

**Produção de Vigas de Secção Soldada de Alma Cheia
Geometria de Fabrico, Imperfeições Geométricas e
Tensões Residuais**

Sebastião Osório de Aragão Gomes Ferreira

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em
Engenharia Civil

Orientador: Professor Doutor José Joaquim da Costa Branco Oliveira Pedro

Júri

Presidente: Professor Doutor Mário Manuel Paisana dos Santos Lopes

Orientador: Professor Doutor José Joaquim da Costa Branco de Oliveira Pedro

Vogais: Professor Doutor Luís Manuel Calado de Oliveira Martins

Outubro 2022

DECLARAÇÃO

Declaro que o presente documento é um trabalho original da minha autoria e que cumpre todos os requisitos do Código de Conduta e Boas Práticas da Universidade de Lisboa.

AGRADECIMENTOS

Toda a investigação feita por alunos do ensino superior, especialmente do Instituto Superior Técnico, tem grande valor se for partilhada, revista e criticada, não apenas após a sua entrega, mas principalmente, durante a sua realização. Assim é essencial registar o apoio e a contribuição de algumas pessoas, às quais gostaria de expressar o meu profundo agradecimento.

Gostaria de começar por agradecer o apoio incondicional e constante do orientador deste trabalho, o Professor José Oliveira Pedro, salientado a sua prontidão e constante disponibilidade para acompanhar o seu desenvolvimento. Alargo este agradecimento ao Engenheiro Sérgio Nascimento, que sempre me apoiou no desenvolvimento dos temas inseridos na presente investigação.

Agradecer a Deus, aos meus pais, irmãos, sobrinhos e restante família por todo o apoio, motivação e amor sobre os quais fui sustentado de forma a chegar ao ponto em que estou hoje e que terão influência direta no caminho que vou seguir daqui para a frente.

Agradecer também aos amigos que me acompanharam de forma próxima e dedicada e que tornaram estes anos de aprendizagem simples e felizes.

Queria também deixar expresso o meu agradecimento de forma geral a todos os Professores do Instituto Superior Técnico, e em particular aos Professores da área de especialização de Estruturas, por todos os conhecimentos transmitidos de forma abnegada e empenhada.

Por fim, agradeço à MomSteel S.A. pelo fabrico das peças, pelo interesse em colaborar no estudo de novos temas com aplicação prática à produção, e especialmente pelo excelente apoio dado pelos Engenheiros André Serrano e Isabel Brás durante a realização do trabalho.

RESUMO

A competitividade das estruturas de aço depende da utilização eficiente do material. A forma de o conseguir passa por reduzir as espessuras das chapas utilizadas nas vigas de seção soldada de alma cheia, nomeadamente das almas que, sendo reforçadas, podem atingir esbeltezas muito elevadas. Contudo, estas opções de projeto têm de ser avaliadas em conjunto com as condicionantes de fabrico, quer em termos de cumprimento das tolerâncias geométricas normativas como em termos das tensões residuais introduzidas durante o processo de fabrico.

No entanto, os efeitos dos processos térmicos associados ao fabrico destas vigas, e que dão origem à introdução de tensões residuais e a ocorrência de imperfeições geométricas nas peças, têm tido uma importância secundária. Na verdade, mesmo que estes efeitos sejam tidos em consideração de forma indireta nas verificações de segurança eles podem condicionar a aceitação ou não das peças em obra, o que pode conduzir a custos adicionais de reparação ou mesmo de substituição das vigas esbeltas que não cumprem as tolerâncias de fabrico.

Este trabalho estuda as etapas do fabrico das vigas de seção soldada de alma cheia, registando experimentalmente as imperfeições geométricas e tensões residuais resultantes do corte e da execução da soldadura banzo-alma de duas vigas, e procurando reproduzir numericamente os mesmos efeitos.

Os resultados numéricos das operações de corte e soldadura são semelhantes ao registados experimentalmente. Procurou-se alargar o estudo à conjugação dos efeitos do corte e da soldadura banzo-alma, de forma a compreender o efeito de cada etapa do fabrico pode ter no resultado do fabrico de vigas de seção soldada.

Palavras-Chave:

Viga de seção soldada; Tensões residuais; Imperfeições geométricas; Processos térmicos; Modelo de elementos finitos; Esbelteza de uma placa.

ABSTRACT

The competitiveness of steel structures depends on effective material use. Reduce the thickness of the plates used in plate girders, especially those of the stiffened webs, result in plates with extremely high slendernesses. However, these design options must be evaluated in conjunction with the manufacturing conditions, both in terms of adhering to geometric tolerances and residual stresses introduced during the production process.

However, the effects of the thermal processes used to produce plate girders, which result in the introduction of residual stresses and the occurrence of geometric imperfections in the beam cross-sections, have usually a secondary significance. In reality, even if these effects are taken into indirect consideration during safety verifications, they may still influence whether or not the plate girders are accepted to be used, which may result in additional repair costs or even the replacement of defective beams.

This study examines the stages of the production of slender steel plate girders, collecting experimentally the geometric imperfections and residual stresses resulting from the cutting and welding processes of two beams, and numerically reproducing the same production operations.

The results match in terms of residual stresses and geometrical imperfections for the separate effects of thermal cut and welding processes. The study attempt to combine with the effects of plate cutting and web-to-flange welding in order to understand the impact of each stage of production on the final plate girder outcome.

Keywords:

Residual stresses; Geometric imperfections; Thermal cut; Welding process; Finite elements model; Plate slenderness.

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Considerações Gerais	1
1.2	Objetivos da Dissertação.....	1
1.3	Estrutura da dissertação.....	2
2	ESTADO DA ARTE	3
2.1	Considerações Gerais	3
2.2	Pré-Dimensionamento da Secção Transversal.....	4
2.2.1	Funcionamento Estrutural	4
2.2.2	Pré-Dimensionamento da Alma.....	5
2.2.3	Pré-Dimensionamento dos Banzos	6
2.2.4	Pré-Dimensionamento da Soldadura	6
2.2.5	Outras Considerações de Pré-Dimensionamento	7
2.3	Modos de Rotura	9
2.4	Tensões Residuais e Imperfeições Geométricas.....	10
2.4.1	Considerações Gerais	10
2.4.2	Tensões Residuais devidas aos Processos de Soldadura	11
2.4.3	Processos de Soldadura	13
2.4.4	Imperfeições Geométricas devidas aos Processos de Corte ou Soldadura	14
2.4.5	Modelação Térmica e Mecânica.....	16
3	PRODUÇÃO E GEOMETRIA DE FABRICO	19
3.1	Geometria das Vigas Executadas	19
3.1.1	Características Geométricas	19
3.1.2	Material Utilizado	20
3.1.3	Classificação da Secção transversal.....	20
3.2	Resumo dos Procedimentos de Fabrico	21
3.3	Resumo das Variáveis de Fabrico	24
3.4	Etapas do Fabrico	25
3.4.1	Corte das Chapas.....	25
3.4.1.1	Alma.....	25
3.4.1.2	Banzos.....	28
3.4.1.3	Reforços	28
3.4.2	Execução das Soldaduras Banzo-Alma	28
3.4.2.1	Amarração da viga.....	28
3.4.2.2	Execução das Soldaduras.....	30
	Perfil de Temperaturas durante o processo de Soldadura	30
	Deformações da chapa da alma devido ao processo de soldadura	32

3.4.3	Execução do Corte da Viga.....	34
	Perfil de Tensões Residuais	35
	Gráficos de deformação da alma	38
3.4.4	Execução das Soldaduras dos Reforços	39
3.5	Discussão dos Resultados	42
3.5.1	Corte da Chapa da Alma	42
3.5.2	Soldadura Banzos-Alma	43
3.5.3	Corte da Viga.....	43
3.5.4	Análise das imperfeições em função da norma NP EN 1990-2 [5]	44
3.4.5	Soldadura dos Reforços da Viga.....	45
4	SIMULAÇÃO DA EXECUÇÃO SOLDADURA BANZO–ALMA.....	47
4.1	Considerações Gerais	47
4.2	Calibração do Modelo.....	48
4.3	Resumo dos Procedimentos	48
4.3.1	Fase da conceção geométrica e da definição dos parâmetros mecânicos	48
4.3.2	Geometria final e definição da malha do modelo	51
4.3.3	Fase de processamento dos dados	52
4.3.4	Fase do pós-processamento dos resultados	54
4.4	Apresentação dos Resultados.....	54
4.4.1	Resultados da análise térmica	54
4.4.2	Resultados da análise mecânica	56
4.5	Evolução das Tensões:	59
4.5.1	Evolução das tensões no SG-W1a.....	60
4.5.1	Evolução das tensões no SG-F6a e SG-F6b.....	65
4.6	Discussão dos Resultados	66
5	SIMULAÇÃO DA EXECUÇÃO DO CORTE DAS CHAPAS	69
5.1	Considerações Gerais	69
5.2	Calibração do Modelo.....	69
5.3	Resumo dos Procedimentos	69
5.3.1	Fase da conceção geométrica e da definição dos parâmetros mecânicos	70
5.3.2	Fase da conceção do processamento das interações	71
5.3.1	Fase do pós-processamento	72
5.4	Apresentação dos Resultados.....	73
5.4.1	Resultados da análise térmica	73
5.4.1	Resultados da análise mecânica	74
5.5	Discussão dos Resultados	76
6	CONCLUSÕES	77
6.1	Síntese das Principais Conclusões	77
6.2	Desenvolvimentos Futuros	78

BIBLIOGRAFIA.....	79
ANEXOS.....	81
ANEXO A – Valores parciais entre a comparação dos valores de Pilipenko e do EC3.....	81
ANEXO B – Leituras registadas nos termopares das vigas do grupo A (Secção B-B).....	82
ANEXO C – Resultados parciais do modelo de soldadura.....	83
ANEXO D – Resultados parciais do modelo de corte.....	85
ANEXO E – História de tensões para o SG-F6a e SG-F6b.....	86

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1 - Exemplo cobertura do estádio do dragão [1E].....	3
Figura 2 - Funcionamento estrutural simplificado das vigas de secção soldada de alma-cheia [2B].....	4
Figura 3 – Parâmetros geométricos da Alma	5
Figura 4 - Parâmetros geométricos dos banzos	6
Figura 5 - Parâmetros geométricos da soldadura	6
Figura 6 – Tipos de reforços de extremidade, à esquerda do tipo rígido à direita não-rígido [9]	7
Figura 7 - Tipos de reforços [2B]	8
Figura 8 - Formação de tensões residuais numa chapa soldada [3B].....	11
Figura 9 - Desenho esquemático da base para a formação de tensões residuais	11
Figura 10 - Ensaio laboratorial feito no âmbito do estudo de tensões residuais [14].....	13
Figura 11 - Processo de soldadura com arco submerso [3B]	14
Figura 12 - Geometria das vigas de alma cheia G7 e G8	19
Figura 13 - Corte da viga original em duas vigas de igual comprimento	20
Figura 14 – Esquema representativo do corte da chapa	21
Figura 15 – Esquema representativo da soldadura banzos-alma.....	21
Figura 16 – Esquema representativo do corte da viga base.....	22
Figura 17 - Definição dos eixos globais da chapa na etapa do corte ($t_w = 4 \text{ mm}$)	25
Figura 18 - Fotografias corte das chapas pelo processo Oxicorte (Grupo A)	26
Figura 19 - Fotografias corte das chapas pelo processo Plasma (Grupo B)	26
Figura 20 - Comparação das imperfeições da alma entre o processo térmico de corte da placa da alma por Plasma (à esquerda) e por Oxicorte (à direita)	27
Figura 21 - Representação 3D da deformada da chapa em cada uma das fases de corte	28
Figura 22 - Fotografias da armação G07+G08: (1) Transporte, (2) Preparação, (3) Durante a armação e (4) após a armação	29
Figura 23 – Gráfico de isolinhas do processo de amarração da viga	30
Figura 24 - Definição dos eixos globais da chapa durante o processo de soldadura.....	30
Figura 25 - Localização dos termopares nas vigas do grupo A: (1) visão em corte, (2) visão em planta (Dimensões em milímetros).....	31
Figura 26 - Fotografias do processo de soldadura G01+G02, à esquerda a instrumentação utilizada e à direita durante o processo	31
Figura 27 - Fotografias do processo de soldadura G07 + G08, à esquerda uma Vista Global e à direita um pormenor do processo.....	32
Figura 28 – Imperfeições da chapa da alma (a) Após a soldadura, (b) Após a soldadura e a retirada dos travamentos, (c) Variação dos valores antes da soldadura e após a retirada dos travamentos (d) Variação entre os valores antes e após a retirada dos travamentos	33
Figura 29- Representação tridimensional da deformação da viga em cada uma das fases do processo de soldadura	33

Figura 30 - Instrumentação: (a) Extensómetros colocados no banzo, (b) Extensómetros colocados na alma, (c) Vista geral, (d) corte final da viga e marcação das posições dos extensómetros	34
Figura 31 - Posição e nomes de código de cada um dos extensómetros	35
Figura 32 - Leitura registada nos extensómetros SG-W1 da alma	36
Figura 33 - Leitura registada nos extensómetros SG-F6 do banzo	36
Figura 34 - Extensões residuais resultantes do processo de fabrico das vigas	37
Figura 35 - Tensões residuais elásticas resultantes do fabrico das vigas	37
Figura 36 – Gráficos de isolinhas que representam os fenómenos de empenamento nas vigas G07 e G08 introduzidos pelo corte a frio (mm)	38
Figura 37 - Representação a três dimensões das imperfeições geométricas devidas ao corte: à esquerda a Viga G07, à direita a viga G08	38
Figura 38 - Disposição dos termopares na alma do perfil para monitorização das temperaturas durante a execução da soldadura	39
Figura 39 - Fotografias do processo: (1) instrumentação, (2) estação de trabalho e posicionamento das vigas, (3) durante a soldadura e (4) aspeto final.....	39
Figura 40 - Perfil de temperaturas total executado pelo Soldador 1 para a viga G07: (1) Obtido na Secção A-A, (2) Obtido na secção B-B	41
Figura 41 – Perfil de temperaturas total executado pelo Soldador 1 para a viga G08: (1) Obtido na secção A-A, (2) Obtido na secção B-B.....	41
Figura 42 - Deformações nos painéis da alma após a soldadura dos reforços (G07).....	42
Figura 43 - Deformações nos painéis da alma após a soldadura dos reforços (G08).....	42
Figura 44 - Comparação entre os resultados obtidos na viga G03+G04 do grupo A e a viga da referência [14].....	43
Figura 45 - Imperfeições máximas associadas a cada fase de fabrico	44
Figura 46 - Visão geométrica da viga criada no software Abaqus	49
Figura 47 – Comparação dos valores de degradação térmica dos parâmetros do aço com a temperatura dados pelo EC3 e por Pilipenko [19].....	51
Figura 48 - Malha definida no Abaqus, com espaçamento mínimo de 5 mm na zona da soldadura ...	52
Figura 49 - Cronologia geral do modelo de soldadura e respetivas condições de fronteira adotadas .	52
Figura 50 - À esquerda regista-se a temperatura nos nós do modelo na zona do banzo, à direita os valores experimentais.....	55
Figura 51 - À esquerda regista-se a temperatura nos nós do modelo na zona da alma, à direita os valores experimentais.....	55
Figura 52 - Tensões na direção longitudinal devidas ao processo e soldadura	56
Figura 53 - Valor da tensão residual obtida no modelo. na linha média do banzo, e respetiva comparação com os valores experimentais	57
Figura 54 - Valores de tensão residual obtida no modelo e experimentalmente nas superfícies do banzo	57

Figura 55 - Deslocamentos obtidos pelo modelo no final do arrefecimento do processo de soldadura	58
Figura 56 - Valores de deslocamento na chapa soldada variando a espessura e a forma geométrica [18].....	58
Figura 57 - À esquerda encontram-se registados os valores de tensão na linha média da chapa da alma, à direita nas superfícies do elemento.....	59
Figura 58 - Elementos onde a evolução de tensões foi analisada.....	59
Figura 59 - Relação entre as tensões totais e as tensões utilizadas em engenharia	60
Figura 60 – Evolução da tensão (à esquerda) e da extensão (à direita) geradas no elemento na 1ª fase da soldadura	61
Figura 61 - Evolução de tensões da primeira passagem da soldadura localizado no diagrama tensão-deformação.....	62
Figura 62 - Evolução da tensão (à esquerda) e da extensão (à direita) geradas no elemento na 2ª fase da soldadura	64
Figura 63 – Evoluções de tensões completo do processo da soldadura localizado no diagrama tensão-deformação.....	65
Figura 64 - À esquerda a evolução de tensões das passagens da soldadura localizado no diagrama tensão-deformação para o SG-F6a, à direita para o SG-F6b.....	66
Figura 65 - Geometria das partes utilizadas, à esquerda as chapas e à direita a zona de corte	70
Figura 66 - Malha definida para a análise térmica e mecânica (dimensões em milímetros)	71
Figura 67 – Cronologia seguida para criar o modelo de corte	71
Figura 68 – Nós de interpolação, espaçados de 50mm em 50mm, de onde foi retirada a informação térmica.....	73
Figura 69 – Valores de temperatura em cada um dos nós de interpolação com o tempo	74
Figura 70 - Valores de tensão residual na chapa da alma após o corte.....	75
Figura 71 – Comparação entre os principais modelos térmicos e os valores experimentais	75
Figura 72 - Deslocamentos da chapa da alma devido ao processo de corte	76

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1 - Factores de Imperfeição para curvas de encurvadura	9
Tabela 2 – Classes de execução definidas no NP EN 1990-2 relativas a tolerâncias geométricas [5] 15	
Tabela 3 – Tolerâncias máximas de imperfeição [5].....	16
Tabela 4 - Lotes de vigas executadas e respetivas características geométricas	19
Tabela 5 - Propriedades geométricas das vigas G07 e G08	19
Tabela 6 – Tipo de aço adotado na análise destas vigas de alma cheia e respetivas características. 20	
Tabela 7 – Trabalhos executados e dados mais relevantes recolhidos para as vigas G7 e G8	23
Tabela 8 – Erros associados aos equipamentos de medição.....	24
Tabela 9 - Resumo das variáveis de fabrico para os grupos A e B	25
Tabela 10 - Temperatura e duração da soldadura de cada par de vigas fabricado	32
Tabela 11 - Temperatura e duração da soldadura do reforço das vigas G07 e G08.....	40
Tabela 12 - Entrega térmica do processo de acordo com a norma EN 1011-2 2009.....	40
Tabela 13 - Valores de deformação máxima obtida em cada painel da alma para todas as vigas analisadas.....	45
Tabela 14 - Parâmetros mecânicos e térmicos do aço na fase inicial	50
Tabela 15 - Degradação dos parâmetros do aço com o aumento da temperatura [16,[19]	50
Tabela 16 - Parâmetros térmicos mecânicos e geométricos a introduzir no AWI (Abaqus Welding Interface) [2E,[3E].....	53
Tabela 17 - Características do passo associado a cada chunk.....	53
Tabela 18 - Valores relevantes do rendimento da análise térmica	54
Tabela 19 - Valores relevantes do rendimento da análise mecânica	54
Tabela 20 - Evolução de tensões no elemento SG-W1a no aquecimento devido à primeira passagem da soldadura.....	61
Tabela 21 - Evolução de tensões no elemento SG-W1a no arrefecimento da primeira passagem da soldadura.....	61
Tabela 22 - Evolução de tensões no elemento SG-W1a no aquecimento devido à segunda passagem da soldadura.....	63
Tabela 23 - Evolução de tensões no elemento SG-W1a no arrefecimento da segunda passagem da soldadura.....	63
Tabela 24 - Parâmetros Mecânicos e Térmicos do aço na fase inicial.....	72
Tabela 25 - Características do passo associado a cada” zona”	72
Tabela 26 - Valores relevantes do rendimento da análise térmica	73
Tabela 27 - Valores relevantes do rendimento da análise mecânica	73

LISTA DE ABREVIATURAS

EC3	<i>Eurocódigo 3: Design of Steel Structures</i>
ECCS	<i>European Convention for Constructional Steelwork</i>
SMAW	<i>Shielded Metal Arc Welding</i>
SAW	<i>Submerged Arc Welding</i>
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
MIG/MAG	<i>Metal Inert/Active Gas</i>
GMNA	<i>Geometrically and Materially Non-linear Analysis</i>
CHF	<i>Constant Heat Flux</i>
PWT	<i>Prescribed Weld Temperature</i>
AWI	<i>Abaqus Welding Interface</i>
EXCi	<i>Execution Class i</i>
FEM	<i>Finite Elements Method</i>
EXP	<i>Valores Experimentais</i>
SG	<i>Strain Gauge</i>
TC	<i>Thermo-coupler</i>
EE	<i>Elástica Strain</i>
PE	<i>Plastic Strain</i>
FE	<i>Final Strain</i>
LE	<i>Logaritmic Strain</i>

LISTA DE SIMBOLOS

t_w	Espessura da alma
h_w	Altura da alma
d	Altura útil do perfil, em relação à linha média dos banzos
χ_w	Fator de redução (encurvadura por esforço transversal)
h	Altura do perfil
L	Largura total da chapa ou perfil
L_e	Distância entre pontos de momento fletor nulo
$t_{f,l,i}$ ou $t_{f,i}$	Espessura do banzo i
$b_{f,l,i}$ ou $b_{f,i}$	Largura do banzo i
V_{Ed}	Esforço transversal atuante
M_{Ed}	Momento fletor atuante
$N_{f,Ed}$	Esforço normal atuante no banzo
V_{Rd}	Esforço transversal resistente
M_{Rd}	Momento fletor resistente
f_{Ed}	Fluxo de corte atuante nos cordões de soldadura
$S_{f,y}$	Momento estático do banzo em relação ao eixo y
I_y ou I_{yy}	Momento de inércia segundo o eixo y
a_s	Espessura do cordão de soldadura
a	Largura da alma entre reforços
b_{ft}	Largura do banzo tracionado
b_{fb}	Largura do banzo comprimido
A_f	Área do banzo
A_w	Área da alma
a_s	Espessura do cordão de soldadura
f_y	Tensão de cedência do aço
f_u	Tensão última do aço

E	Módulo de elasticidade do aço
ε_y	Extensão de cedência do aço
ε_u	Extensão de última do aço
t	Largura do elemento interno, ou em consola, comprimido
c	Espessura do elemento interno, ou em consola, comprimido
I	Amperagem utilizada pelo equipamento
U	Voltagem utilizada pelo equipamento
Q	Entrega térmica
α	Coeficiente de dilatação térmica
T	Temperatura
$T_{amb.}$	Temperatura ambiente
δT	Valor infinitesimal de temperatura
$k_{fy,\theta}$	Fator de redução para tensão de cedência efectiva
$k_{fp,\theta}$	Fator de redução para tensão de proporcionalidade plástica
$k_{E,\theta}$	Fator de redução para a inclinação da recta que representa o domínio elástico
$C_{exten.térmica,\theta}$	Extensão térmica do aço dependendo da temperatura
$C_{esp,\theta}$	Calor específico do aço dependendo da temperatura
$C_{cond.térmica,\theta}$	Condutividade térmica do aço dependendo da temperatura
e_{malha}	Espaçamento da malha
S_{ii}	Tensões segundo o eixo i numa faceta normal a i
U_i	Deslocamentos segundo o eixo i
$\varepsilon_{tot.}$	Extensão total do aço
$\varepsilon_{eng.}$	Extensão de engenharia do aço
$\sigma_{tot.}$	Tensão total do aço
$\sigma_{eng.}$	Tensão de engenharia do aço
X_G, Y_G, Z_G	Eixos globais da peça

1 INTRODUÇÃO

1.1 Considerações Gerais

Nas últimas cinquenta décadas, o dimensionamento estrutural tem sido cada vez mais suportado em modelos e métodos numéricos de análise estrutural. A era digital veio trazer uma variedade de ferramentas computacionais que têm sido aproveitadas, de forma acertada, para tornar esta utilização mais eficiente. A maior necessidade que esta evolução tem evidenciado é que o utilizador tem de ter o espírito crítico relativamente aos resultados obtidos, fazendo uma avaliação para que os seus resultados sempre o mais. No ramo da Engenharia Civil torna-se claro que a utilização de modelos e métodos numéricos de análise estrutural deve apoiar-se com um suporte físico claro do que se está a modelar, associado sempre aos dados fornecidos pelo operador. Nesse sentido, este trabalho procura, por um lado, utilizar os modelos numéricos sofisticados que são disponíveis para simular a execução real de vigas de secção soldada, recolhendo o maior número de resultados dessa execução para suportar de forma consistente os modelos numéricos utilizados.

1.2 Objetivos da Dissertação

Conforme descrito acima para utilizar de forma correta a enorme capacidade de uma modelação numérica é necessário introduzir dados reais obtidos quando possível da execução das peças semelhantes às que se pretende simular. A calibração dos modelos é por isso essencial, permitindo na sequência a modelação de um número muito maior de modelos que simulam diferentes variantes da execução e da geometria das peças, e avaliando a importância de cada parâmetro introduzido no modelo tem nos resultados.

O presente trabalho tem como principal objetivo simular e avaliar com modelos numéricos os processos de corte da chapa e soldadura alma-banzo executados no fabrico de uma viga soldada de alma cheia e qual o impacto que cada um desses processos tem em termos de tensões residuais e imperfeições geométricas introduzidas na fase final da sua produção. Complementarmente, pretende-se compreender como se geram as tensões residuais registadas no final da execução de uma viga de secção soldada de alma cheia, e a forma como a sobreposição das tensões residuais geradas nas diferentes etapas do fabrico justifica as tensões residuais obtidas no final da execução da viga.

Trata-se de um trabalho enquadrado num âmbito mais geral do fabrico e ensaio de vigas de secção soldada de alma cheia cuja análise fará parte de uma tese de doutoramento do Eng. Sérgio Nascimento, e que surgiu, de forma interessada, a pedido da MomSteel como forma de compreender certos aspetos relacionados com as imperfeições geométricas geradas em cada etapa do fabrico. A intervenção direta centrou-se no acompanhamento da produção das vigas G07 e G08 bem como em todos os trabalhos de modelação numérica dos processos de corte e de soldadura alma-banzo.

