



Universidade Nova de Lisboa
Faculdade de Ciências e Tecnologia

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA E INDUSTRIAL

ANÁLISE DE TENSÕES RESIDUAIS E DEFORMAÇÕES EM SOLDADURA

Dissertação apresentada à Faculdade de Ciências e Tecnologia da
Universidade Nova de Lisboa para obtenção do
Grau de Mestre em Engenharia da Soldadura

João Carlos Rodrigues dos Santos Ribeiro
Orientador: Professor Jorge J. Pamies Teixeira

Monte da Caparica
2010

Agradecimentos

Esta dissertação foi sem dúvida dos desafios mais estimulantes que tive oportunidade de abraçar, não só pelo estudo da temática envolvida, mas também pela motivação intelectual que me proporcionou neste último ano, e assim sendo, a sua realização, só por si, já a torna numa recompensa bastante gratificante.

Sozinho, não o conseguiria fazer certamente, e por isso, gostava de expressar aqui alguns sentimentos de gratidão, especialmente para as pessoas que efectivamente, e de algum modo, me ajudaram na execução deste trabalho. Em primeiro lugar, agradeço a Deus, a possibilidades de hoje a poder fazer. Agradeço também aos meus pais, por tudo o que por mim sempre fizeram e deram, do pão à educação, e em especial à Lúcia, minha mulher, companheira e mãe dos meus três filhos.

Gostava também de agradecer à Comissão Científica deste Mestrado, pela sua implementação nesta Faculdade, e pelos seus sempre sábios conselhos e orientações. Em especial, uma palavra de agradecimento para o Professor Jorge Pamies Teixeira, orientador desta dissertação, pela sua disponibilidade, apoio na execução dos ensaios em Laboratório, e pelo seu sempre simpático aconselhamento.

Por fim, um abraço especial para os meus colegas da Metalomecânica da Teixeira Duarte, que de algum modo colaboraram comigo, quer na execução do trabalho prático, quer na discussão dos temas aqui abordados.

Resumo

A análise de tensões residuais, provenientes da soldadura utilizada na construção metálica, mais especificamente, no fabrico de elementos estruturais de pontes metálicas e de comportas para barragens é na maioria dos casos, negligenciada no projecto, e tratada de uma forma reactiva no fabrico. Isto é, recorre-se às técnicas de alívio de tensões e de correcção de deformações, após a execução da soldadura, acrescentando ainda as especiais dificuldades da aplicação destas técnicas, decorrentes das grandes dimensões finais dos elementos fabricados e na maioria das vezes, de as ligações finais serem efectuadas em estaleiro.

Pretende-se assim com este trabalho, estudar a aplicabilidade da análise dimensional de modelos à escala, na previsibilidade das tensões residuais e consequentes deformações, que ocorrerão na execução dos elementos estruturais de grande porte. Para este efeito, concebeu-se um modelo à escala, de parte de ligação da chapa de face de uma comporta de segmento, que irá ser fabricada e aplicada no Descarregador Complementar de Cheias da Barragem da Paradela, da EDP – Produção.

Este modelo, construído à escala 1:4, em aço S355J2, e materializado por soldadura topo a topo de duas chapas de 2 mm de espessura, foi posteriormente instrumentado e feita uma análise às tensões residuais provenientes da soldadura. Para este efeito, foi realizada uma análise comparativa do calor transmitido à soldadura, no protótipo e no modelo à escala, através da estimativa de calor em espessuras intermédias. Para isto, fazem-se dois corpos de prova, um em chapa de 8 mm como a da comporta, e deste provete extraem-se os parâmetros para a soldadura do outro corpo de 2 mm de espessura. Seguidamente, instrumentam-se estes dois provetes, com extensómetros, e analisa-se as tensões em cada um, de modo a poder avaliar a equivalência das tensões presentes.

Na sequência da análise anterior, realização de um terceiro provete à escala, em chapa de 2 mm, conforme secção da comporta a estudar, instrumentado com extensometria, para determinação das tensões residuais pelo método das tensões inerentes.

Em simultâneo, fez-se a determinação das distribuições das tensões residuais, analiticamente pelas expressões teóricas de Masubuchi e de Tada e Paris, e a comparação dos resultados do cálculo analítico e dos resultados do ensaio experimental, de modo a poder extrapolar as tensões previsíveis na soldadura do protótipo real.

Foram analisadas igualmente as deformações resultantes do cordão de soldadura, no modelo à escala. Para este efeito traçou-se uma grelha de pontos na chapa de 2 mm, os quais foram medidos no Laboratório de Tecnologia Industrial do DEMI, da FCT – UNL, antes da realização do cordão de soldadura, de modo a obter as cotas iniciais, e depois de efectuar o cordão de soldadura, para medição das cotas finais, e assim obter as deformações resultantes.

No final, e como objectivo último deste estudo, foram comparados os resultados da análise das tensões residuais no modelo à escala com os resultados teóricos do protótipo real, de modo a aferir a sua compatibilidade, e aplicabilidade futura de modelos à escala para previsão de tensões residuais em protótipos reais.

Palavras-chave: Tensões residuais, deformações, modelo á escala, protótipo real.

Abstract

The analysis of residual stresses in welded fabrication, namely in the manufacture of structural steel bridges and flood gates for dams is, in most cases, neglected in the design phase, and is treated in reactive manner during manufacture. After welding different techniques of stress relief and correction of geometrical deformations, which, in most cases, impose additional difficulties, stemming from the large dimensions of the items manufactured and, most of the times, to the final connections are being made on site.

The aim of this work is to study the applicability of dimensional analysis in scale models and predicting the residual stresses and resulting deformations that might occur, in the implementation of large structural elements. For this study, a scale model, a connecting part of the face plate of one gate flood, which will be manufactured and applied in the Supplementary Flood Spillway of Dam of Paradela, EDP – Produção, was manufactured. This model was built in 1:4 scales, S355J2 steel, and manufactured by a butt weld of two 2 mm thick plates, which will be instrumented latter and subsequently, an analysis of the residual stresses from welding is made.

By estimating of the heat transfer in intermediate thicknesses, will make up initially a comparative analysis of the heat transmitted in the welding will be made, in both prototype and scale model. For this, there are two specimens; one made from of 8 mm plate as the flood gates, and from this sample, parameters for the welding of the other specimen of 2 mm thick is extracted.

Subsequently, these two samples are instrumented, with linear strain gauges, to analyze the equivalent stresses.

Following the determination of residual stresses by the method of the inherent stresses a third test specimen to scale, in 2 mm plate is made, according to the flood gate sections involved in the study, and instrumented with strain gauges as well.

The distribution of residual stresses were also determined by the theoretical analysis according to Masubuchi, and Tada & Paris, and compared with the experimental results, in order to extrapolate the stresses expected in the actual prototype welding.

Further, the actual deformations resulting from the weld seam in the scale model were measured, through a grid of points on a 2 mm plate, prior to the weld seam, and after the welding. This way, the changes in the geometry could be evaluated.

At the end, and as ultimate goal of this study, we will compare the results of the analysis of residual stresses in the scale model with the theoretical results of the actual prototype, in order to assess their compatibility and the future applicability of scale models for prediction of residual stresses in real prototypes.

Keywords: Residual stresses, strains, scale models, real prototype.

Simbologia e notações

ZF – zona fundida
ZTA – zona termicamente afectada
MB – metal base
T – temperatura
MEF – método dos elementos finitos
MIG – soldadura com gás inerte
MAG – soldadura com gás activo
FCAW / SFF – soldadura por fio fluxado
SMAW / MMA / SER – soldadura por eléctrodo revestido
PIE – Plano de Inspeção e Ensaio
PQS – Procedimento de Qualificação de Soldadura
ES – Especificação de Soldadura
END – Ensaio Não Destrutivo
LP – Líquidos Penetrantes
AWS – American Welding Society
ASTM – American Society for Testing and Materials
r – função de Bessel – distância ao eixo da soldadura
 λ – relação de escala
 λ – comprimento de onda
 τ – espessura crítica
L – comprimento
U – tensão da fonte de alimentação
I – intensidade da corrente
P – potência
v – velocidade de soldadura
 E_t – entrega térmica
t – tempo
 η – rendimento de transferência de calor durante a soldadura
 ρ – densidade
 ε – extensão
 $\sigma_{el} / \sigma_{ced}$ – limite elástico do material / tensão de cedência
 σ_{eq} – tensão equivalente
 σ_{res} – tensão residual
 ν – coeficiente de Poisson
Q – calor
E – módulo de elasticidade
k – condutividade térmica
 c_p – calor específico
x - posição da fonte de calor
 Θ – ângulo de incidência do feixe
 α – difusividade térmica
 α – coeficiente de dilatação linear
T – temperatura
AC1 – temperatura de início da transformação da perlite em austenite, no aquecimento
 σ_x – tensão segundo o eixo dos xx
 σ_y – tensão segundo o eixo dos yy
 σ_z – tensão segundo o eixo dos zz

Índice

Agradecimentos.....	2
Resumo.....	3
Abstract	4
Simbologia e notações.....	6
Índice de Figuras	8
Índice de Quadros	9
Índice de Gráficos	9
Objectivo	10
Introdução	12
1. Análise dimensional do caso de estudo	13
1.1. Caso de estudo.....	13
1.2. Análise dimensional – Teoria de semelhança e modelos reduzidos.....	16
1.3. Definição do modelo em escala reduzida.....	18
2. Efeito térmico da soldadura no protótipo e no modelo à escala.....	20
2.1. Efeito térmico da soldadura.....	20
2.2. Soldadura do protótipo	23
2.3. Soldadura do modelo à escala	24
2.4. Estimativa da taxa de arrefecimento na soldadura do modelo	25
2.4.1. Aproximação teórica	25
3. Tensões residuais	29
3.1. Origem das tensões residuais em soldadura	29
3.2. Distribuição das tensões residuais na soldadura.....	31
3.3. Técnicas para determinação das tensões residuais	34
3.4. Consequências das tensões residuais.....	38
3.5. Consequências no comportamento à fadiga	40
3.6. Deformações resultantes das tensões residuais	44
4. Análise experimental.....	47
4.1. Análise das tensões residuais nos provetes de 8 mm e 2 mm	47
4.2. Execução de modelo à escala 1:4.....	56
4.3. Instrumentação do modelo á escala.....	60
5. Conclusões e sugestões para trabalhos futuros.....	66
Bibliografia	68
Anexos.....	71
Anexo I – Desenho N.º 01 – Secção da Comporta a modelar	71
Anexo II – Desenho N.º 02 – Provetes em chapa de 8 e 2 mm.....	71

Anexo III – Desenho N.º 03 – Modelo à escala 1:4	71
Anexo IV – Desenho N.º 04 – Medição das deformações no modelo à escala	71
Anexo V – Plano de Inspeção e Ensaio	71
Anexo VI – Especificação de Soldadura 01	71
Anexo VII – Especificação de Soldadura 02	71
Anexo VIII – Certificado de material S235JR	71

Índice de Figuras

Figura 1 – Modelo geométrico das comportas a fabricar	14
Figura 2 – Alçado representativo das comportas	15
Figura 3 – Secção da comporta a modelar	19
Figura 4 – Dimensões gerais do modelo à escala 1:4	19
Figura 5 – Desenvolvimento de tensões residuais longitudinais durante a soldadura	30
Figura 6 – Comparação entre as tensões residuais desenvolvidas na montagem de 3 barras, a), e as tensões residuais longitudinais formadas ao longo da direcção transversal (y) de uma soldadura topo-a-topo, b)	30
Figura 7 – Distribuição típica de tensões residuais numa soldadura de topo;	32
Figura 8 – Distribuição das tensões σ_x , σ_y e σ_z , ao longo da espessura de uma soldadura	33
Figura 9 – Difracção resultante da reflexão em planos atómicos adjacentes, de uma onda monocromática plana	36
Figura 10 – Distribuição de tensões num componente com uma soldadura de topo, submetido a carregamentos crescentes (1, 2 e 3), e quando liberta do carregamento (4)	38
Figura 11 – Curvas S-N: a) forma geral e efeito da variação de R; b) Tensão residual de tracção com carga exterior; c) Tensão residual de compressão com carga exterior	40
Figura 12 – Interação entre tensões aplicadas e tensões residuais; figura superior: tensões residuais longitudinais; figura inferior: tensões residuais transversais.	41
Figura 13 – Influência das tensões residuais de tracção na razão de tensão efectiva na junta: a) carga cíclica aplicada; b) carga modificada pelas tensões residuais	42
Figura 14 – Alteração nas propriedades do aço com o aumento da temperatura	44
Figura 15 – Fotografia de dois provetes soldados topo-a-topo	48
Figura 17 – Provede de 8 mm instrumentado	50
Figura 18 – Provede de 2 mm instrumentado	50
Figura 19 – Quadrados de chapa recortados	50
Figura 20 - Medição do modelo no Laboratório do DEMI – FCT	56
Figura 21 - Execução de Líquidos Penetrantes no cordão de soldadura	56
Figura 22 - Vista de topo das deformações no modelo	58
Figura 23 - Vista geral das deformações no modelo	58
Figura 24 - Instrumentação do modelo	60
Figura 25 – Deformações existentes após o corte dos quadrados de chapa	65
Figura 26 – Estado final da chapa após alívio do constrangimento – vista 1	65
Figura 27 – Estado final da chapa após alívio do constrangimento – vista 2	65

Índice de Quadros

Quadro 1 – Soldadura dos provetes de 8 mm e de 2 mm	28
Quadro 2 – Características químicas e mecânicas dos aços S235JR e S355J2	47
Quadro 3 – Medição das extensões no provete de 8 mm	51
Quadro 4 – Medição das extensões no provete de 2mm	51
Quadro 5 – Tensões obtidas nos provetes de 8 mm e de 2mm.....	52
Quadro 6 – Deformações longitudinais, em eixos paralelos ao cordão de soldadura, registadas no modelo resultantes da soldadura; deformações transversais, em eixos transversais ao cordão de soldadura, registadas no modelo resultantes da soldadura	57
Quadro 7 - Tensões residuais no perfil X= 10	61
Quadro 8 - Tensões residuais no perfil X= 132	61

Índice de Gráficos

Gráfico 1 – Distribuição das tensões residuais no eixo X-X nos provetes.....	53
Gráfico 2 – Distribuição das tensões residuais no eixo Y-Y nos provetes	53
Gráfico 3 – Distribuição das tensões equivalentes segundo critério de Von-Mises nos provetes de 8 e 2 mm	54
Gráfico 4 - Deformações registadas no modelo em perfis transversais	59
Gráfico 5 - Deformações registadas no modelo em perfis longitudinais	59
Gráfico 6 - Distribuição das tensões longitudinais no modelo (eixo X-X)	62
Gráfico 7 - Distribuição das tensões transversais no modelo (eixo Y-Y)	62
Gráfico 8 - Distribuição das tensões equivalentes de Von-Mises no modelo	62

Objectivo

As tensões residuais da soldadura, causadas pela distribuição não homogénea da temperatura nos materiais soldados, são também denominadas como tensões térmicas.

Estas tensões térmicas, elásticas, desaparecem após a remoção das temperaturas não homogéneas que lhes deram origem. Quando existe uma grande diferença de temperatura, o que acontece quando o material entra em fusão, as tensões térmicas causam deformações plásticas, que originam tensões residuais que permanecem após o arrefecimento completo das peças.

Durante o processo de soldadura, a área a soldar é aquecida significativamente, atingindo mesmo o seu ponto de fusão, relativamente à área adjacente, provocando a dilatação do material. Esta dilatação é estrangida pela área mais fria adjacente, o que incrementa as tensões térmicas elásticas.

Estas tensões, em parte excedem o limite elástico do material, que por sua vez, também baixa com a elevação da temperatura. Consequentemente, a área soldada é plasticamente comprimida e, depois de arrefecida apresenta tensões residuais de tracção, e na sua área envolvente aparecem tensões residuais de compressão [1].

Para além destas tensões residuais serem potenciadoras de corrosão, de falha por fadiga ou por fractura frágil, em valores inferiores ao do limite de elasticidade, quando superam o limite elástico do material, provocam deformações, que introduzem alterações na geometria final das peças soldadas.

Se por vezes, a alteração da geometria final não é importante para o serviço a que as peças irão ser sujeitas, na maioria dos casos isto não acontece, o que obriga ao posterior alívio de tensões, quer por tratamentos térmicos, quer por aplicação de métodos mecânicos.

Acontece que, em casos de peças de grande porte, como por exemplo, tramos de pontes metálicas, ou comportas de grandes dimensões, torna-se bastante dispendioso o posterior alívio de tensões, e em alguns casos, não é mesmo possível fazer-se um alívio generalizado de tensões, quer por não existirem fornos com dimensões suficientemente grandes para alojarem a peças a tratar, quer por inaplicabilidade de meios mecânicos.

Assim sendo, torna-se bastante útil que, se conseguisse avaliar previamente ao fabrico, o nível de tensões residuais, e as deformações resultantes das soldaduras a efectuar, de modo a prever metodologias de fabrico que previnam o aparecimento final de distorções geométricas não conformes com as tolerâncias de projecto.

Resultante deste problema, será de grande importância a compatibilidade do estudo das tensões residuais e deformações, em modelos feitos a uma escala inferior à das peças a fabricar, de modo a poderem aferir-se os níveis de tensão residual e o comportamento geométrico que surgirão no fabrico das peças à escala real.

O modelo em escala reduzida, poderá ser assim trabalhado de um modo muito mais fácil, e sujeito á aplicação de métodos destrutivos para avaliação do nível de tensões residuais presentes.

Pretende-se assim, averiguar a exequibilidade de, através da execução de um modelo em escala reduzida, prever as tensões residuais e as deformações resultantes, que estarão presentes na soldadura de peças de grandes dimensões.

Introdução

A presente dissertação está organizada nos seguintes capítulos:

No **capítulo 1**, apresenta-se o caso de estudo a efectuar, os materiais aplicados, o desenvolvimento da aplicação da análise dimensional ao modelo à escala a executar, e a definição física do mesmo modelo.

No **capítulo 2**, estuda-se a soldadura do protótipo e a soldadura do modelo à escala, com especial atenção aos escoamentos de calor envolvidos e ao efeito térmico da soldadura.

No **capítulo 3**, serão abordados os temas relacionados com o estudo das tensões residuais e a metodologia a seguir para a sua determinação no modelo à escala.

No **capítulo 4**, são apresentados e comparados os resultados obtidos das expressões teóricas de distribuição de tensões residuais e da análise experimental efectuada, bem como a avaliação das deformações resultantes da soldadura.

No **capítulo 5**, são apresentadas as conclusões e sugestões para trabalhos futuros.

1. Análise dimensional do caso de estudo

1.1. Caso de estudo

O fabrico de comportas para barragens é uma das áreas da construção por soldadura, no qual o presente estudo incide, dado serem peças normalmente de grande porte e com tolerâncias dimensionais de fabrico bastante apertadas, devido à naturalmente necessária capacidade de vedação. Para além disto, é também uma das áreas da minha actividade profissional, desenvolvida no Centro de Exploração de Metalomecânica da empresa Teixeira Duarte, Engenharia e Construções, S.A.

Assim, o presente estudo, constitui um desafio extremamente gratificante e sedutor, dada a junção do desenvolvimento do meu conhecimento, com a aplicabilidade prática na minha actividade profissional.

Deste modo, pretendo aplicar este estudo ao fabrico de duas comportas de segmento, que serão instaladas no Descarregador Complementar de Cheias, actualmente em construção na Barragem da Paradela, no Aproveitamento Hidroeléctrico da Paradela – Venda Nova, do Centro de Produção Cávado – Lima, da EDP Produção. Estas duas comportas a fabricar, são peças construídas em aço, em que os perfilados de reforço e a chapa de face serão em aço S355J2, segundo a EN 10025, com ligação dos diversos elementos estruturais, integralmente por soldadura, exceptuando a ligação dos braços de articulação à comporta, que será feita por parafusos. As dimensões gerais da comporta são 8500 mm de altura e 5500 mm de largura, conforme poderá ser observado nas figuras 1 e 2.

Todos os perfilados de reforço, bem como os braços de articulação, serão fabricados a partir de chapa, sendo primeiro feito o seu fabrico individual de cada perfil, seguido da sua ligação aos UPN200 de reforço transversal, e posteriormente ligação deste conjunto sobre o qual será soldada a chapa de face com 8 mm de espessura.

Dada a individualização do fabrico de cada um destes componentes, que permitirá o controlo geométrico de cada peça, antes de a ligar às restantes, será na ligação dos reforços estruturais à chapa de face que residirá a maior dificuldade no controlo da geometria final do conjunto.

Para além da imposição no Plano de Inspecção e Ensaio (PIE) de fabrico, do cumprimento da Norma ISO 13920 – Classe A, nas tolerâncias dimensionais lineares finais (desvio máximo de 5 mm na largura e 6 mm na altura), Classe B nas dimensões angulares, e Classe F nas tolerâncias referentes à planeza e paralelismo (desvio máximo de 8 mm na largura e 10 mm na altura), acresce ainda o facto de que, por imposição do caderno de encargos, o nível de fugas máximo, estar limitado a 0,1 litros x segundo x metro linear de vedação. Assim sendo, torna-se imperativo o controlo das deformações finais, resultantes da soldadura, de modo a cumprir os requisitos anteriormente apresentados.

