostreal.sk/html/elem_55/chapter4/ES4-185.htm (Visitado a 13 de Agosto de 2012)

Anexos

Anexo 1 – Valores numéricos para os coeficientes \bar{a} e \bar{b} [24]

| Rosette A | \bar{a} | | | | | \bar{b} | | | | |
|--------------|------------------------|------|------|------|------|------------------------|------|------|-------|-------|
| Blind hole | Hole Diameter, D_0/D | | | | | Hole Diameter, D_0/D | | | | |
| Depth/D | 0.30 | 0.35 | 0.40 | 0.45 | 0.50 | 0.30 | 0.35 | 0.40 | 0.45 | 0.50 |
| 0.00 | .000 | .000 | .000 | .000 | .000 | .000 | .000 | .000 | .000 | .000 |
| 0.05 | .027 | .037 | .049 | .063 | .080 | .051 | .069 | .090 | .113 | .140 |
| 0.10 | .059 | .081 | .108 | .138 | .176 | .118 | .159 | .206 | .255 | .317 |
| 0.15 | .085 | .115 | .151 | .192 | .238 | .180 | .239 | .305 | .375 | .453 |
| 0.20 | .101 | .137 | .177 | .223 | .273 | .227 | .299 | .377 | .459 | .545 |
| 0.25 | .110 | .147 | .190 | .238 | .288 | .259 | .339 | .425 | .513 | .603 |
| 0.30 | .113 | .151 | .195 | .243 | .293 | .279 | .364 | .454 | .546 | .638 |
| 0.35 | .113 | .151 | .195 | .242 | .292 | .292 | .379 | .472 | .566 | .657 |
| 0.40 | .111 | .149 | .192 | .239 | .289 | .297 | .387 | .482 | .576 | .668 |
| Through Hole | .090 | .122 | .160 | .203 | .249 | .288 | .377 | .470 | .562 | .651 |
| Rosette B | \bar{a} | | | | | \bar{b} | | | | |
| Blind Hole | Hole Diameter, D_0/D | | | | | Hole Diameter, D_0/D | | | | |
| Depth/D | 0.30 | 0.35 | 0.40 | 0.45 | 0.50 | 0.30 | 0.35 | 0.40 | 0.45 | 0.50 |
| 0.00 | .000 | .000 | .000 | .000 | .000 | .000 | .000 | .000 | .000 | .000 |
| 0.05 | .029 | .039 | .053 | .068 | .086 | .058 | .078 | .102 | .127 | .157 |
| 0.10 | .063 | .087 | .116 | .148 | .189 | .134 | .179 | .231 | .286 | .355 |
| 0.15 | .090 | .123 | .162 | .205 | .254 | .203 | .269 | .343 | .419 | .504 |
| 0.20 | .107 | .145 | .189 | .236 | .289 | .256 | .336 | .423 | .511 | .605 |
| 0.25 | .116 | .156 | .202 | .251 | .305 | .292 | .381 | .476 | .571 | .668 |
| 0.30 | .120 | .160 | .206 | .256 | .309 | .315 | .410 | .509 | .609 | .707 |
| 0.35 | .120 | .160 | .206 | .256 | .308 | .330 | .427 | .529 | .631 | .730 |
| 0.40 | .118 | .158 | .203 | .253 | .305 | .337 | .437 | .541 | .644 | .743 |
| Through Hole | .096 | .131 | .171 | .216 | .265 | .329 | .428 | .531 | .630 | .725 |
| Rosette C | \bar{a} | | | | | \bar{b} | | | | |
| Blind Hole | Hole Diameter, D_0/D | | | | | Hole Diameter, D_0/D | | | | |
| Depth/D | 0.40 | 0.45 | 0.50 | 0.55 | 0.60 | 0.40 | 0.45 | 0.50 | 0.55 | 0.60 |
| 0.00 | .000 | .000 | .000 | .000 | .000 | .000 | .000 | .000 | .000 | .000 |
| 0.05 | .065 | .084 | .106 | .130 | .157 | .105 | .132 | .158 | .185 | .217 |
| 0.10 | .147 | .191 | .238 | .293 | .361 | .250 | .314 | .373 | .440 | .519 |
| 0.15 | .218 | .281 | .347 | .420 | .506 | .391 | .484 | .570 | .658 | .754 |
| 0.20 | .270 | .343 | .421 | .504 | .595 | .506 | .617 | .719 | .816 | .912 |
| 0.25 | .302 | .381 | .465 | .554 | .648 | .591 | .712 | .823 | .923 | 1.015 |
| 0.30 | .321 | .403 | .491 | .583 | .679 | .650 | .778 | .893 | .994 | 1.081 |
| 0.35 | .331 | .415 | .505 | .599 | .698 | .690 | .822 | .939 | 1.041 | 1.125 |
| 0.40 | .336 | .421 | .512 | .608 | .709 | .719 | .851 | .970 | 1.073 | 1.154 |
| Through Hole | .316 | .399 | .494 | .597 | .707 | .623 | .723 | .799 | .847 | .859 |