1.3 Estrutura da dissertação

Para melhor compreender a linha de raciocínio que a presente investigação pretende seguir, a seguinte estrutura foi adotada:

- No capítulo 2 apresenta-se uma breve descrição do estado da arte das vigas de seção soldada, do seu dimensionamento e utilizações. São apresentados os conceitos teóricos sobre os aspetos estruturais relevantes, nomeadamente os modos de rotura destas vigas e os conceitos de tensões residuais e imperfeições geométricas.
- No capítulo 3 descreve-se o fabrico de uma viga soldada de alma cheia e os registos obtidos em termos de deformação, energia fornecida durante o processo de soldadura e tensões residuais resultantes do fabrico, dados que permitem calibrar os processos de modelação dos processos térmicos de soldadura.
- Nos capítulos 4 e 5 apresentam-se os modelos numéricos e os resultados da modelação da execução do corte e soldadura alma-banzo e a sua comparação com os resultados experimentais obtidos.
- No capítulo 6 resumem-se as principais conclusões e apontam-se certas linhas futuras de desenvolvimento do trabalho.

2 ESTADO DA ARTE

2.1 Considerações Gerais

Com a evolução das estruturas e com a constante necessidade de aumentar o espaço útil ocupado por elementos verticais, as estruturas de aço têm sido cada vez mais utilizadas, uma vez que são leves, muito resistentes e têm uma capacidade para atingirem esbeltezas elevadas. De facto, o peso volúmico do aço é bastante superior ao do betão armado, mas o facto de ter uma resistência e rigidez maior permite que as secções transversais dos elementos utilizados seja mais reduzida, o que faz com que seja uma alternativa mais leve. Um elemento que tem vindo a ser estudado desde que existe essa necessidade é a Viga de Secção Soldada de Alma Cheia (também designada por viga composta de secção soldada), utilizada por exemplo em coberturas de grande vão e tabuleiros de pontes, dado se tratar de uma solução muito competitiva mesmo com outros tipos de vigas de aço, como sejam vigas treliças, vigas alveolares ou executadas com perfis comerciais.

A viga de secção soldada são uma solução económica, pois o seu dimensionamento assegura a adoção de material onde ele é realmente necessário, resultando numa solução estrutural otimizada. Esta característica conduz a uma capacidade resistente muito mais elevada do que as vigas de aço executadas com perfis comerciais laminados a quente, o que faz com que certo tipo de estruturas de maior vão ou com maiores restrições em termos de espaço útil, como por exemplo as pontes e as coberturas de estruturas especiais, recorram muitas vezes a este tipo de solução. Por exemplo, um dos constrangimentos nos estádios de futebol é exatamente o espaço livre que é necessário assegurar na zona entre as bancadas e a cobertura, uma vez que qualquer elemento vertical será responsável por diminuir a visibilidade (Figura 1), estes tipos de viga conseguem ser muito competitivas para este tipo de necessidade.

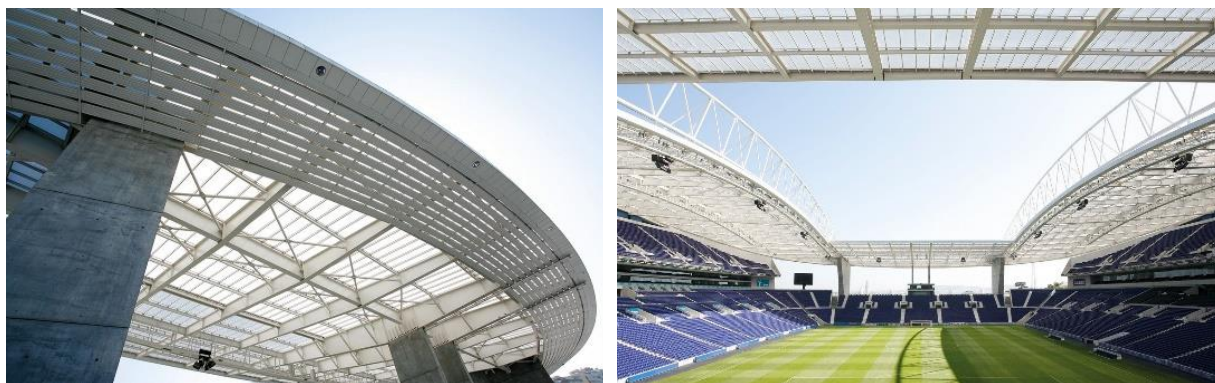


Figura 1 - Exemplo cobertura do estádio do dragão [1E]

Outra grande vantagem destes elementos é a sua versatilidade, que permite executar vigas sem uma geometria regular em termos de secção transversal com diferentes classes de resistência do aço, o que é mais eficiente do ponto de vista económico. Como por exemplo, vigas com banzos de geometrias

diferentes, vigas com classes de resistência de aço diferentes em cada elemento (vigas híbridas), adoção de seções transversais em caixão, ou ainda vigas de inércia variável (seção transversal variável ao longo do vão). A esbelteza que se consegue atingir em cada componente deste elemento é também ela impressionante, uma vez que, do ponto de vista da alma é possível utilizar espessuras (t_w) relativamente reduzidas para garantir a resistência ao esforço transversal. Do ponto de vista dos banzos existe uma grande adaptabilidade ao tipo de necessidade em termos de momentos fletores, o que resulta numa escolha entre um maior ou um menor afastamento entre eles (d). Tendo por base estas considerações vemos que a esbelteza (d/t_w) das vigas de alma cheia é geralmente elevada.

2.2 Pré-Dimensionamento da Secção Transversal

2.2.1 Funcionamento Estrutural

O funcionamento estrutural simplificado das vigas de secção soldada de alma cheia consiste em separar os funcionamentos da alma e do banzo (Figura 2):

- A resistência ao esforço transversal é conferida pela área de corte fornecida pela alma;
- A resistência ao momento fletor é assegurada pelo binário de forças resistentes nos banzos.

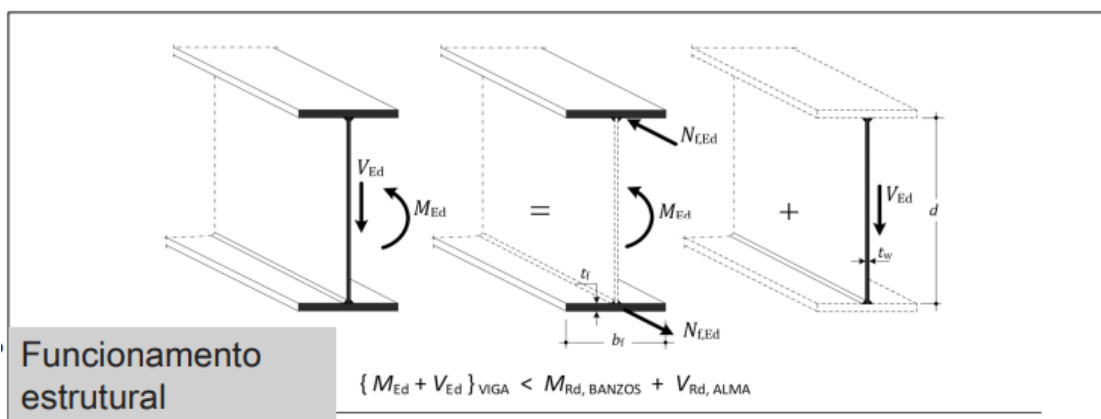


Figura 2 - Funcionamento estrutural simplificado das vigas de secção soldada de alma-cheia [2B]

As soldaduras banzos-alma são responsáveis por assegurar que todos os elementos funcionam em conjunto, transmitindo o fluxo de corte longitudinal entre a alma e os banzos.

Outros elementos que são muitas vezes utilizados quando se recorre a este tipo de solução são os reforços transversais e longitudinais. O propósito dos reforços transversais é aumentar a resistência à encurvadura por esforço transversal (χ_w); os reforços longitudinais garantem também uma maior resistência da alma ao esforço transversal e eventualmente à flexão.

Apresentam-se de seguida os critérios de pré-dimensionamento baseados nestes pressupostos.

2.2.2 Pré-Dimensionamento da Alma

Os parâmetros a definir no pré-dimensionamento da alma são a altura da chapa (h_w) e a sua espessura (t_w). Relativamente ao parâmetro h_w , que está relacionado com h , este não convém ser escolhido de forma independente do vão da viga (L). Assim, o valor da esbelteza (L/h) é um critério de pré-dimensionamento importante.

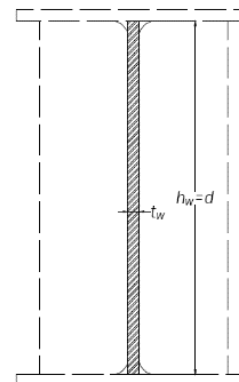


Figura 3 – Parâmetros geométricos da Alma

Os intervalos normalmente utilizados no pré-dimensionamento da esbelteza são [1B]:

- Edifícios industriais $15 < L_e/h < 25$
- Pontes rodoviárias $20 < L_e/h < 30$
- Pontes ferroviárias $10 < L_e/h < 20$
- Pontes rolantes pesadas $7 < L_e/h < 12$

Sendo que L_e representa a distância entre pontos de momento fletor nulo para um carregamento uniformemente distribuído. Portanto, a altura da alma h_w pode ser obtida retirando à altura total da viga (h) a espessura dos banzos ($h_w = h - t_{fl,1} - t_{fl,2}$).

Quanto à espessura da alma, esta é dimensionada de forma a assegurar que o elemento tem a capacidade resistente ao esforço transversal conferido pela sua área de corte. Outras condicionantes que por vezes afetam a escolha da espessura da alma são os requisitos de resistência à fadiga (avaliado pelo efeito “*web breathing*” das vigas utilizadas nos tabuleiros das pontes), a resistência à corrosão e o efeito de “*flange induced buckling*”, que corresponde à possibilidade de encurvadura do banzo comprimido no plano da alma. À semelhança do pré-dimensionamento da altura da alma a espessura também responde a critérios de esbelteza ($100 < d/t_w < 200$ ou 300).¹ Por vezes critérios relacionados com a classe das secções também se utilizam, uma vez que certos fenómenos de encurvadura local podem ser descartados aplicando um critério de pré-dimensionamento adequado.

¹ Os valores 100 a 200 são mais utilizados em tabuleiros de pontes enquanto é corrente utilizar esbeltezas de almas mais elevadas, até 300, em coberturas e estruturas pisos de edifícios, para tornar as soluções mais competitivas.

2.2.3 Pré-Dimensionamento dos Banzos

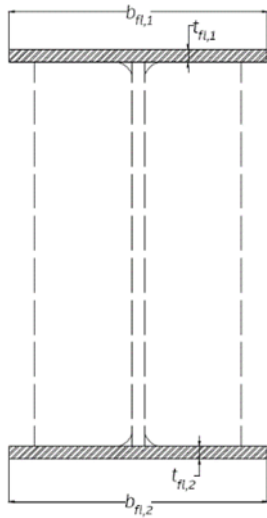


Figura 4 - Parâmetros geométricos dos banzos

O pré-dimensionamento dos banzos corresponde à escolha da sua espessura e largura, sendo que estas dimensões estão associadas às dimensões escolhidas para a alma, uma vez que o binário de forças resistentes dos banzos, responsável por resistir ao momento fletor, depende, para além da área dos banzos, da altura útil (d). Contudo existem critérios específicos para o dimensionamento dos banzos.

Este dimensionamento responde a critérios resistência, em particular a critérios de resistência da viga à encurvadura lateral global, o que mais uma vez pode ser visto como um critério de pré-dimensionamento relacionado com a esbelteza ($b_{fl,i}/t_{fl,i}$) [1B]. De facto, a escolha de um valor de esbelteza apropriado permite evitar que ocorram fenómenos de encurvadura local típico das secções de classe 4 e que os fenómenos de encurvadura global sejam também controlados, o que depende não só da inercia dos banzos

comprimidos fora do plano da viga como da existência de travamentos laterais.

2.2.4 Pré-Dimensionamento da Soldadura

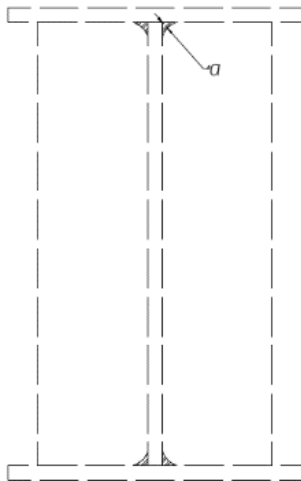


Figura 5 - Parâmetros geométricos da soldadura

O objetivo do cordão de soldadura neste tipo de peças é transmitir o fluxo de corte longitudinal da alma para os banzos, como tal o dimensionamento é baseado nesse pressuposto (Figura 5 e Eq. 2.1).

$$f_{ed} = \frac{V_{ed} \cdot S_{f,y}}{I_y} \quad (2.1)$$

Outra hipótese simplificativa comum na fase de pré-dimensionamento consiste em considerar que a inércia do perfil apenas é resultante da parcela de Steiner ($I_{yy} < A \cdot d^2$) [2B] o que dá um majorante do fluxo de corte a ser transmitido (Eq. 2.1). Importa referir que nestas peças em que os elementos têm elevada esbelteza o cordão de soldadura não deve ter uma

espessura (a_s) muito superior à das chapas que está a soldar, e deve ter um mínimo de 3 a 4 mm.

2.2.5 Outras Considerações de Pré-Dimensionamento

Os reforços deste tipo de elementos devem ser dimensionados tendo em conta a rigidez e a resistência. Relativamente à rigidez, o principal objetivo é garantir que a peça tem uma rigidez que permita a transferência de cargas para o apoio da forma consistente com as hipóteses de cálculo, ou seja, que os coeficientes relativos à encurvadura por esforço transversal dos painéis são escolhidos de forma adequada. Relativamente à resistência, os reforços devem conseguir suportar os efeitos que lhe são aplicados. Em rigor os reforços podem ser definidos das seguintes formas:

- Reforços transversais:
 - Reforços de Extremidade Rígido
 - Reforços de Extremidade não Rígido
 - Reforços interiores (normalmente rígidos)
- Reforços longitudinais

Reforços transversais (de extremidade e interiores):

A grande diferença entre os reforços de extremidade rígido ou não rígido é a sua geometria e a posição em que são colocados. Geralmente um reforço não rígido consiste em apenas uma chapa, simples ou dupla, localizada em cima do centro geométrico do apoio. Já o reforço rígido tem geralmente uma geometria constituída por duas chapas afastadas, simples ou duplas, em que a função da chapa posicionada mais perto da zona extrema é ancorar as cargas que a chapa seguinte recebe [2B].

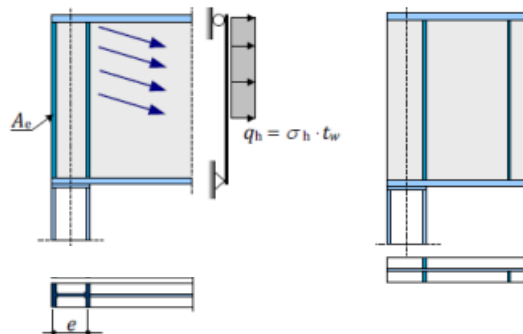


Figura 6 – Tipos de reforços de extremidade, à esquerda do tipo rígido à direita não-rígido [9]

Os reforços interiores geralmente são constituídos por apenas uma chapa simples ou dupla, com uma geometria que pode variar conforme o tipo de carregamento e geometria da viga. Uma vez que recebe cargas de forma simétrica é lógico que o conceito de chapa de ancoragem se dispensa. Os reforços interiores são normalmente rígidos permitindo apoiar de forma adequada os painéis da alma.

A geometria deste tipo de reforços depende da rigidez necessária. A posição depende da capacidade que se pretende conferir à viga de resistir à encurvadura por esforço transversal nos painéis de extremidade e interiores, ou à encurvadura da alma por forças transversais concentradas.

Reforços longitudinais:

Os reforços longitudinais, que têm como objetivo de contribuir para aumentar a resistência ao esforço transversal e também o momento resistente da viga, dado que aumentam a largura efetiva da alma à flexão de secções com almas de classe 4.

Conceito de simetria e assimetria em reforços:

Os reforços podem ser classificados como simétricos ou assimétricos no caso de serem aplicados dos dois lados da alma ou em apenas num dos lados. Na figura seguinte encontram-se alguns exemplos.

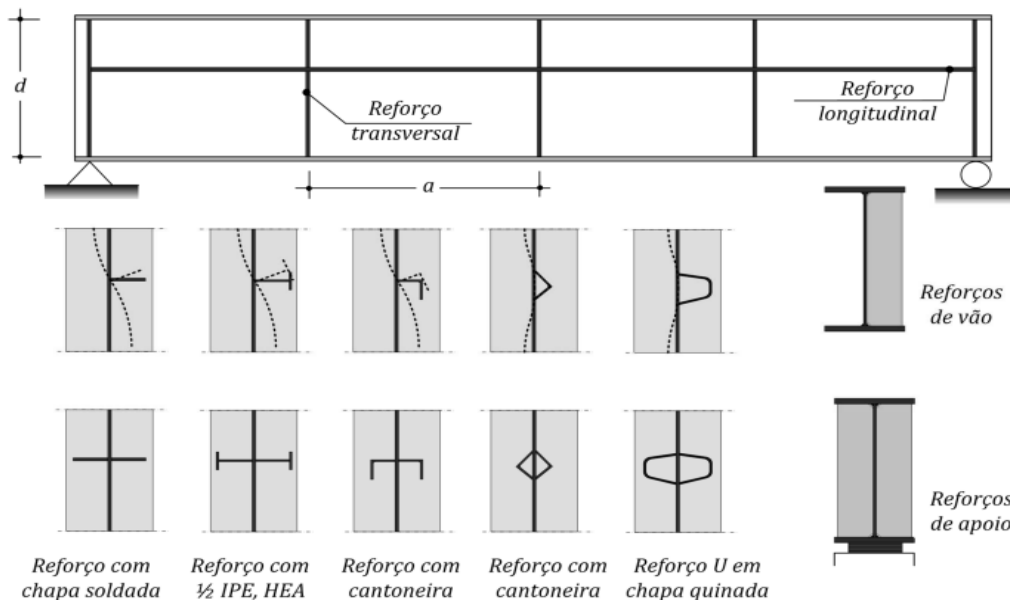


Figura 7 - Tipos de reforços [2B]

Observando para os cortes em planta das vigas na Figura 7, verifica-se que na primeira linha todas têm reforços transversais assimétricos já as representadas na segunda linha têm os reforços simétricos. O mesmo conceito se aplica a reforços longitudinais, sendo que, no entanto, o caso simétrico é muito menos utilizado por obrigar todos os reforços transversais a serem atravessados.

2.3 Modos de Rotura

Os modos de rotura associados às vigas de secção soldada de alma cheia são praticamente os mesmos de todos os outros elementos de aço, no entanto, existem alguns modos de rotura que estão associados à elevada esbelteza que tornam estas vigas mais complexas de analisar. Seguidamente apresentam-se os modos de rotura mais comuns, acompanhados de (*) estão os modos de rotura que são semelhantes à maioria dos outros elementos estruturais de aço (perfis laminados a quente, ...):

- 1º Modo: Rotura por flexão (*)
 - Encurvadura global à flexão e flexão-torção (*)
 - Encurvadura Local
- 2º Modo: Rotura por Esforço Transverso (*)
 - Encurvadura por Esforço Transverso
 - Encurvadura por Forças Transversais
 - Encurvadura Local
- 3º Modo: Encurvadura da Alma por Efeito dos Banzos
- 4º Modo: Rotura dos Reforços
 - Encurvadura dos Reforços
- 5º Modo: Rotura do Cordão de Soldadura
- Outros Efeitos (Roturas locais do banzo; Rotura por fadiga)

Todos os modos de rotura são definidos no EC3-1-1 [1] para vigas de aço em geral, sendo que nas vigas de secção soldada de alma cheia deve ser dada uma especial atenção a fenómenos relacionados com elementos de elevada esbelteza, em particular fenómenos de encurvadura local e global, conforme se apresenta na parte específica do Eurocódigo 3 – EC3-1-5 [3].

Como acima referido também os efeitos de encurvadura global à flexão são controlados com base no EC3-1-1 [1], onde é definido que se pode tomar um fator de redução (χ_{lt}) para os acomodar. A forma como está definido esse fator é com base num modelo de barra comprimida com uma imperfeição inicial, sendo que essa imperfeição tem o objetivo de simular os efeitos das tensões residuais e das imperfeições geométricas existentes no elemento em resultado do seu fabrico. Apesar do valor dessa imperfeição variar de peça para peça, no EC3-1-1 [1] é referido que os parâmetros diferenciadores são: a esbelteza da secção; o tipo de fabrico; e a forma como o perfil está a ser solicitado por parte do carregamento (eixo de encurvadura e diagrama de momentos). Em resultado, são definidos cinco coeficientes de imperfeição equivalentes que correspondem a cinco curvas de dimensionamento de colunas (Tabela 1).

Tabela 1 - Factores de Imperfeição para curvas de encurvadura

Curva de encurvadura	a ₀	a	b	c	d
Factor de imperfeição α	0,13	0,21	0,34	0,49	0,76

Relativamente à encurvadura por esforço transversal ou por forças transversais o fator de redução (χ_w) a considerar depende naturalmente da esbelteza do elemento que tem de encaminhar estas cargas ou esforços. O facto de, em almas de vigas de alma cheia, ser possível adotar uma espessura mais reduzida faz com que ocorram fenómenos até aqui pouco usuais em vigas executadas com perfis comerciais.

A encurvadura da alma por efeito dos banzos é um fenómeno que ocorre pelo facto dos banzos introduzirem compressões na alma quando solicitados à flexão, podendo por isso este fenómeno ser controlado evitando almas demasiado esbeltas soldadas a banzos com grandes dimensões. O EC 3-1-5 [3] fornece uma expressão simples para limitar a esbelteza máxima a adotar nas almas para evitar que este fenómeno possa ocorrer.

2.4 Tensões Residuais e Imperfeições Geométricas

2.4.1 Considerações Gerais

As tensões residuais são tensões autoequilibradas, ou seja, cuja força resultante é nula. Estas tensões formam-se no interior de um dado elemento sólido ainda que na ausência de esforços aplicados exteriormente e/ou gradientes de temperatura. De facto, pode dizer-se que estas tensões são geradas sempre que certas regiões do material estejam sujeitas a deformações elásticas ou plásticas heterogéneas de forma permanente e onde esse estado de deformação é restringido pelas condições de fronteira [5B]. Estas tensões estão muitas vezes associadas a processos que introduzam variações de temperatura localizados em corpos com algum tipo de restrição contínua (Soldadura Banzo-Alma, Têmpera do Vidro, ...).

Estas tensões dependem de diversos fatores, entre eles:

- Esbelteza e espessura do elemento
- Processo de corte
- Inércia térmica
- Temperatura ambiente
- Classe de resistência do aço
- Modulo de elasticidade

No caso do presente trabalho foi possível perceber que de facto duas vigas com geometria das placas semelhante conduzem a tensões residuais, em termos quantitativos, distintas. De facto, a variabilidade dos tipos de tensões residuais que podem ocorrer quando uma peça é sujeita a um determinado tipo de perturbação é bastante extensa. Isto é justificado pelo facto de cada peça ter as suas características próprias, isto é, a reprodução de um dado tipo de comportamento quando um objeto está sujeito a tensões e extensões residuais tem muitas variáveis.

2.4.2 Tensões Residuais devidas aos Processos de Soldadura

Para compreender a forma como se geram tensões residuais em processos de soldadura recorre-se a um exemplo da literatura. Na Figura 8, encontram-se representadas as evoluções de tensões numa chapa onde foi aplicada um certo tipo de soldadura. No capítulo 4, onde serão apresentados os gráficos das tensões residuais da peça em estudo é esperado que sejam apresentados gráficos de tensões residuais semelhantes, para a fase da execução da soldadura banzo-alma. Como é possível ver na figura, no instante em que a soldadura passa sobre a secção em análise (secção B-B) tem-se um valor de aquecimento máximo na zona central. À medida que existe um afastamento dessa zona, o decrescimento da temperatura é acelerado. Esse valor depende da espessura da chapa; uma chapa mais fina terá um decaimento de temperatura menor do que uma chapa mais espessa.

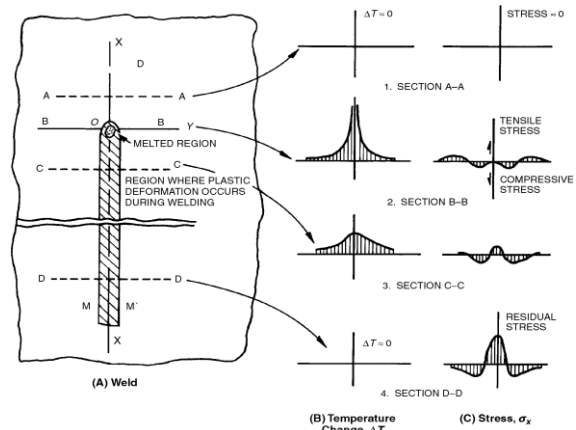


Figura 8 - Formação de tensões residuais numa chapa soldada [3B]

Relativamente às tensões que se geram nessa mesma secção B-B (Figura 8 (c)), quando sujeita a um aquecimento da zona central (foco de emissão) o material irá procurar expandir em todas as direções, conforme ilustrado na Figura 9. No entanto, como esse movimento está restringido pelo material da região confinante não afetado pela ação, desenvolvem-se esforços de compressão nessa região central. A zona adjacente, que não está sujeita a qualquer perturbação exterior, irá assim desenvolver um conjunto de tensões de sinal contrário à região central para impedir a sua expansão. Como não é possível que toda a zona não aquecida seja mobilizada neste processo, o que acontece é que se desenvolvem tensões de tração nas zonas não mobilizadas, que se vão degradando com a distância ao foco de emissão.

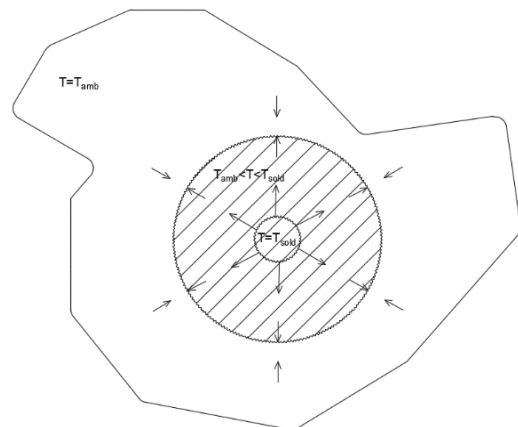


Figura 9 - Desenho esquemático da base para a formação de tensões residuais

É importante referir que na zona onde está a ser aplicado o foco não se formam tensões nesta secção (B-B) uma vez que o aço não terá rigidez suficiente para acomodar esses esforços.