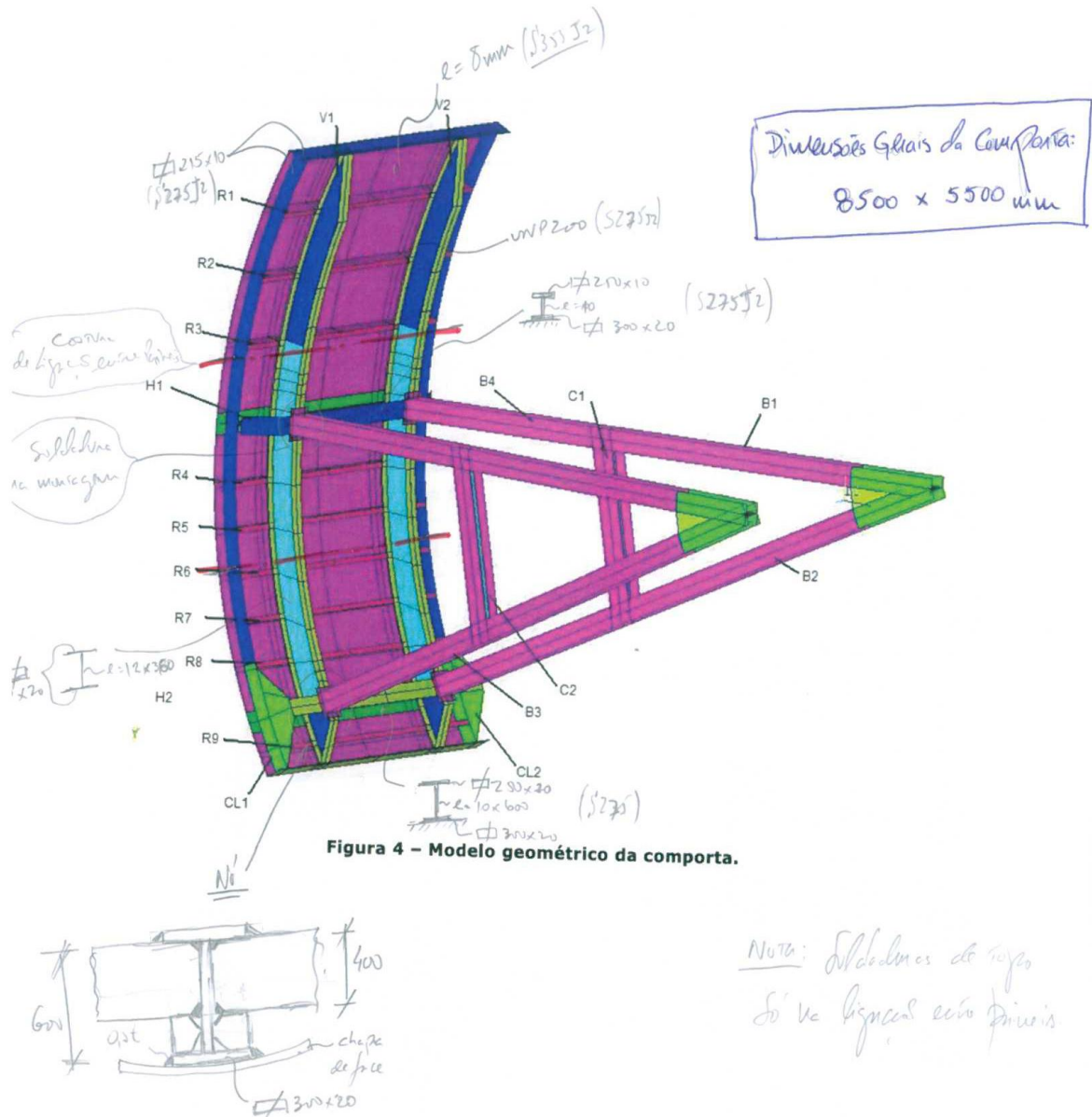


Figura 1 – Modelo geométrico das comportas a fabricar

1.2. Análise dimensional – Teoria de semelhança e modelos reduzidos

Na Análise Dimensional, segundo a Teoria de Bridgman, qualquer grandeza secundária pode exprimir-se através de um produto de potências das grandezas primárias [2].

Assim, temos os seguintes passos associados à análise dimensional:

1. Definir que variáveis devem integrar o modelo para representar o fenómeno.
2. Definir as quantidades primárias.
3. Exprimir, dimensionalmente, cada uma das restantes quantidades em termos das quantidades primárias.

Aplicando esta Teoria ao nosso caso em estudo, queremos provar que as tensões residuais no modelo serão iguais às tensões residuais do protótipo.

A lei de Hooke, demonstra o comportamento linear nos materiais isotrópicos e homogéneos, como o aço, no domínio elástico, em que a tensão é proporcional à deformação, existindo portanto, uma constante de proporcionalidade entre essas duas grandezas [3].

$$\sigma = \varepsilon E \quad (1)$$

Onde σ é a tensão, ε a extensão, sendo E , o coeficiente de elasticidade ou módulo de Young, a constante de proporcionalidade.

Aplicando a teoria de Bridgman, vamos definir a lei de Hooke nas suas quantidades primárias:

$$\frac{M}{L^2} = \frac{L}{L} \frac{M}{L^2} \quad (2)$$

Atendendo a que o material é o mesmo, tanto no modelo como no protótipo, logo o coeficiente de elasticidade E , é igual tanto no protótipo como no modelo.

Logo temos,

$$E = \frac{\sigma_p}{\varepsilon_p} = \frac{\sigma_m}{\varepsilon_m} \quad (3)$$

sendo a relação de escala, $\lambda = \frac{L_p}{L_m}$ e do mesmo modo, $\lambda = \frac{\Delta L_p}{\Delta L_m}$ (4)

e, atendendo a que a extensão, $\varepsilon = \frac{\Delta L}{L}$ (5)

assumindo o pressuposto de as tensões serem iguais no protótipo e no modelo, então temos que,

$$\frac{\sigma_p}{\sigma_m} = \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_m} = \frac{\frac{\Delta L}{L}^p}{\frac{\Delta L}{L}^m} = \frac{\Delta L_p L_m}{\Delta L_m L_p} = \frac{\lambda}{\lambda} = 1 \quad (6)$$

$$\text{logo, } \varepsilon_p = \varepsilon_m \quad (7)$$

Como conclusão, poderemos então dizer que, analisando no modelo à escala reduzida, as extensões resultantes do processo de soldadura terão o mesmo valor das que existirão no protótipo real, o que equivale a dizer, sendo o modelo e o protótipo real feitos no mesmo material, o valor das tensões residuais de soldadura serão equivalentes nos dois elementos. Assumindo-se este pressuposto, partimos então para o estudo das tensões residuais no modelo à escala, de modo a poder-mos extrapolar conclusões para o conhecimento das tensões residuais no protótipo real.

Para este efeito serão avaliadas inicialmente, as tensões residuais num provete feito em chapa de espessura idêntica à do protótipo, 8 mm, e num provete feito à escala 1:4, em chapa de 2mm. Através da medição, por extensometria, que significa medir a variação da extensão no material, ir-se-á aferir a equivalência das tensões presentes.

Em seguida, averiguar-se-á o nível e a distribuição das tensões residuais presentes na soldadura de um modelo feito à mesma escala do protótipo, através da metodologia das tensões inerentes ou *estimativa de Eigenstrain*.

1.3. Definição do modelo em escala reduzida

Conforme referido anteriormente, segue-se a definição e apresentação do modelo a executar em escala reduzida, de modo a efectuar o ensaio experimental das tensões residuais de soldadura.

Tendo em conta a espessura da chapa de face existente no projecto das comportas, que é de 8 mm, e de modo a não reduzir muito a espessura da chapa no modelo à escala, definiu-se como espessura mínima razoável para este elemento 2 mm, o que dará então, uma escala de 1:4 a utilizar no nosso modelo.

Como se pretende estudar a soldadura de ligação da chapa de face da comporta, que dadas as suas dimensões gerais de 8500 mm de altura por 5500 mm de largura, e, devido aos condicionalismos decorrentes do transporte por camião da fábrica para o local da obra, a comporta será fraccionada em 3 secções, tendo os painéis superior e inferior aproximadamente 2985 mm de altura por 5500 mm de largura, e o intermédio 2535 x 5500 mm de largura. Isto, significa fazer em obra 2 soldaduras topo a topo, transversais, em toda a largura da comporta, na chapa de 8 mm de espessura, protegida por cabine provisória a montar na envolvente do local de trabalho, de modo a isolar esta área, protegendo-a de correntes de ar e das intempéries.

Conforme se pode observar nas figuras 1 e 2, anteriormente apresentadas, a comporta é constituída por perfilados estruturais de reforço, aos quais ligam à chapa de face. Dada a sequência de fabrico e a simetria da peça, relativamente ao eixo vertical, bastará representar metade vertical da comporta, com um comprimento total de 2750 mm. Como a comporta dispõe de reforços horizontais, materializados por perfis UPN 200, ligados à chapa de face por soldadura de canto, estes comportar-se-ão como elementos enrijecedores desta ligação, o que limitará sobremaneira as deformações após a soldadura.

Assim, definir-se-á como dimensão vertical a modelar, a distância entre a soldadura horizontal de ligação da chapa de face e o perfil UPN 200 mais próximo, para um dos lados, 220 mm no caso mais curto, e 675 mm até ao perfil I formado por chapa de 20 mm de espessura, soldado à chapa de face na zona de fixação dos braços de suporte. Corresponde a esta dimensão vertical, um total de 895 mm. Temos então como dimensões finais da secção da comporta a modelar, 2750 x 1270 x 8 mm, conforme ilustrado na figura 3, e à escala 1:4 teremos, 690 mm x 320 mm x 2 mm. De modo a poder efectuar a medição das deformações neste modelo, e por razões de constrangimento de espaço na mesa da máquina ferramenta utilizada, alterou-se as medidas do modelo para 400 mm x 320 mm x 2 mm, conforme ilustrado na figura 4.

Apresentam-se em anexo os desenhos referentes às figuras indicadas.

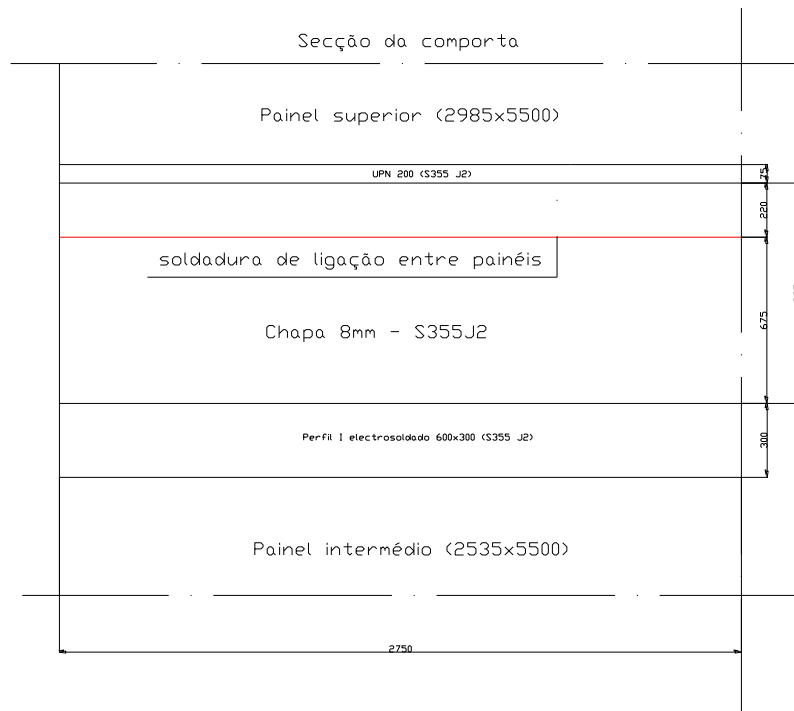


Figura 3 – Secção da comporta a modelar

Aplicando a escala 1:4, entre o protótipo real e o modelo para ensaio, teremos a ligação soldada conforme ilustrado na figura seguinte (fig. 4). Importa também referir desde já que, por impossibilidade de se conseguir no mercado nacional chapa de 2 mm de espessura em aço S355 J2, foi aplicado no modelo à escala o aço S235 JR, o qual tem um módulo de elasticidade, E, idêntico ao do aço S355J2.

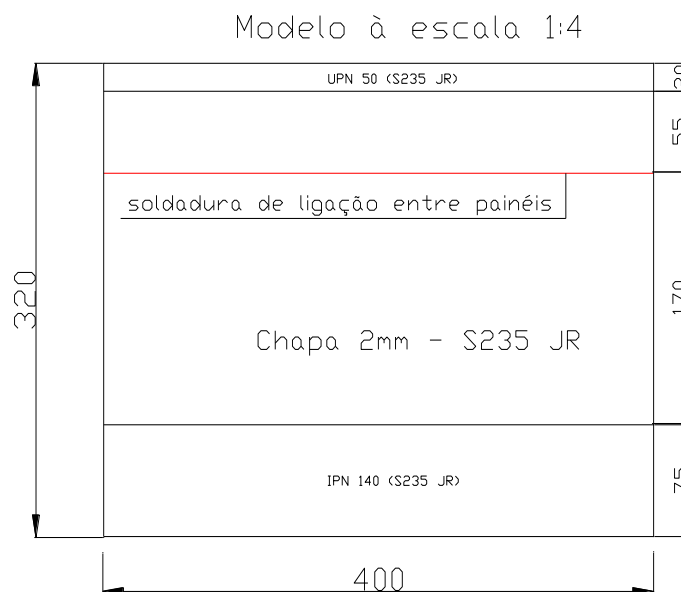


Figura 4 – Dimensões gerais do modelo à escala 1:4

2. Efeito térmico da soldadura no protótipo e no modelo à escala

2.1. Efeito térmico da soldadura

O ciclo térmico típico da soldadura por arco eléctrico, consiste num aquecimento muito rápido, na ordem das centenas de graus por segundo, até atingir o pico de temperatura, seguido de um relativamente rápido arrefecimento, na ordem de umas dezenas ou centena de graus por segundo, até à temperatura ambiente.

As alterações da microestrutura na zona soldada, bem como na zona termicamente afectada (ZTA), estão muito dependentes das taxas de aquecimento e de arrefecimento, as quais por sua vez, dependem do calor fornecido à soldadura, o qual é função da energia do arco eléctrico, da velocidade de soldadura e da eficiência térmica do processo, da geometria e espessura da peça a soldar, e das temperaturas iniciais e de interpasse. Estas alterações micro estruturais, irão por sua vez, afectar a alteração das propriedades mecânicas e potenciar a sua propensão para a ocorrência de fenómenos de corrosão sob tensão, tanto na zona fundida como na ZTA [4].

O processo de transferência de calor ou ciclo térmico da soldadura tem várias consequências, para além das complexas alterações micro estruturais referidas anteriormente. Na zona fundida, onde o metal é liquefeito e subsequentemente solidificado, e na ZTA adjacente, na qual o material é aquecido a uma temperatura abaixo do ponto de fusão, mas suficientemente elevada para produzir alterações micro estruturais e nas suas propriedades mecânicas, a vaporização de alguns elementos devido à excessiva temperatura, pode também originar a alteração da composição do material. [5;6]

O aquecimento e o arrefecimento localizado geram igualmente deformações plásticas e tensões residuais ao longo do material. A contracção no arrefecimento, no metal fundido e na ZTA, induz distorções permanentes. Vários defeitos na soldadura podem também ocorrer como resultado do ciclo térmico, tais como porosidades, fissuração a quente e a fissuração a frio [7]. Consequentemente, torna-se muito importante prever as características do ciclo térmico na soldadura de um material, tais como a temperatura de pico e as taxas de arrefecimento, de modo a caracterizar e relacionar as alterações micro estruturais com as suas propriedades.

O trabalho mais importante feito no estudo da teoria dos efeitos do movimento de uma fonte de calor provém de Rosenthal D. [8], no final da década de 40 do século XX. Ele estudou a teoria fundamental e formulou equações para o escoamento bidimensional e tridimensional num sólido na presença de uma fonte móvel de calor.

As soluções analíticas formuladas por Rosenthal foram baseadas no princípio do estado térmico quasi-estacionário, o qual representa a resposta térmica estacionária da soldadura, relativamente às coordenadas do movimento, isto é, a origem do processo dá-se com o movimento da fonte de calor, e para um observador na origem, a distribuição da temperatura e a geometria do banho em fusão não se alteram no tempo.

A solução analítica para o escoamento tridimensional de calor durante a soldadura, proposta por Rosenthal é a seguinte:

$$\frac{2\pi kr(T-T_0)}{Q} = e^{\left(\frac{-v(r-x)}{2\alpha}\right)} \quad (8)$$

Onde

$$r = \text{distância radial à origem, Função de Bessel, } r = \sqrt{(x^2 + y^2 + z^2)} \quad (9)$$

T = temperatura

T₀ = temperatura inicial antes da soldadura

k = condutividade térmica do sólido

Q = calor fornecido

v = velocidade de soldadura

x = posição da fonte de calor

$$\alpha = \text{difusividade térmica do sólido, } \left(\frac{K}{\rho c}\right) \quad (10)$$

ρ = densidade do material

c = calor específico do sólido

Os pressupostos assumidos pelo autor para a equação acima formulada foram:

- 1- Fonte de calor pontual
- 2- Não existência de fusão e negligência do calor de fusão
- 3- Propriedades térmicas constantes
- 4- Não há perdas de calor na superfície do sólido
- 5- Sólido infinitamente extenso

Apesar das assumpções de Rosenthal ajudarem a simplificar a análise matemática do problema, existem desvios significativos entre a teoria e os resultados experimentais. Por exemplo, com a assumpção da fonte de calor pontual, a temperatura no eixo da soldadura cresce infinitamente, mesmo com a limitação da potência da fonte de calor.

Acresce ainda que, as propriedades térmicas dos materiais variam com a temperatura, e a negligência do calor de fusão origina erros consideráveis. Assim, outros autores elaboraram estudos, para aplicação da análise matemática do escoamento de calor não estacionário aos problemas práticos. Naka e Masubushi [9] estudaram este problema, usando expressões dimensionais para fazerem cálculos numéricos simples. Nippes e Savage [10], estudaram as taxas de arrefecimento das ZTA usando um método gráfico de aproximação. Suzuki [11], propôs um método analítico-empírico para estudo dos efeitos dos parâmetros de soldadura e determinação das taxas de arrefecimento a partir das condições de soldadura através de uma monografia.

Por sua vez, Adams [12] derivou novas equações a partir da equação de Rosenthal, usando a linha de fusão como condição fronteira e calculou a temperatura de pico registada a uma determinada distância da fronteira em fusão na superfície da soldadura. Christensen [13] usou igualmente uma aproximação analítica-empírica e derivou equações dimensionais baseadas na equação de Rosenthal, de modo a explicar as relações entre as condições de soldadura e a geometria do cordão de soldadura [14].

Mais recentemente Murray P. E. [15], propôs uma metodologia para a selecção de parâmetros na soldadura MAG, usando a análise dimensional. Neste trabalho, o autor desenvolve relações analíticas entre os parâmetros de soldadura e as variáveis deste processo de soldadura, as quais são estabelecidas por regressão e análise dimensional de dados obtidos experimentalmente. As relações analíticas para a geometria do cordão de soldadura, são obtidas de trabalhos anteriores a partir da introdução de dois parâmetros adimensionais, definidos como número de transferência de massa e número de transferência de calor, e é demonstrada a dependência da geometria do cordão de soldadura na transferência de massa bem como na transferência de calor.

Apesar do interesse deste estudo, e da sua relevância na eventual aplicabilidade ao presente trabalho, o seu autor conclui que a fiabilidade das relações analíticas, só é demonstrada especificamente para o caso em estudo, em que o metal de base era um inox ASTM 304, atendendo aos consumíveis usados, à geometria da junta e técnica operatória utilizadas, pelo que deverá ser investigada a aplicação desta metodologia em outros procedimentos de soldadura.

Um outro método para estimar taxas de arrefecimento em soldadura, em chapas de espessura intermédia, foi apresentado em 2005 no jornal da AWS, por K. Poorhaydari, B.M. Patchett e D.G Ivey, do Departamento de Química e Materiais da Universidade de Alberta no Canadá [16]. Neste estudo, é apresentada pelos autores, uma metodologia simples para análise do escoamento de calor em espessuras intermédias, que fogem do domínio claro da aplicação das expressões formuladas por Rosenthal para o escoamento tridimensional em chapas grossas e o bidimensional para chapas finas. O objectivo é determinar para qualquer outra espessura de chapa, relativamente aos limites máximos e mínimos, os parâmetros relativos às taxas de arrefecimento e temperatura de pico, para aplicação em casos em que não é possível a introdução de termopares para medição experimental dos ciclos térmicos da soldadura, tendo em conta a reduzida dimensão da ZTA.

A aproximação feita neste estudo é baseada na derivação de um parâmetro denominado largura da ZTA (W), o qual poderá ser medido por seccionamento de um provete executado para este efeito. Este parâmetro W , é usado para calcular um factor adimensional (F), o qual é aplicado aos valores dos parâmetros calculados para chapas grossas e finas com interesse em avaliar. De modo a validar as expressões analíticas deduzidas, foram realizados ensaios em provetes de chapa de aço com 690 Mpa de limite elástico, e 8 mm de espessura, soldados por TIG, os quais foram instrumentados com termopares embebidos, de modo a registar os ciclos térmicos e o registo de dados.

2.2. Soldadura do protótipo

A comporta será fabricada em oficina com recurso aos processos de soldadura MIG-MAG e soldadura por fios - fluxados (SFF), dado serem processos que aliam a versatilidade à produtividade, em termos de quantidade de material depositado por hora.