Anexo 2 – Dimensões das rosetas e diâmetro do furo recomendado [24]

| Rosette Type ^a | D | GL | GW | R ₁ | R ₂ | Min D ₀ | Max D ₀ ^c |
|---------------------------|------------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|------------------------|---------------------------------|
| Type A Rosette | | | | | | | |
| Conceptual | D | 0.309 D | 0.309 D | 0.3455 D | 0.6545 D | 0.6 Max D ₀ | Max D ₀ |
| ½ in. nominal | 0.101 (2.57) | 0.031 (0.79) | 0.031 (0.79) | 0.035 (0.89) | 0.066 (1.68) | 0.024 (0.61) | 0.040 (1.01) |
| ⅓ in. nominal | 0.202 (5.13) | 0.062 (1.59) | 0.062 (1.59) | 0.070 (1.77) | 0.132 (3.36) | 0.060 (1.52) | 0.100 (2.54) |
| ¼ in. nominal | 0.404 (10.26) | 0.125 (3.18) | 0.125 (3.18) | 0.140 (3.54) | 0.264 (6.72) | 0.132 (3.35) | 0.220 (5.59) |
| Type B Rosette | | | | | | | |
| Conceptual | D | 0.309 D | 0.223 D | 0.3455 D | 0.6545 D | 0.6 Max D ₀ | Max D ₀ |
| ⅓ in. nominal | 0.202 (5.13) | 0.062 (1.59) | 0.045 (1.14) | 0.070 (1.77) | 0.132 (3.36) | 0.060 (1.52) | 0.100 (2.54) |
| Type C Rosette | | | | | | | |
| Conceptual | D | 0.176 D | 30° sector | 0.412 D | 0.588 D | 0.6 Max D ₀ | Max D ₀ |
| ⅓ in. nominal | 0.170 (4.32) | 0.030 (0.76) | 30° (30°) | 0.070 (1.78) | 0.100 (2.54) | 0.060 (1.52) | 0.100 (2.54) |

^aDimensions are in inches. Dimensions in parentheses are in mm.

^bRosette dimensions defined in Fig. 1.

^cFrom 8.1.1.