Numa segunda fase, com o arrefecimento da chapa onde foi executado este processo, as tensões inicialmente geradas não desaparecem, mas tendem a inverter o sinal, ou seja, zonas que inicialmente estavam sujeitas a compressões passam a estar sujeitas a trações e vice-versa (Figura 8, secções C-

C e D-D). Isto deve-se essencialmente ao facto de a zona central da soldadura sofrer um gradiente de temperatura negativo mais “intenso” (arrefece num período de tempo menor) o que faz com que essa zona comece a retrair mais do que as zonas laterais que, apesar de também estarem num processo de arrefecimento, o ritmo é mais lento.

O facto de todo o fenómeno descrito nos parágrafos anteriores se encontrar aliado à existência de restrições contínuas conduz ao surgimento de tensões que ficam instaladas na peça de forma autoequilibrada e permanente (tensões residuais), a menos que sejam libertadas por um novo tratamento térmico lento e controlado de toda a peça.

Libertação de tensões residuais:

O fenómeno de libertação de tensões residuais ocorre sempre que, por algum motivo, a restrição que anteriormente fazia com que se tivessem gerado tensões residuais tenha sido relaxada ou eliminada. Esta libertação de tensões pode provocar duas consequências, ou dissipa as tensões e extensões residuais (relaxação), ou transforma essas tensões em extensões residuais permanentes, no caso da eliminação da restrição.

Para estruturas de aço os tipos de processos para libertar tensões residuais mais usuais são:

Pré-aquecimento: O processo de pré-aquecimento surgiu quando se começou a explorar as razões pelas quais certos processos de soldadura começaram a evidenciar problemas relacionados com fissuração. Existem três elementos que conjugados fazem com que possa ocorrer a fissuração das zonas com soldaduras: 1) A tensão residual elevada que se desenvolve, 2) a quantidade de hidrogénio presente, e 3) o material da zona aquecida que é afetado devido ao processo de soldadura.

O fenómeno que se desenvolve, conhecido como *cold cracking*, consiste na formação de porosidades de hidrogénio entre a zona aquecida afetada e a zona da solda líquida, que está em arrefecimento, e pode facilmente resultar em fissuras de alguma expressividade. É relativamente fácil prever que as tensões residuais não tem um papel desprezável neste fenómeno, e portanto, a solução encontrada foi controlar os níveis de hidrogénio e as tensões residuais formadas através de um processo de pré-aquecimento, que consiste em executar o processo de soldadura num lugar onde a temperatura esteja previamente mais elevada e mantida por exemplo a 200°C (que permite a relaxação temporária das restrições), isto fará com que o hidrogénio se disperse do seio do material e se evite a formação de tensões residuais tão elevadas [12].

Algumas técnicas atuais mais comuns de pré-aquecimento são: aquecimento local da peça por chama ou utilizando uma resistência, aquecimento total da peça utilizando fornos ou ainda recorrendo a técnicas por indução magnética.

Tratamento térmico após-soldadura: Este processo funciona de forma cronologicamente inversa relativamente ao processo de pré-aquecimento, isto é, o processo de tratamento térmico após-soldadura consiste na colocação da peça final (já soldada e totalmente arrefecida) numa câmara térmica onde esta será aquecida até temperaturas perto da temperatura de fusão do material (relaxação das restrições), e na sequência é executado o seu arrefecimento de forma controlada.

Corte: O corte de uma peça para libertações das tensões residuais não é um processo corrente e muito menos um processo rentável. A utilidade deste processo reside apenas no facto de se conseguirem recolher informações sobre a intensidade de tensões residuais que se geram no elemento, sendo assim um processo que em parte apenas é utilizado em laboratório.

Num artigo recente publicado por investigadores da Universidade de Coimbra [14] são compilados os resultados de medições laboratoriais de tensões residuais em processos de soldadura de vigas soldadas de alma cheia. Um dos processos de medição das extensões residuais resultou precisamente no corte da chapa em pequenas tiras com o propósito de perceber o tipo de tensões residuais introduzidas pela soldadura banzo-alma (libertação de tensões residuais por destruição da restrição).

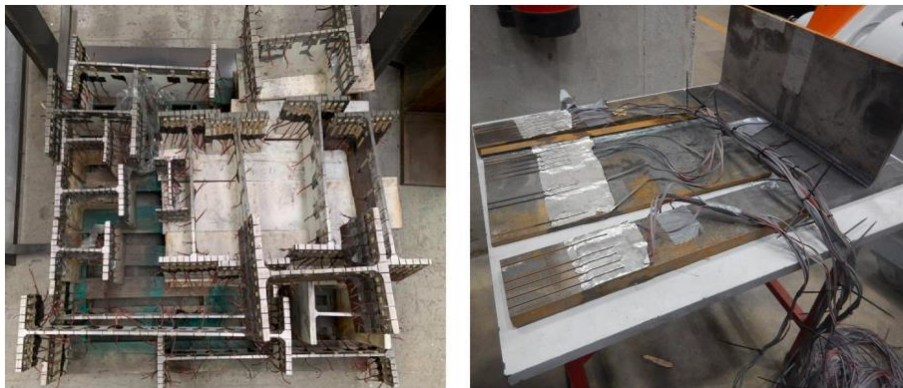


Figura 10 - Ensaio laboratorial feito no âmbito do estudo de tensões residuais [14]

Um dos principais resultados obtidos foi a comparação entre os valores de tensão residual libertada dada pelo EC3-1-14 [4], pelo manual do ECCS [8], e pelo modelo proposto pelos autores da investigação [14]. No capítulo 4 deste trabalho são apresentados esses resultados bem como as análises comparativas.

2.4.3 Processos de Soldadura

Existem muitos processos distintos de soldadura, e em Portugal os mais utilizados são os que se encontram listados em seguida. Acompanhado do símbolo (*) estão identificados os tipos de processos utilizados para a soldadura banzo-alma e reforços da viga de alma cheia de estudo (mantiveram-se as designações em inglês por não serem tão divulgadas as versões em português):

- *Arc Welding (AW)*
- *Shielded metal arc Welding (SMAW)*
- *Submerged Arc Welding (SAW) (*)*
- *Tungsten Inert Gas (TIG)*
- *Metal Inert/Active Gas (MIG/MAG) (*)*
- *Laser Welding*

Descrevem-se em seguida as que foram utilizadas na execução das vigas de secção soldada.

Submerged Arc Welding (SAW):

O processo *Submerged Arc Welding* (ou Soldadura de Arco Submerso), consiste num processo automático em que a soldadura é executada através da fusão simultânea dos bordos das matérias a soldar, estando esta submersa ou coberta com uma camada de fluxo granuloso (Figura 11) que protege o cordão de soldadura até este estar completamente solidificado. Esta proteção permite que o cordão não sofra reações de oxidação enquanto está a arrefecer. Outra vantagem é a proteção que confere ao operário que está a executar o trabalho, uma vez que salpicos ou explosões de material em fusão ficam retidos pelo fluxo utilizado [3B] e [4B]. É importante referir ainda que as temperaturas que o material atinge neste tipo de processo podem atingir os 3000°C na zona muito próxima do bico da soldadura [11].

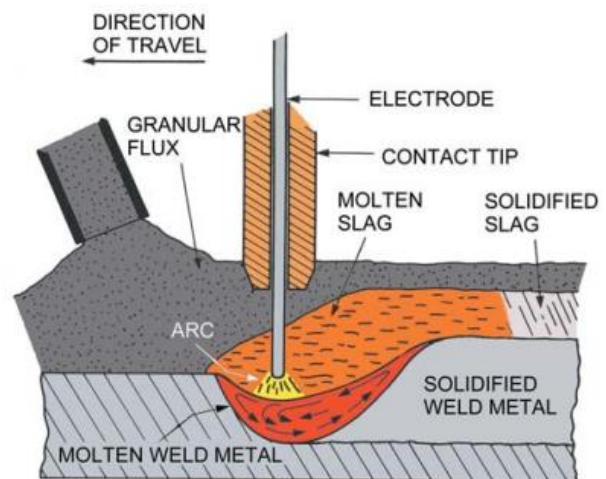


Figura 11 - Processo de soldadura com arco submerso [3B]

Metal Inert/Active Gas (MIG/MAG):

A soldadura através do processo MIG/MAG consiste na utilização de um fio elétrodo consumível de alimentação contínua que dado o seu pequeno diâmetro permite uma elevada densidade de corrente e uma elevada taxa de fusão do fio. A proteção do arco, do fio e da zona fundida é feita através de um gás, que no caso do MIG é um gás com mistura de Hélio ou Árgon (gás inerte) e no caso do MAG é através do CO₂ (gás ativo) [4B].

2.4.4 Imperfeições Geométricas devidas aos Processos de Corte ou Soldadura

As imperfeições geométricas estão muitas vezes associadas a tensões residuais resultantes do processo de fabrico. Geralmente quando existem imperfeições geométricas é porque existiram tensões que não se encontravam de forma alguma equilibradas com as restrições do material. De facto, essas

imperfeições podem ser transformadas em campos de tensões residuais, isto é, consegue obter-se a configuração de tensões residuais que originaram determinadas imperfeições.

Os processos de corte térmico (por exemplo o processo de oxicorte ou de plasma) são igualmente potenciadores de introduzirem tensões residuais. De forma semelhante ao que ocorre quando se tem um processo de soldadura, um processo de corte térmico é um trabalho que consiste no aquecimento de uma zona localizada de um dado elemento até esta atingir uma temperatura de fusão, o resultado é a perda rigidez total por parte do elemento nessa mesma zona [4B]. Como o processo consiste em aquecer e arrefecer uma zona localizada de dado elemento é natural que se gerem tensões residuais e, por falta de restrições, extensões residuais.

É ainda importante referir que estas imperfeições geométricas não surgem em elementos de aço isentos de deformação. De facto, antes de sofrerem qualquer processo térmico associado ao fabrico e montagem de uma peça metálica, os elementos já têm presente algum tipo de deformação associada ao processo siderúrgico de fabrico da placa, denominada de imperfeição inicial. Isto faz com que as novas imperfeições que se geram no fabrico de uma peça numa metalomecânica sejam, na verdade, uma amplificação de algo que já estava instalado.

Essas imperfeições têm parâmetros geométricos limite que devem ser considerados para cada tipo de estrutura, dependendo da sua importância. Relativamente aos processos de fabrico (soldaduras e cortes térmicos) e de construção, a norma nacional NP EN 1090-2 [5] apresenta valores de tolerâncias de fabrico a considerar para cada estrutura consoante os requisitos de qualidade pretendidos.

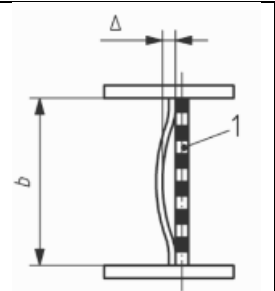
Requisitos de qualidade de execução – Na norma NP EN 1090-2 [5] encontram-se as seguintes classes de execução relativos a tolerâncias geométricas:

Tabela 2 – Classes de execução definidas no NP EN 1990-2 relativas a tolerâncias geométricas [5]

Classe de execução	Norma	Classificação:
EXC1	EN ISO 3834-4	"Requisitos de qualidade básicos"
EXC2	EN ISO 3834-3	"Requisitos de qualidade standard"
EXC3 e EXC4	EN ISO 3834-2	"Requisitos de qualidade detalhados"

Para cada classe de execução encontra-se também definido um limite para a imperfeição geométrica associada ao processo de soldadura, sendo que para a EXC1 e EXC2 esse limite é o mesmo e para a EXC3 e EXC4 também, o que significa que existem outros parâmetros que influenciam a determinação da classe de execução final.

Tabela 3 – Tolerâncias máximas de imperfeição [5]

Classe de execução	Qualidade	Tolerância máxima da imperfeição	
EXC1 e EXC2	D - EN ISO 5817:2015	$\Delta = h_w/100$ mas $\Delta \geq 5$ mm	
EXC3 e EXC4	B/B+ - EN ISO 5817:2015	$\Delta = h_w/150$ mas $\Delta \geq 3$ mm	

Tendo por base este conhecimento até aqui exposto é possível agora começar a relacioná-lo com toda a prática laboratorial e com os resultados obtidos através das tecnologias digitais apresentados seguidamente, tendo sempre em atenção as diferenças que existem entre os resultados dos modelos numéricos baseados em hipóteses e os resultados práticos efetivamente registados na execução das peças (conforme referido na introdução).

2.4.5 Modelação Térmica e Mecânica

Um dos principais objetivos da presente investigação requer a necessidade de modelar processos térmicos que influenciam de forma relevante o surgimento de tensões residuais. Para tal é necessário ter por base a noção do que é uma análise térmica e quais os parâmetros e métodos que a definem.

Uma análise térmica consiste numa avaliação da relação entre uma amostra (peça de aço) e a sua temperatura (introduzida por um fenómeno externo, como por exemplo a soldadura), enquanto aquecida ou arrefecida de forma controlada (definição adaptada do ICTAC). Então torna-se relevante, para além da definição, saber também que métodos de análise térmica existem para os processos em estudo (soldadura e corte térmico)

No caso dos processos de soldadura os métodos de análise térmica mais utilizados são o CHF (*constant heat flux method*) e o PWT (*prescribed weld temperature*). Como os nomes indicam, no caso do CHF o método requer informações relacionadas com o fluxo de calor, no caso do método PWT as informações a serem fornecidas são a temperatura máxima do aço de solda.

Para os processos de corte térmico, ainda existe algum grau de desconhecimento nesta área sendo que os métodos existentes ainda estão em fase de estudo. Na presente investigação foi utilizado o método PWT para a simulação numérica dos processos em estudo, pois é o método mais avançado com os resultados mais próximos da realidade e exigir um menor esforço computacional quando comparado ao método CHF [17].

Focando o estudo no método PWT, que é utilizado nos dados introduzidos no plugin AWI (abaqus welding interface) associado ao software de modelação e análise pelo método dos elementos finitos [20], pode considerar-se que o seu funcionamento é o seguinte:

1. Numa primeira fase a temperatura do aço de solda é definida. Esta temperatura será o valor que todo o cordão de soldadura terá quando o equipamento (nomeado no software de tocha ou “torch”) estiver a passar na zona a soldar. Isto faz com que o modelo tenha pelo menos duas condições de fronteira térmicas definidas, a primeira é a temperatura definida pela tocha e a segunda é a temperatura ambiente definida no modelo.
2. A partir do instante em que o processo soldadura começa a ser executado forma-se um gradiente de temperatura, o que leva a que o modelo comece a ser governado pela equação transiente de transferência de calor (2).

$$c\dot{T} + kT = f_t \quad (2)$$

Sendo:

c – A matriz de capacidade térmica (definida pela capacidade convectiva do material)

k – A matriz de condutividade (definida pela capacidade condutiva do material)

T – Temperatura nodal

\dot{T} – Variação da temperatura no tempo em cada nó

f_t – A carga térmica (fluxo térmico)

A desvantagem deste método (PWT) em relação ao CHF é que geralmente os equipamentos que executam estes processos dão informação relativa à voltagem ou amperagem (valores utilizados no método CHF). Apesar de ser possível definir a entrega térmica com os valores de voltagem e amperagem, torna-se por vezes mais complicado escolher o valor mais correto da temperatura a aplicar ao processo o que leva ao desvio de alguns dos resultados [17].

Após executada a análise térmica os dados relativos ao campo de temperatura gerado nessa análise são utilizados no modelo mecânico, sob a forma de “*predefined fields*”, isto é, campos térmicos pré-definidos utilizados como base para os valores obtidos na análise mecânica. Cada um desses campos tem associado um campo de deformação gerado pela expansão do material. Observando sequencialmente esses valores será possível observar a geração de tensões uma vez que, como cada campo introduz valores de extensão, e nem todos os elementos da peça são livres de se deformar, esses valores são acomodados sob a forma de tensão.

3 PRODUÇÃO E GEOMETRIA DE FABRICO

3.1 Geometria das Vigas Executadas

No âmbito das estruturas de aço, em particular para elementos vigas de secção soldada, e com base na introdução feita no capítulo 2, apresenta-se o estudo de duas Viga de Alma Cheia, G07 e G08, com o intuito de compreender como são modelados uma série de efeitos relacionados com tensões residuais e imperfeições geométricas. Essas vigas pertencem a um lote de 8 vigas executadas na MOMSteel, SA com o intuito serem ensaiadas em laboratório

3.1.1 Características Geométricas

As suas características geométricas das 8 vigas executadas encontram-se resumidas na Tabela 4 e representadas na Figura 12.

Tabela 4 - Lotes de vigas executadas e respetivas características geométricas

Group	Config. code	a [mm]	h_w [mm]	t_w [mm]	h_w/t_w	a/h_w	$b_{fl} = b_{fb}$ [mm]	$t_{fl} = t_{fb}$ [mm]	b_f/t_f	A_f/A_w
A	G01	830	830	4	207.5	1.0	300	15	20.00	1.36
	G02	830	830	4	207.5	1.0	300	15	20.00	1.36
	G03	830	830	4	207.5	1.0	300	15	20.00	1.36
	G04	830	830	4	207.5	1.0	300	15	20.00	1.36
	G05	830	830	4	207.5	1.0	300	15	20.00	1.36
	G06	830	830	4	207.5	1.0	300	15	20.00	1.36
B	G07	1245	830	4	207.5	1.5	300	15	20.00	1.36
	G08	1245	830	4	207.5	1.5	300	15	20.00	1.36

A presente investigação centra-se nas vigas do grupo A e B (Tabela 4), sendo que as vigas do grupo A apenas utilizadas para análises comparativas. As vigas do Grupo B, que serão objeto do estudo em detalhe do fabrico, têm as características geométricas apresentadas na Tabela 5.

Viga de Alma Cheia G07 e G08		
L	3000	mm
h_w	830	mm
t_w	4	mm
a	1245	mm
h_w/t_w	207.5	-
a/h_w	1.5	-
$b_{fl,1} = b_{fl,2}$	300	mm
$t_{fl,1} = t_{fl,2}$	15	mm
b_{fl}/t_{fl}	20.0	mm
Material	S355	MPa

Tabela 5 - Propriedades geométricas das vigas G07 e G08

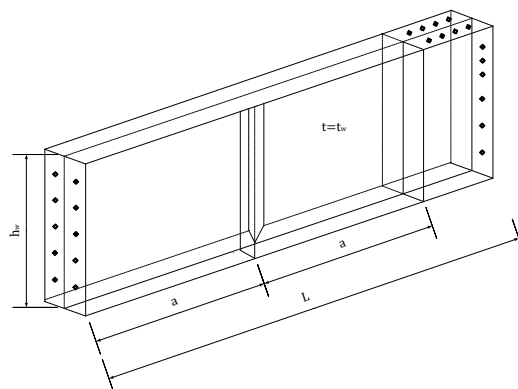


Figura 12 - Geometria das vigas de alma cheia G7 e G8

Convém referir que todas as vigas foram formadas através de uma viga original com o dobro do comprimento, tendo a chapa da alma e dos banzos inicialmente o dobro do comprimento. Como é possível ver na Figura 13 (e falado com mais detalhe na secção 3.4.3) a viga original foi cortada em dois troços que deram origem às vigas G07 e G08.

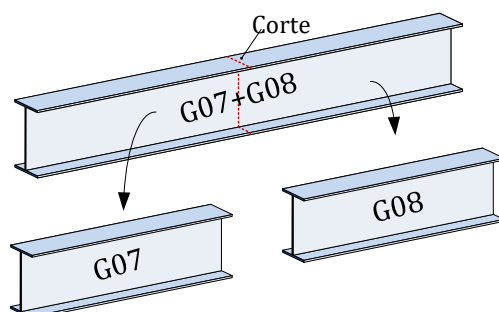


Figura 13 - Corte da viga original em duas vigas de igual comprimento

3.1.2 Material Utilizado

O tipo de aço requerido para a produção das vigas G07 e G08 (bem como para a das vigas do grupo A) e as suas características mecânicas encontram-se resumidas na tabela abaixo:

Tabela 6 – Tipo de aço adotado na análise destas vigas de alma cheia e respetivas características

Steel type	Steel quality	f_y (MPa)	f_u (MPa)	E (GPa)	ε_y (-)	ε_u (-)
Carbon	S355JR	355	490 (*)	210	0.0017	0.1636 (*)

(*) Estes valores dependem do lote a que o material pertence. Foram feitos ensaios das chapas utilizadas o que demonstraram valores ligeiramente superiores aos apresentados na Tabela 6.

A verificação do tipo de aço foi realizada através de provetes, retirados de peças já ensaiadas do mesmo lote, que foram sujeitos a tensões de tração. O objetivo deste ensaio, realizado de acordo com a norma EN ISO 6892 – 1 [6], é verificar os valores da tensão resistente à tração uniaxial que é extrapolada para todo o lote, sendo que f_y não pode ser menor do que o valor fornecido pelo fabricante para 5% do lote.

3.1.3 Classificação da Secção transversal

Tendo por base a Tabela 6 e os valores apresentados no EC3-1-1 [1] e com o objetivo de avaliar a esbelteza dos elementos em análise, efetua-se a classificação da secção transversal das vigas:

Classe da alma à flexão:

$$c/t = h_w/t_w > 124 \cdot \varepsilon \Leftrightarrow 207.5 > 124 \cdot \sqrt{235/355} \Leftrightarrow 207.5 > 100.9 \Rightarrow \text{Classe 4}$$

Classe do banzo à compressão:

$$c/t = b_{fl}/(2 \cdot t_{fl}) > 14 \cdot \varepsilon \Leftrightarrow 10.0 \leq 14 \cdot \sqrt{235/355} \Leftrightarrow 10.00 < 11.40 \Rightarrow \text{Classe 3}$$

Nota: O cálculo apresentado para a classe do banzo encontra-se na forma simplificada e conservativa ($c = b_{fl}/2$)

O facto de a alma ser de classe 4 à flexão não conduz grandes impedimentos para o cálculo, uma vez que irá resistir essencialmente ao esforço transversal. O facto de os banzos serem de classe 3 à compressão já obriga a fazer uma análise global elástica.

No entanto, o facto da investigação incidir sobre a modelação numérica de uma serie de procedimentos reais (apresentados no capítulo seguinte), faz com que a classe do perfil não seja relevante, visto que em nada afeta o que será apresentado nos capítulos seguintes.

3.2 Resumo dos Procedimentos de Fabrico

Os procedimentos do fabrico analisados das vigas de secção soldada G07 e G08 foram os seguintes:

- ✓ Corte da Chapa da Alma (Figura 14)

Nesta fase uma chapa de 6000x1500 mm foi recortada numa de 6000x830 mm através um processo de corte térmico que utiliza um jato de alta velocidade de gás quente ionizado, corte por arco Plasma (PAC). Foram medidas as deformações recorrendo a um equipamento de laser scan.

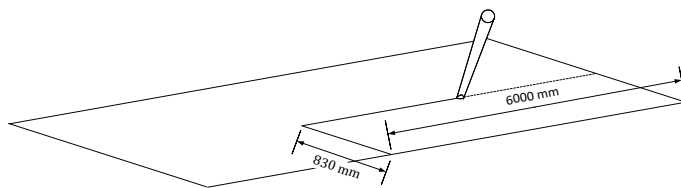


Figura 14 – Esquema representativo do corte da chapa

- ✓ Execução da Soldadura Banzos-Alma

Para a execução da soldadura banzos-alma recorreu-se ao processo de arco submerso, apresentado na secção 2.4.3. O cordão aplicado tem 3 mm de espessura e foi efetuado nas duas extremidades da alma ao mesmo tempo (Figura 15), tornando-o um processo simétrico. Nesta fase foram medidas deformações recorrendo a um equipamento de laser scan.

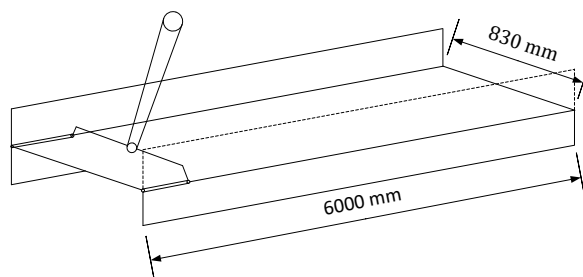


Figura 15 – Esquema representativo da soldadura banzos-alma

Nesta fase foram ainda medidas temperaturas recorrendo a termopares do tipo K.

- ✓ Corte da viga base em duas vigas de estudo (Figura 16)

O corte da viga base foi executado recorrendo a uma serra de banda elétrica (FICEP), onde foram medidas, através de extensómetros e de um equipamento de laser Scan, deformações devido à libertação de tensões residuais.