Em obra, para a ligação dos 3 painéis, conforme descrito anteriormente, será utilizado o processo de soldadura por eléctrodos revestidos (SER). Isto deve-se, principalmente às condições existentes no local para a execução da soldadura, isto é, soldadura ao ar livre, pese embora a utilização no local de uma cabine provisória feita em lona, será sempre uma atmosfera envolvente muito húmida, eventualmente com possibilidade de baixas temperaturas ambientes, pois prevê-se a realização deste trabalho nos meses de Setembro e Outubro, e, igualmente possibilidade de existência de algumas correntes de ar.

Em conformidade com as exigências do Caderno de Encargos da Obra, e conforme estabelecido no PIE, serão utilizados procedimentos de soldadura qualificados (PSQ), segundo a norma NP EN ISO 15614-1, tanto no fabrico em oficina como na montagem em obra, dos quais serão emanadas especificações de soldadura (ES), para todas as ligações soldadas a efectuar.

Neste trabalho, de modo a ter uma representatividade equivalente em termos de soldadura, principalmente no capítulo da densidade de energia, para o modelo à escala e para o protótipo, iremos utilizar o mesmo processo de soldadura para a execução de provetes do modelo à escala e do protótipo. Assim sendo, o processo que se nos afigura mais apropriado, dentro dos habitualmente usados no fabrico de estruturas metálicas, tendo em conta especialmente o processo a ser utilizado em obra, e de modo a ter uma melhor representatividade das tensões residuais presentes, iremos utilizar este processo para a execução dos provetes em chapa de 8 mm e de 2 mm, utilizando eléctrodos básicos SFA AWS A5.1 - E7018, conforme especificação de soldadura elaborada, apresentada em anexo.

2.3. Soldadura do modelo à escala

Para a soldadura do modelo à escala 1:4, isto é, em chapa de 2 mm de espessura, deve-se em primeiro lugar, investigar a equivalência do calor entregue e escoado na peça de 8 mm de espessura, com análise da sua ZTA, de modo a determinar o calor a ser fornecido e escoado na soldadura do modelo à escala, e assim tentar reproduzir neste, os efeitos termo-mecânicos equivalentes aos produzidos na soldadura das chapas de 8mm.

Isto quer dizer que, deveremos soldar o modelo à escala com um processo *quasi-equivalente* ao do utilizado no protótipo. Para isto, utilizaremos a seguinte metodologia:

- 1- Utilização do mesmo material de base e de adição em ambos os provetes;
- 2- Utilização do mesmo processo de soldadura, do mesmo tipo de consumível, de modo a não alterar a densidade de energia e não alterar a técnica operatória;
- 3- Utilização de diâmetro de consumível e parâmetros eléctricos, tensão e intensidade de corrente, ajustados para a soldadura da chapa de 2mm, de modo a que conjugados com a velocidade de soldadura, possam representar uma entrega de calor equivalente;
- 4- Obtenção de taxas de escoamento de calor equivalentes, no modelo e no protótipo, através da configuração dos parâmetros que mais as influenciam, tais como o calor introduzido - entrega térmica, a espessura das chapas e a geometria da ligação, e o pré-aquecimento das peças.

Assim, inicialmente vão-se estimar os parâmetros de soldadura da chapa de 2 mm de espessura, através de uma metodologia apresentada no jornal da AWS em Outubro de 2005, por investigadores da Universidade de Alberta no Canadá, referida anteriormente no ponto 2.1.

2.4. Estimativa da taxa de arrefecimento na soldadura do modelo

2.4.1. Aproximação teórica

As duas soluções limites para a expressão formulada por Rosenthal, são as em seguida apresentadas, quer para chapa grossa (3D), quer para chapa fina (2D). Estas soluções dão-nos a variação de temperatura durante o arrefecimento num dado ponto, a temperatura de pico como função da distância à fonte de calor, e o tempo em que se dá a transformação de fases, ocorrida no arrefecimento do material entre as temperaturas de 800°C e os 500°C.[10]

Então temos para chapa fina:

$$\frac{dT}{dt} = -2\pi k \rho c t^2 \left(\frac{v}{Q}\right)^2 (T - T_0)^3 \quad (11)$$

em que,

T = temperatura actual

T₀ = temperatura inicial antes da soldadura

k = condutividade térmica do sólido

Q = calor fornecido à peça

v = velocidade de soldadura

t = espessura da chapa

ρ = densidade do material

c = calor específico do sólido

e para chapa grossa,

$$\frac{dT}{dt} = -2\pi k \left(\frac{v}{Q}\right) (T - T_0)^2 \quad (12)$$

Adicionalmente, relacionando as duas expressões anteriores, temos um parâmetro adimensional, designado como espessura crítica de chapa, o qual nos dá a espessura acima da qual se dá o escoamento de calor entre a forma bidimensional e tridimensional,

$$\tau = t \sqrt{\rho c (T - T_0) \left(\frac{v}{Q}\right)} \quad (13)$$

De referir que a única característica da taxa de arrefecimento é que esta é independente da distância à fonte de calor, pelo menos na ZTA. Este facto já foi amplamente confirmado por variadas análises numéricas e experimentais, nas quais os diversos investigadores descobriram que a taxa de arrefecimento é unicamente dependente do

calor fornecido, da geometria da chapa e sua espessura, e da temperatura inicial do processo, isto é, o pré-aquecimento. Esta assumption é amplamente aceite na indústria da soldadura [17].

Na expressão anterior, aparece ainda um outro parâmetro, que é a entrega térmica efectiva, o qual na soldadura por arco eléctrico é definido como:

$$E_{ef} = \frac{Q}{v} = \frac{UI\eta}{v} \quad (14)$$

em que,

E_{ef} = entrega térmica efectiva, em J/m

U = tensão da fonte de alimentação, em Volt

I = intensidade da corrente, em Ampere

v = velocidade de soldadura em m/s

η = rendimento térmico do processo

O rendimento térmico do processo, o qual traduz a razão entre o calor fornecido pela fonte de energia e o calor introduzido no processo, é menor que 1, e é devido às perdas de calor por radiação, convecção e por condução.

Em conformidade com o anteriormente exposto, a ideia neste capítulo é avaliar o escoamento de calor que se irá dar na soldadura da chapa de 8 mm de espessura, e se o mesmo se situará entre os estados bidimensional e tridimensional, e qual a resposta da junta de soldadura ao ciclo térmico imposto. Conhecendo-se esta resposta, tentaremos ajustar os parâmetros de soldadura a usar na chapa de 2 mm, de modo a obter um comportamento equivalente.

A ideia é o conhecimento das zonas limítrofes da ZTA visíveis no aço soldado, que correspondem à temperatura da transformação peritética, ou T_s , temperatura de *solidus*, na zona adjacente à zona fundida, e á temperatura AC_1 , que é a temperatura no aquecimento, em que se inicia a transformação estrutural da perlite em austenite, no lado adjacente à zona não afectada do metal base.

Consequentemente, a largura da ZTA poderá então ser determinada através das expressões:

$$W = rA_1 - rT_s \quad (15)$$

Em que, para chapa grossa (3D),

$$T_p - T_0 = \left(\frac{2}{\pi e}\right) \frac{E_{ef}}{\rho c r^2} \quad (16)$$

e, para chapa fina (2D),

$$T_p - T_0 = \left(\frac{2}{\pi e}\right)^{1/2} \frac{E_{ef}}{t \rho c 2r} \quad (17)$$

em que

T_p = temperatura de pico, em °C
 T_0 = temperatura inicial, em °C
 t = espessura da chapa, em m
 E_{ef} = entrega térmica efectiva, em J/m
 ρ = densidade do material, em kg/m³
 c = calor específico do sólido, em J/Kg°C
 r = distância ao eixo da soldadura, em m

Considerando que num aço de baixo carbono, AC_1 corresponde à temperatura de cerca de 500°C e que a T_s corresponde 800°C, substituindo estes valores como T_p nas expressões (16) e (17), respectivamente, encontramos os termos rA_1 e rT_s , e assim temos a largura da ZTA, em cima definida como W [18].

Baseado na assumption que o escoamento de calor na realidade se dará numa situação que cairá dentro das situações limite de 2D e 3D, encontraremos experimentalmente a largura real da ZTA, a qual servirá para calcular um factor de ponderação F ,

$$F = (W_{actual} - W_{3D}) / (W_{2D} - W_{3D}) \quad (18)$$

Conforme se poderá observar, se $F=1$, caímos na situação de escoamento bidimensional, em chapa fina, e se $F=0$, temos uma situação de escoamento tridimensional, em chapa grossa.

No caso em estudo, iremos adoptar uma metodologia aproximada, isto é, em primeiro lugar executa-se uma soldadura, topo-a-topo, num provete em chapa de 8 mm, e mede-se a dimensão da ZTA, passando esta medida a ser o nosso W actual, para cálculo do factor F . Analisando o resultado, temos um factor $F=0,94$, próximo da unidade, o que confirma que o escoamento de calor está próximo do comportamento bidimensional.

Dado que queremos determinar os parâmetros de soldadura para a chapa de 2 mm, de modo a obter um escoamento de calor equivalente, então utilizando este factor de ponderação, com o mesmo peso, poderemos simular numa folha de cálculo, e assim ajustar os parâmetros de soldadura na chapa de 2 mm, de modo a obter um escoamento de calor equivalente neste modelo, traduzido pelo cálculo da largura da ZTA esperada, para o provete de 2 mm (W_{actual} para 2 mm), o qual deverá ser muito próximo do valor medido no provete de 8 mm.

No Quadro 1 apresentam-se os valores obtidos no cálculo para a chapa de 8 mm e a simulação dos parâmetros de soldadura utilizados na ligação da chapa de 2 mm de espessura, para obtenção da largura de ZTA teórica.

De referir como nota final, que após a realização do provete em chapa de 2 mm de espessura, topo-a-topo, com afastamento de 1 mm, ajustou-se a intensidade para um valor ligeiramente mais baixo, 55 A, e a largura final da ZTA, medida foi de 10 mm.

Esta constatação, da largura de ZTA medida ser muito maior do que a calculada para o caso de W_{2d} , confirmou que, nesta soldadura, naturalmente, o tipo de escoamento de calor teve um comportamento puramente bidimensional.

Espessura de chapa (mm)			
	8	2	
ρ aço	7850		Kg/m ³
C aço	600		J/Kg°K
K aço	45		W/m°K
V	22	21	volt
I	95	60	(*) Ampere
η ef.	0,75		
Q	2090	1260	Watt
Q ef.	1567,5	945,0	Watt
T _s	800		°C
T ₀	15		°C
v	1,9	4,7	mm/s
E _t ef. (14)	0,82	0,20	KJ/mm
T (13)	0,54	0,27	(espessura relativa)
W _{3d} (16)	2,0	1,0	mm
W _{2d} (17)	4,1	4,1	mm
W _{medido}	4	10	(**) mm
F (18)	0,94	0,94	
W _{actual}	4	3,9	mm
(*) na execução do provete de 2 mm utilizou-se 55 A			
(**) medição após a soldadura do provete de 2 mm			

Quadro 1 – Soldadura dos provetes de 8 mm e de 2 mm

3. Tensões residuais

3.1. Origem das tensões residuais em soldadura

De modo a perceber-se a origem das tensões residuais, provenientes da soldadura, é fundamental entender-se o fenómeno que ocorre durante o ciclo térmico da soldadura e que está na sua origem. Quando um material é aquecido, as suas dimensões aumentam proporcionalmente à variação de temperatura. Este fenómeno é descrito através da equação de dilatação térmica:

$$\Delta L = L_1 - L_0 = L_0 \alpha \Delta T \quad (19)$$

Onde

ΔL = variação do comprimento inicial L_0

L_1 = comprimento final

α = coeficiente de dilatação linear ($10^{-6}/K$)

Conforme referido anteriormente neste trabalho, se um corpo for aquecido e arrefecido de modo uniforme, e não existirem restrições às suas variações dimensionais (constrangimentos), estas não resultam em efeitos mecânicos assinaláveis no mesmo corpo. Assim, após o ciclo térmico, o corpo não deverá apresentar nem tensões residuais nem distorções na sua geometria. Contudo, se a variação de temperatura não for uniforme ao longo da peça, ou se esta não puder expandir ou contrair livremente durante o ciclo térmico, poderão desenvolver-se tensões residuais e distorções [19].

A figura 5, ilustra o desenvolvimento de tensões devido ao aquecimento não uniforme de uma junta soldada. Na secção AA', distante do banho em fusão e ainda não aquecida pela fonte de calor, não existem variações de temperatura e o material ainda está isento de tensões. Na secção BB', junto ao material em fusão, o material aquecido tende a expandir-se, sendo contudo, restringido pelas regiões mais frias da peça, gerando assim, tensões de compressão em regiões próximas da zona fundida (ZF), e tensões de tracção nas regiões um pouco mais afastadas.

Quando o seu limite de elasticidade é atingido, o material aquecido deforma-se plasticamente por compressão. Na zona em fusão, como o material está no estado líquido, as tensões são nulas. Com o arrefecimento e após a solidificação do material, este contrai, sendo novamente impedido pelas regiões mais frias afastadas da soldadura.

Consequentemente, na secção CC', surgem tensões de tracção junto ao cordão e de compressão nas regiões mais afastadas. Estas tensões aumentam de intensidade levando ao escoamento da região aquecida. Após o arrefecimento completo, na secção DD', as tensões residuais no eixo do cordão atingem os níveis próximos do limite de elasticidade do material, e apresentam uma distribuição similar ao mostrado na figura 6.

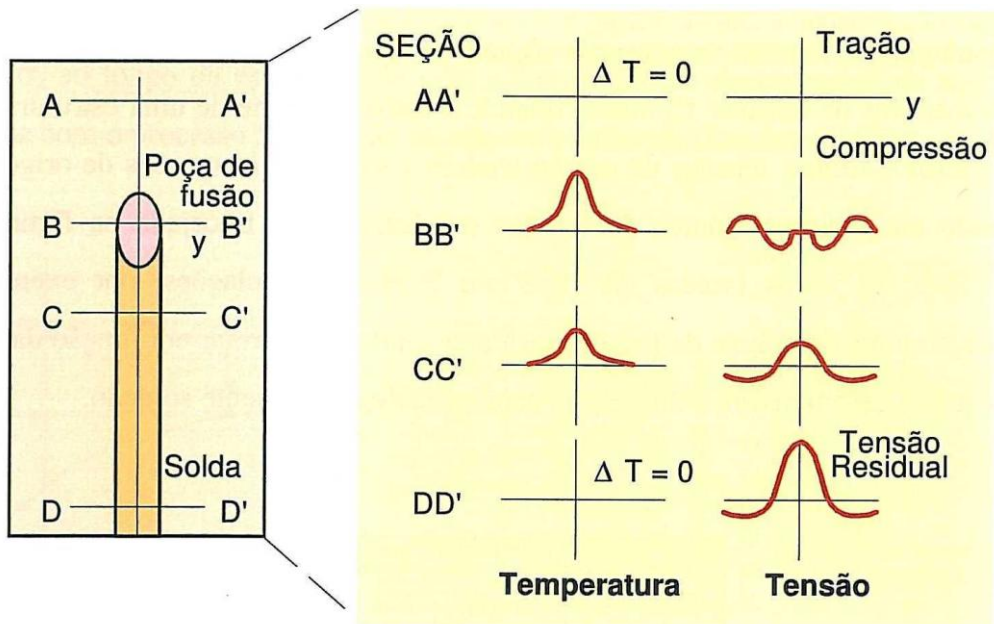


Figura 5 – Desenvolvimento de tensões residuais longitudinais durante a soldadura

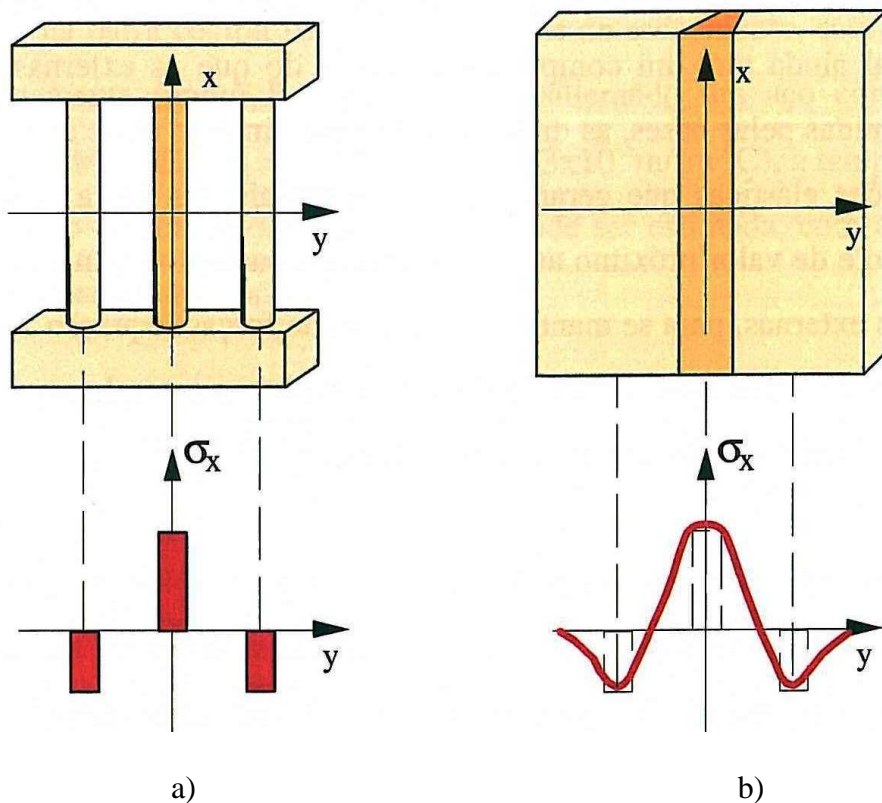


Figura 6 – Comparação entre as tensões residuais desenvolvidas na montagem de 3 barras, a), e as tensões residuais longitudinais formadas ao longo da direção transversal (y) de uma soldadura topo-a-topo, b)

3.2. Distribuição das tensões residuais na soldadura

As tensões residuais presentes numa estrutura soldada durante o seu fabrico e em utilização, são de dois tipos:

- 1- Tensões residuais produzidas na soldadura dos seus componentes
- 2- Tensões resultantes da ligação entre os diversos componentes da estrutura e entre estes e as outras estruturas.

A distribuição de tensões longitudinais foi amplamente discutida anteriormente e foi representada empiricamente por Masubuchi [20] e por Tada e Paris [21].

Sendo a expressão proposta por Masubuchi:

$$\sigma_{res} = \sigma_m \left[1 - \left(\frac{y}{b} \right)^2 \right] e^{-\frac{\left(\frac{y}{b} \right)^2}{2}} \quad (20)$$

e a proposta por Tada e Paris:

$$\sigma_{res} = \sigma_m \left[\frac{\left(1 - \left(\frac{y}{b} \right)^2 \right)}{\left(1 + \left(\frac{y}{b} \right)^4 \right)} \right] \quad (21)$$

Onde,

σ_m = tensão máxima, no centro do cordão, cujo valor é em geral próximo do limite de elasticidade do material

b = largura do pico das tensões de tracção, dependente das condições de soldadura

y = coordenada na direcção transversal ao cordão

Em complemento às expressões analíticas em cima referidas, a figura 7 mostra esquematicamente a distribuição de tensões residuais longitudinais e transversais numa junta soldada topo-a-topo.

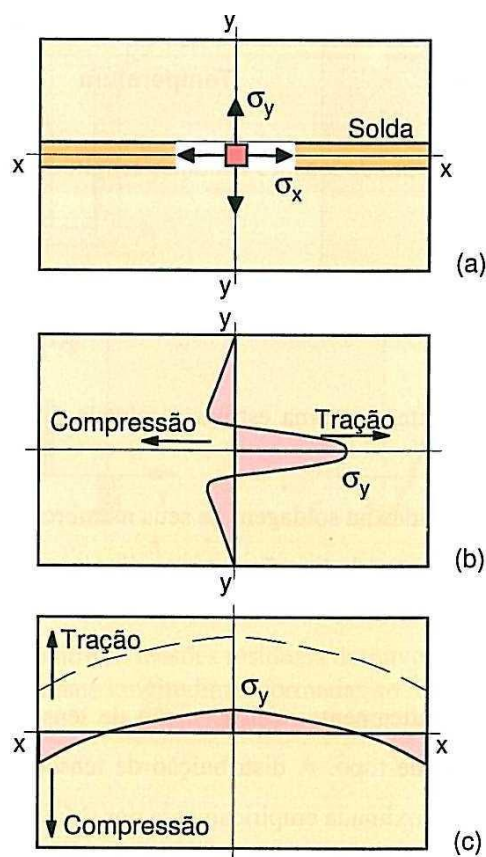


Figura 7 – Distribuição típica de tensões residuais numa soldadura de topo;

a) sistema de coordenadas e tensões, b) tensões longitudinais, c) tensões transversais.

Em soldaduras isoladas, a distribuição de tensões transversais é caracterizada, por valores menores de tensão. Contudo, quando a soldadura faz parte de uma estrutura que inclui outras partes soldadas, as tensões de reacção tendem a somar-se às tensões de origem térmica, aumentando os valores das tensões residuais. Em outros tipos de juntas, tais como em T ou em tubagem, tendem a formar-se distribuições de tensões residuais mais complexas, em função das forças de reacção que se desenvolvem pela própria geometria do componente soldado.