Anexo 3 – Código MATLAB utilizado no trabalho

```
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%
%   Análise Térmica/Estrutural Transiente   %
%
%       (Modelo Tridimensional)             %
%
%               versão final                %
%
%               Diogo Almeida              %
%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%
% Start
%
fid=fopen('file name','w');
fprintf(fid, '/CONFIG,NRES,5000\n');
%
% PREPROCESSOR
%
fprintf(fid, '/PREP7 \n');
fprintf(fid, '/TITLE, Coupled Thermal Structural Analysis \n');
%
% Element Type - Solid70 3D Element - 8 N / 1 DOF
%
fprintf(fid, 'ET,1,SOLID70\n');
fprintf(fid, 'MAT,1 \n');
fprintf(fid, 'SELTOL,0.0000001\n');
%
% Leitura das propriedades do material através do ficheiro:
%
fprintf(fid, 'MPREAD,aisi_316l_thermal_prop,TXT \n');
%
% Modelação
%
fprintf(fid, 'BLOCK,0,0.310,0,0.0025,0,0.003, \n');
fprintf(fid, 'BLOCK,0,0.0025,0.0025,0.005,0,0.003, \n');
fprintf(fid, 'BLOCK,0,0.310,0.005,0.01,0,0.003, \n');
fprintf(fid, 'BLOCK,0,0.005,0.01,0.015,0,0.003, \n');
fprintf(fid, 'BLOCK,0,0.310,0.015,0.025,0,0.003, \n');
fprintf(fid, 'BLOCK,0,0.010,0.025,0.035,0,0.003, \n');
fprintf(fid, 'BLOCK,0,0.310,0.035,0.0925,0,0.003, \n');
%
fprintf(fid, 'VSEL,S,VOLU,,2\n');
fprintf(fid, 'VGEN,124,ALL, , , 0.0025, , , ,1 \n');
fprintf(fid, 'VSEL,S,VOLU,,4\n');
fprintf(fid, 'VGEN,62,ALL, , , 0.005, , , ,1 \n');
fprintf(fid, 'VSEL,S,VOLU,,6\n');
fprintf(fid, 'VGEN,31,ALL, , , 0.01, , , ,1 \n');
%
fprintf(fid, 'ALLSEL\n');
fprintf(fid, 'VSYMM,Y,ALL, , , ,1,0 \n');
fprintf(fid, 'VGLUE,all\n');
fprintf(fid, 'NUMMRG,all\n');
fprintf(fid, 'NUMCMP,ALL \n');
fprintf(fid, 'ALLSEL\n');
%
%
```

```

% Meshing
%
fprintf(fid, 'LSEL,S,LOC,Z,0.00001,0.003-0.0001\n');
fprintf(fid, 'LESIZE,all,,,3\n');
fprintf(fid, 'VSEL,S,VOLU,,,439,440\n');
fprintf(fid, 'ESIZE,0.00125\n');
fprintf(fid, 'VSWEEP,ALL\n');
fprintf(fid, 'VSEL,S,VOLU,,,441,442\n');
fprintf(fid, 'ESIZE,0.0025\n');
fprintf(fid, 'VSWEEP,ALL\n');
fprintf(fid, 'VSEL,S,VOLU,,,437,438\n');
fprintf(fid, 'ESIZE,0.005\n');
fprintf(fid, 'VSWEEP,ALL\n');
fprintf(fid, 'VSEL,S,VOLU,,,435,436\n');
fprintf(fid, 'ESIZE,0.01\n');
fprintf(fid, 'VSWEEP,ALL\n');
%
fprintf(fid, 'ALLSEL\n');
%
fprintf(fid, 'lsel,,loc,y,0.0025+0.00001,0.005-0.0001\n');
fprintf(fid, '*GET, LN, LINE, , COUNT\n');
fprintf(fid, '*DO, i, 0, (LN-2)/4+1, 1\n');
fprintf(fid, 'lsel,,loc,y,0.0025+0.00001,0.005-0.0001\n');
fprintf(fid, 'lsel,r,loc,x,i*0.005+0.0025\n');
fprintf(fid, 'LESIZE,all,,,2\n');
fprintf(fid, 'lsel,,loc,y,0.0025+0.00001,0.005-0.0001\n');
fprintf(fid, 'lsel,r,loc,x,i*0.005\n');
fprintf(fid, 'LESIZE,all,,,1\n');
fprintf(fid, '*ENDDO\n');
fprintf(fid, 'ALLSEL\n');
fprintf(fid, 'VSEL,S,LOC,Y,0.0025,0.005\n');
fprintf(fid, 'VMESH,ALL\n');
%
fprintf(fid, 'ALLSEL\n');
%
fprintf(fid, 'Lsel,,loc,y,0.01+0.00001,+0.015-0.0001\n');
fprintf(fid, '*GET, LN1, LINE, , COUNT\n');
fprintf(fid, '*DO, i, 0, (LN1-2)/4+1, 1\n');
fprintf(fid, 'Lsel,,loc,y,0.01+0.00001,+0.015-0.0001\n');
fprintf(fid, 'Lsel,r,loc,x,i*0.01+0.005\n');
fprintf(fid, 'LESIZE,all,,,2\n');
fprintf(fid, 'Lsel,,loc,y,0.01+0.00001,+0.015-0.0001\n');
fprintf(fid, 'Lsel,r,loc,x,i*0.01\n');
fprintf(fid, 'LESIZE,all,,,1\n');
fprintf(fid, '*ENDDO\n');
fprintf(fid, 'ALLSEL\n');
fprintf(fid, 'VSEL,S,LOC,Y,0.01,0.015\n');
fprintf(fid, 'VMESH,ALL\n');
%
fprintf(fid, 'ALLSEL\n');
%
fprintf(fid, 'Lsel,,loc,y,0.025+0.00001,+0.035-0.0001\n');
fprintf(fid, '*GET, LN1, LINE, , COUNT\n');
fprintf(fid, '*DO, i, 0, (LN1-2)/4+1, 1\n');
fprintf(fid, 'Lsel,,loc,y,0.025+0.00001,+0.035-0.0001\n');
fprintf(fid, 'Lsel,r,loc,x,i*0.02+0.01\n');
fprintf(fid, 'LESIZE,all,,,2\n');
fprintf(fid, 'Lsel,,loc,y,0.025+0.00001,+0.035-0.0001\n');
fprintf(fid, 'Lsel,r,loc,x,i*0.02\n');
fprintf(fid, 'LESIZE,all,,,1\n');
fprintf(fid, '*ENDDO\n');