- ✓ Soldadura dos Reforços

O objetivo desta etapa é perceber as perturbações impostas à alma e banzos da estrutura, assim como as eventuais correções na geometria da viga, devida à soldadura de reforços usando o processo manual de a soldadura MIG/MAG. Nesta fase foram medidas temperaturas recorrendo a termopares do tipo K

- ✓ Registo da geometria final do fabrico

Materiais e Equipamentos: Para poder apresentar de forma conveniente os materiais e equipamentos utilizados em cada uma das etapas, estas foram reescritas de uma forma mais compacta, e numerada:

- ✓ 1ª Etapa: Corte da Chapa da Alma (plasma)
- ✓ 2ª Etapa: Soldadura Banzos-Alma (soldadura de arco submerso)
- ✓ 3ª Etapa: Corte viga PRS (utilizando uma serra em banda elétrica)
- ✓ 4ª Etapa: Soldadura dos Reforços (soldadura MIG/MAG)

De forma mais explicita, apresentam-se de seguida as quantidades físicas, e a instrumentação mais relevante utilizada, que se encontram afetas a cada uma das etapas:

- **1ª Etapa: Corte da Chapa da Alma**

Para esta etapa foram utilizados os seguintes equipamentos:

- Equipamento de corte térmico por Arco de Plasma (Vigas do Grupo B, Tabela 4)
- Equipamento de captação de imagem
- Equipamento Laser Scan

Nota: Equipamento de corte térmico por Oxicorte (Vigas do grupo A, Tabela 4)

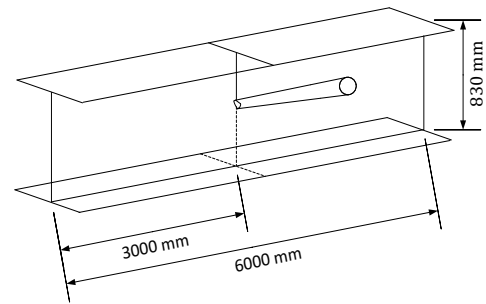


Figura 16 – Esquema representativo do corte da viga base

▪ **2ª Etapa: Soldadura Banzos-Alma**

Para esta etapa foram utilizados os seguintes equipamentos:

- Equipamento de soldadura com Arco Submerso
- Equipamento de captação de imagem
- Equipamento Laser Scan

▪ **3ª Etapa: Corte da Viga PRS**

Para esta etapa foram utilizados os seguintes equipamentos:

- Equipamento de corte a frio (FICEP)
- Equipamentos de medição de extensões (extensómetros)
- Equipamento de captação de imagem
- Equipamento Laser Scan

▪ **4ª Etapa: Soldadura dos Reforços**

Para esta etapa foram utilizados os seguintes equipamentos:

- Equipamento de soldadura MIG/MAG
- Equipamento de captação de imagem
- Termopares do tipo K

Encontram-se sintetizados na Tabela 7 os trabalhos executados e a informação acerca da recolha das medições referidas anteriormente:

Tabela 7 – Trabalhos executados e dados mais relevantes recolhidos para as vigas G7 e G8

Data	Viga	Etapa	Quantidades Físicas	Equipamento	Trabalhos
14/07/2021	G07 e G08	1	Distâncias (mm)	Laser scan	Corte plasma alma, banzo e reforços
14/07/2021	G07 e G08	2	Distâncias (mm) + Temperaturas (°C) (*)	Laser scan + Termopares (*)	Soldadura alma-banzos (arco submerso)
27/07/2021	G07 e G08	3	Extensões (%) + Distâncias (mm)	Extensómetros + Laser scan	FICEP (corte a frio)
02/11/2021	G07 e G08	4	Temperaturas (°C)	Termopares	Soldadura dos reforços MIG/MAG
15/11/2021	G07 e G08	4	--	--	Restantes soldaduras MIG/MAG
23/11/2021	G07 e G08	5	---	---	Envio e receção no IST

(*) A medição de temperaturas é extrapolada de medições realizadas nas vigas do grupo A (G01 a G06).

Outras quantidades físicas medidas foram:

- Voltagem (em Volt) e a Corrente elétrica (em Ampere) foram registadas nas etapas 2 e 4, recorrendo aos controladores do equipamento de soldadura;

- Velocidade (em c/min) medida também nas etapas 2 e 4, recorrendo aos mesmos controladores
- Tempo (em segundos) é quantificado pelo software durante as fases 2, 3 e 4.

Erros associados a cada equipamento:

Todos os equipamentos de medição utilizados, como é natural, têm um possível erro associado, o que é importante compreender é qual a influência que estes erros de medição podem ter no resultado.

Tabela 8 – Erros associados aos equipamentos de medição

Equipamento	Referência	Quantidade Física	Etapa	Erros de medição	Notas
Laser Scan	FOCUS S	Distâncias (mm)	1,2,3	$\pm 0.1\text{mm}$ (/m)	---
Termopar tipo K	Q/Q-24-KK	Temperaturas	2,4	$\pm 1^\circ\text{C}$	---
Termopar tipo K	CEFIRF90-20-KK	Temperaturas	2,4	$\pm 1^\circ\text{C}$	---
Termómetro	PM6501	Temperaturas	2,4	$\pm 1^\circ\text{C}$	---
Extensómetro	FLAB-5-11-5L	Extensões	3	1%	Erro não contabiliza possíveis efeitos térmicos

As referências aos possíveis erros de medição apresentados foram retiradas das fichas técnicas dos equipamentos, sendo que podem ser superiores em alguns casos.

3.3 Resumo das Variáveis de Fabrico

Na Tabela 9 encontram-se resumidas as principais variáveis de fabrico em estudo. Os grupos de vigas apresentados são apenas o A e B, uma vez que são os relevantes para o estudo comparativo.

Como é possível ver na Tabela 9, os grupos de vigas A recorreram a processos térmicos, para corte da alma ou do banzo, por Oxicorte já para as vigas do grupo B foram utilizados para todos os elementos processos de corte por arco de Plasma. As maiores diferenças entre os processos de corte são [4B]:

- Oxicorte: Baixas Velocidades; temperaturas mais baixas à saída do arco; menor precisão; menores gastos energéticos; maior simplicidade [4B].
- Plasma: Altas Velocidades; temperaturas mais altas à saída do arco; maior precisão; maior produtividade; maior complexidade; limitado em termos de eficiência quando se aumenta a espessura do elemento a cortar [4B].

Tabela 9 - Resumo das variáveis de fabrico para os grupos A e B

Grupo de Vigas	Corte			Soldadura					
	Alma	Banzo	Reforço	Tipo	I [A]	U [V]	Vel. média [mm/ min] (*) (**)	Cordão	Pré-Aquecimento
A (G01+G02)	Oxicorte	Oxicorte	Plasma	Arco submerso	300	24	1ª p. – 388 2ª p. – 500	Fillet a=3 mm	---
A (G03+G04)	Oxicorte	Oxicorte	Plasma	Arco submerso	300	24	1ª p. – 333 2ª p. – 538	Fillet a=3 mm	---
A (G05+G06)	Plasma	Oxicorte	Plasma	Arco submerso	300	24	1ª p. – 636 2ª p. – 569	Fillet a=3 mm	---
B (G07+G08)	Plasma	Plasma	Plasma	Arco submerso	300	24	1ª p. – 550 2ª p. – 595	Fillet a=3 mm	---

(*) a velocidade média é calculada para a 1ª e 2ª passagens de forma independente. O comprimento considerado de soldadura é 3500 mm. O tempo considera paragens durante o processo. A 1ª passagem G01+G02 teve uma paragem de 1.3 min. A 1ª passagem G03+G04 teve uma paragem de 3.8 min.

(*) a velocidade média da soldadura da viga G07+G08 é calculada para a 1ª e 2ª passagens de forma independente. O comprimento considerado de soldadura é 5500 mm. O tempo considera possíveis paragens durante o processo.

Nas secções seguintes são ser apresentados: 1) os registos fotográficos; 2) os gráficos obtidos através da informação obtida pelo Laser Scan; 3) os gráficos de temperatura obtidos através dos valores dados pelos termopares para a fase de soldadura; e 4) o gráfico do perfil de tensões residuais na fase de corte da viga.

3.4 Etapas do Fabrico

3.4.1 Corte das Chapas

O corte da chapa da alma das vigas G07 e G08 teve a duração de aproximadamente 5 minutos e trinta segundos, que para um perímetro de corte de 13660 mm resulta numa velocidade média de 2484 mm/min (cerca de 5 vezes mais a velocidade de corte por Oxicorte para as chapas do grupo A).

3.4.1.1 Alma

Na Figura 17 estão representados os eixos globais e locais da chapa que dá origem à alma, quando posicionada na mesa de corte.

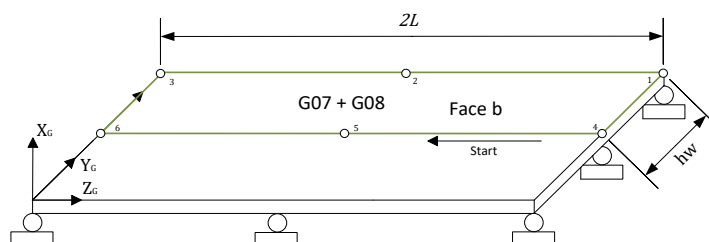


Figura 17 - Definição dos eixos globais da chapa na etapa do corte ($t_w = 4 \text{ mm}$)

O corte da chapa que resulta no painel da alma da viga foi executado recorrendo ao processo de corte térmico por arco Plasma (vigas do grupo B). Como seria de esperar, foram observados ligeiros empenamentos do painel no instante do corte, sendo que à medida que a peça arrefeceu estes efeitos foram reduzindo. No caso das vigas do grupo A, onde o processo de corte térmico foi o Oxicorte, esse empenamento foi bastante mais relevante (Figura 18).

As fotografias retiradas durante todo o processo mostram as diferenças entre os efeitos do processo de corte Plasma (Vigas G05 e G06 e grupo B) e Oxicorte (Vigas do Grupo A).



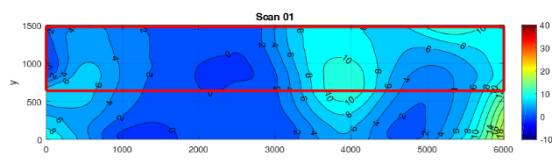
Figura 18 - Fotografias corte das chapas pelo processo Oxicorte (Grupo A)



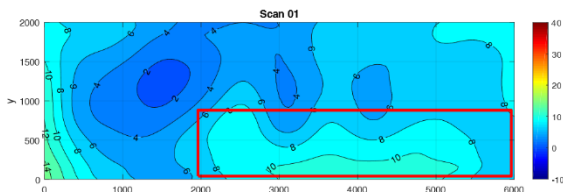
Figura 19 - Fotografias corte das chapas pelo processo Plasma (Grupo B)

Conforme referido acima, as imperfeições geométricas no caso das vigas da Figura 18 são manifestamente superiores. A aparência física da linha de corte mostra que o processo de corte por Oxicorte tem menor precisão do que o processo de corte por Plasma.

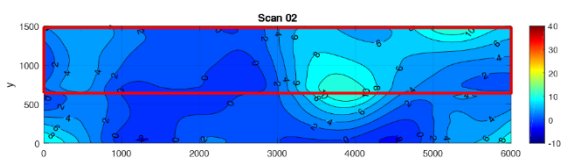
Os resultados do empenamento para as vigas do grupo B estão representadas na Figura 20 em formato 2D, resultados esses recolhidos antes e 20 minutos após o corte. Esses resultados foram obtidos pelo Laser Scan (conforme referido em 3.2) e tratados em matlab. Também na Figura 20, à direita, encontram-se os resultados obtidos para as vigas do grupo A onde o processo de corte utilizado foi o Oxicorte.



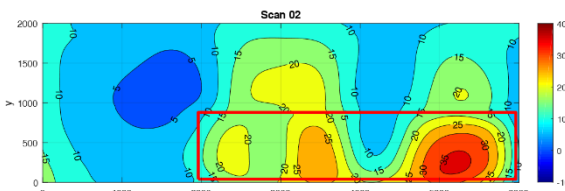
1. Imperfeições da chapa da alma antes do corte (mm)



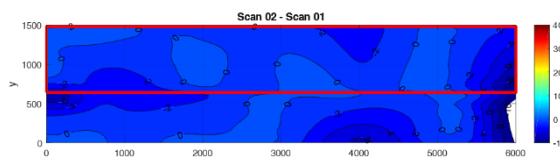
2. Imperfeições da chapa da alma antes do corte (mm)



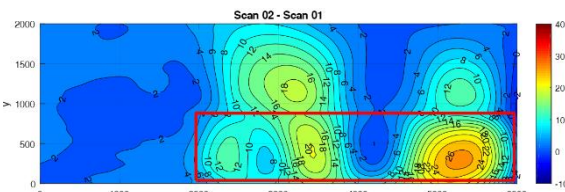
3. Imperfeições da chapa da alma após o corte (mm)



4. Imperfeições da chapa da alma após o corte (mm)



5. Diferença entre a fase inicial e final (mm)



6. Diferença entre a fase inicial e final (mm)

Figura 20 - Comparação das imperfeições da alma entre o processo térmico de corte da placa da alma por Plasma (à esquerda) e por Oxicorte (à direita)

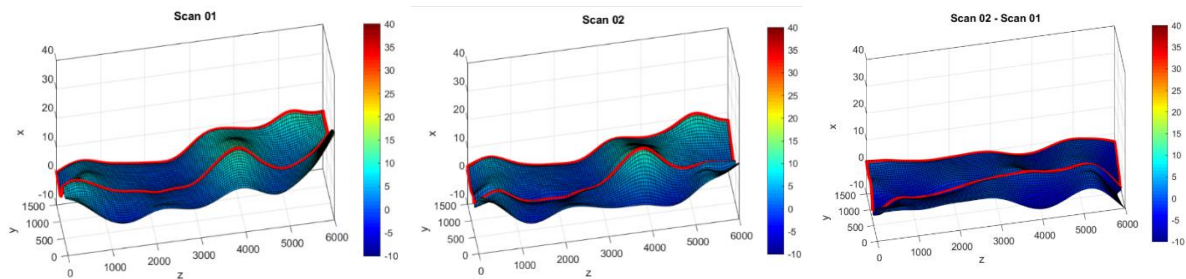
O reduzido valor das imperfeições 20 minutos após o corte no caso do corte por arco de Plasma, indica que este processo, não introduz grandes perturbações em termos de empenamento nas peças metálicas, na verdade, o facto de ser um processo rápido e preciso faz com que uma menor área da peça seja influenciada e consequentemente os empenamentos da peça sejam menos expressivos.

Quando comparado com os resultados obtidos utilizando processo de oxicorte utilizado no corte das almas das vigas G01 a G04 pode ser observado que os resultados são bastante diferentes, observando-se maiores deformações. Como referido anteriormente este processo é executado a temperaturas mais baixas com velocidades mais lentas. O facto de as temperaturas serem mais baixas faz com que o equipamento utilizado neste processo necessite de estar mais tempo a incidir sobre uma mesma zona até que esta seja efetivamente cortada, o que faz com que os gradientes de temperatura atingiam uma maior zona da peça. Esta conclusão aliada ao facto de o arrefecimento não ser controlado faz com que este processo de corte com chama (oxicorte) tenha um potencial de empenamento bastante elevado nas chapas com reduzida espessura.

Outro motivo para a diferença dos empenamentos relaciona-se com o facto de a geometria do corte ser tão distinta, tendo as vigas do grupo A 4000x830mm e as do grupo B 6000x830mm. Tendo a viga do grupo A uma menor área, a proporção das zonas afetadas pelos gradientes de temperatura será

maior e, portanto, os empenamentos serão mais relevantes. De uma forma resumida, pode assim referir-se que os principais motivos da diferença entre os empenamentos estão relacionados com:

- ✓ o processo de corte térmico utilizado (mais relevante);
- ✓ a geometria do corte (menos relevante).



1- Imperfeições da chapa antes do corte (mm)

2- Imperfeições da chapa após o corte (mm)

3 - Diferença entre a fase inicial e final (mm)

Figura 21 - Representação 3D da deformada da chapa em cada uma das fases de corte

Através da visualização da Figura 21 é possível confirmar que, tal como foi referido em 2.4.4, a formação de novas imperfeições funciona sempre como uma amplificação (ou redução) da perturbação inicial de uma dada peça. Verifica-se desta análise que as deformações devidas ao corte podem ser significativas, podendo em certas zonas das chapas finas atingir a ordem do centímetro.

3.4.1.2 Banzos

O corte das chapas dos banzos, de espessura 15 mm, foi executado recorrendo ao processo térmico por corte de arco de Plasma, no caso das vigas do grupo B. Pelo que é possível inferir que existam também diferenças entre as tensões residuais nestas vigas relativamente às do grupo A, onde as chapas dos banzos de todas as 6 vigas foi realizado com Oxicorte. Esta análise comparativa é apresentada no capítulo 4.

3.4.1.3 Reforços

O corte das chapas dos reforços, de espessura 4, 6 e 10 mm, foi executado recorrendo ao processo térmico por corte de arco e Plasma para todas as vigas, tanto do grupo B como do grupo A.

3.4.2 Execução das Soldaduras Banzo-Alma

3.4.2.1 Amarração da viga

Após o transporte as chapas dos banzos e da alma estes têm de ser posicionados e fixos através de grampos e elementos metálicos auxiliares (escoras). Estando assegurado o correto posicionamento

então ligação alma-banzo é “pingada” com pontos de soldadura (no caso 8 pontos por aresta a soldar, cada ponto com comprimento inferior a 10mm).

A Figura 22 apresenta, através de um registo fotográfico, as várias etapas do processo de armação das vigas.



(1)



(2)



(3)



(4)

Figura 22 - Fotografias da armação G07+G08: (1) Transporte, (2) Preparação, (3) Durante a armação e (4) Após a armação

Novamente, tendo sido recolhidos dados relativos aos deslocamentos pelo equipamento de Laser Scan, foi possível obter, após o tratamento dos dados, os gráficos de isolinhas que representam as deformações da chapa da alma após o processo de amarração. Na Figura 23 apresenta-se o efeito nas deformações da chapa quando esta foi preparada para o processo de soldadura através do efeito corretivo dos pingos de soldadura. De facto, as imperfeições nos bordos laterais com maior comprimento desta chapa têm um valor de empenamento praticamente nulo, algo que não foi visto como sendo um resultado da etapa anterior. Também pode ser visto que ao terem sido corrigidos os empenamentos nos bordos laterais da chapa os empenamentos na zona central também sofreram alteração e o valor de empenamento máximo reduziu.

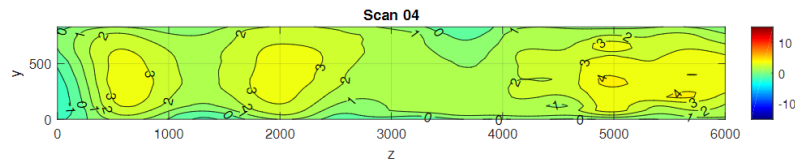


Figura 23 – Gráfico de isolinhas do processo de amarração da viga

3.4.2.2 Execução das Soldaduras

As execuções das soldaduras Alma-Banzo foram para o caso dos dois grupos, A e B, feitas segundo o processo de arco submerso (ver 2.4.3). Na Figura 24 encontram-se representados os eixos globais e locais das chapas após estas serem transportadas para a mesa onde será executada a soldadura.

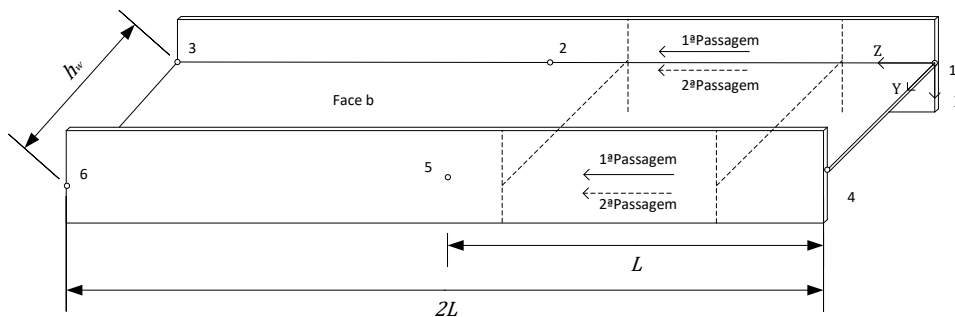


Figura 24 - Definição dos eixos globais da chapa durante o processo de soldadura

Perfil de Temperaturas durante o processo de Soldadura

A entrega térmica do processo de soldadura dos banzos-alma foi monitorizada recorrendo a 16 termopares do tipo K (sensores de leitura de temperaturas). Estes foram soldados a cada uma das chapas (banzo e alma) e, de forma estratégica, colocados em três secções de acordo com o representado na imagem abaixo. Convém ainda referir que esta medição, por motivos de redundância e produtividade, apenas foi feita para as vigas do grupo A (G01-G06). No entanto, por não se ter alterado o tipo de material, a espessura da chapa, nem o processo térmico os resultados podem ser comparados e extrapolados para todas as vigas em estudo, medições apresentadas em anexo (ANEXO B).

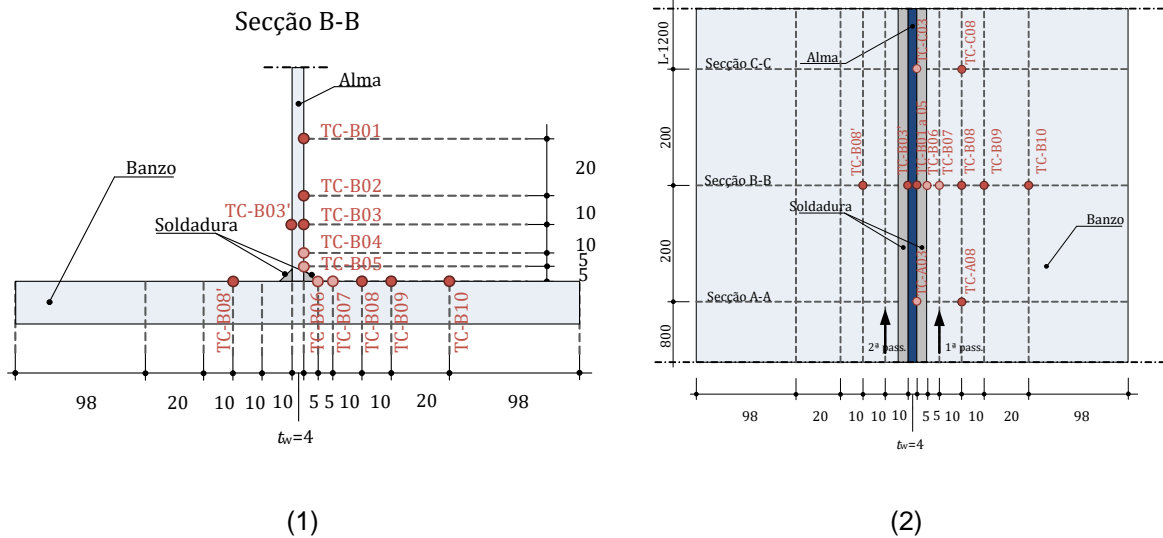


Figura 25 - Localização dos termopares nas vigas do grupo A: (1) visão em corte, (2) visão em planta (Dimensões em milímetros)

Como é possível verificar na Figura 25, a aquisição de temperaturas foi feita em três secções: A-A, B-B e C-C, estas encontram-se a 800, 1000 e 1200 mm da secção de extremidade onde começa a 1ª passagem da soldadura. Os nomes de código dos termopares seguem a seguinte regra:

TC (termocouple) + $_$ + A (secção A) + 04 (posição do TC = 4) + $'$ (caso se localize no outro lado da alma)

Por exemplo o sétimo termopar da secção B localizado no banzo será o TC_B07, se for localizado no mesmo banzo no lado oposto da alma será o TC_B07'. O primeiro termopar da secção B será o TC-B01. Ainda, os termopares 1 a 5 encontram-se na alma, os termopares 6 a 10 no banzo. Algumas fotografias da colocação dos termopares e de todo o processo de soldadura podem ser vistas abaixo:

G01 + G02



Figura 26 - Fotografias do processo de soldadura G01+G02, à esquerda a instrumentação utilizada e à direita durante o processo

G07 + G08



Figura 27 - Fotografias do processo de soldadura G07 + G08, à esquerda uma Vista Global e à direita um pormenor do processo

É de esperar que para a viga de secção soldada que irá dar origem ao grupo B (G07+G08) os tempos de manobra sejam inferiores aos do grupo A, pelo facto de não ter de haver interrupções por conta da inexistência da instrumentação de recolha de dados relativos a temperaturas. Já o tempo de passagens, esse espera-se que seja superior, uma vez que as dimensões da viga são superiores. Os valores apresentados na Tabela 10, retirados através do software associado ao equipamento de soldadura, vem confirmar estas factos.

Tabela 10 - Temperatura e duração da soldadura de cada par de vigas fabricado

Viga	Hora	T ambiente [°C]	T inicial do aço [°C]	Δt 1pass [seg]	Δt interpass [seg]	Δt 2pass [seg]	Δt tcool down [seg] (*)
G01+G02	16h 14min	16.7	21.6	540	2328	420	650
G03+G04	17h 52min	20.7	23.2	630	2827	390	650
G05+G06	15h 12min	22.5	23.0	330	1923	370	650
G07+G08	14h 05min	22.0(*)	23.0(*)	600	1050	565	650

* Temperatura estimada

Deformações da chapa da alma devido ao processo de soldadura

Através da Figura 28 é possível ver que esta etapa contribui para o agravamento dos empenamentos da chapa da alma resultantes do seu corte, não pelo facto da peça ficar com deformações maiores do que as iniciais, mas por, durante o processo, serem introduzidas deformações adicionais na ordem dos 3 mm.