Quando o componente soldado apresenta uma grande espessura, normalmente superior a 25 mm, as tensões residuais na direcção Z, ao longo da espessura, e a variação das tensões nas outras direcções com a espessura, podem tornar-se significativas.

A figura 8 mostra a distribuição das tensões σ_x , σ_y e σ_z ao longo da espessura de uma soldadura por SMAW de uma chapa em aço carbono com 25 mm de espessura.

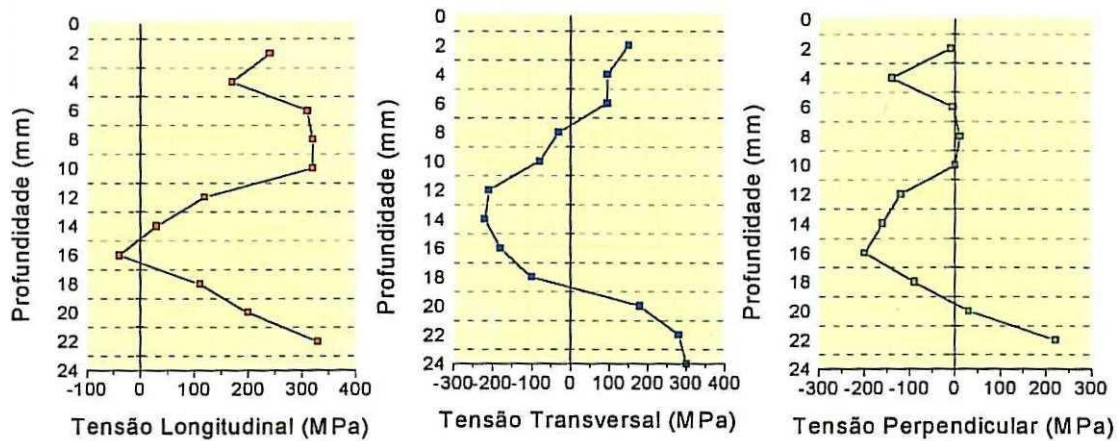


Figura 8 – Distribuição das tensões σ_x , σ_y e σ_z , ao longo da espessura de uma soldadura

Em resumo, as estruturas soldadas tendem a apresentar uma distribuição complexa de tensões residuais, que pode ser caracterizada na região soldada, por esforços de tracção em duas ou três direcções. Este estado de tensão, tende a dificultar a deformação plástica da zona soldada, podendo favorecer o desenvolvimento de fissuras localizadas nessa região, quando o material apresenta baixa ductibilidade, ou quando a estrutura é submetida a solicitações severas ou a ambiente agressivo.

A distribuição de tensões residuais num componente soldado é afectada por diversos factores, tais como as características do metal de base, do metal depositado, do seu comportamento a altas temperaturas e à temperatura ambiente, a geometria da junta e a sua ligação com outros componentes, e pelas condições de soldadura, mais concretamente pela distribuição de calor na peça durante a soldadura [22].

3.3. Técnicas para determinação das tensões residuais

Para determinação das tensões residuais em soldadura podem ser usadas diversas técnicas, destrutivas, semi-destrutivas e não destrutivas. Seguidamente apresentam-se algumas das técnicas usadas, para análise das tensões residuais.

- **Técnicas de relaxação de tensões**

As técnicas baseadas na relaxação de tensões consistem na medição da deformação elástica que ocorre quando um corpo de prova contendo tensões residuais é removido. A mudança de forma resultante da deformação pode ser medida por diferentes tipos de sensores eléctricos, denominados extensómetros, sensores mecânicos, ou ainda por utilização de revestimentos frágeis ou foto elásticos.

A aplicação das diferentes técnicas depende do tipo de sensores usados, da sua forma de colocação e de remoção do material. Quando são utilizados extensómetros ou sensores mecânicos, as deformações elásticas associadas à remoção de material podem ser determinadas quantitativamente, e com a aplicação de equações da teoria da elasticidade, podem-se determinar as tensões residuais inicialmente existentes no material.

Um exemplo desta técnica é a utilização do método de “Hole-Drilling”, em que a variação da deformação elástica presente no material é medida através da execução de um furo de pequeno diâmetro ao centro de um extensómetro de roseta colado ao material. O furo é feito por um dispositivo de muito alta rotação, podendo atingir as 400.000 rpm, de modo a não introduzir, por si só, tensões no material. A norma ASTM E837 define a metodologia para a execução deste ensaio [23].

Outro método que utiliza o princípio da remoção de material para avaliação das tensões residuais é o método das tensões inerentes, ou das extensões principais, ou, conforme já referido anteriormente, a estimativa de *Eigenstrain*. Neste método, um corpo de prova é instrumentado biaxialmente por extensómetros lineares, após a execução da soldadura. São medidas as extensões nos diversos extensómetros colados ao provete nos dois eixos complanares da superfície da soldadura. Estes valores representam assim as extensões inerentes à soldadura, presentes no material, sendo que, as extensões totais podem ser definidas como o somatório das extensões elásticas, plásticas e térmicas.

Após o fim do ciclo térmico da soldadura, as extensões inerentes serão unicamente constituídas pela soma das extensões elásticas e plásticas.

$$\varepsilon = \varepsilon_{pl} + \varepsilon_{el} \quad (22)$$

Após a remoção de pequenas fatias, dos locais onde estão colados os diversos extensómetros, faz-se então uma segunda leitura das extensões presentes. Como ao cortarem-se estas fatias, são removidas as tensões elásticas, a leitura final dará unicamente as tensões plásticas inicialmente existentes.

Pela subtracção destes valores de extensão aos valores iniciais de extensão inerente, obteremos as extensões elásticas inicialmente presentes, as quais servirão para calcular, através das equações da elasticidade, as tensões residuais resultantes da soldadura [24]. Esta assumption baseia-se no pressuposto que o corte só irá alterar a extensão plástica e não introduzirá qualquer alteração elástica. Outro pressuposto assumido é que numa fatia fina do material, a componente de extensão inerente perpendicular à mesma fatia, não irá produzir qualquer tensão.

As técnicas anteriormente descritas, embora destrutivas, são as mais usadas para a determinação experimental de tensões residuais. Seguidamente apresentam-se algumas técnicas não destrutivas para avaliação das tensões residuais.

- **Técnicas de difracção de Raios X**

Estas técnicas baseiam-se na determinação dos parâmetros de rede da estrutura cristalina de pequenas regiões da peça. Como as deformações elásticas alteram o valor destes parâmetros, eventuais variações destes, determinadas por difracção de Raios X, podem ser associadas às deformações elásticas presentes no material submetido a tensões residuais [25].

A técnica por raios X, é válida unicamente para medição de tensões em materiais elásticos, homogéneos e isotrópicos. O ângulo para a reflexão dos raios X nos planos dos átomos (Θ), é sensível a todos os factores que influenciam o espaçamento interplanar dos planos de reflexão. Quando as tensões, dentro do domínio elástico, conseguem alterar o espaçamento dos planos de reflexão, o suficiente para alterar o ângulo Θ na lei de Bragg numa quantidade mensurável, então a magnitude das tensões que alteram o normal espaçamento dos planos pode ser deduzida através da observação do ângulo 2Θ .

A equação que traduz a lei de Bragg, define a condição de difracção, como a seguir se apresenta.

$$n\lambda = 2d\sin\theta \quad (23)$$

em que,

n = diferença do comprimento de onda ao longo da sua trajectória nos sucessivos planos

λ = comprimento de onda

d = espaçamento inter-atómico

Θ = ângulo entre o feixe incidente e o plano dos átomos

De referir que, a alteração no ângulo 2Θ , indica unicamente as tensões elásticas. A tensão só poderá ser medida na superfície em que a componente normal da tensão é aliviada, através da falta de constrangimento nessa direcção. O espaçamento interplanar torna-se assim um sensor de comprimento, o qual é alterado proporcionalmente pelas tensões elásticas. [26]

Como ilustração da reflexão ou difracção, supõe-se que uma onda plana e monocromática é introduzida em planos atómicos na direcção AB, conforme mostra a figura 9. Os feixes reflectidos pelos sucessivos planos de átomos paralelos são projectados numa única direcção BC, a direcção de difracção.

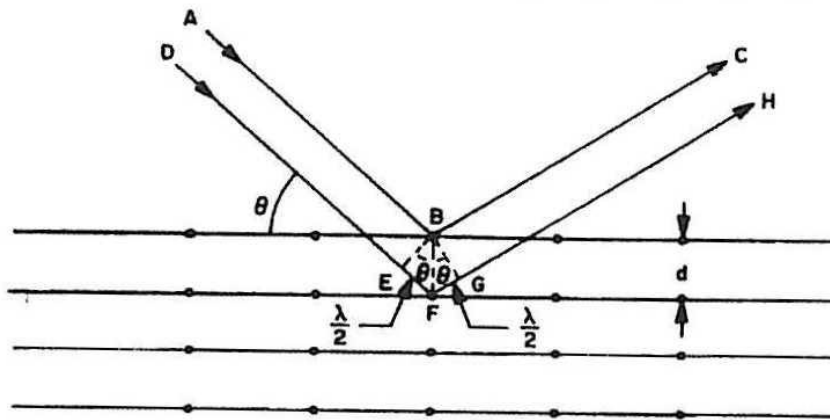


Figura 9 – Difracção resultante da reflexão em planos atómicos adjacentes, de uma onda monocromática plana

Esta técnica só permite medir deformações superficiais em pequenas áreas, cerca de $3\mu\text{m}$ de diâmetro. Não sendo destrutiva, contudo, tende a ser mais demorada e menos precisa que as técnicas destrutivas.

- **Técnicas baseadas em propriedades sensíveis à tensão**

As técnicas baseadas em propriedades sensíveis à tensão, de forma similar à anterior, medem alterações de uma qualquer propriedade do material, e associam-na com as deformações elásticas presentes na região analisada. São também técnicas não destrutivas.

São exemplos destas técnicas, a análise com ultra-sons, as quais se baseiam na determinação de alterações no ângulo de polarização das ondas ultra sónicas polarizadas, na taxa de absorção de ondas sonoras ou na velocidade de propagação do som, para estimar o estado de tensão do material.

As técnicas baseadas na medição de dureza, analisam as pequenas variações na dureza do material, que ocorrem com a presença de tensões elásticas.

As técnicas magnéticas, baseiam-se nas variações das propriedades magnéticas dos materiais ferro magnéticos, maioritariamente os aços, com as tensões elásticas.

Das técnicas descritas, apenas a última tem aplicação fora de laboratório, existindo dispositivos portáteis para a determinação não destrutiva de tensões residuais [27].

- **Técnicas de fissuração**

Estas técnicas avaliam qualitativamente o padrão de fissuração desenvolvido em corpos de prova, colocados em ambientes potenciadores de fissuras induzidas pelo estado de tensão dos corpos de prova. As fissuras são, em geral, desenvolvidas por fragilização pelo hidrogénio ou por corrosão sob tensão [28].

Em virtude das características dos diversos métodos apresentados anteriormente, atendendo à disponibilidade dos meios existentes no mercado, e principalmente ao custo associado à realização em laboratório do método destrutivo de “Hole-Drilling”, e ainda, por ser um método possível de fazer com os próprios meios, uma vez que a se dispõe na Teixeira Duarte / C. E. Metalomecânica de equipamento de análise extensométrica da marca Vishay, optou-se por utilizar neste trabalho a metodologia das tensões inerentes, para a análise das tensões residuais.

3.4. Consequências das tensões residuais

Quando um componente soldado, contendo uma distribuição inicial de tensões residuais (figura 10, curva 0), é submetido a um carregamento de tracção, as tensões residuais somam-se directamente às tensões do carregamento, enquanto não ocorrerem deformações plásticas no componente. Assim, as regiões da soldadura, nas quais as tensões residuais de tracção são mais elevadas, atingem condições de escoamento plástico antes do resto do componente (curvas 1, 2 e 3, figura 10) [29].

O desenvolvimento de deformações plásticas, localizadas principalmente na região da soldadura, tende a diminuir as variações dimensionais que eram as responsáveis pela existência das tensões residuais. Desta forma, quando o carregamento externo é retirado, o nível dessas tensões fica reduzido (curva 4, figura 10). Isto significa que, as variações dimensionais ocorridas na soldadura e responsáveis pelas tensões residuais são, pelo menos parcialmente, removidas pela deformação plástica causada pelo carregamento posterior.

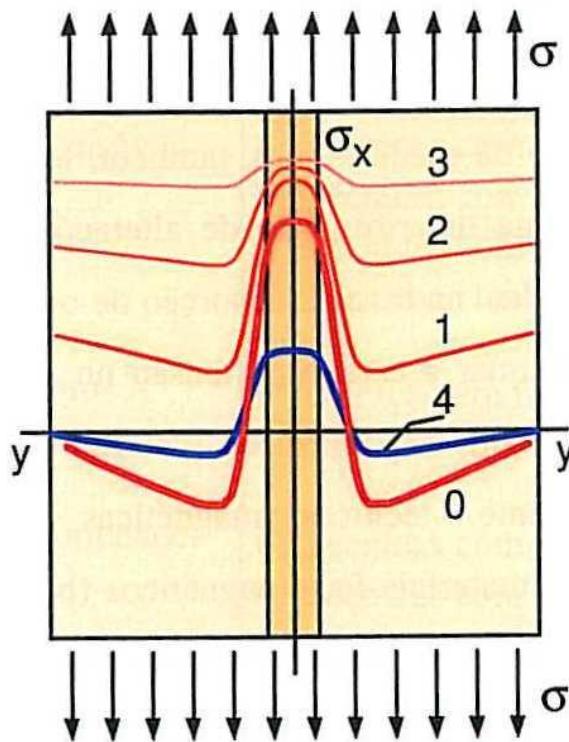


Figura 10 – Distribuição de tensões num componente com uma soldadura de topo, submetido a carregamentos crescentes (1, 2 e 3), e quando liberta do carregamento (4)

A análise anterior permite destacar os seguintes aspectos relevantes relativos ao efeito das tensões residuais num dado componente:

- A presença de tensões residuais é mais importante para fenómenos que ocorrem com baixos níveis de tensão (inferiores ao limite elástico do material) como a fractura frágil, a fragilização pelo hidrogénio e a corrosão sob tensão.

- Em estruturas de materiais dúcteis submetidas a um carregamento, quanto maior for o nível das tensões aplicadas, menor será o efeito das tensões residuais. Quando o nível de carregamento for suficientemente elevado, parte da peça pode escoar e, como resultado, as tensões residuais são reduzidas.
- Em estruturas de materiais frágeis submetidas a um carregamento, tensões residuais de tracção podem precipitar a ocorrência da falha por fractura frágil.
- Se a estrutura é carregada além de seu limite elástico, as suas tensões residuais tornam-se desprezíveis.
- Métodos que utilizam alguma forma de solitação mecânica, tal como os métodos de “shot peening” ou “hammer peening”, ou ainda por aplicação de ultra sons, podem ser usados para diminuir as tensões residuais de um componente soldado.

3.5. Consequências no comportamento à fadiga

Um aspecto relevante, relativo à presença de tensões residuais num componente soldado, que importa salientar, é o seu efeito no comportamento à fadiga.

A concentração de tensões e os defeitos da soldadura, conjuntamente com as tensões residuais, são um dos parâmetros determinantes no controlo da resistência à fadiga nas juntas soldadas [30]. O efeito das tensões residuais pode ser benéfico ou prejudicial, dependendo da sua magnitude, sinal e distribuição, no respeitante às tensões induzidas pelas cargas aplicadas. Frequentemente, as tensões residuais da soldadura são prejudiciais e atingem o limite elástico do material.

Falando em termos da mecânica da fractura, as tensões residuais de tracção, irão reduzir a resistência à fadiga da estrutura, através do incremento da taxa de crescimento da fissura (da/dN). Estas tensões, mantêm a fissura aberta e não permitem o seu fecho, enquanto as tensões de compressão, potenciam o fecho da fissura, e deste modo diminuem a taxa de crescimento da fissura.

Quando são aplicadas cargas externas a uma estrutura soldada que contém tensões residuais, estas serão redistribuídas dependendo do nível das tensões externas.

Maddox [31], analisou os efeitos na forma do padrão da curva S-N na presença dos campos de tensões residuais. O declive desta curva é inversamente proporcional ao da curva de crescimento da fractura, e a variação do parâmetro R (tensões residuais), tem um efeito predominante na alteração da intercessão das duas curvas, mas não no declive inicial da curva S-N. A figura 11 mostra o efeito das tensões residuais de compressão e de tracção na curva S-N.

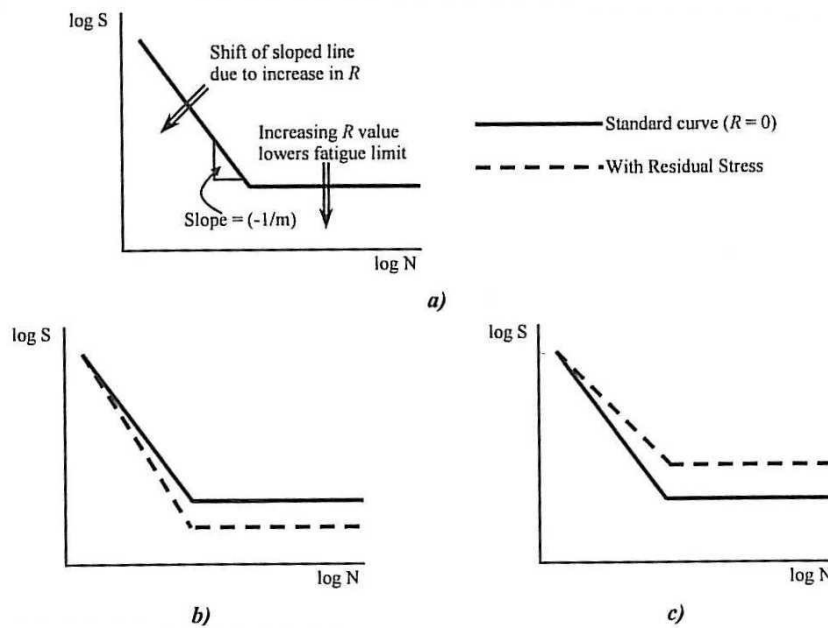


Figura 11 – Curvas S-N: a) forma geral e efeito da variação de R; b) Tensão residual de tracção com carga exterior; c) Tensão residual de compressão com carga exterior

Complementando a análise anterior, e dado que a resistência de uma soldadura à fadiga, é geralmente menor do que a dos componentes que ela uniu [32], torna-se assim particularmente relevante o estudo à fadiga das soldaduras. Por esta razão, a resistência à fadiga de componentes soldados tem sido alvo de muitos estudos por parte de muitos autores.

O primeiro passo para qualquer análise à fadiga, é identificar a localização ou localizações que serão as principais candidatas para a iniciação da fissura por fadiga.

A análise de tensões nestas regiões deverá ser feita, de modo a determinar o factor de concentração de tensões elásticas (K_t) necessário para a determinação do período de iniciação da fissura por fadiga (N_i) e a variação da tensão ao longo do caminho de aperfeiçoamento que a fissura irá tomar, necessário para a determinação do período de propagação da fissura (N_p), sendo que a duração total à fadiga de uma soldadura (N_t) será assim traduzida por,

$$N_t = N_i + N_p \quad (24)$$

Neste contexto, tem particular importância o estudo da influência das tensões residuais de soldadura, na resistência à fadiga. Moura Branco *et al* [33], refere ainda que, em termos de comportamento à fadiga da junta, são particularmente relevantes as tensões residuais de tracção tanto na direcção longitudinal, σ_x , como na direcção transversal, σ_y , embora as mais significativas sejam as tensões longitudinais.

Quando um componente soldado em que estão presentes tensões residuais é solicitado, vai verificar-se uma interacção entre as tensões residuais presentes nas juntas soldadas e as tensões resultantes das cargas aplicadas. Esta interacção é ilustrada na figura 12.

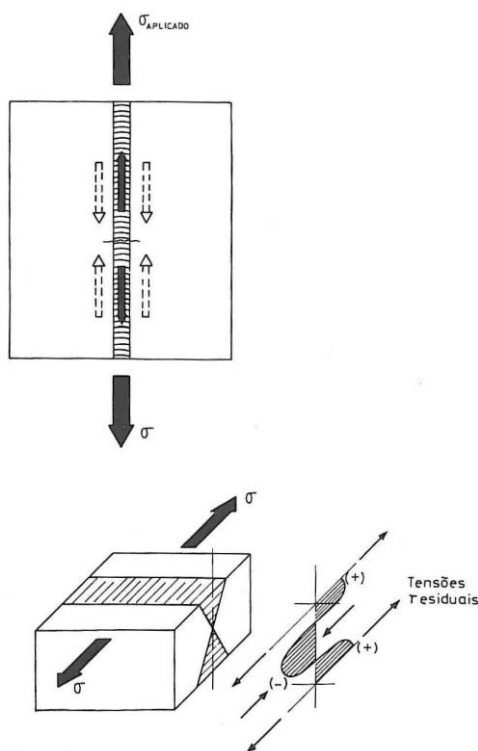


Figura 12 – Interação entre tensões aplicadas e tensões residuais; figura superior: tensões residuais longitudinais; figura inferior: tensões residuais transversais.

Como resultado dessa interacção vai-se verificar uma alteração na relação $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$ efectivamente presente na junta soldada, principalmente na zona da junta onde ocorrem tensões residuais de tracção.