```

```

fprintf(fid, 'ALLSEL\n');
fprintf(fid, 'VSEL, S, LOC, Y, 0.025, 0.035\n');
fprintf(fid, 'VMESH, ALL\n');
%
fprintf(fid, 'NUMMRG, all\n');
%
fprintf(fid, 'ALLSEL\n');
%
fprintf(fid, 'lsel, , loc, y, -0.0025-0.00001, -0.005+0.0001\n');
fprintf(fid, '*GET, LN, LINE, , COUNT\n');
fprintf(fid, '*DO, i, 0, (LN-2)/4+1, 1\n');
fprintf(fid, 'lsel, , loc, y, -0.0025-0.00001, -0.005+0.0001\n');
fprintf(fid, 'lsel, r, loc, x, i*0.005+0.0025\n');
fprintf(fid, 'LESIZE, all, , , 2\n');
fprintf(fid, 'lsel, , loc, y, -0.0025-0.00001, -0.005+0.0001\n');
fprintf(fid, 'lsel, r, loc, x, i*0.005\n');
fprintf(fid, 'LESIZE, all, , , 1\n');
fprintf(fid, '*ENDDO\n');
fprintf(fid, 'ALLSEL\n');
fprintf(fid, 'VSEL, S, LOC, Y, -0.0025, -0.005\n');
fprintf(fid, 'VMESH, ALL\n');
%
fprintf(fid, 'ALLSEL\n');
%
fprintf(fid, 'Lsel, , loc, y, -0.01-0.00001, -0.015+0.0001\n');
fprintf(fid, '*GET, LN1, LINE, , COUNT\n');
fprintf(fid, '*DO, i, 0, (LN1-2)/4+1, 1\n');
fprintf(fid, 'Lsel, , loc, y, -0.01-0.00001, -0.015+0.0001\n');
fprintf(fid, 'Lsel, r, loc, x, i*0.01+0.005\n');
fprintf(fid, 'LESIZE, all, , , 2\n');
fprintf(fid, 'Lsel, , loc, y, -0.01-0.00001, -0.015+0.0001\n');
fprintf(fid, 'Lsel, r, loc, x, i*0.01\n');
fprintf(fid, 'LESIZE, all, , , 1\n');
fprintf(fid, '*ENDDO\n');
fprintf(fid, 'ALLSEL\n');
fprintf(fid, 'VSEL, S, LOC, Y, -0.01, -0.015\n');
fprintf(fid, 'VMESH, ALL\n');
%
fprintf(fid, 'ALLSEL\n');
%
fprintf(fid, 'Lsel, , loc, y, -0.025-0.00001, -0.035+0.0001\n');
fprintf(fid, '*GET, LN1, LINE, , COUNT\n');
fprintf(fid, '*DO, i, 0, (LN1-2)/4+1, 1\n');
fprintf(fid, 'Lsel, , loc, y, -0.025-0.00001, -0.035+0.0001\n');
fprintf(fid, 'Lsel, r, loc, x, i*0.02+0.01\n');
fprintf(fid, 'LESIZE, all, , , 2\n');
fprintf(fid, 'Lsel, , loc, y, -0.025-0.00001, -0.035+0.0001\n');
fprintf(fid, 'Lsel, r, loc, x, i*0.02\n');
fprintf(fid, 'LESIZE, all, , , 1\n');
fprintf(fid, '*ENDDO\n');
fprintf(fid, 'ALLSEL\n');
fprintf(fid, 'VSEL, S, LOC, Y, -0.025, -0.035\n');
fprintf(fid, 'VMESH, ALL\n');
%
%
fprintf(fid, 'NUMMRG, all\n');
%
% Tabelas com carregamento térmico
%
N=;          % n° de elementos onde será aplicado o carregamento