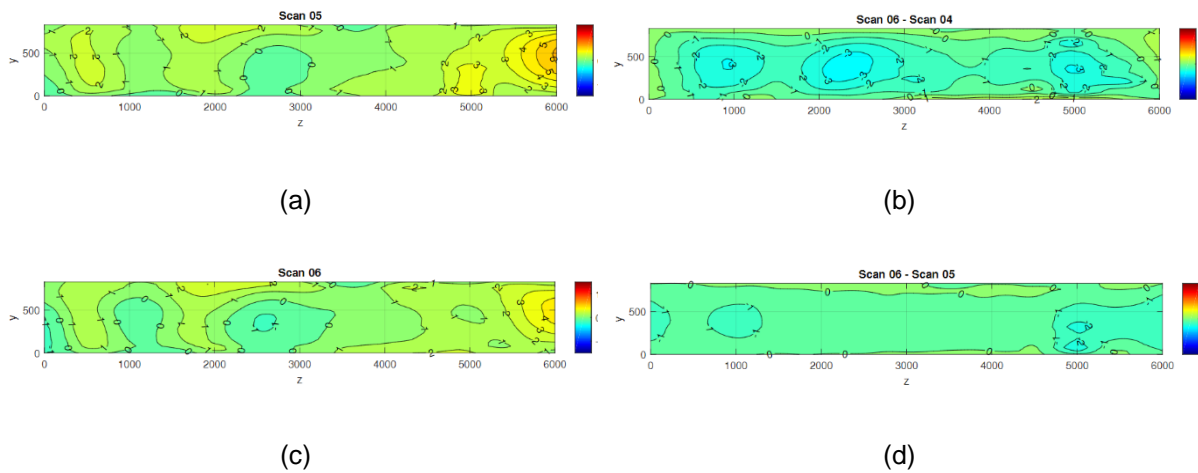
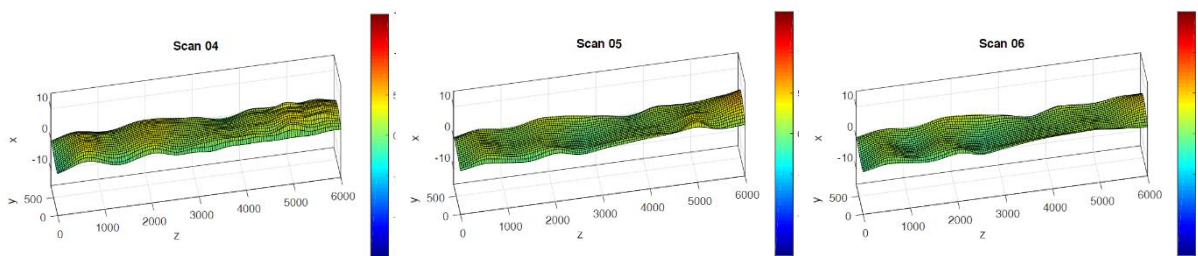


Figura 28 – Imperfeições da chapa da alma (a) Após a soldadura, (b) Após a soldadura e a retirada dos travamentos, (c) Variação dos valores antes da soldadura e após a retirada dos travamentos (d) Variação entre os valores antes e após a retirada dos travamentos

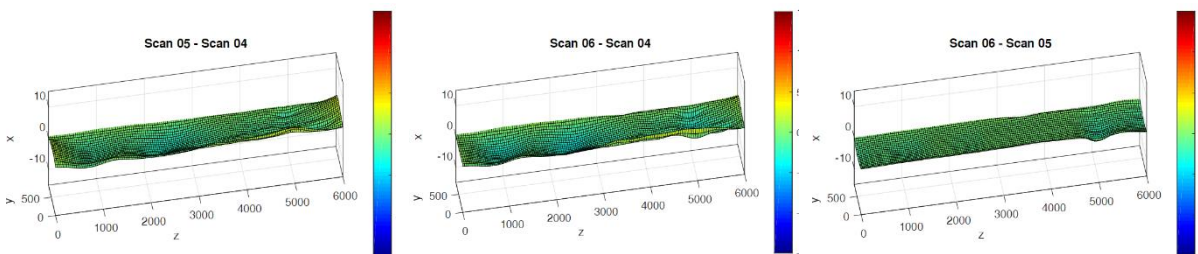
Novamente, através da Figura 29, é visível que as perturbações introduzidas pela soldadura vão afetar principalmente zonas com imperfeições iniciais maiores (conforme referido em 2.4.4).



1 - Imperfeições da chapa da alma antes da soldadura (mm)

2 - Imperfeições da chapa da alma após a soldadura (mm)

3 - Imperfeições da chapa da alma após a soldadura e a retirada dos travamentos (mm)



4 - Diferença entre (2) e (1)

5 - Diferença entre (3) e (1)

6 - Diferença entre (3) e (2)

Figura 29- Representação tridimensional da deformação da viga em cada uma das fases do processo de soldadura

A exceção observada na zona mais à direita da chapa deve-se ao facto de ser nessa posição que começam as passagens da soldadura, o que introduz uma descontinuidade repentina absorvida pela chapa sobre a forma de distorção.

A informação pode ainda ser representada a três dimensões onde é possível ver de forma mais direta os efeitos da soldadura (Figura 29).

3.4.3 Execução do Corte da Viga

O corte das vigas PRS foi executado recorrendo a uma máquina de corte FICEP que realiza corte a frio com recurso a uma serra em banda. Durante a realização do corte da viga é esperado que ocorra a libertação de tensões residuais conforme introduzido em 2.4.2.

O objetivo desta fase do fabrico é recolher informação relativa a essa libertação de tensões residuais provenientes do fabrico. Para tal é preciso recorrer a extensómetros uni-axiais. Na Figura 30 encontra-se representada a configuração em que foram colocados esses extensómetros.



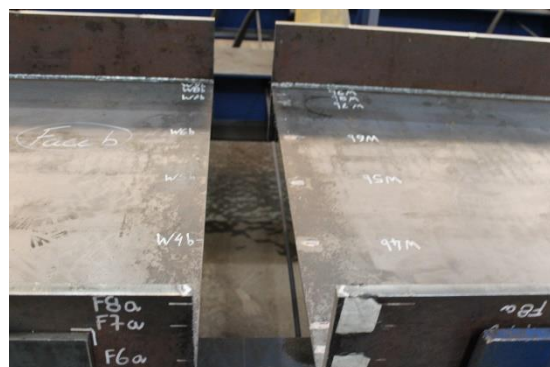
(1)



(2)



(3)



(4)

Figura 30 - Instrumentação: (a) Extensómetros colocados no banzo, (b) Extensómetros colocados na alma, (c) Vista geral, (d) corte final da viga e marcação das posições dos extensómetros

Perfil de Tensões Residuais

Conforme referido anteriormente e representado na figura acima é essencial a utilização de extensómetros para esta análise. Neste caso foram utilizados 34 extensómetros que registam a variação da extensão, em $\mu\text{m}/\text{m}$ ($10000 \mu\text{m}/\text{m} = 1\%$), durante o corte. Os nomes de código dos extensómetros seguem a seguinte regra:

$$SG \text{ (Strain Gauge)} + - + W \text{ (web)} + 4 \text{ (posição do SG = 4)} + a \text{ (face a)}$$

Por exemplo o sétimo extensómetro localizado no banzo do lado interior (b) será o SG-F7b, se for localizado na alma e na face 'a' será o SG-W7a.

Na Figura 31 encontram-se representadas as posições e os nomes de código dos extensómetros utilizados nesta análise.

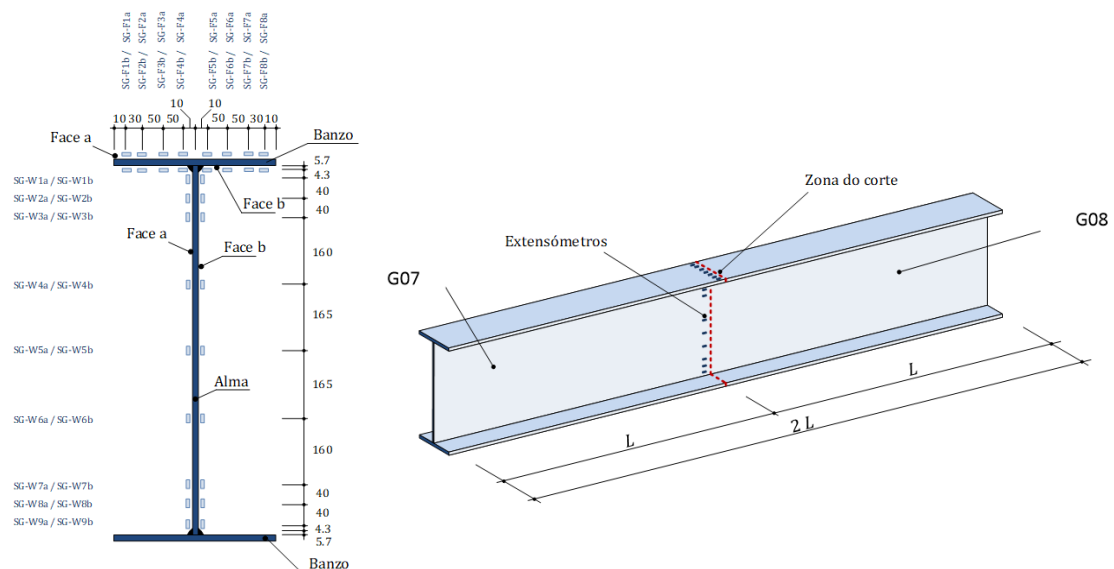


Figura 31 - Posição e nomes de código de cada um dos extensómetros

A duração total do processo de corte é de aproximadamente 15 minutos (900 seg). Para que as leituras das extensões estabilizassem, para poder recolher resultados, esperou-se até aos 25 minutos após o início do corte. Observou-se, no final desse período, que as extensões na zona central do banzo e nas zonas laterais da alma tinham o sentido negativo, ou seja, extensões de compressão, sendo justificado pelo conceito introduzido em 2.4. O facto de esta zona ter sido aquecida e posteriormente arrefecida sem ter capacidade de retração resultou em extensões de compressão residuais quando foi feita a libertação. Esse mesmo facto é o que leva ao aparecimento de extensões de tração nas zonas laterais do banzo e na zona central da alma.

Para as vigas G07+G08 apresenta-se de seguida o resultado obtido em cada extensómetro e a respetiva configuração de extensões na secção, sendo que a forma utilizada para definir as extensões

em cada elemento foi através da média entre os valores obtidos nos extensómetros do lado 'a' e extensómetros do lado 'b'.

Uma potencial dúvida que pode surgir é qual a escolha do instante certo para ler as extensões dadas nos extensómetros, uma vez que cada extensómetro dará uma grande quantidade de extensões à medida que o corte é executado.

Na Figura 32 encontram-se a evolução dos resultados das leituras de um dos extensómetros utilizados e qual o instante de recolha dos resultados. Através desta figura é possível ver que o início da estabilização dos resultados só acontece após os 600 segundos, no caso dos resultados apresentados na Figura 34, estes foram recolhidos a 650 segundos depois dessa estabilização.

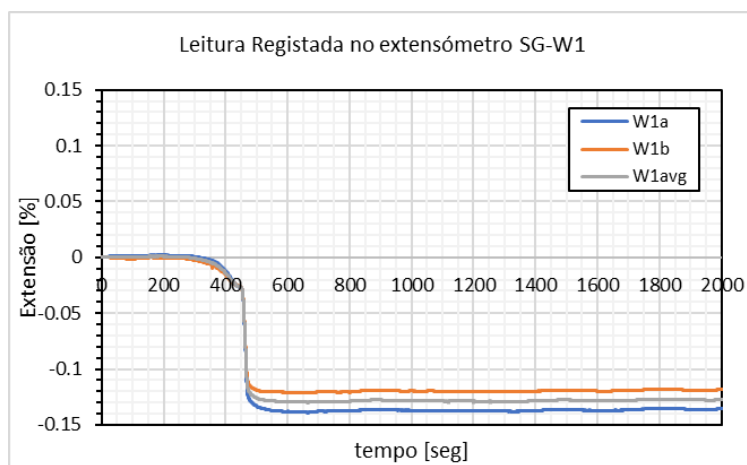


Figura 32 - Leitura registada nos extensómetros SG-W1 da alma

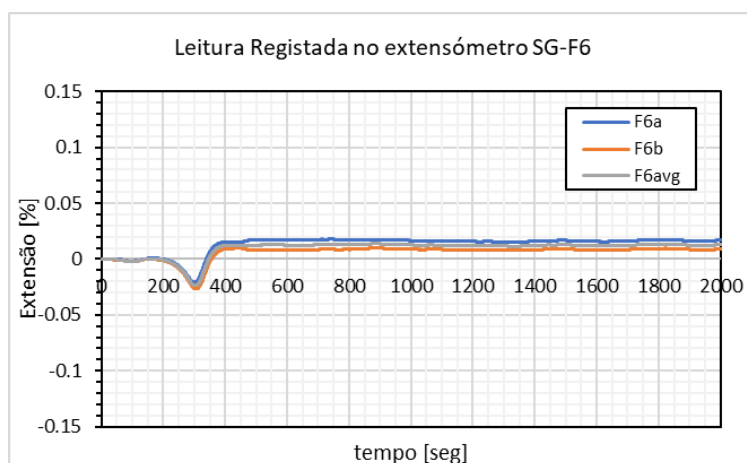


Figura 33 - Leitura registada nos extensómetros SG-F6 do banzo

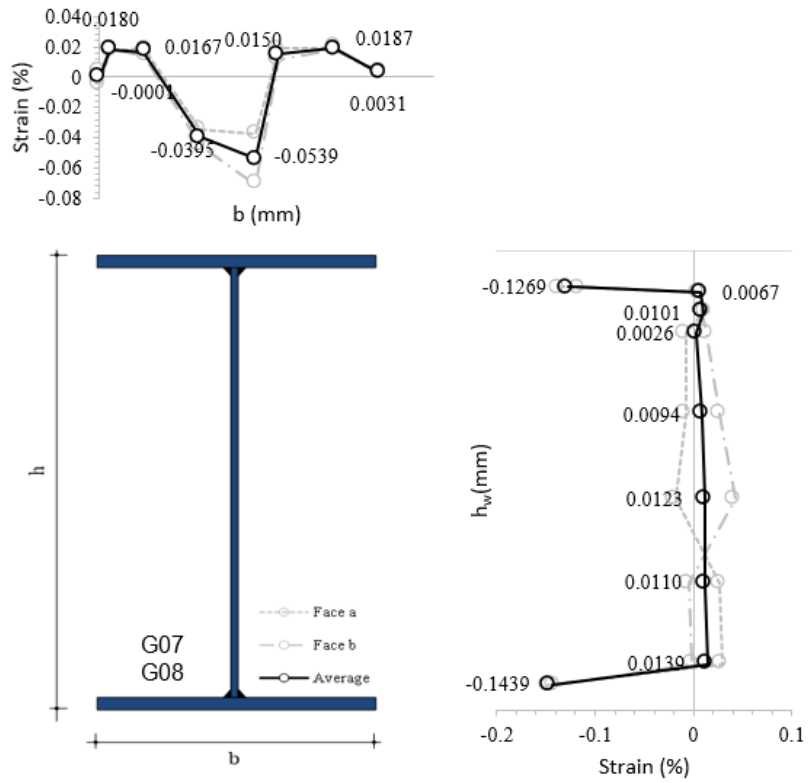


Figura 34 - Extensões residuais resultantes do processo de fabrico das vigas

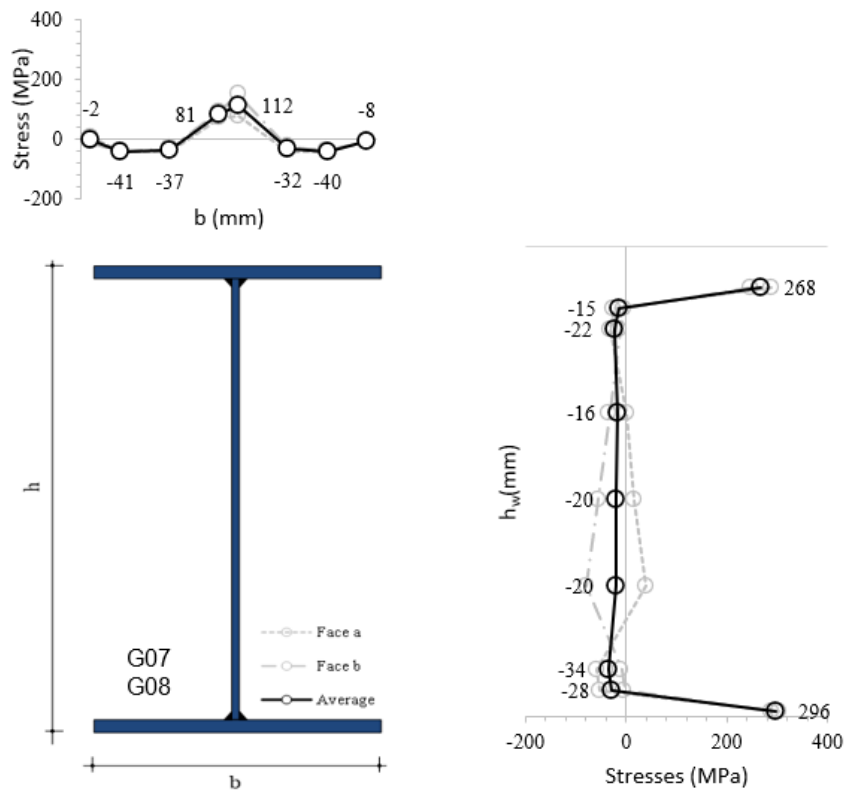


Figura 35 - Tensões residuais elásticas resultantes do fabrico das vigas

Gráficos de deformação da alma

Nesta fase do fabrico foi utilizado o Laser Scan com o intuito de perceber quais as imperfeições da alma após o corte da peça. O facto de as tensões residuais terem sido libertadas na secção cortada resultou na introdução de extensões nessa mesma secção que afetou os fenómenos de empenamento.

Na Figura 36 encontram-se representados esses fenómenos.

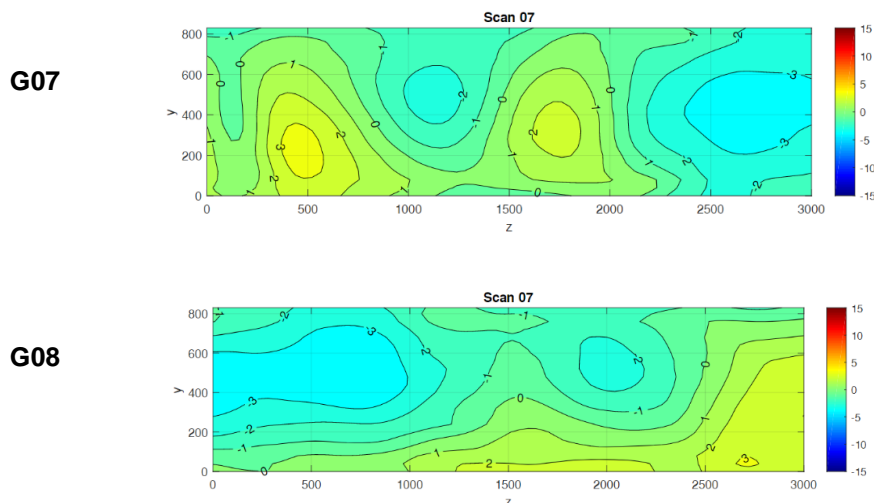


Figura 36 – Gráficos de isolinhas que representam os fenómenos de empenamento nas vigas G07 e G08 introduzidos pelo corte a frio (mm)

Através da comparação entre as deformações da Figura 36 e os valores obtidos no final do processo de soldadura é possível concluir que a libertação de tensões residuais introduziu um acréscimo de deformações especialmente na zona central da viga inicial (zona do corte), bem como serviu de amplificação para imperfeições que já se tinham formado através dos processos térmicos anteriores em zonas mais afastadas do corte.

Outra conclusão importante é o facto de haver uma clara transição entre as vigas G07 e G08 na zona do corte, uma vez até as vigas estarem totalmente cortadas as deformações residuais da peça têm de respeitar as condições de compatibilidade (ver representação 3D).

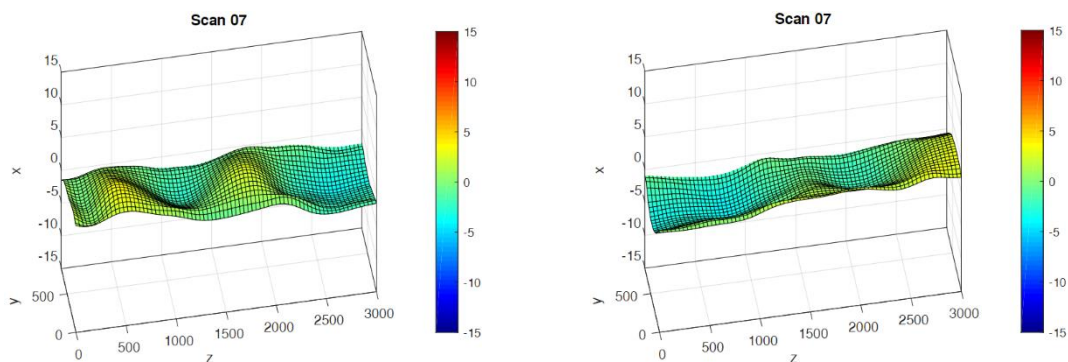


Figura 37 - Representação a três dimensões das imperfeições geométricas devidas ao corte a frio: à esquerda a Viga G07, à direita a viga G08

3.4.4 Execução das Soldaduras dos Reforços

Para esta última fase do processo de fabrico, que corresponde à soldadura dos reforços transversais da viga, foi utilizado o processo de soldadura manual MIG/MAG (descrito em 2.4.3), sendo a monitorização da sua entrega térmica feita com base em termopares tipo K dispostos conforme representado na Figura 38.

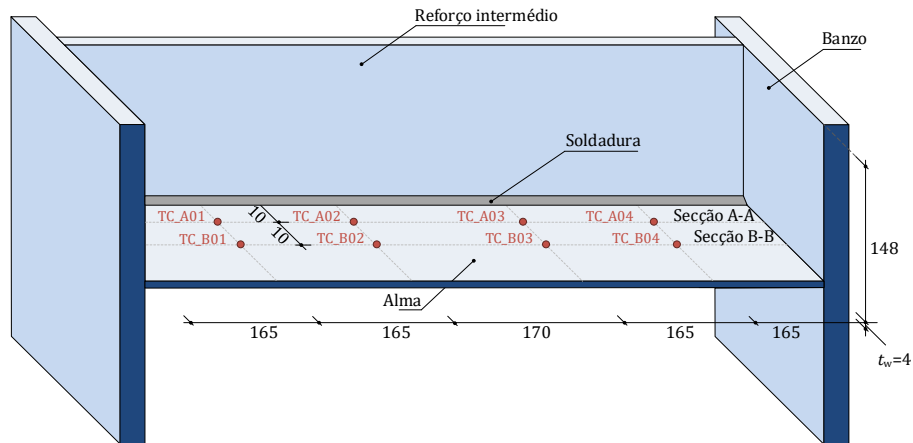


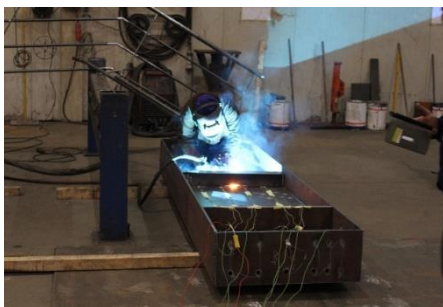
Figura 38 - Disposição dos termopares na alma do perfil para monitorização das temperaturas durante a execução da soldadura



(1)



(2)



(3)



(4)

Figura 39 - Fotografias do processo: (1) instrumentação, (2) estação de trabalho e posicionamento das vigas, (3) durante a soldadura e (4) aspecto final

A Figura 39 mostra algumas fotografias da instrumentação, da disposição das vigas, da estação de recolha de dados, e do processo de soldadura dos reforços bem como do seu resultado.

Na Tabela 11 estão indicadas, para cada viga do grupo B, as seguintes grandezas: A temperatura ambiente registada por um termopar exterior digital; a temperatura do aço; os tempos de soldadura de cada passagem; o tempo entre passagens (*interpass*); o tempo de arrefecimento (*cool down*).

Tabela 11 - Temperatura e duração da soldadura do reforço das vigas G07 e G08

Soldador	Viga	Secção do Reforço	Hora	T _{ambiente} [°C]	T _{inicial do aço} [°C]	Δt_{1pass} [seg]	$\Delta t_{interpass}$ [seg]	Δt_{2pass} [seg]	$\Delta t_{cool\ down}$ [seg] (*)
1 (**)	G07	Placa	13h 40m	18.5	19.2	140	308	137	615
1 (**)	G08	T	13h 40m	18.5	19.2	127	336	118	619

(*) Tempo de *cool down* registado na recolha de dados depois da 2ª passagem de soldadura.

(**) A indicação de Soldador 1 presente na primeira coluna da tabela indica-nos que para uma parte das vigas do Grupo A terá havido alterações no equipamento ou no operário.

No caso das vigas do grupo B o Soldador 1 utilizou o equipamento de soldadura com um fio de diâmetro $\phi=1.2$ mm e com as seguintes propriedades energéticas: U=31.0 V (volt); I= 260 A (ampere).

Estão indicados, na Tabela 12, os valores da entrega térmica Q para a primeira e segunda passagem durante a soldadura do reforço transversal intermédio. O valor da eficiência térmica do processo encontra-se definido no EN 1011-2 2001 [7] e toma para o caso da soldadura manual por MIG/MAG o valor de 0.85. O cálculo da entrega térmica é diretamente proporcional à voltagem e amperagem, mas inversamente proporcional à velocidade do processo.

Tabela 12 - Entrega térmica do processo de acordo com a norma EN 1011-2 2009

Soldador	Viga	Reforço	U [V]	I [A]	V _{1pass} [mm/seg](*)	Q _{1pass} [kJ/mm]	V _{2pass} [mm/seg] (*)	Q _{2pass} [kJ/mm]	Q _{média} [kJ/mm]
1	G07	Placa	31.0	260	5.9	1.16	6.1	1.13	1.15
1	G08	T	31.0	260	6.5	1.05	7.0	0.98	1.02

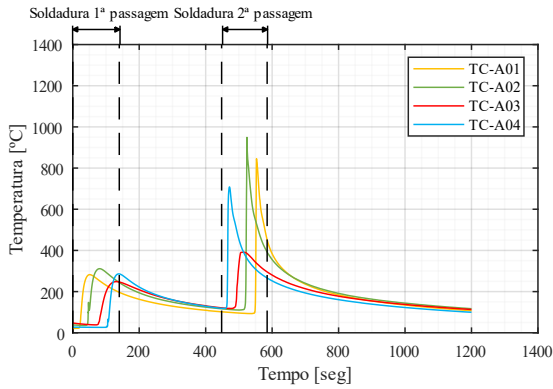
(*) Considerando um comprimento total de cordão de soldadura de 830 mm, equivalente à altura da alma das vigas.

Os perfis de temperaturas, obtidos através dos termopares referidos anteriormente, e relacionados com a entrega térmica do soldador, estão representados na Figura 40 e na Figura 41. Consistem em dois gráficos de temperatura por viga uma vez que as medições foram retiradas em duas secções distintas (A-A e B-B), estando essas secções representadas na Figura 38.