Admitindo que estas tensões são iguais à tensão de cedência do material da junta, a razão de tensão efectiva vai ser alterada como está representado na figura 13 [34]. A razão de tensão efectiva vai ser igual para os três ciclos de carga considerados, verificando-se uma flutuação da carga entre uma tensão máxima igual à tensão de cedência do material e uma tensão mínima unicamente dependente da gama de tensão do ciclo de carga aplicada. Na figura 13, considerou-se que a tensão aplicada é uniforme mas o raciocínio seria igualmente válido se no ponto em causa existisse uma concentração de tensão.

Considerando que no caso de juntas soldadas a resistência à fadiga depende unicamente do período de propagação duma fenda de fadiga a partir de um defeito inicial, a situação ilustrada na figura 13 só será válida em rigor enquanto a fenda permanecer na zona onde existem tensões residuais de tracção, e mesmo nesse caso, pode dizer-se que a visão dada é bastante simplista, dado que é medida que a fenda se propaga irá verificar-se uma relaxação das tensões residuais com alteração da distribuição de tensões na ponta da fenda, que poderá alterar a razão de carga efectiva [35].

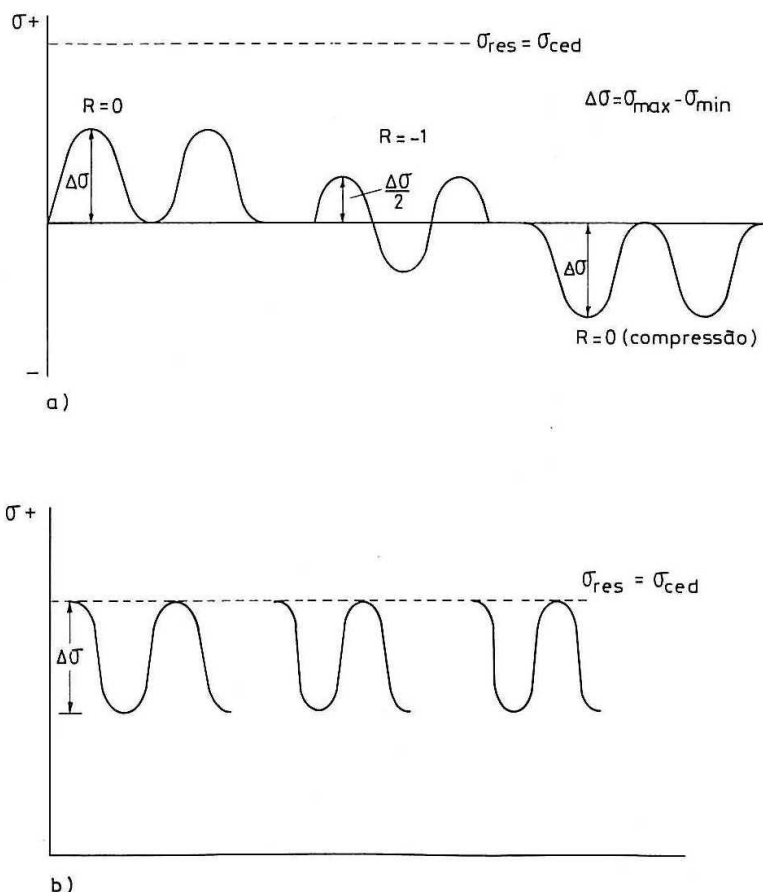


Figura 13 – Influência das tensões residuais de tracção na razão de tensão efectiva na junta: a) carga cíclica aplicada; b) carga modificada pelas tensões residuais

A redistribuição de tensões residuais provocada pelo avanço da fenda poderá provocar um aumento ou diminuição da tensão média durante a sua progressão [36], dependente da orientação e localização da fenda na junta, podendo mesmo verificar-se que a medida que a fenda entra na zona de tensões residuais de compressão a tensão de compressão na ponta da fenda, por efeito da redistribuição operada, possa aumentar atingindo a tensão de cedência e eventualmente provocar uma travagem da progressão da fenda.

Em conclusão ao anteriormente exposto, a existência de tensões residuais de tracção numa junta soldada vai alterar significativamente a tensão média a que a junta efectivamente vai estar submetida. Assim, a tensão numa junta soldada irá flutuar entre a tensão de cedência σ_{ced} e uma tensão mínima igual a $\sigma_{ced} - \Delta\sigma$, sendo $\Delta\sigma$ a gama de tensão aplicada. Deste modo, cargas aplicadas com gamas de tensão iguais, independentemente da razão de tensão, conduzirão a resistências à fadiga semelhantes, daí considerar-se que o comportamento à fadiga de juntas soldadas contendo tensões residuais deverá ser expresso em termos da gama de tensão [37]. Daqui decorre imediatamente que os ciclos de carga parcialmente ou totalmente em compressão poderão produzir danos de fadiga equivalentes a ciclos de carga totalmente em tracção, desde que a gama de tensão seja igual.

Na ausência de tensões residuais na junta soldada, como por exemplo numa junta que sofreu um tratamento térmico de alívio de tensões, não haverá alteração da razão de tensões aplicada, e como tal o comportamento à fadiga dependerá da tensão média aplicada [38]. Se um componente apresentar descontinuidades geométricas, portanto pontos de concentração de tensões, podem ocorrer tensões iguais à tensão de cedência nesses pontos, se as tensões aplicadas forem elevadas e a razão de tensão real será diferente da razão de tensão aplicada.

3.6. Deformações resultantes das tensões residuais

Outro problema comum às estruturas soldadas que importa discutir é a sua distorção, ou seja, as deformações resultantes das tensões residuais da soldadura.

A distorção de uma estrutura soldada ocorre devido à expansão e contracção não uniforme do metal depositado e do metal base adjacente, durante o ciclo de aquecimento e arrefecimento decorrente do processo de soldadura. [39]

Durante este ciclo, muitos factores afectam a contracção do metal e dificultam a previsão exacta da deformação da estrutura soldada. As propriedades físicas e mecânicas que serviram de base ao dimensionamento da estrutura alteram-se quando se aplica calor, isto é, variam com o aumento da temperatura da peça. Com o aumento da temperatura, o limite elástico, o módulo de elasticidade e a condutividade térmica do aço diminuem, enquanto que o coeficiente de expansão térmica e o calor específico aumentam. Estas variações, por sua vez, afectam o fluxo de calor e a uniformidade da sua distribuição ao longo da peça. Daí que seja muito difícil fazer-se o cálculo exacto do que sucede durante o aquecimento e no arrefecimento das soldaduras, e caso isto fosse possível, facilitaria enormemente em fase de projecto, a previsão exacta das distorções que as estruturas iriam sofrer no seu fabrico.

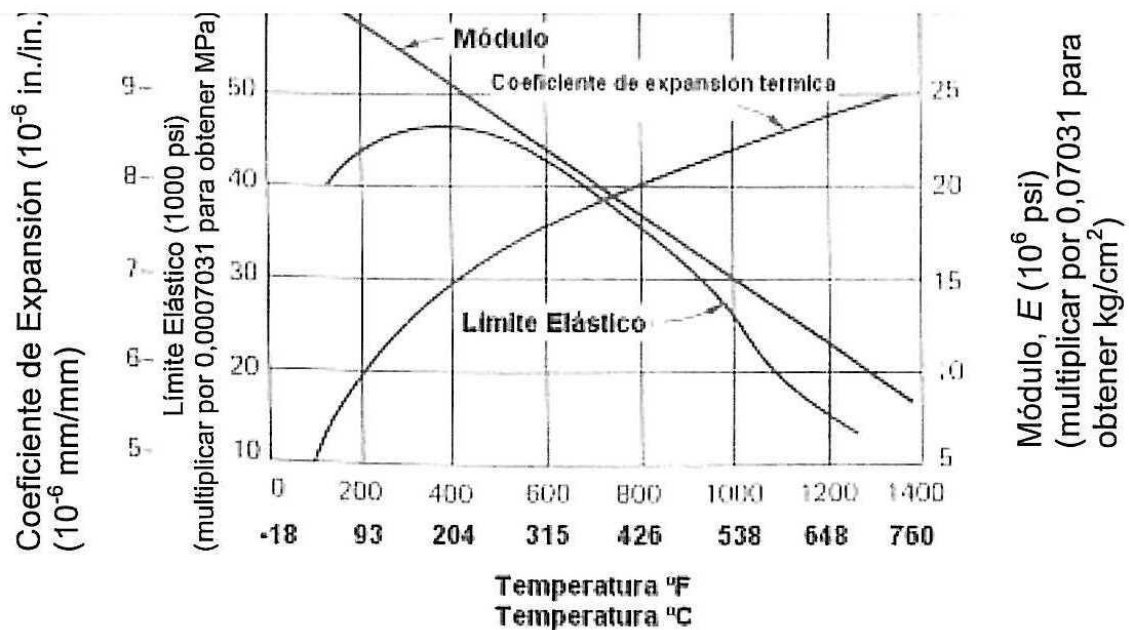


Figura 14 – Alteração nas propriedades do aço com o aumento da temperatura

Conforme referido no parágrafo anterior, o conhecimento dos valores aproximados do coeficiente de expansão térmica, da condutividade térmica, módulo de elasticidade e do limite elástico do material, numa estrutura soldada, ajuda o projectista e o fabricante a antecipar os problemas relativos às deformações resultantes da soldadura.

Assim, temos o coeficiente de expansão térmica (α), que é uma medida do valor da dilatação que um material sofre quando aquecido, ou da sua contracção quando arrefecido. Metais com altos coeficientes de expansão térmica expandem-se e contraem-

se mais que metais com baixos coeficientes, para a mesma variação de temperatura. Dado que os metais com altos coeficientes têm maiores dilatações e contracções tanto do metal depositado como no metal adjacente à soldadura, a possibilidade de deformações da estrutura é assim maior.

Relativamente à condutividade térmica (k), esta representa a capacidade de um corpo permitir o fluxo do calor através do seu material. Metais com condutividade elevada, como o cobre e o alumínio, dissipam o calor rapidamente. A soldadura de metais com baixa condutividade ocorre com um gradiente de temperatura elevado, o que aumenta o efeito da contracção no metal depositado e no material adjacente.

Quanto ao limite elástico (σ_{el}), é outro parâmetro que afecta o grau de distorção de uma estrutura soldada. Para ajustar a contracção de uma união soldada no arrefecimento, as tensões devem alcançar o limite elástico do material depositado. Depois de ter lugar o alargamento e o adelgamento, o metal de adição e o metal base adjacente, estão tensionados perto do seu limite elástico. Quanto mais elevado seja o limite elástico dum material na zona soldada, maiores serão as tensões residuais que podem actuar na distorção do conjunto. Pelo contrário, a distorção em metais de baixo limite elástico é menos provável, ou menos severa.

O limite elástico dos metais pode ser alterado através de tratamentos térmicos ou mecânicos, ou ainda, termo-mecânicos. O tratamento térmico de aços de médio e alto carbono, ou ligados, por exemplo, pode aumentar consideravelmente o seu limite elástico. O trabalho a frio tem um efeito similar em muitos aços inox e em ligas de cobre e de alumínio. Para minimizar a deformação, sempre que possível, os metais devem soldar-se em estado recozido, de modo a possuírem um baixo limite elástico.

No que respeita ao módulo de elasticidade (E), é uma medida da rigidez de um material. Assim, um material com um alto módulo de elasticidade é mais provável que resista à deformação.

Outra questão que importa também referir, é que um modo de diminuir ou contrariar as distorções originárias das soldaduras é a utilização de fixadores rígidos das estruturas a soldar. No entanto, as tensões residuais e as distorções provenientes da soldadura têm comportamentos opostos [40]. Um componente que esteja rigidamente fixo enquanto soldado, apresentará tensões residuais elevadas. Pelo contrário, se for soldado sem qualquer constrangimento, a distorção será elevada e as tensões residuais serão relativamente baixas. Assim, conseqüentemente, na prática não é possível fabricar um componente soldado que, simultaneamente, apresente baixos níveis de tensões residuais e de deformações. Terá sempre que ser encontrado um compromisso, ou então utilizar metodologias complementares, tais como o uso de enrijecedores ou de tratamentos térmicos.

Assim, de modo a diminuir as tensões residuais e as conseqüentes deformações numa estrutura soldada, poderão assumir-se uma série de procedimentos e atitudes, quer na fase de projecto, quer no fabrico. Para isto, e para além das considerações generalistas de se evitarem altas concentrações de calor, não só devido ao aumento local das tensões residuais, mas também devido á possibilidade de ocorrerem alterações na microestrutura indesejáveis relacionadas com o gradiente térmico, temos também as preocupações ao

nível do projecto do tipo das juntas, da sequência de soldadura, e na escolha entre soldaduras contínuas ou intermitentes.

Em resumo, apresenta-se em seguida, as principais medidas que se utilizam para minimizar as distorções da soldadura:

- Não sobre-soldar, isto é, utilizar o mínimo de soldadura possível.
- Utilizar, sempre que possível, soldadura intermitente.
- Utilizar o mínimo de passes possível, utilizando o maior diâmetro de consumível.
- Posicionar as soldaduras próximas do eixo neutro da peça.
- Distribuir equilibradamente as soldaduras em redor do eixo neutro.
- Utilizar a técnica do retrocesso.
- Antecipar as forças de contracção, pré-ajustando, ou pré posicionando as peças de modo a contrariar o efeito geométrico da contracção.
- Planear a sequência das soldaduras, como por exemplo executar as soldaduras transversais em primeiro lugar, e as longitudinais posteriormente, ou ainda, soldar alternadamente em ambos os lados do eixo neutro da peça.
- Eliminar as forças de contracção depois da soldadura, utilizando por exemplo a martelagem ou o controlo da velocidade de arrefecimento da peça.
- Diminuição do tempo de soldadura, dado que durante a soldadura têm lugar ciclos completos de aquecimento e de arrefecimento, e dado que se requer tempo para a transmissão de calor, o factor tempo afecta a distorção.

4. Análise experimental

4.1. Análise das tensões residuais nos provetes de 8 mm e 2 mm

Conforme discutido anteriormente no capítulo 2, de modo a avaliar o nível de tensões residuais provenientes da soldadura, em chapa de 8 mm de espessura e em chapa de 2 mm, realizaram-se inicialmente dois ensaios, utilizando-se para este efeito dois provetes, ambos executados em chapa de aço S235JR – EN 10025-2, com 120 mm x 240 mm, soldados topo-a-topo, conforme abaixo ilustrado.

Importa também referir que se utilizou este aço de construção normal, pois não se dispunha em oficina do material S355J2 – EN 10025-2, quer em chapa de 8 mm, quer em chapa de 2 mm, o qual será o material a aplicar nas nossas comportas. Conforme também já foi referido anteriormente, dada a impossibilidade de se adquirir no mercado nacional capa de 2 mm de espessura em aço S355 J2, foi também assumido fazer o modelo á escala no aço S235 JR.

No entanto, e apesar de estes dois aços terem limites de elasticidade diferentes, conforme se poderá observar na tabela de características seguidamente apresentada, o que influenciará o nível máximo de tensões residuais resultantes da soldadura, em termos de qualificação de procedimento de soldadura aplicável, pertencem contudo ao mesmo grupo para o material base, segundo a norma EN ISO 15614-1, grupo 1 da norma ISO 15608.

EN10025	Din 17100	% C	% Mn	% Si	% S	% P	σ_{ced} (Mpa)	$\sigma_{rupt.}$ (Mpa)
S235JR	St37-2	0.17 max	1.40 max	-	0.045	0.045	≥ 235	360/510
S355J2G3	St 52-3 N	0.20 max	1.60 max	0.55 max	0.035 max	0.035 max	≥ 355	490/630

Quadro 2 – Características químicas e mecânicas dos aços S235JR e S355J2

Em conformidade com o anteriormente exposto, e atendendo a que o propósito fundamental da execução destes dois provetes é comparar entre eles o nível de tensões residuais proveniente da soldadura, entendeu-se que neste âmbito não seria relevante a alteração do tipo de aço.

De referir ainda, que estes provetes foram soldados utilizando-se, no de 8 mm de espessura, os parâmetros de Procedimento de Soldadura Qualificado, vertidos para a Especificação de Soldadura ES 01, e na soldadura do provete em chapa de 2 mm, os parâmetros de soldadura definidos no procedimento descrito no ponto 2.4.1, conforme a especificação de soldadura ES 02 utilizada para este efeito, ambas apresentadas em anexo.

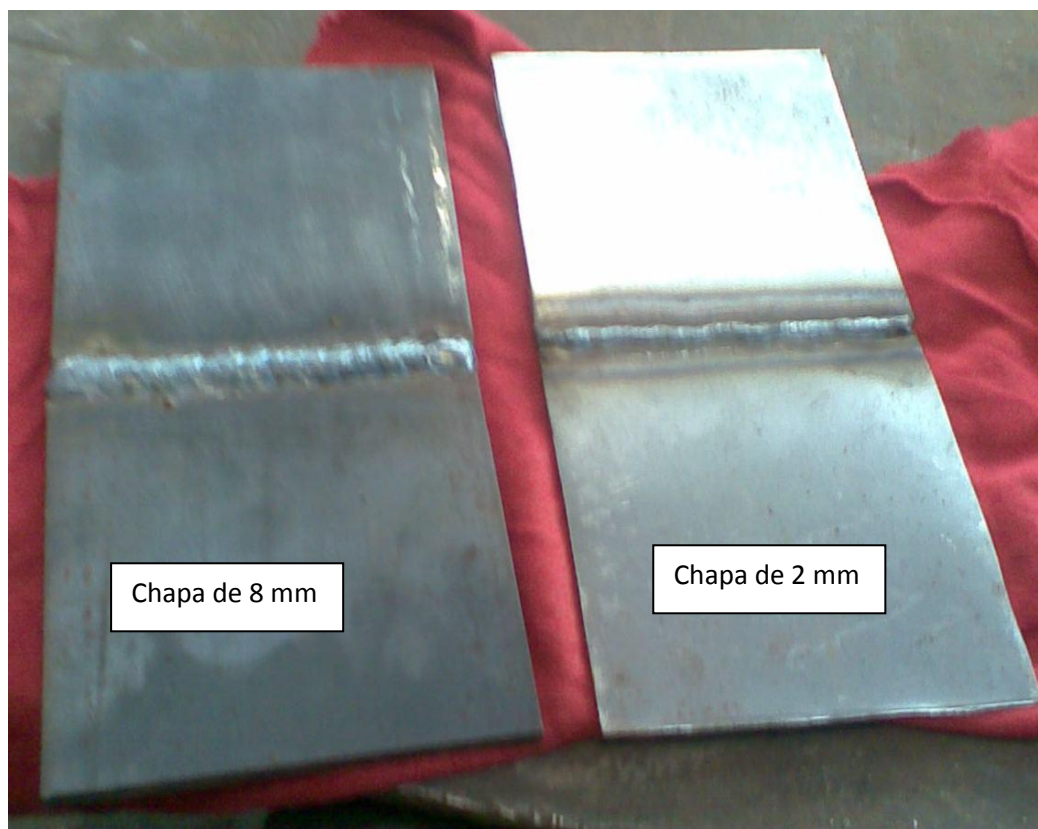


Figura 15 – Fotografia de dois provetes soldados topo-a-topo

Após a soldadura dos dois provetes, analisara-se as respectivas ZTA, e compararam-se as suas dimensões, com as teoricamente expectáveis, conforme anteriormente apresentado no quadro 1.

Em seguida, e de modo a avaliarem-se as tensões residuais de soldadura instrumentaram-se os provetes com extensometria, utilizando-se para isto extensómetros da marca HBM, tipo LY11-1.5/120 Ω , dispostos nos provetes conforme ilustrado na figura 16. Após a colagem dos extensómetros, mediram-se os valores das respectivas extensões, utilizando-se para este efeito a ponte extensométrica da marca Vishay, modelo P-3500 (figuras 16 e 17).

Importa referir que, no provete de 8 mm, o corte dos pequenos rectângulos foi feito com rebarbadora manual, o qual introduz algum calor na chapa, o que mesmo sendo inferior à temperatura máxima admitida pelos extensómetros, aproximadamente 200°C, poderá contudo afectar a sua colagem. De referir ainda que, foram realizados 2 provetes em chapa de 2 mm de espessura. Isto porque, na realização do primeiro provete, o corte dos pequenos rectângulos de chapa foi executado com serrote manual, o que adulterou completamente os resultados finais, dado que esta operação promoveu o descolamento parcial da maioria dos extensómetros, dando valores completamente atípicos na leitura final das extensões, que conduziram a valores de tensão residual muito superiores à tensão de ruptura do próprio material!

Após este incidente, realizou-se então um segundo provete em chapa de 2 mm, (figura 18), tirado da mesma chapa que servirá posteriormente para o fabrico do modelo à

escala, e instrumentou-se novamente, utilizando-se contudo em 7 locais do provete, outro modelo de extensómetros, por não se dispor de mais unidades do modelo anterior. Foram assim também utilizados os extensómetros da HBM de dupla grelha, modelo 1-XY11-1,5/120. O corte neste segundo provete, realizou-se com um pequeno disco aplicado em rectificadora manual.

Após a leitura dos valores dos extensómetros, e de modo a proceder-se conforme a metodologia de *Eigenstrain*, ou das tensões inerentes, recortaram-se os provetes em pequenos rectângulos, com 30 x 15 mm, na zona dos extensómetros, e registaram-se os valores das extensões, no plano longitudinal da soldadura (ϵ_y) e no plano transversal ao cordão da soldadura (ϵ_x), os quais constituirão os valores da tensão inerente presente, equivalente à soma das tensões plásticas com as tensões de origem elástica.