```

```

dt=;      % intervalo de tempo que a fonte de calor leva a percorrer
cada elemento
ti=0;
t2=dt;
t3=2*dt;
t4=3*dt;
t5=4*dt;
t6=5*dt;
t7=6*dt;
t8=7*dt;
t9=8*dt;
t10=9*dt;
%
% Power Density (W/Mm3)
%
q1=;
q2=;
q3=;
q4=;
q5=;
q6=;
q7=;
q8=;
%
for i=0:N
fprintf(fid, '*DIM,TAB%d,TABLE,10,1,1\n',i);
fprintf(fid, 'TAB%d(1)=0.00,%d,%d,%d,%d,%d,%d,%d,%d,0.00\n',i,q8,q7,q6,
q5,q4,q3,q2,q1);
fprintf(fid, 'TAB%d(1,0)=%f,%f,%f,%f,%f,%f,%f,%f,%f,%f
\n',i,ti,t2,t3,t4,t5,t6,t7,t8,t9,t10);
ti=ti+dt;
t2=t2+dt;
t3=t3+dt;
t4=t4+dt;
t5=t5+dt;
t6=t6+dt;
t7=t7+dt;
t8=t8+dt;
t9=t9+dt;
t10=t10+dt;
end
%
% Carregamento das tabelas
%
elemento_x1=;
elemento_x2=;
for n=0:N
NT=n;
fprintf(fid, 'BFE,%d,HGEN, ,%%TAB%d%%\n',elemento_x1,NT);
fprintf(fid, 'BFE,%d,HGEN, ,%%TAB%d%%\n',elemento_x2,NT);
elemento_x1=elemento_x1+/-x;
elemento_x2=elemento_x2+/-x;
end
%
% Gravar status
%
fprintf(fid, 'PHYSICS,WRITE,thermal, , , \n');
fprintf(fid, 'PHYSICS,CLEAR\n');
%
% Definir status estrutural
%

```

```

fprintf(fid, '/PREP7 \n');
fprintf(fid, 'ETCHG,TTS \n');
fprintf(fid, 'keyopt,1,2,2 \n');
fprintf(fid, 'MPREAD,aisi_316l_stru_prop,TXT \n');
%
% Condições fronteira
%
fprintf(fid, 'Definir condições fronteira\n');
%
% Gravar status
%
fprintf(fid, 'PHYSICS,WRITE,structural, , , \n');
fprintf(fid, 'save \n');
fprintf(fid, 'FINISH \n');
%
% SOLUTION
%
fprintf(fid, '/SOLU \n');
fprintf(fid, 'PHYSICS,READ,THERMAL\n');
fprintf(fid, 'ANTYPE,4 \n');
fprintf(fid, 'TRNOPT,FULL \n');
fprintf(fid, 'LUMPM,0 \n');
%
% Condições fronteira - Térmicas
%
fprintf(fid, 'TUNIF,293, \n');
fprintf(fid, 'ASEL,S,EXT\n');
fprintf(fid, 'ASEL,U,LOC,Z,0.003\n');
fprintf(fid, 'SFA,ALL,,CONV,10,293\n');
fprintf(fid, 'SFA,ALL,,RAD,0.75,293\n');
%
% Solution and Controls
%
fprintf(fid, 'KBC,1 \n'); % Load step -> stepped
fprintf(fid, 'LNSRCH,1 \n'); % Newton-Raphson -> ON
fprintf(fid, 'AUTOTS,ON \n'); % Auto Time stepping -> ON
fprintf(fid, 'TIMINT,ON \n'); % Transient Effects -> ON
fprintf(fid, 'TINTP,,,,,1 \n'); % Transient Integration
Parameters -> No Smoothing = 1
fprintf(fid, 'TIME,1702 \n');
fprintf(fid, 'DELTIM,5/3 \n');
fprintf(fid, 'OUTRES,ALL,ALL \n');
fprintf(fid, 'SOLVE \n');
fprintf(fid, 'save,thermal_analysis,db \n');
fprintf(fid, 'FINISH \n');
%
% Análise estrutural
%
fprintf(fid, '/SOL\n');
fprintf(fid, 'PHYSICS,READ,STRUCTURAL \n');
fprintf(fid, 'ANTYPE,0\n');
fprintf(fid, 'NLGEOM,ON \n');
fprintf(fid, 'SSTIF,ON\n');
fprintf(fid, 'NCNV,0, , , , ,\n');
fprintf(fid, 'OUTRES,ERASE\n');
fprintf(fid, 'OUTRES,ALL,ALL \n');
fprintf(fid, 'NEQIT,25\n');
fprintf(fid, 'LNSRCH,1 \n');
fprintf(fid, 'KBC,0 \n');
fprintf(fid, 'TIME,1 \n');
for i=1:850

```

```
if i<799
fprintf(fid, '/SOL\n');
fprintf(fid, 'LDREAD, TEMP, , , %d, , , RTH \n', i);
fprintf(fid, 'NSUBST, 1, , 1\n');
fprintf(fid, 'ALLSEL\n');
else
fprintf(fid, '/SOL\n');
fprintf(fid, 'LDREAD, TEMP, , , %d, , , RTH \n', i);
fprintf(fid, 'NSUBST, 25, , 25\n');
fprintf(fid, 'ALLSEL\n');
fprintf(fid, 'inistate, write, 1, , , , 0, s\n');
end
end
fprintf(fid, 'FINISH\n');
fprintf(fid, 'SAVE, , , , ALL \n');
```