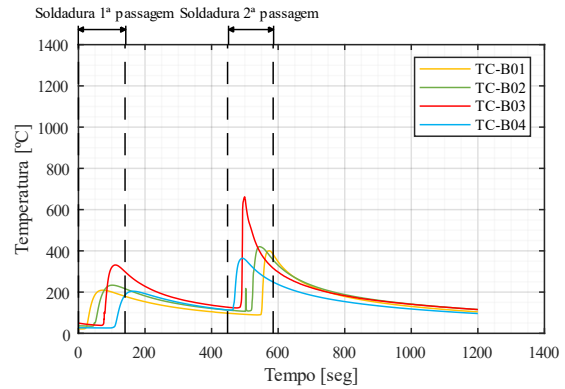
Soldador 1-G07

Secção A-A

Secção B-B



(1)(*)



(2)(*)

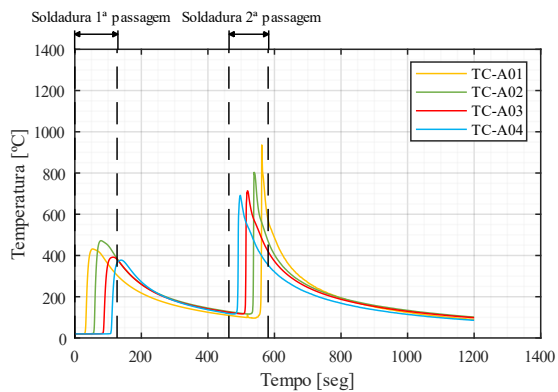
Figura 40 - Perfil de temperaturas total executado pelo Soldador 1 para a viga G07: (1) Obtido na Secção A-A, (2) Obtido na secção B-B

(*) O TC-B03 apresenta resultados aparentemente pouco razoáveis, uma explicação possível é ter havido uma troca de canais de leitura entre secções na altura da recolha dos dados.

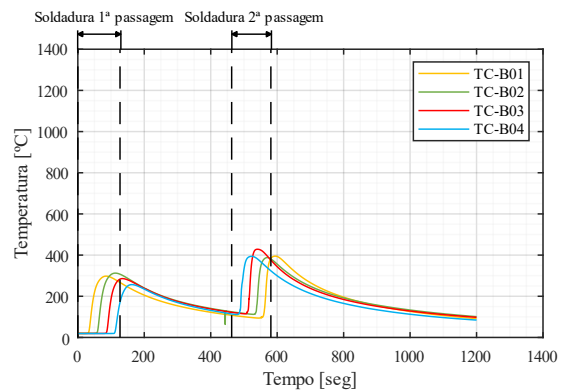
Soldador 1-G08

Secção A-A

Secção B-B



(1)



(2)

Figura 41 – Perfil de temperaturas total executado pelo Soldador 1 para a viga G08: (1) Obtido na secção A-A, (2) Obtido na secção B-B

Após a soldadura dos reforços é natural que se formem novamente empenamentos com alguma relevância. De facto, estes elementos apesar de fornecerem alguma correção na deformação peça na zona da onde estes iriam ser soldados, acabam por perturbar os painéis adjacentes da alma.

Também é possível observar que para o painel com cerca de 550 mm o seu empenamento foi bastante mais suave, uma vez que o espaçamento entre reforços é mais reduzido.

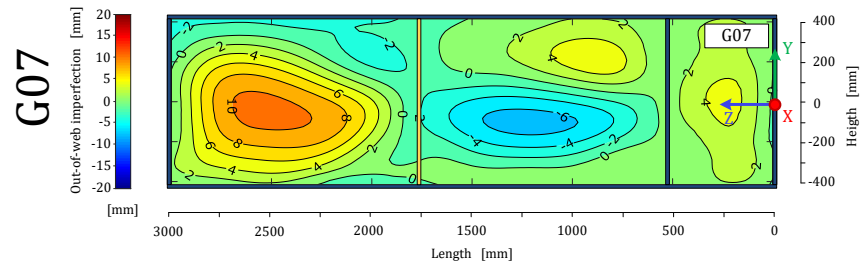


Figura 42 - Deformações nos painéis da alma após a soldadura dos reforços (G07)

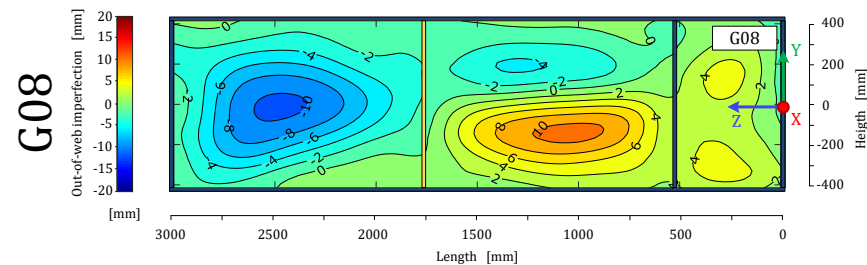


Figura 43 - Deformações nos painéis da alma após a soldadura dos reforços (G08)

3.5 Discussão dos Resultados

O facto de a grande vantagem da utilização de vigas de alma cheia estar relacionada com a resistência que estas podem garantir de forma rentável utilizando uma espessura da chapa da alma muito reduzidas, faz com esse elemento seja uma das fontes principais de problemas resultantes das imperfeições do seu fabrico. Convém assim procurar monitorizar o seu fabrico de forma a controlar cada uma das variáveis introduzidas em cada fase.

3.5.1 Corte da Chapa da Alma

Através dos resultados obtidos de todo o processo de fabrico verifica-se que a fase com um maior impacto na deformada final da chapa da alma foi o seu corte.

Relativamente a essa fase, é possível observar, pelos valores apresentados, que esta é a que introduz empenamentos mais relevantes no elemento, que chegam a atingir valores na ordem do centímetro em certas zonas. Apesar de parecerem efeitos pouco significativos isto pode implicar uma dificuldade de previsão do comportamento da peça nas fases seguintes do fabrico.

3.5.2 Soldadura Banzos-Alma

A fase da soldadura introduz empenamentos menores que os registados no corte, atingindo os 3 mm em certas zonas da chapa. O principal motivo de esta fase ter valores de empenamento bastante reduzidos deve-se ao facto de as zonas extremas perto dos lados do maior comprimento da chapa terem sido fixadas ao banzo e, conseqüentemente, as deformações vindas do processo anterior terem sido em parte corrigidas nestas zonas.

3.5.3 Corte da Viga

Convém, nesta fase, analisar os resultados das vigas do grupo A e os resultados obtidos na referência [14] e discutidos em 2.4.2. É possível comparar os resultados obtidos nessas análises com os das vigas de secção soldada do grupo B.

Em termos de configuração de tensões residuais na secção em análise, as tensões obtidas para o grupo A acompanham o andamento das tensões obtidas na referência [14] (Figura 44). Já no caso das vigas do grupo B estas apresentam valores bem mais perto dos definidos no EC3-1-14 [4].

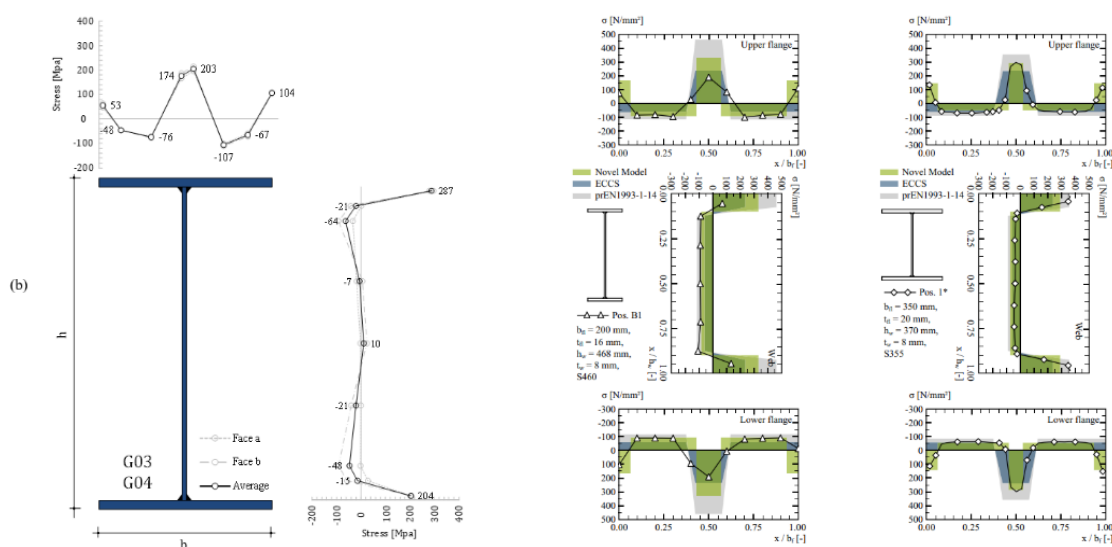


Figura 44 - Comparação entre os resultados obtidos na viga G03+G04 do grupo A e a viga da referência [14]

Para as vigas do grupo A, assim como para as vigas da referência [14], é possível observar que se geram tensões de tração nos limites exteriores dos banzos. Isso deve-se essencialmente ao facto de o processo de corte utilizado (oxicorte) para o corte das chapas do banzo ter sido pouco eficiente, uma vez que o operador teve de manter a chama a incidir sobre uma mesma zona durante um grande período até a chapa estar efetivamente cortada.

Já para as vigas do grupo B o diagrama de tensões residuais proposto no EC3-1-14 [4] descreve de forma mais correta o andamento das tensões que foram registadas, uma vez que o processo de corte de plasma utilizado é mais eficiente.

Conclui-se, portanto, que os efeitos relacionados com as tensões residuais dependem fortemente do processo de corte das chapas.

3.5.4 Análise das imperfeições em função da norma NP EN 1990-2 [5]

Na figura abaixo apresentam-se os valores máximos das deformações da placa da alma em cada fase do fabrico, e a respetiva comparação com os valores limite definidos na norma NP EN 1090-2 [5]. As fases do fabrico foram numeradas sendo: (1) – Início; (2) – Após Corte Térmico da Chapa; (3) – Após Soldadura Banzos Alma; (4) – Após Corte da Viga PRS;

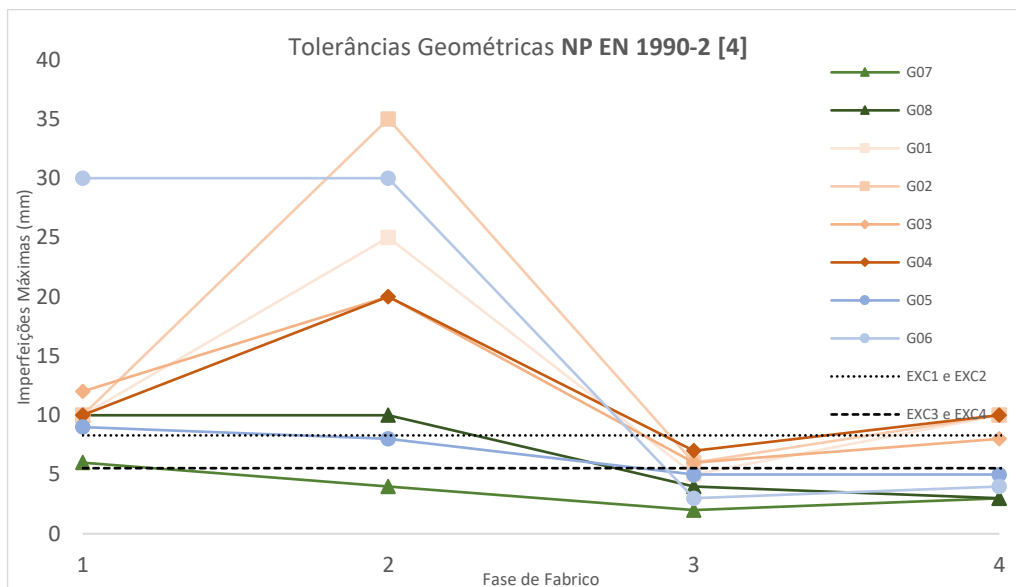


Figura 45 - Imperfeições máximas associadas a cada fase de fabrico

Existem uma série de conclusões que podem ser retiradas da Figura 45:

1. A primeira é ser nítido o acréscimo do empenamento da primeira para a segunda fase do fabrico, no caso das chapas da alma em que se recorreu ao processo de corte térmico Oxicorte, enquanto, para as chapas das vigas do grupo B (G07+G08) bem como para as das vigas G05 e G06, onde o processo de corte utilizado foi o arco de plasma, as imperfeições praticamente não sofrem alteração.
2. Outra conclusão possível está relacionada com o facto da fase de soldadura dos banzos à alma (fase 3) funcionar como uma fase corretiva das imperfeições que até esta se geraram, pois é possível observar que se o fabrico acabasse nesta fase a maioria das vigas estaria

dentro de uma das classes de execução definidas na norma NP EN 1990-2 [5] e apresentadas em 2.4.4.

3. Por último, das vigas em que se recorreu ao processo de corte Oxicorte apenas uma (G03) conseguiu verificar a última classe de execução definida na mesma norma, ficando as restantes excluídas dos limites. Importa referir que, na fase do corte a frio da viga, essas foram também as vigas que tiveram maiores valores de tensão de tração residual libertada, visível especialmente na zona central do banzo, uma vez que foram as que tiveram um maior acréscimo das suas imperfeições nesta fase.

3.4.5 Soldadura dos Reforços da Viga

Nesta fase do fabrico, é a fase em que mais se procura minimizar os empenamentos provenientes de fases anteriores. De facto, esta é a última fase que antecede a utilização da viga, e que corresponde à base para todos os modelos de cálculo necessários para avaliar o correto funcionamento da viga.

No caso, este par de vigas (G07 e G08) serão posteriormente ensaiadas e servirão de sustento a outros trabalhos e, portanto, convém perceber quais as deformações finais que resultam do seu fabrico. Na tabela abaixo apresentam-se os resultados obtidos em termos de empenamento da alma após executar a soldadura dos reforços, para as vigas do grupo A e grupo B.

Tabela 13 - Valores de deformação máxima obtida em cada painel da alma para todas as vigas analisadas

<i>Empenamentos da chapa da alma após a soldadura dos reforços</i>				
Viga	Painel Esquerdo [mm]		Painel Direito [mm]	
	Max. Min		Max. Min	
G01	+5.51 -7.13	$h_w/116$	+4.04 -7.26	$h_w/114$
G02	+5.14 <u>-11.80</u>	$h_w/70$	<u>+9.17</u> -0.28	$h_w/91$
G03	<u>+10.49</u> -4.54	$h_w/79$	+3.78 -5.66	$h_w/147$
G04	+5.06 -5.36	$h_w/155$	+7.49 -1.50	$h_w/111$
G05	<u>+11.16</u> -3.06	$h_w/74$	+6.78 -4.73	$h_w/122$
G06	+3.51 -8.31	$h_w/100$	+2.48 -5.66	$h_w/147$
G07	<u>+10.71</u> -2.76	$h_w/78$	+5.40 -6.89	$h_w/120$
G08	+1.48 -10.48	$h_w/79$	<u>+10.71</u> -4.30	$h_w/78$

De facto, é possível observar que, após a soldadura dos reforços, a maioria dos painéis estudados gera deformações máximas muito superiores às definidas pelas classes de execução apresentadas no final do ponto 2.4.4. Isto revela que apesar da soldadura de reforços ter potencial para ser uma etapa corretiva das deformações centrais da alma, tal não se acontece quando o reforço não tem capacidade de fixar corretamente a alma, ou tal não é possível de realizar na prática.

Nota-se também que os reforços não conferem rigidez à rotação da alma, uma vez que se num painel a execução da soldura implica uma deformação num sentido, no painel adjacente a rotação será no sentido oposto, uma vez que é o caso em que menor energia é despendida pelo elemento para “aceitar” a deformação imposta.

O tipo de corte térmico utilizado para o corte da chapa da alma (oxicorte ou arco de plasma) não aparenta ter grande influência nos resultados deste processo, isto porque, as deformações finais não são necessariamente menores nos painéis em que se utilizou o arco de plasma como processo de corte térmico. Aliás as vigas com valores de empenamento mais reduzido são as G04 e a G06 onde se utilizou para a primeira o oxicorte e para a segunda o arco de plasma. No entanto, é provável que o tempo de correção dos empenamentos das peças em que se utilizou o oxicorte tenham sido superiores. Por outras palavras, é natural que o custo total de mão de obra para aplicar medidas corretivas mais fortes ou mais fracas para corrigir os empenamentos finais das peças seja diferente consoante o tipo de corte de chapa utilizado.

4 SIMULAÇÃO DA EXECUÇÃO SOLDADURA BANZO-ALMA

4.1 Considerações Gerais

A necessidade da modelação da execução da soldadura surge pelo facto de certas imperfeições geradas durante o processo de fabrico não serem facilmente compreendidas. Nesse sentido, pretende-se neste capítulo simular o processo de soldadura banzo-alma com o intuito de reproduzir numericamente as tensões residuais.

Sendo uma modelação que pretende reproduzir efeitos não lineares resultantes da plastificação local, utiliza-se uma análise do tipo GMNA (*“geometrical and material nonlinear analysis”*), o que significa que será feita uma análise não linear em termos geométricos (pouco importante neste caso) e em termos de propriedades físicas do material aço (importante dado que as propriedades do material são muito condicionadas pela evolução da temperatura).

Para fazer a modelação foi utilizado o Software *Abaqus 2017* juntamente com o plugin *“Abacus Welding Interface”*. Este plugin utiliza o método PWT (*“prescribed weld temperature”*), para executar a análise térmica e mecânica, sendo necessário definir a temperatura a que foi executada a soldadura [20].

De forma a aproximar ao máximo a modelação do processo real é utilizado como base para toda a análise uma deposição sequencial de “porções” de soldadura (*“chunks”*), cujas dimensões serão apresentadas na secção 4.3. Essas porções de soldadura têm características de deposição diferentes, no modelo de análise térmica (*“Thermal Analysis”*) e no modelo de análise mecânica, e seguem uma sequência de ativação diferente.

A análise térmica é executada em primeiro lugar, e é responsável por definir o campo térmico que é aplicado no modelo mecânico.

Características da deposição dos “chunks” no modelo térmico – No modelo térmico os *“chunks”* são depositados segundo um modelo de *“birth and death”*, inicialmente o elemento finito não está ativo, quando a tocha térmica passa na zona do elemento este é ativado com as propriedades térmicas definidas (*“birth”*), depois da tocha sair desta zona, o elemento vai perder a capacidade de gerar fluxo tornando-se passivo, i.e., sem propriedades próprias (*“death”*) [17].

Características da deposição dos “chunks” no modelo mecânico – No modelo mecânico a deposição tem algumas diferenças relativamente ao modelo térmico. Inicialmente o elemento finito está passivo e sem qualquer rigidez (simulado através de uma imposição inicial de temperatura muito elevada, mas que não afeta o restante material). Este elemento comporta-se como um elemento sólido completamente deformável, que acompanha as deformações do restante material até ao instante em que é tornado ativo. Nesse instante, o elemento é removido com a deformação obtida e recolocado juntamente com o campo de temperaturas gerado no modelo térmico [20].

4.2 Calibração do Modelo

O modelo desenvolvido teve por base as diretrizes presentes no EC3-1-14 [4], estando estas relacionadas com:

- Modelação geométrica
- Modelação do carregamento e das reações de apoio
- Modelação dos materiais
- Imperfeições iniciais
- Análise estrutural
- Análise térmica
- Validação e verificação do modelo

Foi dada especial importância aos aspetos relacionados com a malha e com os respetivos elementos finitos, isto é, toda a modelação foi sendo acertada com base nas orientações dadas no EC3-1-14 [4] relativas ao espaçamento da malha e do tipo de elementos a utilizar de forma a ter um resultado adequado.

4.3 Resumo dos Procedimentos

Os procedimentos utilizados nesta simulação podem ser resumidos em 3 etapas:

- ✓ Fase da conceção geométrica e da definição dos parâmetros mecânicos (Modelação);
- ✓ Fase da conceção do processamento das interações e da definição da malha (Análise);
- ✓ Fase do pós-processamento (Validação e Verificação).

Cada uma das fases baseou-se em regras e conceitos introduzidos anteriormente, sendo que a primeira fase se baseou no EC 3-1-2 [2], a última fase no EC 3-1-14 [4] e a fase intermédia no que foi introduzido nos capítulos anteriores.

4.3.1 Fase da conceção geométrica e da definição dos parâmetros mecânicos

Geometria das partes – Começou-se por definir a geometria da viga com as características da secção transversal apresentada em 3.1.1. Para definir o elemento da viga utilizou-se um elemento sólido de 500 mm de comprimento (comando “*extrusion*”), a escolha deste comprimento teve por base a necessidade de manter a modelação com um número de elementos que não condenasse à partida a rentabilidade da simulação.

O cordão de soldadura foi definido tendo por base o esquema de soldadura de canto de ambos os lados da alma conforme apresentado em 3.2 (parte do lado direito e parte do lado esquerdo). Para definir os cordões de soldadura utilizou-se o tipo de modelo sólido deformável com 500 mm de comprimento (comando “*extrusion*”).

Foram utilizadas duas simplificações para tornar o modelo mais eficiente procurando manter a sua fidelidade em termos de modelação do processo de fabrico. A primeira, conforme o que foi referido anteriormente, relacionada com o facto de utilizar uma viga com 500 mm de comprimento poder reproduzir resultados igualmente relevantes a uma viga modelada com os 6000 mm de comprimento (comprimento real da viga). A segunda corresponde a uma simplificação de simetria em relação ao eixo horizontal a meia altura da viga. Na Figura 46 está representado um corte e uma visão 3D da geometria geral da viga.

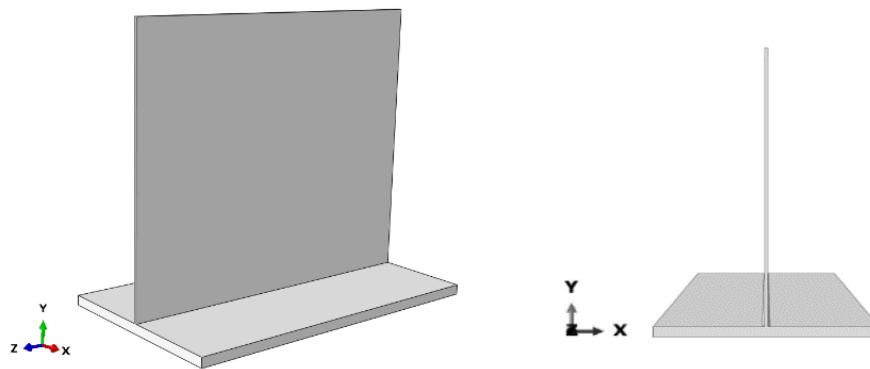


Figura 46 - Visão geométrica da viga criada no software Abaqus

A base por trás desta simplificação esteve relacionada com a geometria da viga e a geometria do carregamento, isto é, só se a geometria da viga e do carregamento forem simétricas segundo um mesmo plano é que esta simplificação pode ser feita.

Como a geometria da viga tem dois planos de simetria (zx , yz) e a geometria do carregamento, neste caso a do processo de soldadura (Figura 15) é simétrica em relação ao plano (zx), isto é, a soldadura é executada simultaneamente na ligação da alma aos dois banzos, o modelo numérico considera metade da viga.

Materiais – A definição dos parâmetros mecânicos do aço foi feita com base nas propriedades medidas em ensaios de tração nos provetes, introduzido em 3.1.2. Os parâmetros térmicos foram adotados segundo o EC3-1-2 [2]. Na Tabela 14 encontram-se resumidos os valores adotados.

Tabela 14 - Parâmetros mecânicos e térmicos do aço na fase inicial

Propriedades Mecânicas					
Aço	f_y (MPa)	f_u (MPa)	E (MPa)	Densidade (ton/mm ³)	Coef. Poisson
S355	355	490	210000	7.85E-09	0.3
Propriedades Térmicas					
α (°C)	C_{esp} (cal.ton ⁻¹ .°C ⁻¹)	$C_{cond.térmica}$ (mW/mm.K)	Calor Latente (°C)	Calor de Fusão (°C)	Calor de Solidificação (°C)
1.20E-05	440000000	53.3	2600	1390	1340

- todos os elementos têm espessura menor que 16 mm

O tipo de aço utilizado na soldadura foi o mesmo que foi utilizado na produção das chapas da viga. A lei constitutiva do aço foi considerada um comportamento elástico-plástico com patamar de endurecimento. Para a modelação deste processo é preciso ter em conta todas as variáveis que têm influência nos resultados do mesmo. Assim, nesta análise é necessário ter em consideração as características térmicas do aço presentes no EC3-1-14 [4], no EC3-1-2 [2] e os parâmetros definidos por Pilipenko [19] para definir a degradação dos parâmetros mecânicos do aço utilizado (S355) com o aumento temperatura. Na Tabela 15 encontram-se resumidos esses mesmos parâmetros e a respetiva degradação de acordo com os dados de Pilipenko [19].

Tabela 15 - Degradação dos parâmetros do aço com o aumento da temperatura [16,19]

Θ	$k_{fy,\Theta}$	$k_{fp,\Theta}$	$k_{E,\Theta}$	$C_{exten.térmica,\Theta}$	$C_{esp,\Theta}$	$C_{cond.térmica,\Theta}$
20	1.000	1.000	1.000	1.20E-05	402457143	54.3
100	1.000	1.000	1.000	1.21E-05	460285714	51.3
200	0.807	1.000	0.905	1.23E-05	532571429	47.6
300	0.613	1.000	0.800	1.24E-05	604857143	43.9
400	0.420	1.000	0.700	1.26E-05	677142857	40.1
500	0.360	0.780	0.600	1.27E-05	749428571	36.4
600	0.180	0.470	0.310	1.28E-05	821714286	32.7
700	0.075	0.230	0.130	1.30E-05	894000000	29.0
800	0.050	0.110	0.090	1.31E-05	922000000	25.4
900	0.038	0.060	0.068	1.32E-05	623830508	26.3
1000	0.025	0.040	0.045	1.34E-05	658406780	27.1
1100	0.013	0.009	0.023	1.35E-05	692983051	28.0
1200	0.013	0.009	0.022	1.37E-05	727559322	28.8
1450	0.013	0.009	0.019	1.40E-05	814000000	31.0
1500	0.013	0.009	0.019	1.40E-05	814000000	110.0
3000	0.013	0.009	0.005	1.40E-05	814000000	110.0
(°C)	-	-	-	m/m	mJ/(ton.K)	mJ/(mm.s.K)

Outros parâmetros como o coeficiente de Poisson ou a densidade do aço sofrem alterações com a temperatura, no entanto, e com base no definido no EC3-1-2 [2], esses valores podem ser considerados constantes na análise, qualquer que seja a variação térmica utilizada.

Como os parâmetros definidos por Pilipenko foram retirados do ensaio de uma peça de aço com características semelhantes às do elemento em análise e com as propriedades térmicas definidas para temperaturas mais elevadas do que as definidas no EC3-1-2 [2], utilizaram-se essas características térmicas no presente modelo. No caso da evolução térmica dos parâmetros definidos pelo Pilipenko [19] existe alguma diferença para os valores definidos pelo EC3-1-2 [2], especialmente em termos de calor específico. Na Figura 47 encontram-se representados cada um dos gráficos dessa degradação para cada uma das referências, em anexo (ANEXO A) podem ser observados os valores.