Em seguida, após o corte dos pequenos rectângulos de chapa, mediram-se as extensões nos 11 extensómetros em x e em y, e registaram-se os valores, os quais serão considerados como extensões de origem plástica, isto é, resultantes das deformações plásticas do material, após a soldadura.

Conforme já referido anteriormente, atendendo a que as tensões residuais serão de natureza elástica, subtraindo-se aos valores da extensão inicialmente presentes os valores finais registados após o corte, obteremos as extensões elásticas, que servirão para o cálculo das tensões residuais de soldadura.

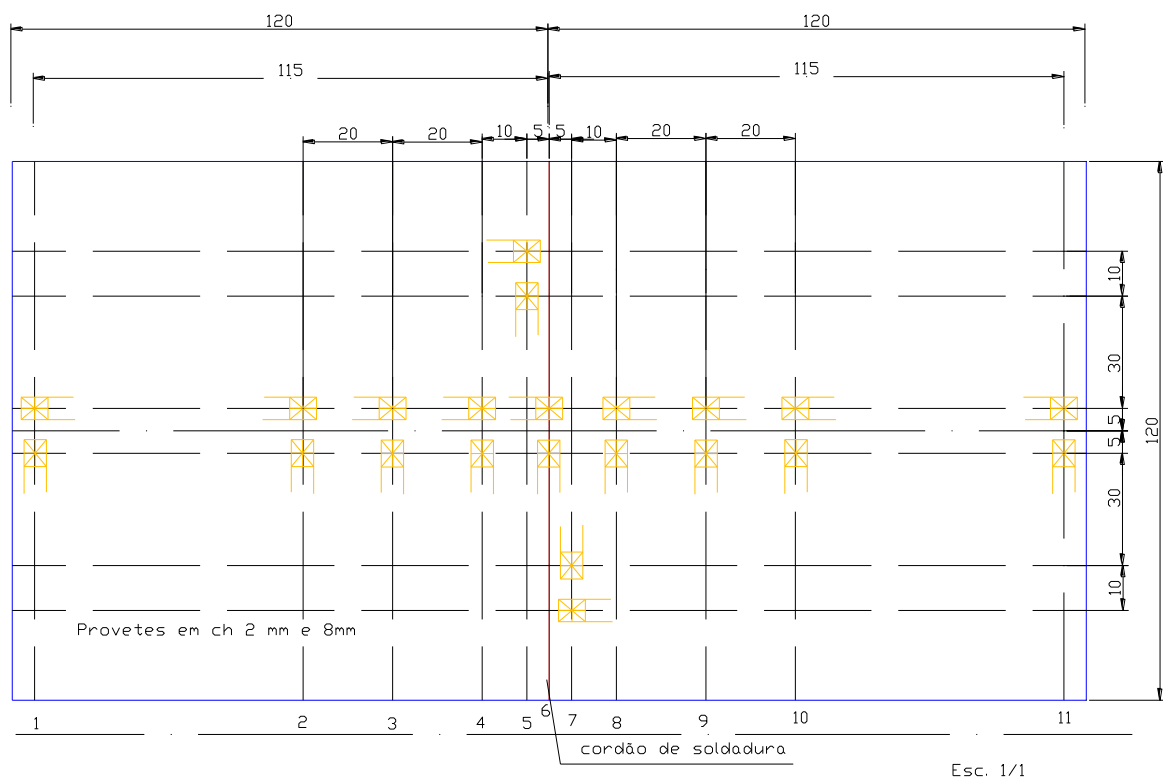


Figura 16 – Instrumentação dos provetes de 8 e de 2 mm

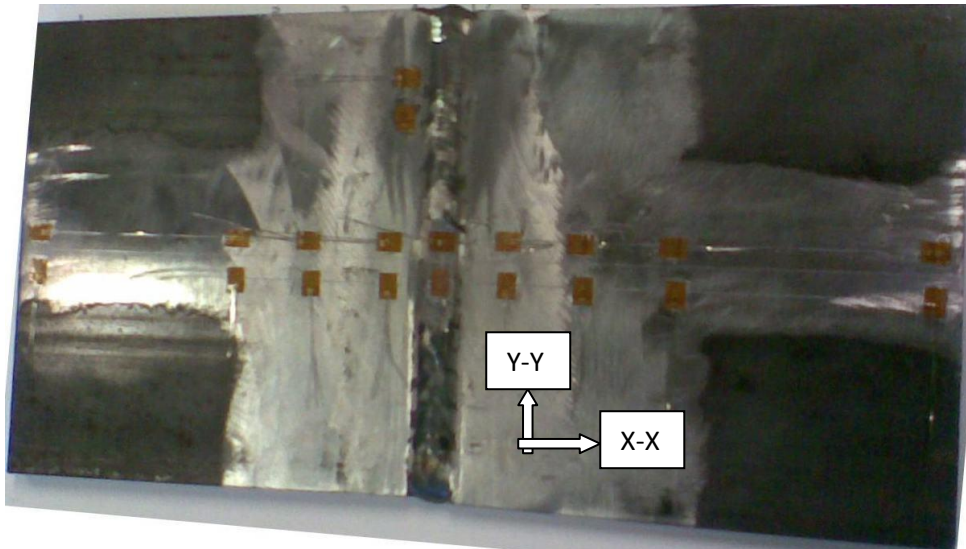


Figura 17 – Provete de 8 mm instrumentado



Figura 18 – Provete de 2 mm instrumentado

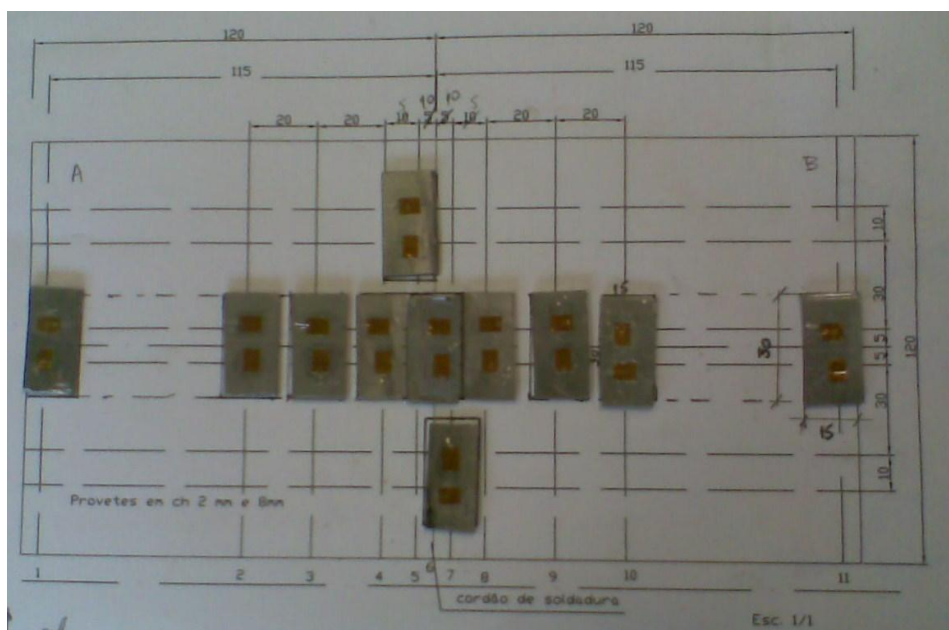


Figura 19 – Quadrados de chapa recortados

Após a instrumentação dos dois provetes de 8 mm e de 2 mm, extraíram-se os seguintes resultados, em baixo apresentados nos quadros n.º 3 e n.º 4.

Extensómetro	Posição	ε inicial		ε final		ε residual	
		ε _x	ε _y	ε _x	ε _y	ε _x	ε _y
1	-115	-117	77	50	165	-167	-88
2	-55	66	250	50	385	16	-135
3	-35	1765	-245	2530	-102	-765	-143
4	-15	-77	-205	63	-14	-140	-191
5	-10	380	-650	550	-470	-170	-180
6	0	52	1250	-324	1620	376	-370
7	10	880	911	650	250	230	661
8	15	-520	-426	-442	-226	-78	-200
9	35	646	-732	573	-50	73	-682
10	55	660	268	870	475	-210	-207
11	115	215	-416	640	-185	-425	-231

Quadro 3 – Medição das extensões no provete de 8 mm

Extensómetro	Posição	ε inicial		ε final		ε residual	
		ε _x	ε _y	ε _x	ε _y	ε _x	ε _y
1	-115	665	1260	1100	1130	-435	130
2	-55	1160	1060	1260	1030	-100	30
3	-35	760	1285	1400	1830	-640	-545
4	-15	-65	655	45	970	-110	-315
5	-10	578	60	1000	42	-422	18
6	0	220	592	870	180	-650	412
7	10	610	470	900	880	-290	-410
8	15	710	708	700	325	10	383
9	35	1330	630	1220	940	110	-310
10	55	1350	1030	1510	720	-160	310
11	115	635	425	1020	570	-385	-145

Quadro 4 – Medição das extensões no provete de 2mm

Conhecidas as extensões (ϵ), medidas em *microstains*, aplicando as expressões derivadas da Lei de Hooke para o estado biaxial de tensões, temos as tensões no eixo vertical (Y-Y), paralelo ao cordão de soldadura, e no eixo X-X, transversal ao cordão de soldadura [41], calculadas para os dois provetes, de 8 mm e de 2mm, e apresentadas no quadro n.º 5.

Sendo que,

$$\sigma_x = \frac{E}{(1-\nu^2)} (\varepsilon_x + \nu \varepsilon_y) \quad (25)$$

e

$$\sigma_y = \frac{E}{(1-\nu^2)} (\varepsilon_y + \nu \varepsilon_x) \quad (26)$$

Considerando que, para o aço em questão, $E = 2,1 \times 10^5 \text{ MPa}$ e $\nu = 0,3$, podemos então calcular as tensões residuais obtidas na soldadura dos dois provetes.

E, de modo a obter o estado de tensão equivalente uniaxial, sendo que este aço tem um comportamento dúctil, podemos aplicar o critério de Von-Mises, através da seguinte expressão[42]:

$$\text{Critério de Von-Mises: } \sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \left(\sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + \sigma_x^2 + \sigma_y^2} \right) \quad (27)$$

Posição (X-X)	σ_x (2) Mpa	σ_y (2) Mpa	$\sigma_{eq.}$ (2) Von-Mises MPa	σ_x (8) Mpa	σ_y (8) Mpa	$\sigma_{eq.}$ (8) Von-Mises MPa
-115	-91,4	-0,1	91,3	-44,6	-31,9	40
-55	-21,0	0,0	21,0	-5,7	-30,0	28
-35	-185,4	-170,1	178,2	-186,4	-86,0	162
-15	-47,2	-80,3	69,9	-45,5	-53,8	50
-10	-96,1	-25,1	86,4	-51,7	-53,3	53
0	-121,5	50,1	152,8	61,2	-59,4	104
10	-95,3	-114,7	106,3	98,8	168,5	147
15	28,8	89,1	78,7	-31,8	-51,6	45
35	3,9	-63,9	66,0	-30,4	-152,3	140
55	-15,5	60,5	69,5	-62,8	-62,3	63
115	-98,9	-60,1	86,3	-114,1	-82,7	102

Quadro 5 – Tensões obtidas nos provetes de 8 mm e de 2mm

De modo a melhor poder observar os resultados experimentalmente obtidos, apresentam-se em seguida alguns gráficos que traduzem as distribuições das tensões longitudinais, eixo paralelo ao do cordão da soldadura (Y-Y) e, tensões transversais, perpendiculares ao cordão de soldadura (X-X).

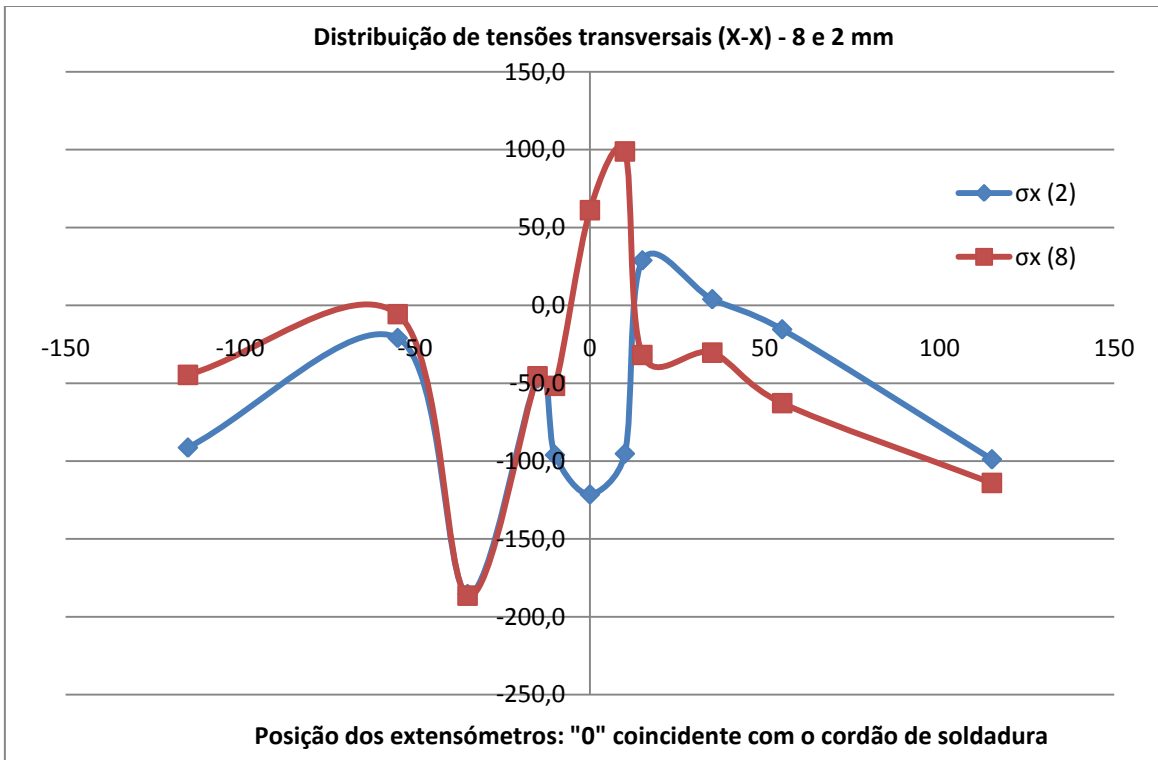


Gráfico 1 – Distribuição das tensões residuais no eixo X-X nos provetes

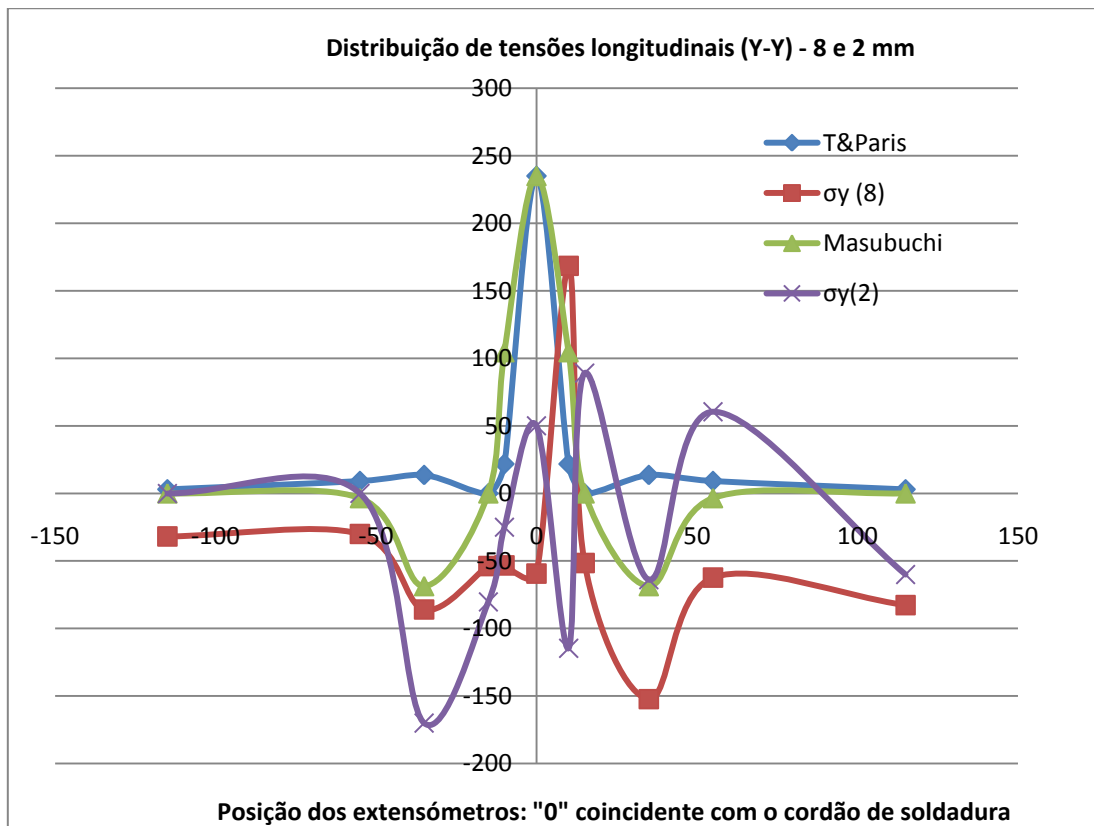


Gráfico 2 – Distribuição das tensões residuais no eixo Y-Y nos provetes

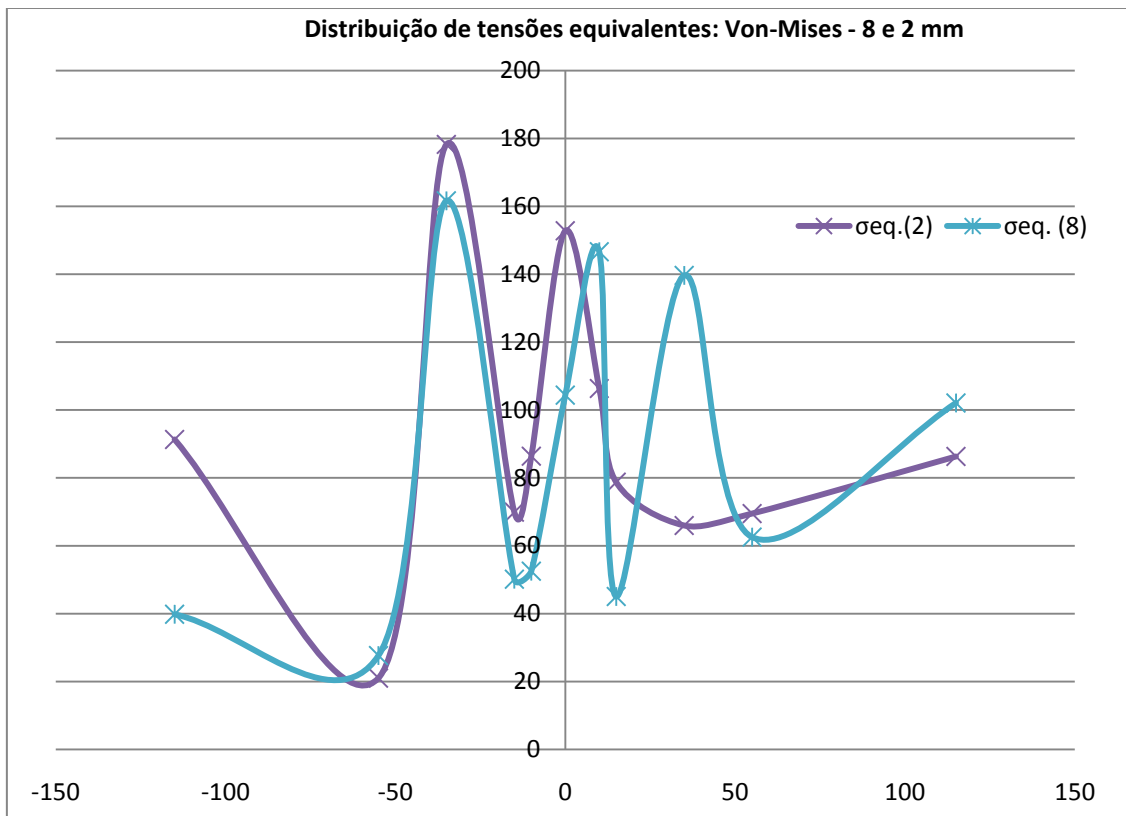


Gráfico 3 – Distribuição das tensões equivalentes segundo critério de Von-Mises nos provetes de 8 e 2 mm

Analisando os resultados acima apresentados, resulta que as tensões no eixo transversal ao cordão de soldadura, segundo a direcção X-X, obtidas nos dois provetes apresentam uma distribuição longitudinal bastante semelhante nas posições fora da ZTA ($X = \pm 150$ a $X = \pm 10$), e com variações simétricas nas restantes 3 posições dos provetes ($X=0$; $X=-10$; $X=10$), mas acima de tudo, com os valores máximos de tensão muito próximos, -185,4 / -186,4 MPa nas tensões à compressão, mas com uma diferença acentuada nas tensões máximas tractivas, aproximadamente 70 MPa, mais elevada no provete de 8 mm.