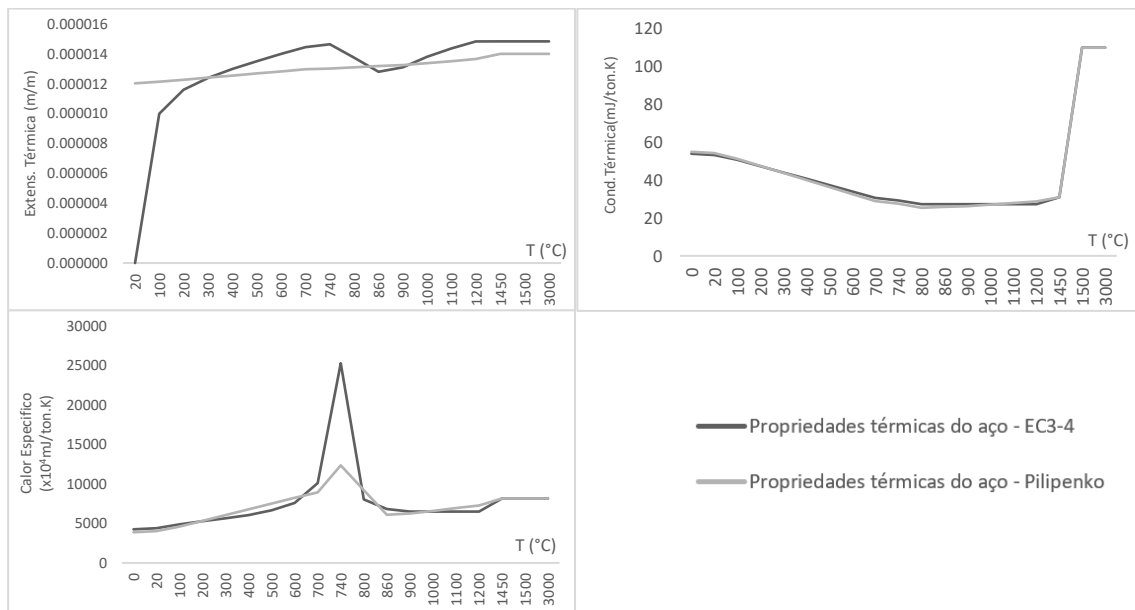


Figura 47 – Comparação dos valores de degradação térmica dos parâmetros do aço com a temperatura dados pelo EC3-4 e por Pilipenko [19]

4.3.2 Geometria final e definição da malha do modelo

Depois de definidas cada uma das partes (alma, banzo e cordão de soldadura), e de lhes atribuir o tipo de material utilizado, estas foram colocadas na posição inicial indeformada, isto é, a soldadura foi colocada na aresta que une o banzo à alma. Estando a peça totalmente montada foi gerada uma malha de elementos finitos para realizar a análise.

Foi definida uma malha homogênea com elementos de faces quadrilaterais, do tipo DC3D8 (elementos tridimensionais com 8 nós), de aproximação linear, para executarem uma análise térmica (“*Heat Transfer*”). A malha que vai executar a análise mecânica difere apenas no tipo de elementos que passam a ser do tipo C3D8R onde os elementos são também eles tridimensionais, mas com 8 vértices sendo que a interpolação é feita em relação a apenas um nó localizado no centro do elemento (este tipo de interpolação é denominado de integração reduzida).

Na Figura 48 está representada a malha utilizada onde se evidencia as zonas mais e menos densas em termos de elementos. A dimensão mínima da malha de elementos finitos considerada é de 5 mm.

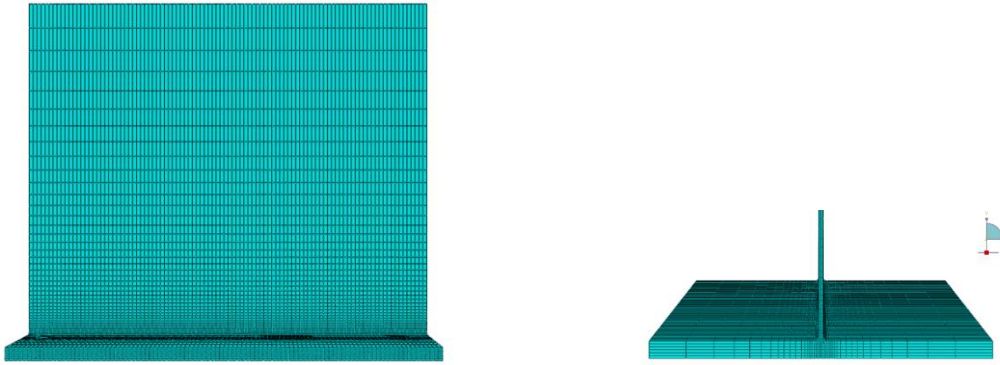


Figura 48 - Malha definida no Abaqus, com espaçamento mínimo de 5 mm na zona da soldadura

4.3.3 Fase de processamento dos dados

Tendo a peça montada e a malha definida procedeu-se à modelação de todo o processo de soldadura, onde foi utilizado a interface AWI (“*Abaqus welding interface*”).

Para a modelação deste processo realizaram-se as etapas seguintes, conforme se apresenta na Figura 49:

- 1) definir, de acordo com os eixos apresentados na Figura 24, a extremidade da viga por onde se inicia o processo de soldadura;
- 2) organizar os tempos de cada tarefa, e definir quais as condições de fronteira mecânica mais apropriadas.

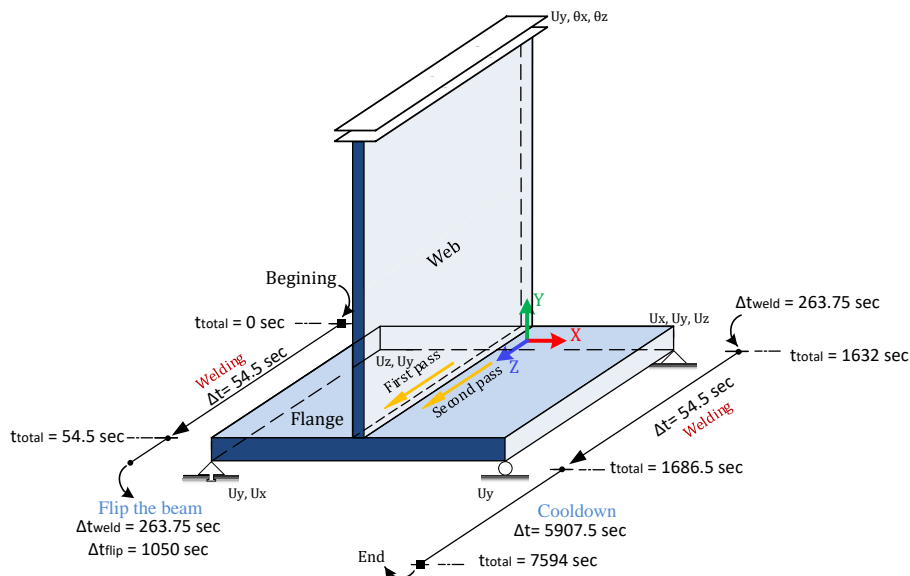


Figura 49 - Cronologia geral do modelo de soldadura e respetivas condições de fronteira adotadas

Para modelar as etapas acima apresentadas é necessário considerar as seguintes hipóteses:

- A velocidade e temperatura da soldadura é constante durante todo o processo;
- As condições de fronteira mecânicas têm pouca influência nos resultados obtidos, à exceção da condição de fronteira relativa à simetria da peça;
- A temperatura de equilíbrio base, ou temperatura inicial do aço, é de 23°C (introduzida em 3.4.2.2) independentemente da fase do processo.

Tendo por base as hipóteses definidas é possível proceder à definição todas as interações necessárias para a correta modelação do processo [2E,3E], sendo que o utilizador deve fornecer os dados constantes da Tabela 16.

Tabela 16 - Parâmetros térmicos mecânicos e geométricos a introduzir no AWI (Abaqus Welding Interface) [2E,3E]

Geometria Inicial e Propriedades Termo-Mecânicas					
Nome da Parte	Sistema de Unidades	Material Base	Temperatura Inicial (°C)	Constante de Stefan-Boltzmann (mJ/s/mm ² /K ⁴)	Zero Absoluto (°C)
"Viga + Soldadura"	SI	S355	23	5.67E-11	-273.15
Propriedades Mecânicas e Térmicas Impostas					
Material da Soldadura	Temperatura liquidação do aço de solda (°C)		Temperatura do aço de solda (°C)		
S355	1995		2000		

Para a mais correta modelação do processo de soldadura deve considerar-se que o cordão de soldadura ("*weld*") vai ser soldado sequencialmente por passos, isto é, tem de ser dividido em pequenos troços ("*chunks*"). Para tal utilizou-se o espaçamento da malha, introduzido anteriormente, para fazer essa divisão, resultando num total de 100 "*chunks*" por aresta a soldar. A cada um desses troços foram atribuídas as seguintes características definidas com base nos tempos dados na Tabela 10, e com base nas propriedades térmicas do aço utilizado. Convém referir que o valor do "*film coefficient*" utilizado foi o valor "standard" aplicado para este tipo de modelação. O valor da emissividade, responsável pela transmissão de temperatura para o ambiente exterior, ficou definido como 0.9.

Tabela 17 - Características do passo associado a cada chunk

"Pass Control"			
Período de tempo (s)	Incremento inicial (s)	Incremento mínimo (s)	Incremento máximo(s)
0.5	0.01	1.00E-07	0.1
Número máximo de incrementos	Máximo valor da variação de temperatura por incremento(°C)	"Film Coefficient" (mJ/s/mm ² /K)	Emissividade
1000	250	0.025	0.9

Estando nesta fase todas as características do modelo definidas, é possível realizar a análise térmica e obter os valores de distribuição de temperatura pretendidos. Procurou-se no modelo um equilíbrio entre a qualidade dos resultados obtidos e o tempo necessário para realizar a simulação.

4.3.4 Fase do pós-processamento dos resultados

Outputs relevantes – Através das tabelas abaixo é possível perceber o rendimento do modelo e da respetiva análise térmica e mecânica. É possível concluir das tabelas abaixo, que a análise térmica considera um grau de liberdade por nó (Temperatura) e a análise mecânica três graus de liberdade por nó (Deslocamentos transversais segundo X, Y e Z).

Tabela 18 - Valores relevantes do rendimento da análise térmica

Thermal analysis performance- Welding		
User time (s)	CPU time (s)	Nº elements
29836	30449	28400
Nº nodes	Nº of degrees of freedom	Elements type
35754	35754	DC3D8 (3D 8-node linear isoparametric element)

Tabela 19 - Valores relevantes do rendimento da análise mecânica

Mechanical analysis performance- Welding		
User time (s)	CPU time (s)	Nº elements
17936	18534	28400
Nº nodes	Nº of degrees of freedom	Elements type
35754	107262	C3D8R (3D 8-node linear isoparametric element*)

Ambas as análises térmicas como mecânica foram realizadas num *Intel® Core™ i7-10750H CPU @ 2.60GHz* com 16.0 GB de memória RAM.

4.4 Apresentação dos Resultados

4.4.1 Resultados da análise térmica

Para obter os resultados da análise térmica foram, antes da definição da malha de elementos finitos, criados planos (*datum planes*) que seccionassem a peça na posição exata onde foram colocados os termopares na fase de fabrico (ver Figura 25). Desta forma, a malha tem planos de corte orientadores onde os elementos são forçados a ter a sua fronteira.

Na Figura 50 e 51 são apresentados os resultados da análise térmica para cada um dos nós com posição semelhante à dos termopares na fase de fabrico. Relativamente aos resultados dos termopares localizados nos banzos, podem retirar-se as seguintes observações:

- O andamento de cada um dos gráficos depende dos parâmetros definidos para o material e a respetiva dependência térmica, isto pode ser observado pelo facto do gráfico ter uma inclinação tanto maior quanto maior o valor da temperatura, e isto deve-se ao facto do material estar a uma temperatura muito superior à temperatura de equilíbrio (21°C).
- Parâmetros como o calor específico ou a condutividade térmica também influenciam diretamente a forma do gráfico, especialmente quando aliados a parâmetros geométricos. Na Figura 50 é possível observar que para os valores obtidos no modelo, em que os parâmetros

térmicos foram definidos por Pilipenko, a temperatura nas fases de arrefecimento se afasta dos valores obtidos experimentalmente, o que pode ser justificado pela diferença entre os valores teóricos e as propriedades reais da peça em estudo.

- Relativamente às temperaturas de pico, estas são semelhantes nos dois gráficos, o que justifica que a temperatura determinada do aço de soldadura quando depositado na peça (2000°C) está próxima do valor real.

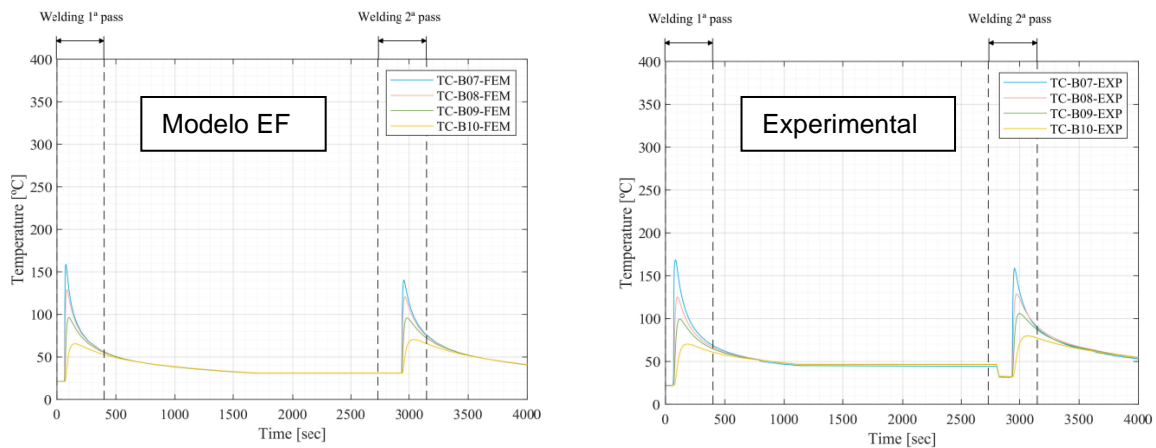


Figura 50 - À esquerda regista-se a temperatura nos nós do modelo na zona do banzo, à direita os valores experimentais

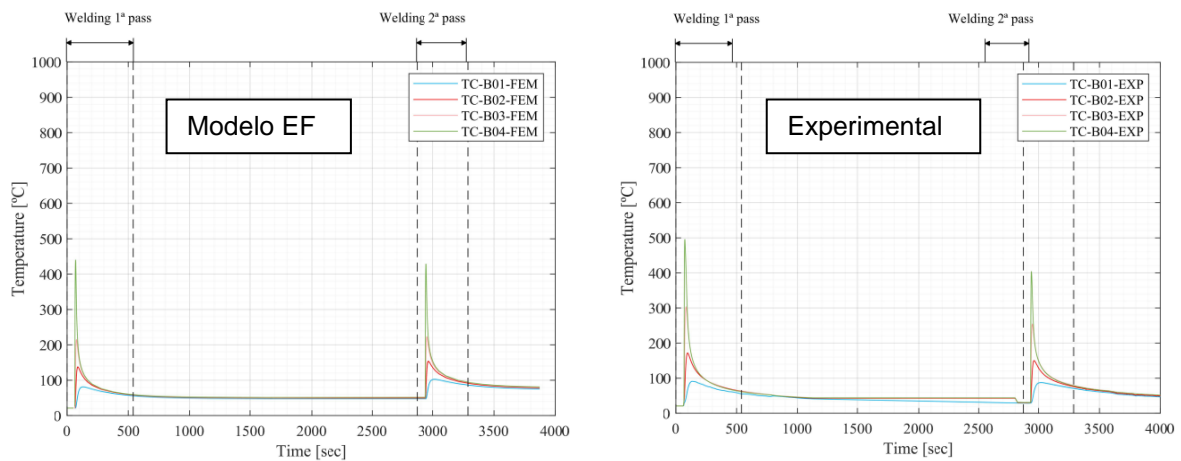


Figura 51 - À esquerda regista-se a temperatura nos nós do modelo na zona da alma, à direita os valores experimentais

Relativamente aos dados dos termopares localizados na alma, podem retirar-se as seguintes observações:

- As diferenças observadas nos gráficos são, no geral, relativamente baixas.

- Tendo a chapa da alma uma espessura de 4 mm é possível prever que o aquecimento bem como o arrefecimento da chapa se dê de forma mais rápida, devido à baixa inercia térmica associada a essa geometria.

4.4.2 Resultados da análise mecânica

Os resultados da análise mecânica são aqueles que mais informação fornecem relativamente à influência do processo de soldadura nas tensões residuais desenvolvidas na viga.

O referencial utilizado nesta análise é o mesmo que foi utilizado na formação da peça (Figura 46), sendo que a numeração 1, 2 e 3 corresponde ao eixo x,y e z respetivamente. Por exemplo, se o objetivo for analisar as tensões longitudinais da peça, isto é, as tensões segundo z, é preciso analisar as tensões S33 Já se o objetivo for os deslocamentos segundo a direção vertical (segundo y) tem de se seleccionar os deslocamentos U2.

Relativamente às condições de apoio utilizadas, além da condição de apoio que modela a simplificação simetria foram utilizadas condições de apoio simples (ver Figura 49) com pequena influência nos resultados do modelo, uma vez que na realidade a peça apenas teria reações de encosto e não reações de apoio que restringem o movimento de forma rígida.

Espera-se que nesta fase seja possível medir as tensões que são comparadas pelas noções teóricas introduzidas em 2.4.2. Isto é, tensões de tração na zona próxima onde foi executada a soldadura, e compressões em zonas mais afastadas do foco de calor associado ao processo de soldadura. Da Figura 52 é possível observar que a zona onde está a soldadura apresenta trações e a zona mais afastada apresenta compressões. Convém acrescentar que pelo facto de a chapa do banzo ter uma espessura relevante faz com que ocorram tensões de tração na parte superior do banzo, ainda que relativamente baixas, numa zona mais afastada da fonte de aquecimento, a visualização das figuras deve ser feita em conjunto com a leitura dos valores tabelados em anexo (ANEXO C)

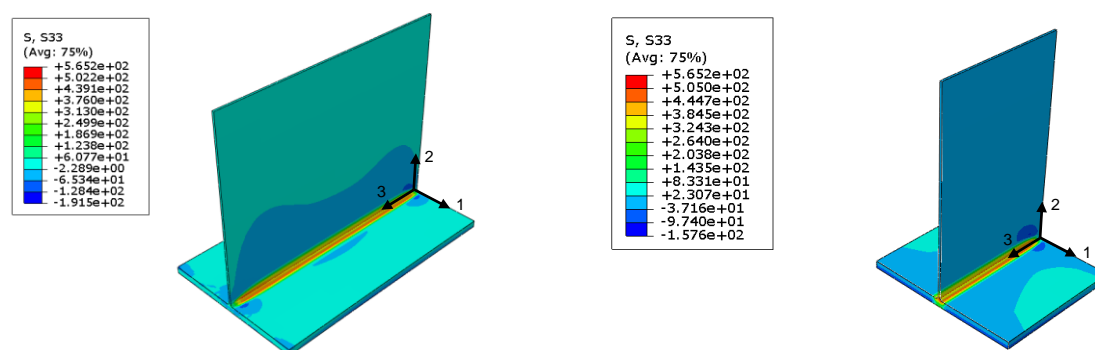


Figura 52 - Tensões na direção longitudinal devidas ao processo e soldadura

Os valores de tensão obtidos encontram-se representados na figura seguinte, para as posições dos extensómetros apresentadas em 3.4.3. É possível ver que existem diferenças entre os valores medidos experimentalmente e os valores obtidos através do modelo. No entanto, convém referir que estas tensões desenvolvidas no modelo não têm em conta toda a evolução de tensões que a peça teve em fases anteriores do seu fabrico (em particular, na fase de corte das chapas da alma e dos banzos).

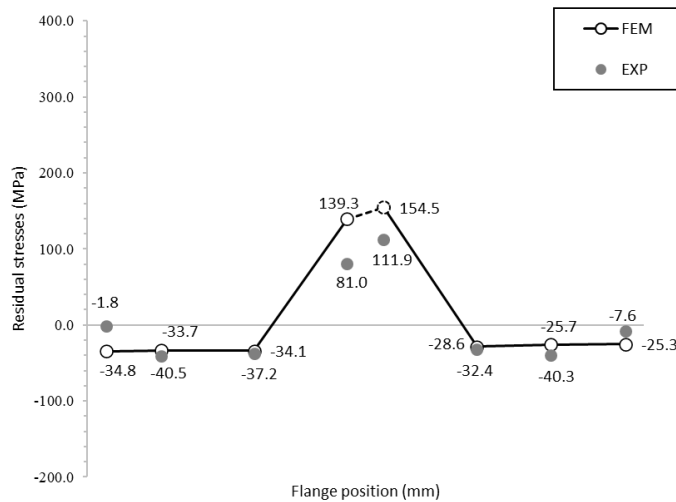


Figura 53 - Valor da tensão residual obtida no modelo, na linha média do banzo, e respetiva comparação com os valores experimentais

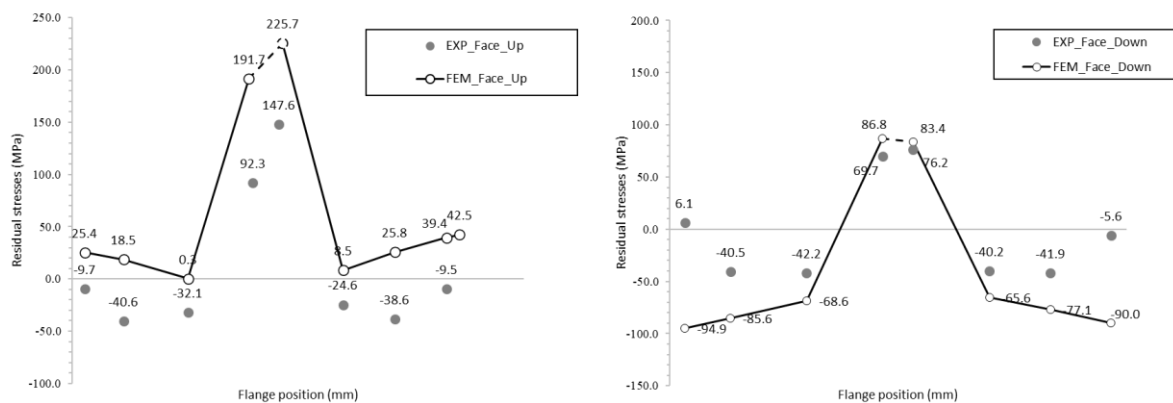


Figura 54 - Valores de tensão residual obtida no modelo e experimentalmente nas superfícies do banzo

Outros fenómenos, como os deslocamentos das chapas com o evoluir do processo de soldadura, também podem ser obtidos do modelo, sendo que se espera ter valores com uma ordem de grandeza semelhante.

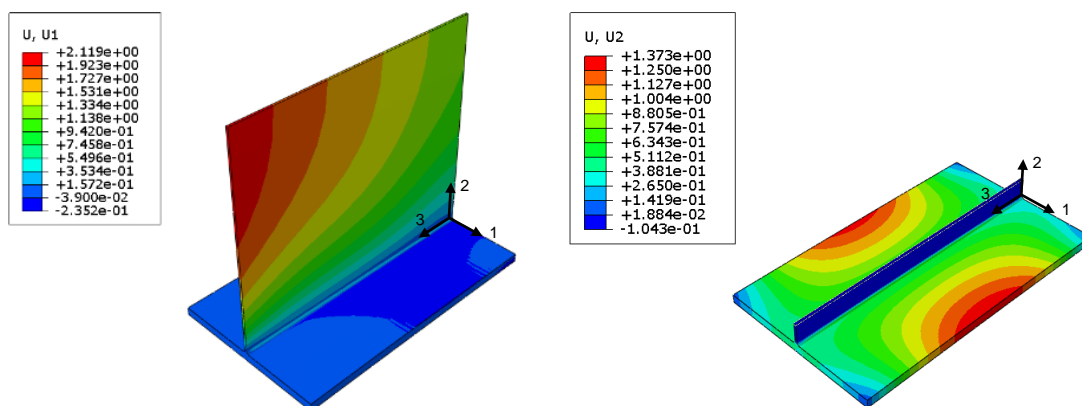


Figura 55 - Deslocamentos obtidos pelo modelo no final do arrefecimento do processo de soldadura

Uma das principais condicionantes da deformação que a peça sofre com um determinado tipo de ação é a sua geometria, de facto, no caso do banzo é possível ver, para além de ter deslocamentos mais baixos que os deslocamentos da alma devido à sua maior espessura, é também possível ver que a imperfeição final de peça é positiva segundo o eixo y (deslocamentos U2). Seria de prever que por ser uma chapa com uma espessura mais elevada o deslocamento final da peça fosse negativo, uma vez que como representado na Figura 56, uma chapa inverte o sinal da sua deformada se tiver uma espessura considerável. No entanto, não é só a espessura da chapa que influencia o seu comportamento, mas também a largura e comprimento da mesma. De facto, este fenómeno já foi estudado num artigo [18]. Nesse artigo encontra-se que para uma chapa com 10 mm de espessura e com uma geometria retangular na proporção 2:1, sendo a maior direção a direção de aplicação do cordão de soldadura, os deslocamentos são positivos (para um sistema de eixos semelhante), e crescem à medida que nos afastamos da zona do cordão.