Nas tensões obtidas no eixo paralelo ao do cordão da soldadura, na direcção Y-Y, as duas distribuições (nas chapa de 8 e chapa de 2 mm), apresentam uma variação mais acentuada, ressaltando contudo, que a distribuição obtida no provete de 8 mm apresenta uma semelhança bastante considerável com as obtidas graficamente das expressões de Masubuchi e de Tada & Paris. No entanto, e se observármos os valores da tensão, regista-se que as tensões à compressão apresentam valores próximos, -170,1 / -152,3 MPa, obtidos em localizações simétricas relativamente ao eixo da soldadura. Nas tensões tractivas, a diferença é mais significativa, sendo cerca de 70 MPa, igualmente mais elevada no provete de 8mm. Os valores máximos de tensão, apesar de apresentarem sinais diferentes, são contudo muito próximos (-170,1 MPa e 168,5 MPa).

Com a aplicação do critério de Von-Mises, para obter a tensão máxima equivalente, regista-se uma maior semelhança na distribuição gráfica nos provetes de 8 e 2 mm. De salientar mesmo, a grande similariedade na parte negativa das abcissas do gráfico, e a

grande proximidade nos valores máximos de tensão obtidos (168 / 172 MPa), ligeiramente maior no provete de 2 mm.

De referir ainda que o método experimental usado apresenta algumas dificuldades na sua aplicação, especialmente na chapa de 2 mm de espessura, que por ser muito fina é bastante sensível a deformações induzidas nas operações de leitura dos extensómetros e no corte dos pequenos pedaços de material, o que origina que as variações registadas nas leituras dos extensómetros colados nos provetes de 8 mm e de 2 mm, estarão assim afectadas só por si, de algum erro.

De referir igualmente que o processo de corte dos pequenos pedaços de chapa, só por si, poderá também influenciar os valores das leituras finais nos extensómetros, uma vez que mesmo cortando com um pequeno disco, o calor gerado pelo processo, poderá ter afectado a colagem de alguns dos extensómetros, provocando leituras erradas.

Em conformidade com o anteriormente exposto, e atendendo a que, quer os valores determinados experimentalmente, quer a sua variação, estão coerentes com o limite elástico do material usado (235 MPa), e acima de tudo a grande semelhança na distribuição das tensões equivalentes de Von-Mises, considera-se que os resultados obtidos nos dois provetes são aproximadamente equivalentes e bastante encorajadores, de modo a prosseguir o estudo proposto, na tentativa de se obter as tensões residuais de soldadura no modelo à escala 1:4, e assim extrapolar os resultados para o protótipo à escala real.

4.2. Execução de modelo à escala 1:4

Conforme descrito no capítulo 1.3, construiu-se um modelo à escala 1:4, de modo a obter as tensões residuais de soldadura, e analisar as deformações daí resultantes. (Ver desenho n.º 03, em anexo).

A metodologia seguida passou por, em primeiro lugar pingar as chapas de 2 mm aos perfis enrijecedores, UPN 50 e IPN 140. Em seguida este conjunto foi medido no Laboratório de Tecnologia Industrial do DEMI da FCT – UNL, de modo a estabelecer as posições iniciais de uma grelha de pontos, de 50 mm x 50 mm, conforme desenho em anexo. Para que a zona de apoio seja o mais plana possível, foram inseridos parafusos nos 4 cantos do modelo, para o seu nivelamento no prato da máquina.



Figura 20 - Medição do modelo no Laboratório do DEMI – FCT

Em seguida, soldou-se o modelo, conforme Especificação de Soldadura em anexo (ES 02), já aplicada anteriormente na soldadura do provete em chapa de 2 mm de espessura.

Conforme definido no PIE apresentado em anexo (Anexo V), e de modo a comprovar a integridade da soldadura executada, foram feitos ensaios não destrutivos (END), por Líquidos Penetrantes (LP), ao cordão de soldadura, os quais não revelaram qualquer defeito.



Figura 21 - Execução de Líquidos Penetrantes no cordão de soldadura

Após a execução do cordão de soldadura, foi novamente medido o provete, na grelha de pontos anteriormente estabelecida, e registaram-se os valores das correspondentes

deformações. Pela diferença entre os valores iniciais e os finais, registaram-se as deformações resultantes da execução do cordão de soldadura, conforme apresentado na tabela seguinte. De salientar, que de modo a minimizar o erro das leituras, foram executadas sempre 3 leituras para cada medição, antes e depois da soldadura.

Deformação total longitudinal		
X	Y (CS)	Z
32,627	Y = -68,140	0,000
82,627		-1,211
132,627		-1,516
182,627		-1,821
232,627		-1,523
282,627		-1,517
332,627		-1,455
332,627	Y=-118,140	-0,970
282,627		-1,072
232,627		-1,138
182,627		-1,404
132,627		-1,624
82,627		-1,059
32,627		0,653
32,627	Y=-168,140	-0,843
82,627		-2,027
132,627		-2,431
182,627		-2,168
232,627		-1,806
282,627		-1,592
332,627		-1,449
332,627	Y=-218,140	-2,415
282,627		-2,503
232,627		-2,567
182,627		-2,797
132,627		-2,940
82,627		-2,813
32,627		-2,352

Deformação total transversal		
X	Y (CS)	Z
X=32,627	-68,140	0,000
	-118,140	0,653
	-168,140	-0,843
	-218,140	-2,352
X=82,627	-68,140	-1,211
	-118,140	-1,059
	-168,140	-2,027
	-218,140	-2,813
X=132,627	-68,140	-1,516
	-118,140	-1,624
	-168,140	-2,431
	-218,140	-2,940
X=182,627	-68,140	-1,821
	-118,140	-1,404
	-168,140	-2,168
	-218,140	-2,797
X=232,627	-68,140	-1,523
	-118,140	-1,138
	-168,140	-1,806
	-218,140	-2,567
X=282,627	-68,140	-1,517
	-118,140	-1,072
	-168,140	-1,592
	-218,140	-2,503
X=332,627	-68,140	-1,455
	-118,140	-0,970
	-168,140	-1,449
	-218,140	-2,415

Quadro 6 – Deformações longitudinais, em eixos paralelos ao cordão de soldadura, registadas no modelo resultantes da soldadura; deformações transversais, em eixos transversais ao cordão de soldadura, registadas no modelo resultantes da soldadura

De referir que, de modo a repetir as mesmas condições iniciais, o modelo ficou constringido na máquina para a sua medição, no ponto estabelecido como o “zero” do sistema de medição, o qual, dado ser o ponto coincidente com a zona final do cordão de soldadura, foi o que apresentou a maior deformação absoluta (distorção angular), conforme se poderá observar nas fotografias seguintes. No entanto, nas medições efectuadas, estas foram sempre analisadas como deformações relativas ao ponto definido como origem, e como tal, estarão afectadas pelo constringimento estabelecido

no ponto zero do sistema, mas, se visualizadas espacialmente, darão contudo, uma imagem real das deformações verificadas.

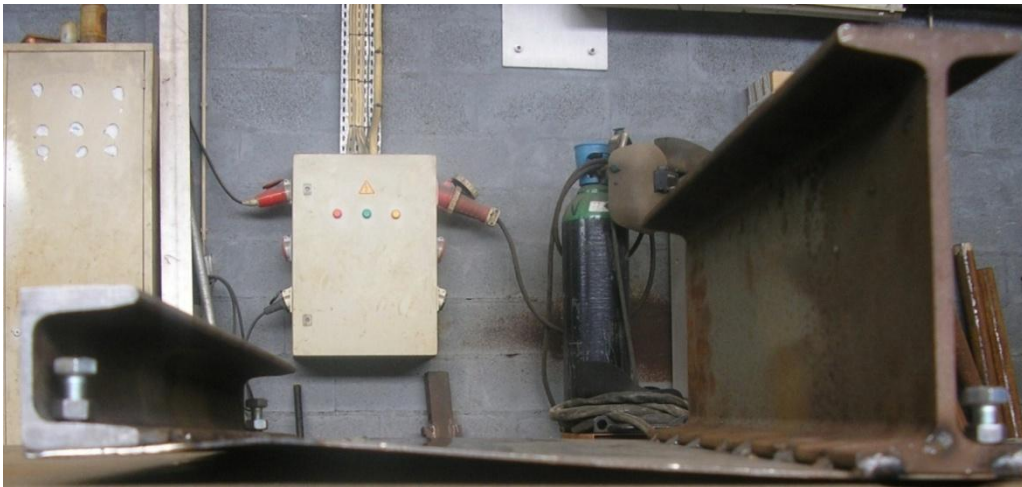


Figura 22 - Vista de topo das deformações no modelo

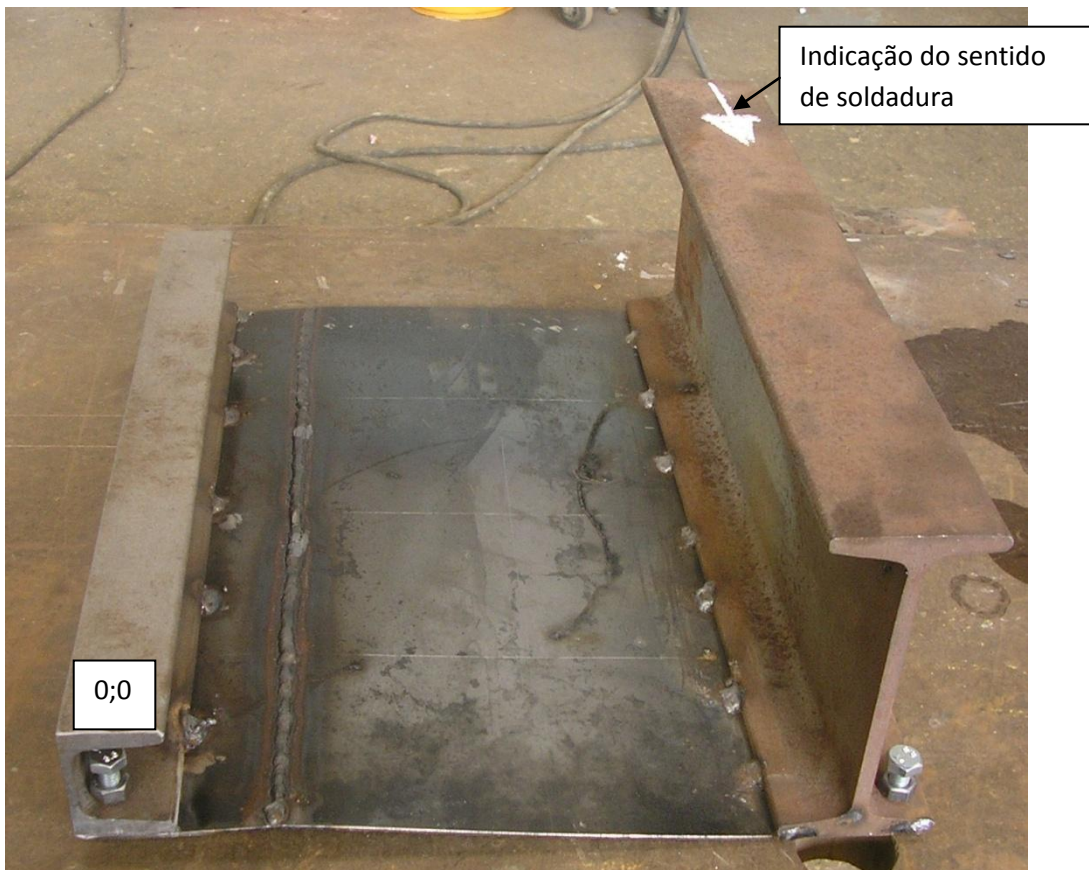


Figura 23 - Vista geral das deformações no modelo

Em seguida apresenta-se as análises gráficas, para as deformações registadas, em perfis transversais ao cordão de soldadura, e longitudinais.

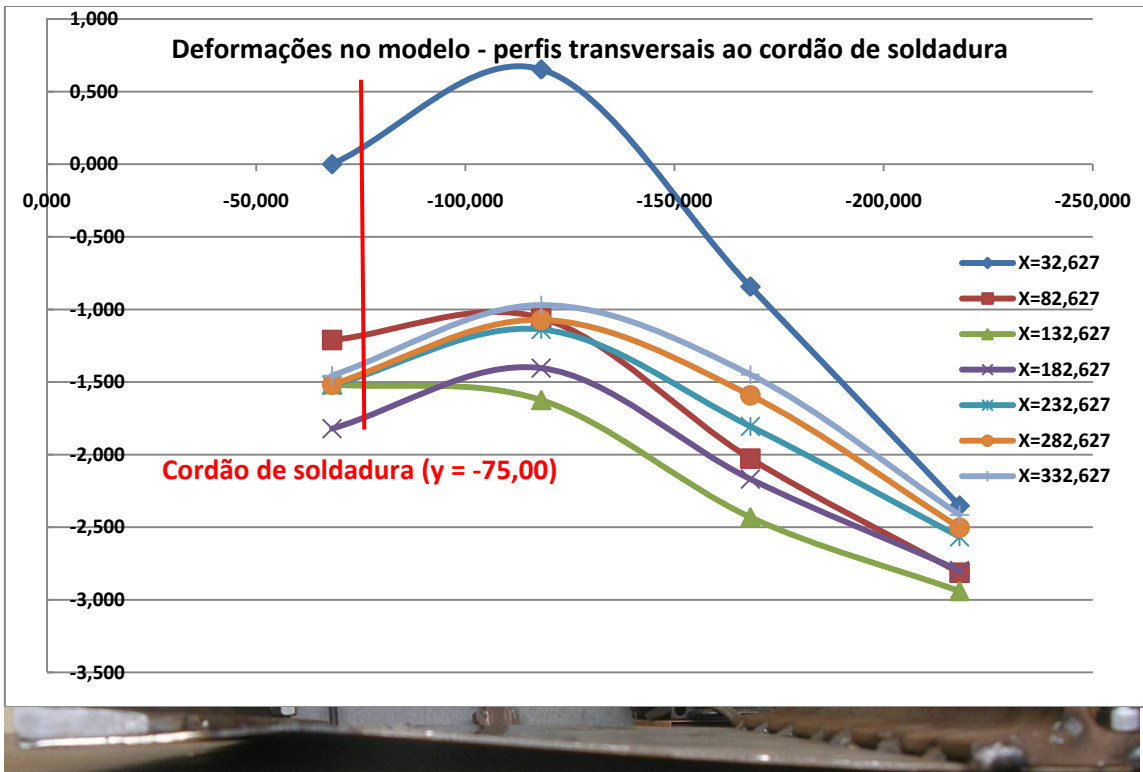


Gráfico 4 - Deformações registadas no modelo em perfis transversais

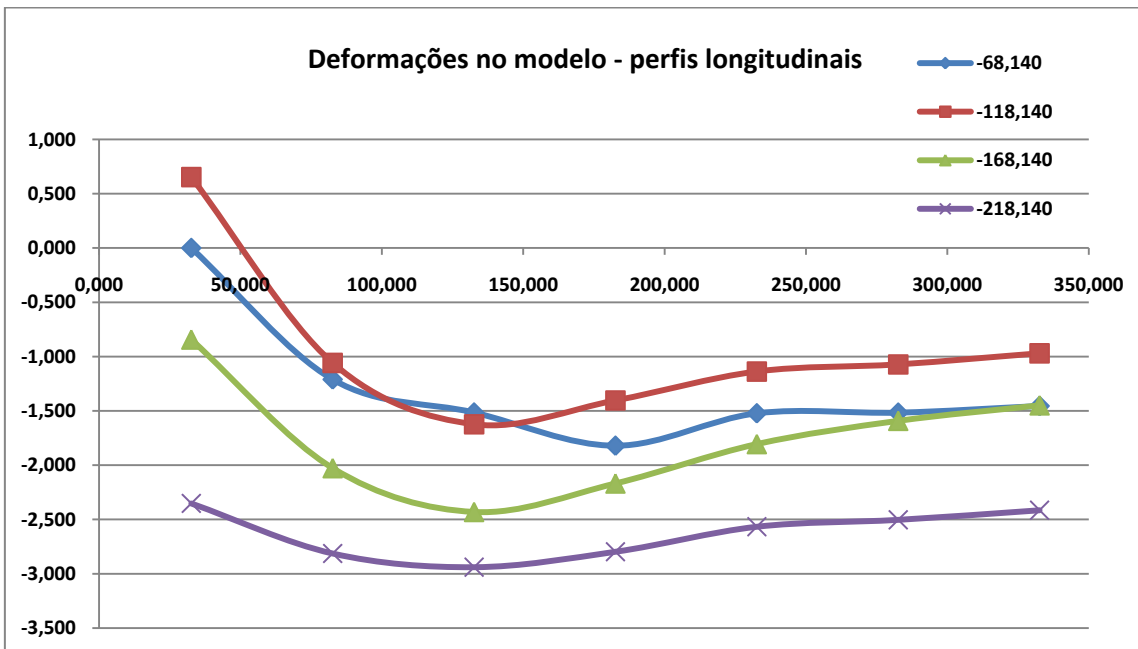


Gráfico 5 - Deformações registadas no modelo em perfis longitudinais

4.3. Instrumentação do modelo á escala

Com base na análise das deformações obtidas após a soldadura do modelo, em que o espectro dos perfis transversais das deformações se encontra entre o perfil $X=32,627$ e o perfil $X=132,627$, foi decidido instrumentar através da colagem de duas linhas de extensómetros de grelha dupla, em $X=132,00$ e em $X=10,00$, uma vez que visualmente se constatou que a chapa estava ainda mais deformada na extremidade oposta ao início do cordão de soldadura, e na sua distribuição transversal, no eixo Y-Y, tentou-se instalar extensómetros no máximo de pontos situados nos nós da grelha anteriormente estabelecida para a medição das deformações, conforme se poderá observar no desenho em anexo, n.º 04.

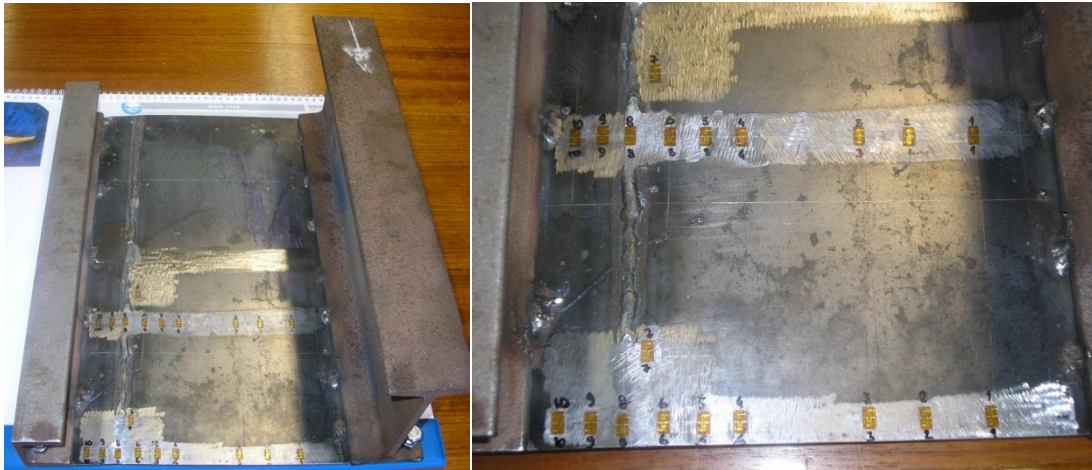


Figura 24 - Instrumentação do modelo

Do mesmo modo como se procedeu anteriormente nos provetes executados em chapa de 8 mm e de 2 mm, foram colados em cada perfil, 10 extensómetros da HBM de dupla grelha, modelo 1-XY11-1,5/120.

Realizou-se uma série de 3 medições iniciais, de modo a minimizar os erros de leitura, e registaram-se os valores das extensões inerentes, presentes. Após esta medição, recortaram-se os pequenos rectângulos de 30x15x2 mm que continham os extensómetros, e voltou-se a efectuar outra série de 3 leituras, obtendo-se assim os valores das extensões plásticas finais.

Conforme já referido anteriormente, pela aplicação desta metodologia das tensões inerentes, foram calculadas as tensões residuais resultantes do cordão de soldadura, e vertidos os resultados para as tabelas apresentadas em seguida.

Extens.	Posição (Y-Y)	Posição (CS)	ε inicial		ε final		ε residual		σ _y (X=10) Mpa	σ _x (X=10) Mpa	σ _{eq.} (X=10) Von-Mises MPa
			ε _y	ε _x	ε _y	ε _x	ε _y	ε _x			
10	-55	-20	-390	337	823	660	-1213	-323	-302,4	-158,6	262,0
9	-65	-10	180	-102	1053	578	-873	-680	-248,6	-217,4	234,6
8	-75	0	872	560	1330	1237	-458	-677	-152,6	-187,9	173,0
7	-85	10	597	-117	600	-683	-3	567	38,5	130,5	116,2
6	-90	15	1091	-218	1007	50	84	-268	0,8	-56,1	56,5
5	-105	30	728	46	1143	587	-415	-541	-133,2	-153,6	144,5
4	-120	45	820	735	1370	1267	-550	-532	-163,7	-160,8	162,3
3	-170	95	982	252	1593	950	-612	-698	-189,5	-203,5	196,9
2	-195	120	503	292	367	780	137	-488	-2,3	-103,2	102,1
1	-220	145	858	420	1573	1197	-715	-777	-218,8	-228,7	223,9

Quadro 7 - Tensões residuais no perfil X= 10

Extens.	Posição (Y-Y)	Posição (CS)	ε inicial		ε final		ε residual		σ _y (X=132) Mpa	σ _x (X=132) Mpa	σ _{eq.} (X=132) Von-Mises MPa
			ε _y	ε _x	ε _y	ε _x	ε _y	ε _x			
10	-55	-20	245	1537	503	1587	-258	-50	-63,1	-29,4	54,7
9	-65	-10	900	167	1392	38	-492	128	-104,6	-4,4	102,4
8	-75	0	787	-11	1158	40	-372	-51	-89,3	-37,4	77,7
7	-85	10	887	310	1513	135	-627	175	-132,5	-3,0	131,0
6	-90	15	902	1037	1180	963	-278	73	-59,2	-2,3	58,0
5	-105	30	450	410	573	883	-123	-473	-61,2	-117,8	102,0
4	-120	45	1018	348	1267	1183	-248	-835	-115,1	-209,9	182,0
3	-170	95	900	458	1302	1203	-402	-745	-144,3	-199,7	178,6
2	-195	120	823	687	1190	1063	-367	-377	-110,7	-112,3	111,5
1	-220	145	353	38	1060	775	-707	-738	-214,1	-219,2	216,7

Quadro 8 - Tensões residuais no perfil X= 132

Dos quadros acima apresentados, resultam as seguintes análise gráficas das tensões longitudinais, eixo X-X paralelo ao cordão de soldadura, tensões transversais ao cordão de soldadura, eixo Y-Y, e às tensões equivalentes de Von-Mises.

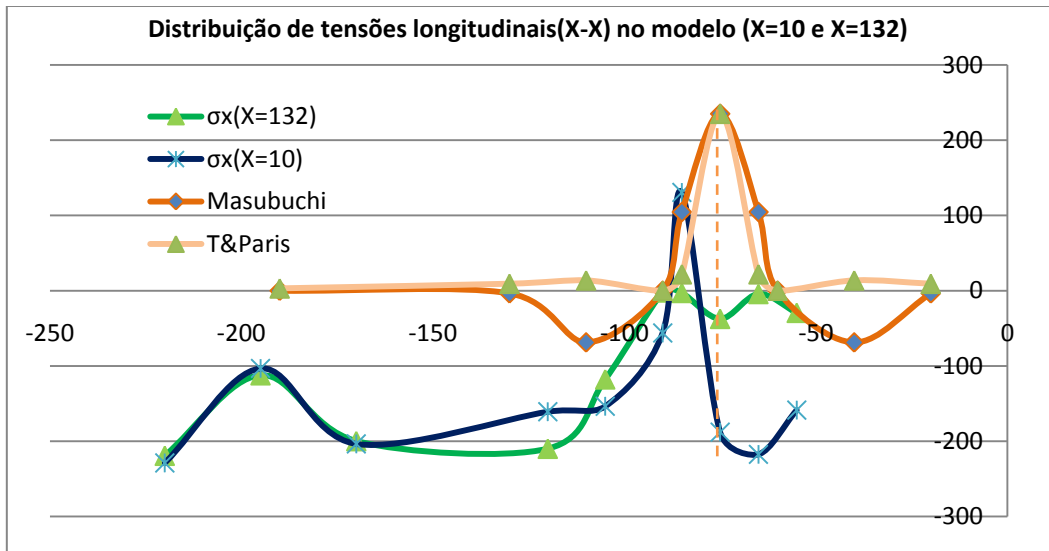


Gráfico 6 - Distribuição das tensões longitudinais no modelo (eixo X-X)

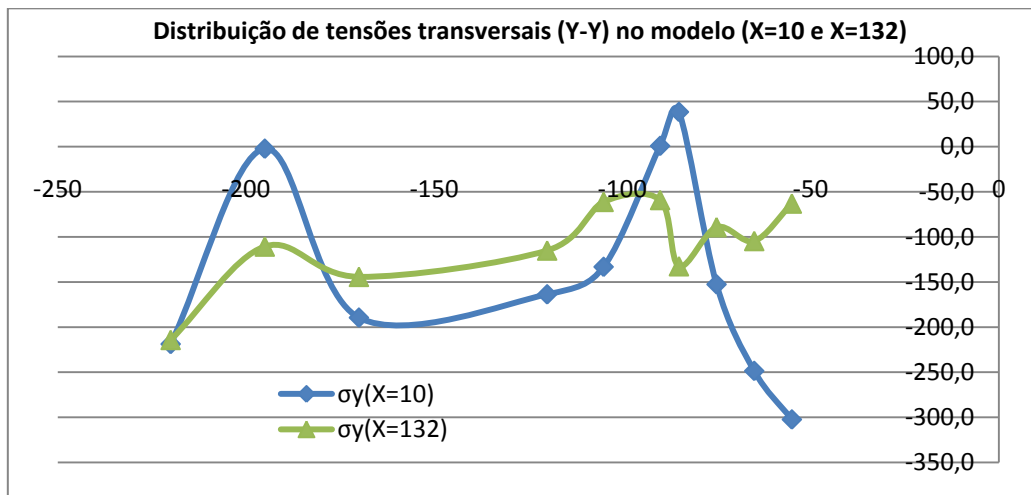


Gráfico 7 - Distribuição das tensões transversais no modelo (eixo Y-Y)

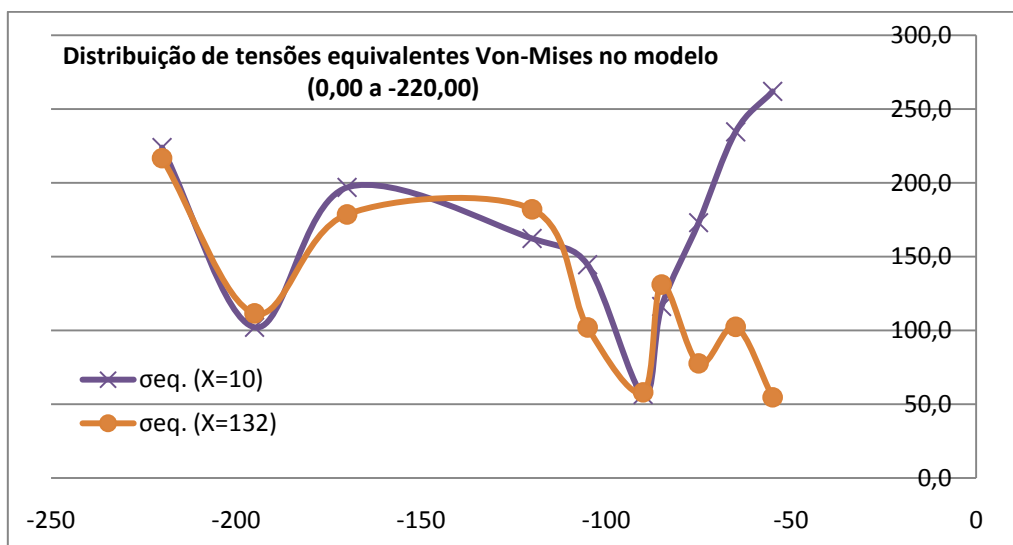


Gráfico 8 - Distribuição das tensões equivalentes de Von-Mises no modelo

Analisando os resultados anteriores, podemos resumir as principais constatações:

- a) No capítulo das deformações da estrutura, estas só se verificaram na chapa e nunca nos perfilados enrijecedores, UPN50 e IPN 140, e registaram-se deformações ao nível da distorção angular da chapa, e na planeza da estrutura;
- b) Estas deformações, apresentaram valores maiores na extremidade coincidente com o final do cordão de soldadura, entre $X=10$ e $X=32,627$, e no plano transversal, entre o cordão de soldadura, $Y=75,00$, e $Y=118,140$;
- c) Menores deformações da chapa, registadas sempre junto ao perfilado IPN 140, o que confirma a preponderância do constrangimento no evitar de deformações;
- d) A deformação máxima relativa na chapa foi de cerca de 3,5 mm;
- e) Registou-se um comportamento ondulatório nos perfis da deformação, ao longo da chapa, mais visíveis entre o cordão e o perfilado IPN 140;
- f) No capítulo das tensões residuais, a tensão de tracção máxima, tanto em σ_x como em σ_y , registou-se logo a seguir ao cordão de soldadura ($Y=-85$), no perfil junto à extremidade final do cordão ($X=10$);
- g) Tensões de compressão máximas nos perfis interiores da estrutura, isto é, entre o cordão ($Y=-75$), e o perfilado IPN 140 ($Y=-220$);
- h) A tensão equivalente de Von-Mises, máxima, superior ao limite elástico teórico do material (235 MPa), registada no perfil junto a extremidade da estrutura e o cordão, $X=10$ e $Y=-55 / -65$, na ordem dos 260 e 235 MPa, o que causou deformações nesta zona do modelo;
- i) Após a constatação anterior, e analisado o certificado de material da chapa, apresentado em anexo, verifica-se que o limite elástico do material desta chapa é de 299,31 MPa.
- j) Tensões residuais máximas, perto do limite elástico do material, junto ao perfilado IPN 140, o que confirma a relação com o apresentado em cima, na alínea c).
- k) Valores mínimos das tensões registados a 15 mm após o cordão, em $Y=-90$, tanto em $X=10$ como em $X=132$;
- l) Comportamento ondulatório no perfil da distribuição das tensões, visível através dos extensómetros colocados em $Y=-220 / -195 / -170$;
- m) A distribuição gráfica das tensões longitudinais, que mais se “encaixa” nas distribuições teóricas de Masubuchi e de Tada & Paris, é a do perfil $X=10$.

Como conclusão final dos resultados obtidos e acima descritos, pode-se dizer que na zona final do cordão de soldadura, entre $0 \leq X \leq 32$, e na ZTA deste ($Y=75$), que se registaram as maiores deformações, permanentes, isto é plásticas.

Confirma-se também que as tensões residuais são perfeitamente elásticas, em que as tensões equivalentes máximas obtidas, entre $0 \leq X \leq 32$, e perto da ZTA ($Y=-55$), estão próximas do limite elástico deste material.

Poderá também dizer-se que, as deformações se registam nesta zona devido ao acumular de tensão térmica, decorrente do ciclo térmico originado pela execução do cordão nesta direcção, e também por estar numa extremidade, poderá contribuir para aumentar o escoamento do calor, também por convecção e radiação, provocando taxas de arrefecimento maiores.

Na outra extremidade, $X=332,67$, embora também se registem deformações, são contudo bastante inferiores, dado que como é o início da soldadura, é também o início dos ciclos térmicos, não existindo assim uma energia calorífica acumulada tão grande como no final do cordão.

Relativamente ao constrangimento infringido pelos perfilados UPN 50 e IPN 140, ressalta o papel do IPN 140, em que claramente, não permite a deformação da chapa neste sentido e provoca elevadas tensões elásticas compressivas na zona limítrofe.

No resto das deformações observadas na chapa, confirma-se também que estas são de origem elástica, com a presença de tensões residuais elevadas, mas inferiores ao limite elástico do material.

De realçar ainda que, o constrangimento provocado pelo perfil IPN 140, só por si, provoca tensões residuais na chapa, que adicionadas às tensões residuais do cordão de soldadura dão origem às deformações permanentes, registadas nos perfis iniciais, $0 \leq X \leq 32$.

Esta questão confirmou-se a posteriori, após a remoção dos quadrados de chapa onde estavam localizados os extensómetros, pois registou-se uma diminuição visível da deformação. Isto porque, ao cortarem-se os pequenos quadrados, aliviou-se as tensões residuais elásticas, diminuindo assim as tensões que estavam a contribuir para a deformação registada.

No entanto, permaneceram ainda tensões residuais que provocavam deformações. Para as anular completamente procedeu-se então à martelagem do cordão, o que mesmo assim não corrigiu as deformações existentes completamente. Só após a libertação do constrangimento imposto pelo IPN 140 é que se conseguiu anular totalmente a deformação na chapa.

Nas fotos seguintes ilustra-se a evolução do modelo na correcção das deformações existentes.



Figura 25 – Deformações existentes após o corte dos quadrados de chapa



Figura 26 – Estado final da chapa após alívio do constrangimento – vista 1



Figura 27 – Estado final da chapa após alívio do constrangimento – vista 2

5. Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

Como conclusão deste trabalho, e na sequência dos objectivos inicialmente traçados, pode-se dizer que estes foram genericamente alcançados, isto é:

- Foi feita uma análise das tensões residuais resultantes da soldadura, numa junta topo-a-topo, simples, sujeita a constrangimento, e analisou-se igualmente as deformações resultantes, o que permitiu verificar experimentalmente a sua relação com as tensões que lhes deram origem;
- No que respeita à possibilidade de se poderem extrapolar os resultados obtidos no modelo à escala, para um protótipo real de maiores dimensões, o que não sendo uma tarefa fácil conforme se pode verificar na exposição anteriormente feita, ficaram boas indicações de alguma similaridade de resultados e acima de tudo, de comportamento estrutural, o que permite obter importantes indícios e estudar técnicas alternativas de execução no protótipo real, as quais permitirão minimizar os efeitos negativos das tensões residuais da soldadura;
- Ainda no capítulo de conclusões retiradas deste trabalho, e como aplicação prática dos resultados obtidos, pode-se dizer que de modo a minimizar as deformações resultantes da soldadura, na execução das nossas comportas à escala real, os cordões deverão ser executados do centro da chapa para as extremidades, e deverá ser reforçado o constrangimento na ligação da chapa ao perfilado UPN 200. A soldadura topo-a-topo da chapa com 8 mm de espessura deverá ser feita com chanfro em “X”, de modo a melhor equilibrar as tensões no cordão, bem como deverá ser promovido o alívio de tensões nos cordões de soldadura. Neste capítulo, e dadas as grandes dimensões do conjunto, na impossibilidade de se efectuar um tratamento térmico de alívio de tensões, poderá ser utilizada outra metodologia, tal como o “hamer-peening”.

Como complemento às conclusões apresentadas e como sugestões para trabalhos futuros, temos:

- Dado o método aplicado para a determinação das tensões residuais, através das tensões inerentes, ser passível de alguns erros, conforme anteriormente referido, e basear-se no pressuposto da existência de um estado biaxial de tensões, o que na realidade dificilmente acontecerá, especialmente em espessuras maiores, deverá assim ser complementado com outra metodologia para aferição dos resultados, tal como o “hole-drilling”, que permitirá igualmente analisar as tensões ao longo da espessura do material.
- No sentido de melhorar a fiabilidade da aplicação de modelos à escala para estudo de comportamento estrutural de estruturas soldadas de maiores dimensões, deverá ser utilizada uma metodologia de previsão dos ciclos térmicos da soldadura mais rigorosa, estudando minuciosamente o ciclo térmico da soldadura nas várias espessuras envolvidas, através da instrumentação e registo das temperaturas de pico do ciclo e taxas de arrefecimento, através da instalação de termopares nos provetes de estudo. Neste sentido, deverá também caracterizar-se a influência na alteração metalúrgica promovida pelos ciclos

térmicos nos diversos provetes, das diversas espessuras utilizadas, de modo a poder-se compatibilizar os parâmetros de soldadura com maior rigor, e assim obter uma maior equivalência nos escoamentos de calor;

- Como complemento à análise dimensional executada, para verificação das deformações resultantes da soldadura, poderá também ser feita uma verificação analítica pelo método dos elementos finitos (MEF), de modo a relacionar as deformações com as tensões resultantes da soldadura;
- Aproveitando os perfis de deformação obtidos, poderá também ser realizado um estudo complementar, utilizando diversos tipos de materiais, espessuras, tipos de juntas de soldadura e parâmetros, de modo a estabelecer expressões analíticas que relacionem as deformações com os elementos em causa.

Bibliografia

- [1] Z. Barsoum, *Residual stress analysis and fatigue assessment of welded structures*, Doctoral Thesis, Scholl of Engineering Sciences, KTH, Estocolmo, Suécia, 2008.
- [2] G. Silva, *Análise dimensional – Teoria de semelhança e modelos reduzidos*, DEC/FCT-UNL.
- [3] Luciano Faria, folhas de *Órgãos de Máquinas*, AEIST.
- [4] K. Poorhaydari, B. M. Patchett, D. G. Ivey, *Estimation of Cooling Rate in the Welding of Plates with Intermediate Thickness*, AWS Journal, 2005.
- [5] E. M. Dias Lopes, R. M. Miranda, *Metalurgia da Soldadura*, Edições Técnicas do Instituto de Soldadura e Qualidade.
- [6] A. L. Salgado Prata, *Fundamentos Metalúrgicos da Soldadura*, EDINOVA, 1998.
- [7] S. S. Glickstein, E. Friedman, *Characterization and modeling of the heat source*, ASM Handbook, volume 6, 1993.
- [8] Rosenthal D., *The theory of moving sources of heat and its application to metal treatment*, ASME, 1946.
- [9] Naka, T. and Masubuchi, K., *Temperature Distribution of Welded Plates*, J. Japan Welding, LQ, VoII6., Nos. 7 and 12, 1947.
- [10] E.F. Nippes, W.F. Savage, G. Grotke, S.M Robelotto, *Studies of upset variables in the flash welding of steels*, Welding Journal, 1957.
- [11] SUZUKI R. N., TREVISAN R. E., TREVISAN O. V., *Analytical solutions for heat flow in multiple pass welding*, Science and technology of welding and joining, ISSN 1362-1718, vol. 5, no2.
- [12] ADAMS C. M., *Cooling rates and peak temperatures in fusion weld*, Weld. Journal, Vol. 37, 1958.
- [13] N. Christensen, V. de L. Davies, K. Gjermundsen, *Distribution of temperatures in arc welding*, British Welding Journal, 2, 1965.
- [14] Isiklar, Yasar V., *A numerical study of heat transfer behavior in welding*, Master`s Thesis, Naval Postgraduate School, Monterey CA, 1998.
- [15] Murray P. E., *Selecting parameters for GMAW using dimensional analysis*, AWS Journal, 2002.
- [16] K. Poorhaydari, B. M. Patchett, D. G. Ivey, *Estimation of Cooling Rate in the Welding of Plates with Intermediate Thickness*, AWS Journal, 2005.

- [17] Martin Birk-Sorensen, *Simulation of welding distortions in ship section*, Industrial PhD Thesis, Technical University of Denmark, 1999.
- [18] K. Poorhaydari, B. M. Patchett, D. G. Ivey, *Estimation of Cooling Rate in the Welding of Plates with Intermediate Thickness*, AWS Journal, 2005.
- [19] Modenesi P., *Efeitos mecânicos do ciclo térmico*, DEMM – Universidade Federal de Minas Gerais, 2008.
- [20] Masubuchi K., *Analysis of welded structures*, Pergamon Press, 1980.
- [21] Tada, H and Paris, P. C., *The stress intensity factor for a crack perpendicular to the welding bead*, International Journal of fracture, 1983.
- [22] Modenesi P., *Efeitos mecânicos do ciclo térmico*, DEMM – Universidade Federal de Minas Gerais, 2008.
- [23] ASTM E837-08, *Standard test method for determining residual stresses by the hole-drilling strain- gage method*, 2008.
- [24] Michael R. Hill, Drew V. Nelson, *Determining residual stress through the thickness of a welded plate*, MED - Stanford University, 1996.
- [25] Martin Birk-Sorensen, *Simulation of welding distortions in ship section*, Industrial PhD Thesis, Technical University of Denmark, 1999.
- [26;27;28;29] Modenesi P., *Efeitos mecânicos do ciclo térmico*, DEMM – Universidade Federal de Minas Gerais, 2008.
- [30] Z. Barsoum, *Residual stress analysis and fatigue assessment of welded structures*, Doctoral Thesis, Scholl of Engineering Sciences, KTH, Estocolmo, Suécia, 2008.
- [31] Maddox S. J., *The effects of mean stress on fatigue crack propagation. A literature review*, International Journal of Fracture, 1975.
- [32] Lawrence F. V. *et al*, *Predicting the fatigue resistance of welds*, report of the Fracture Control Program, College of Engineering, University of Illinois, 1980.
- [33] Moura Branco C.; Augusto Fernandes A.; Tavares de Castro P., *Fadiga de estruturas metálicas*, Fundação Calouste Gulbenkian, 2ª edição, 1999.
- [34] Lawrence F. V. *et al*, *Estimating the fatigue crack initiation life of welds*, ASTM STP 648, 1978.
- [35] Ohta A. *et al*, *effect of residual stresses on threshold level for fatigue crack propagations in welded joints of SM 50B steel*, IIW Doc. XIII-986-81,1981.
- [36] El Soudani, S. M. *et al*, *Anisotropy of fatigue crack propagation in aluminium alloy butt welded joints*, Welding Journal, 1975.

- [37] Gurney T. R., *Fatigue of welded structures*, Cambridge University Press, 2ª edição, 1979
- [38] Maddox S. J., *The effects of mean stress on fatigue crack propagation. A literature review*, International Journal of Fracture, 1975.
- [39] *Distorsión de las estructuras soldadas*, Lincoln Electric Company, Cleveland, Ohio, USA.
- [40] Martin Birk-Sorensen, *Simulation of welding distortions in ship section*, Industrial PhD Thesis, Technical University of Denmark, 1999.
- [41] A. Portela e A. Silva, *Mecânica dos Materiais*, Editora Plátano, 1996.
- [42] *Critérios de Resistência*, folhas de Órgãos de Máquinas, DEM – ISEP, 2003.

Anexos

Anexo I – Desenho N.º 01 – Secção da Comporta a modelar

Anexo II – Desenho N.º 02 – Provetes em chapa de 8 e 2 mm

Anexo III – Desenho N.º 03 – Modelo à escala 1:4

Anexo IV – Desenho N.º 04 – Medição das deformações no modelo à escala

Anexo V – Plano de Inspeção e Ensaio

Anexo VI- Especificação de Soldadura 01

Anexo VII – Especificação de Soldadura 02

Anexo VIII – Certificado de material S235JR