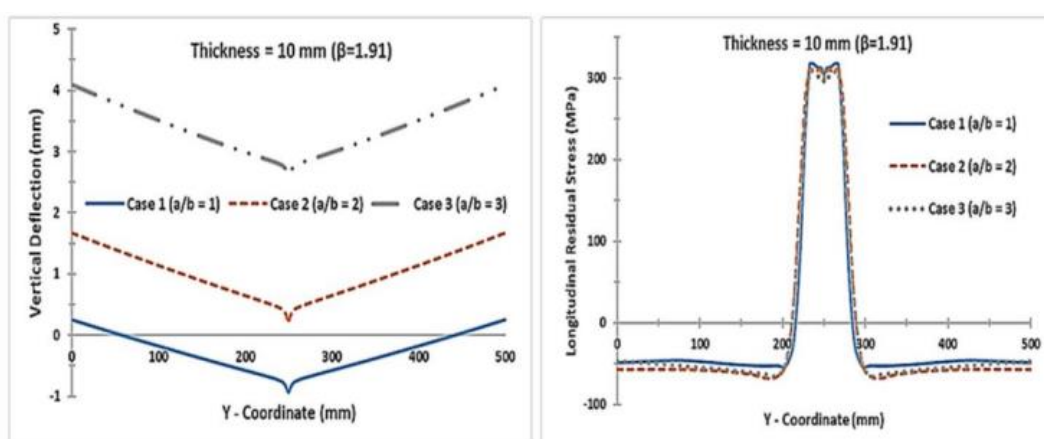


Figura 56 - Valores de deslocamento na chapa soldada variando a espessura e a forma geométrica

[18]

Relativamente aos valores de tensão obtidos para a alma, estes acompanham, novamente de forma bastante próxima, os valores medidos experimentalmente, sendo que, devido à inexistência de tensões residuais iniciais na peça os valores diferem dos reais, especialmente quando nos afastamos da zona do cordão.

Os valores médios obtidos do modelo são muito próximos dos valores medidos. No entanto, relativamente aos valores de tensões residuais medidos nas superfícies do elemento regista-se maior diferença nos resultados.

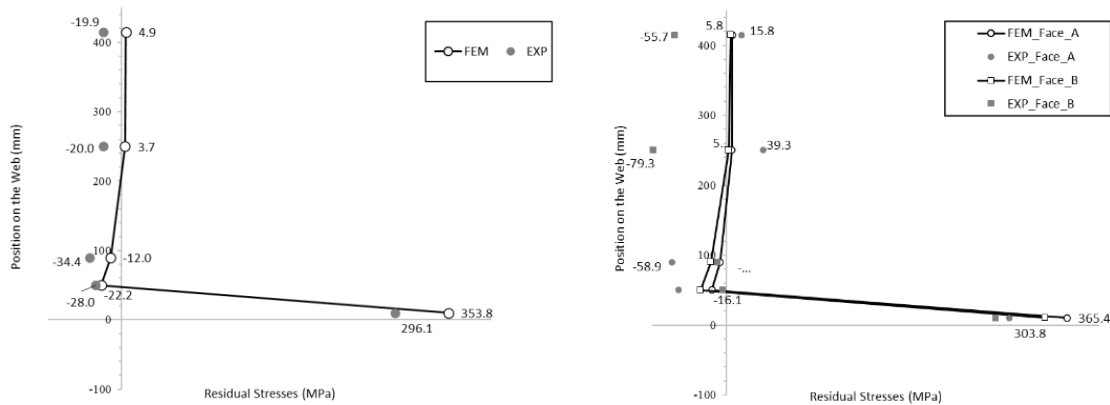


Figura 57 - À esquerda encontram-se registados os valores de tensão na linha média da chapa da alma, à direita nas superfícies do elemento

4.5 Evolução das Tensões:

Para melhor compreender os resultados da modelação foram analisadas as tensões residuais geradas em três elementos, estando estes representados na Figura 58. Os elementos foram escolhidos de acordo com a localização e nomenclatura dos extensómetros referidos em 3.4.3.

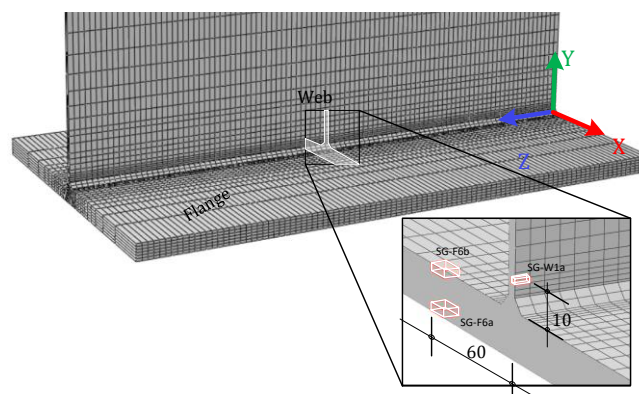


Figura 58 - Elementos onde a evolução de tensões foi analisada

Os valores obtidos são referentes aos nós de interpolação desses mesmos elementos, isto é, aos seus nós centrais (por serem elementos do tipo C3D8R, ver 4.3 fase de definição da malha), estes não coincidem exatamente com a localização dos extensómetros, o que poderá implicar desvio nos resultados.

4.5.1 Evolução das tensões no SG-W1a

Tendo em vista a obtenção das tensões e as extensões neste elemento é necessário definir as variáveis que o software fornece. Em termos de extensões o Abaqus considera extensões totais (“*true strain*”), e não valores correntemente mais utilizados (“*engineering strain*”). A principal diferença reside no seguinte: o diagrama de relações constitutivas total não tem um decréscimo de tensão após o patamar de endurecimento (Figura 59). De facto, no caso das extensões totais, estas em vez de serem calculadas em relação ao elemento indeformado (A_0) vão sendo calculadas em cada incremento de deformação, e encontram-se definidas em relação ao valor de deformação no incremento anterior. Com base nessa diferença então é possível seguir a seguinte aproximação:

- Como para deformações elásticas as duas relações constitutivas são semelhantes então admite-se que LE (“*logarithmic strain*” ou extensão total) é igual a FE (“*engineering strain*”).
- Para deformações plásticas, o valor que deve ser utilizado é a extensão de cedência mais a extensão plástica ($\epsilon_y + \epsilon_{plástica} = EE + PE$).

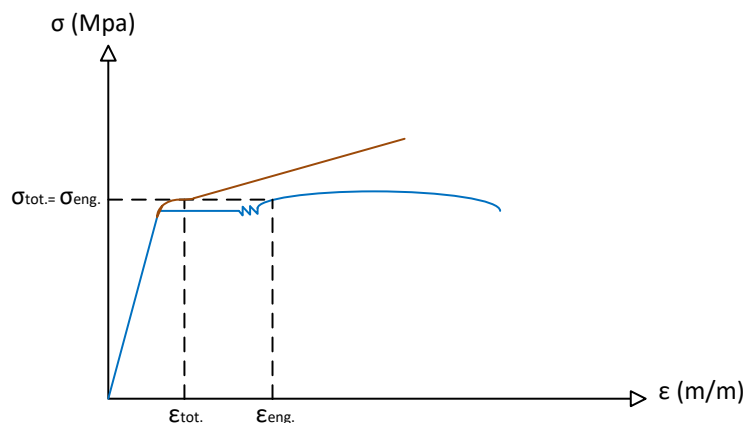


Figura 59 - Relação entre as tensões totais e as tensões utilizadas em engenharia

Na Tabela 20 e Tabela 21 encontram-se resumidos os valores de tensão e extensão gerados na primeira passagem da soldadura.

Tabela 20 - Evolução de tensões no elemento SG-W1a no aquecimento devido à primeira passagem da soldadura

Heating	1ª Passagem									
Frame (%)	0	4	7	11	14	18	21	25	29	32
T (°C)	21.0	21	21	21	21	21	21	93	405	408
t (s)	0	4	7	11	14	18	21	25	29	32
S ₃₃ (Mpa)	0.0	2.1	4.4	5.0	1.9	-10.0	-58.7	-324.5	-169.3	-117.0
Logaritm. Strain (LE)	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	-0.0001	-0.0003	-0.0003	0.0004
Plastic Strain (PE)	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	-0.0007	-0.0040	-0.0042
FE (EE+PE)	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	-0.0001	-0.0003	-0.0024	-0.0050	-0.0052
E (Gpa)	210	210	210	210	210	210	210	210	147	147

Tabela 21 - Evolução de tensões no elemento SG-W1a no arrefecimento da primeira passagem da soldadura

Cooling	1ª Passagem																		
Frame (%)	36	39	43	46	50	54	57	61	64	68	71	75	79	82	86	89	93	96	100
T (°C)	344	285	244	216	195	179	169	151	142	142	131	131	118	118	118	118	105	105	105
t (s)	36	39	43	46	50	54	57	61	64	68	71	75	79	82	86	89	93	96	100
S ₃₃ (Mpa)	56	197	245	265	280	291	299	309	316	316	323	323	332	332	332	332	340	340	340
LE	0.000306	0.000302	0.000309	0.000306	0.000316	0.000323	0.000325	0.000325	0.000324	0.000324	0.000321	0.000315	0.000315	0.000315	0.000315	0.000315	0.000305	0.000305	0.000305
PE	-0.004167	-0.004166	-0.003842	-0.003549	-0.003327	-0.003141	-0.003000	-0.002841	-0.002734	-0.002734	-0.002613	-0.002613	-0.002483	-0.002483	-0.002483	-0.002483	-0.002353	-0.002353	-0.002353
ET (EE+PE)	-0.005462	-0.005674	-0.005350	-0.005056	-0.005017	-0.004832	-0.004691	-0.004532	-0.004425	-0.004425	-0.004304	-0.004304	-0.004173	-0.004173	-0.004173	-0.004173	-0.004043	-0.004043	-0.004043
E (Gpa)	168	190	190	190	210	210	210	210	210	210	210	210	210	210	210	210	210	210	210

Através dos valores anteriores pode concluir-se que a peça nesta zona irá plastificar, mesmo que os valores apresentados não mostrem tensões superiores à tensão de cedência, e irá certamente atingir valores superiores à tensão máxima apresentada de 340 MPa. Também é possível observar que a fase de aquecimento introduz valores de compressão e a fase de arrefecimento mostra uma transição para valores de tração. É possível também verificar que esta fase segue de forma bastante próxima as noções introduzidas em 2.4.2, isto é, a peça quando aquece tem tendência a querer expandir, como está impedida gera tensões de compressão, e quando arrefece quer retrair e como está impedida gera tensões de tração (Figura 60). Outra informação relevante que pode ser observada na mesma figura está relacionada como valor de tensão de compressão é máximo para temperaturas próximas dos 100°C e perde significância à medida que a temperatura aumenta, isto tem essencialmente a ver com a perda de rigidez do material com o aumento da temperatura.

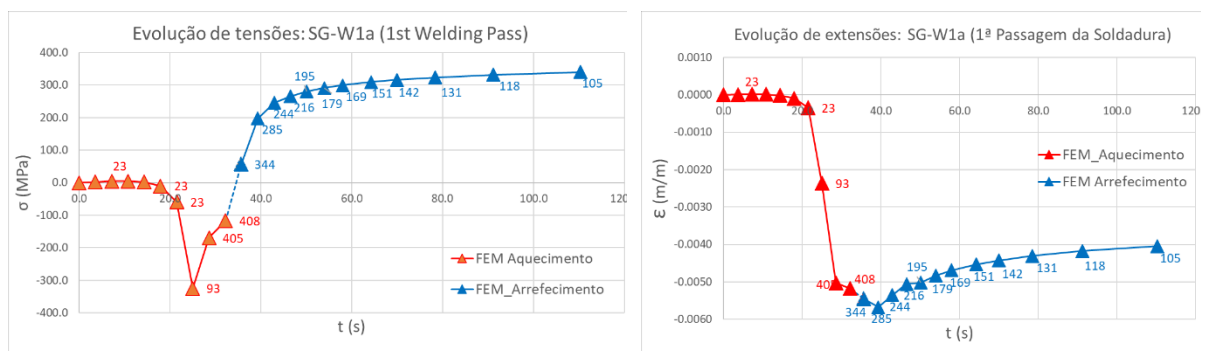


Figura 60 – Evolução da tensão (à esquerda) e da extensão (à direita) geradas no elemento na 1ª fase da soldadura no extensómetro da alma SG-W1a (conforme Figura 32)

Nota: Cada ponto representado encontra-se acompanhado da respetiva temperatura

Outra informação relevante está relacionada com a forma como cada instante, em que se determinaram as tensões, se insere no diagrama de relações constitutivas (utilizado no software) do material, e que depende da sua temperatura nesse instante.

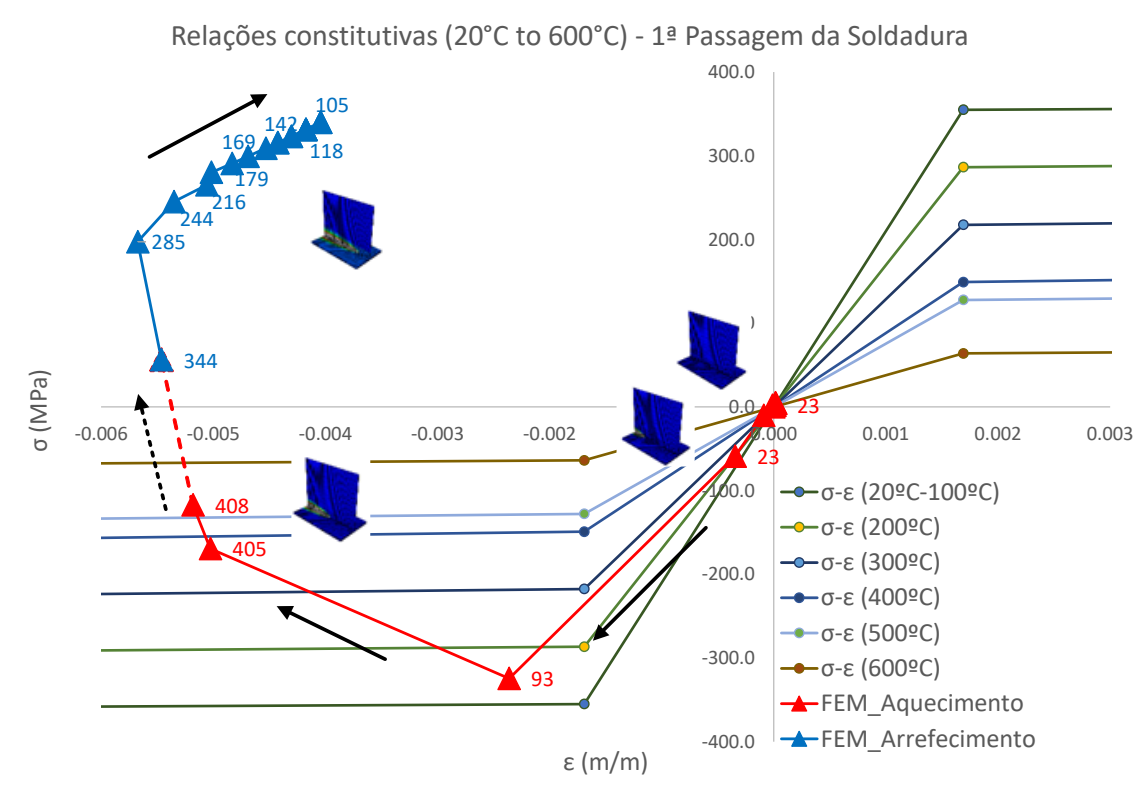


Figura 61 - Evolução de tensões da primeira passagem da soldadura localizado no diagrama tensão-deformação no extensómetro da alma SG-W1a (conforme Figura 32)

Cada instante mostra um momento diferente e qual a tendência que o material apresenta. Inicialmente o material têm tensão e extensão nula. No entanto, quando os elementos finitos ao lado começarem a registar deformação, conduz a que o elemento em estudo comece a registar variação de extensão (e por isso tensões). Isto justifica o facto de apesar de ainda estar a 21°C o elemento já tem tensões e deformações.

O início da plastificação ocorre quando o material ainda está longe de atingir a sua temperatura máxima, isto porque conforme referido anteriormente, nesta fase o elemento está a sentir o efeito do que acontece na sua vizinhança.

Quando o elemento atinge a sua temperatura mais elevada deixa de ter tensões relevantes, e tem apenas uma grande deformação, isto porque passou a ter uma rigidez muito baixa. Quando inicia a fase de arrefecimento, rapidamente o elemento recupera as suas características mecânicas, recuperando a rigidez. Portanto, a variação de extensões é muito pequena, como recuperou a rigidez

numa posição com valores de deformação negativa as tensões registadas são de tração, e uma vez que ainda está a procurar retrair, regista tensões muito elevadas.

Se o processo de soldadura acabasse neste instante a tensão residual medida seria superior a aproximadamente 340 MPa, e a extensão residual seria de 403×10^{-5} ($= 2.4 \epsilon_y$).

Como ainda existirá uma segunda passagem é possível prever que dificilmente os valores finais de tensão residual e de extensão residual serão mais baixos do que os valores referidos no fim do paragrafo anterior. De facto, a segunda passagem corresponde ao cordão de soldadura do lado da face "a" da alma, face essa que é a mesma em que está colocado o extensómetro, logo é previsível que as tensões medidas sejam superiores.

Contudo, convém referir que um dos principais propósitos de ter construído a evolução de tensões da peça não é ter valores finais perfeitamente iguais aos valores experimentais, mas sim valores que tenham sentido físico e que ajudem a compreender as evoluções das tensões e extensões durante o processo de soldadura, que corresponde a processos sucessivos de aquecimento-arrefecimento-reaquecimento-arrefecimento. Na Tabela 22 e

Tabela 23 encontram-se apresentados o mesmo tipo de valores apresentados anteriormente agora para a 2ª passagem.

Tabela 22 - Evolução de tensões no elemento SG-W1a no aquecimento devido à segunda passagem da soldadura

Heating	2ªPassagem									
Frame (%)	0	4	7	11	14	18	21	25	29	32
T (°C)	29.9	30	30	30	30	30	30	30	250	399
t (s)	1625	1629	1632	1636	1639	1643	1646	1650	1654	1657
S ₃₃ (Mpa)	343.1	343.4	343.3	342.1	338.2	325.6	290.3	109.9	-205.2	-61.7
Logaritm. Strain (LE)	0.0000000	0.0000060	0.0000156	0.0000173	0.0000022	-0.0000515	-0.0002117	-0.0009890	0.0004764	0.0006158
Plastic Strain (PE)	-0.0017821	-0.0017817	-0.0017715	-0.0017668	-0.0017667	-0.0017666	-0.0017662	-0.0017651	-0.0023219	-0.0039802
ET (EE+PE)	-0.0034725	-0.0034722	-0.0034620	-0.0034572	-0.0034572	-0.0034570	-0.0034566	-0.0034556	-0.0038298	-0.0052755
E(Gpa)	210	210	210	210	210	210	210	210	190	168

Tabela 23 - Evolução de tensões no elemento SG-W1a no arrefecimento da segunda passagem da soldadura

Cooling	2ªPassagem																		
Frame (%)	36	39	43	46	50	54	57	61	64	68	71	75	79	82	86	89	93	96	100
T (°C)	365	305	260	229	207	191	178	164	157	149	149	139	139	127	127	127	114	114	114
t (s)	1661	1664	1668	1671	1675	1679	1682	1686	1689	1693	1696	1700	1704	1707	1711	1714	1718	1721	1725
S ₃₃ (Mpa)	25	169	268	287	298	308	318	328	332	338	338	345	345	353	353	353	361	361	361
LE	0.00025	0.00039	0.00036	0.00037	0.00037	0.00038	0.00038	0.00038	0.00038	0.00038	0.00038	0.00038	0.00038	0.00037	0.00037	0.00037	0.00036	0.00036	0.00036
PE	-0.00403	-0.00403	-0.00402	-0.00369	-0.00346	-0.00328	-0.00314	-0.00300	-0.00291	-0.00282	-0.00282	-0.00270	-0.00270	-0.00258	-0.00258	-0.00258	-0.00245	-0.00245	-0.00245
ET (EE+PE)	-0.00532	-0.00532	-0.00553	-0.00520	-0.00497	-0.00497	-0.00483	-0.00469	-0.00461	-0.00451	-0.00451	-0.00440	-0.00440	-0.00427	-0.00427	-0.00427	-0.00414	-0.00414	-0.00414
E(Gpa)	168	168	190	190	190	210	210	210	210	210	210	210	210	210	210	210	210	210	210

Através da análise das tabelas anteriores, é possível perceber que a peça inicia a 2ª passagem da soldadura com os valores de tensão finais da 1ª fase da soldadura. Durante a 2ª passagem, as tensões seguem um caminho de tensão semelhante à da primeira fase de soldadura.

No entanto, é importante salientar a diferença relativa ao facto dos valores das tensões de compressão serem mais baixos com esta segunda passagem. Na verdade, como o elemento inicia a 2ª passagem com trações que se desenvolveram na 1ª passagem é natural que assim aconteça, no entanto isso não implica que as tensões de tração finais desenvolvidas sejam afetadas por essa diminuição, conforme se verifica da Figura 62.

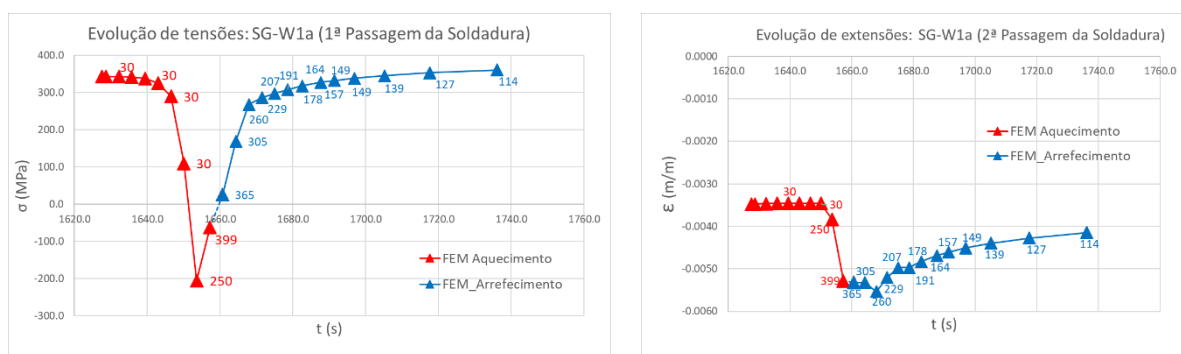


Figura 62 - Evolução da tensão (à esquerda) e da extensão (à direita) geradas no elemento na 2ª fase da soldadura no extensómetro da alma SG-W1a (conforme Figura 32)

É possível aferir que as tensões introduzidas nas duas fases são resultantes de uma contribuição das duas passagens, e para considerar os seus efeitos não pode ser feita uma sobreposição de efeitos. Como é possível ver na figura, o reaquecimento não é elástico. De facto, quando o elemento é novamente aquecido a peça segue um caminho diferente do seguido no final da primeira fase o que mostra que a resposta não é linear.

Através da evolução das tensões apresentada na Figura 63 é possível verificar que se trata de uma ação cíclica com um caminho que poderá ter tendência a estabilizar nos valores de tensão e extensão do caminho da segunda passagem. É possível também concluir que, para o elemento finito em estudo, o valor de tensão residual não varia muito da primeira para a segunda passagem. Isto poderá ajudar a formar a ideia de que quando existem elementos sujeitos a várias ações térmicas consecutivas e com características semelhantes os valores de tensão residual são muito semelhantes no final de cada fase de aquecimento-arrefecimento.

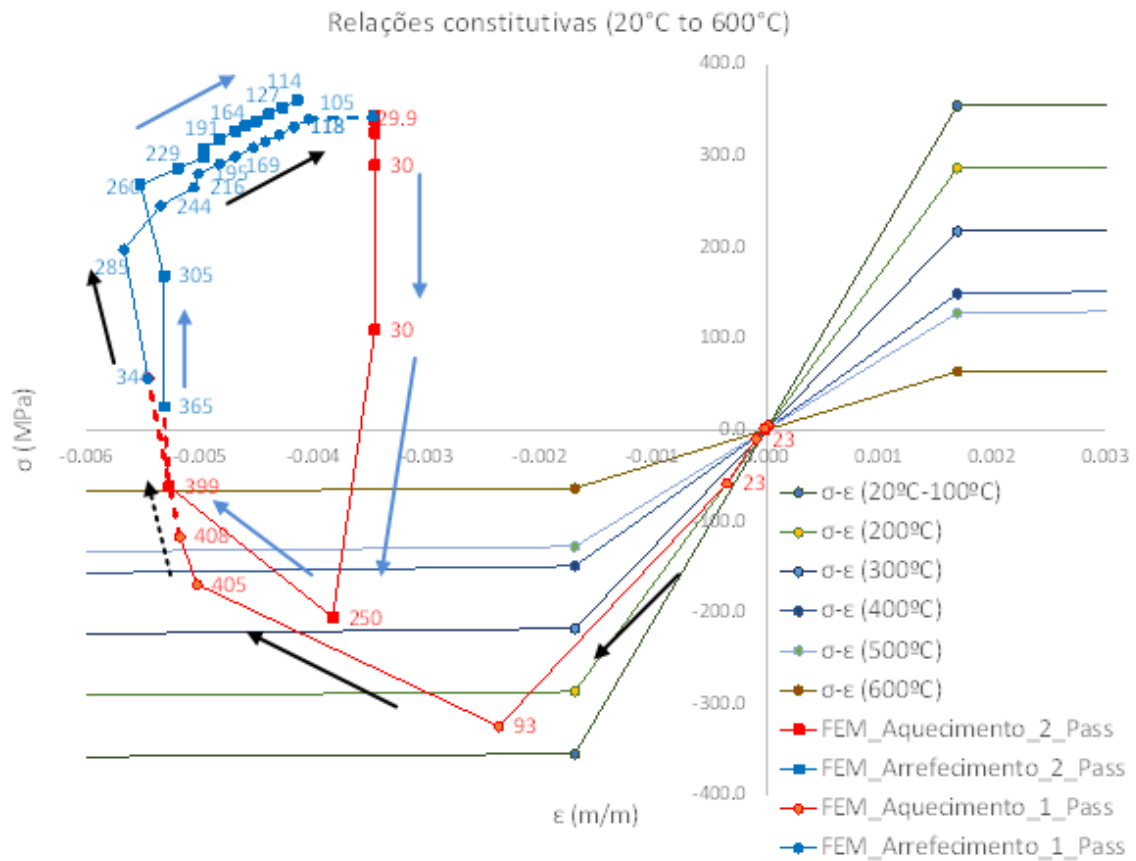


Figura 63 – Evoluções de tensões completo do processo da soldadura localizado no diagrama tensão-deformação no extensómetro da alma SG-W1a (conforme Figura 32)

Com o objetivo de perceber se a conclusão escrita no paragrafo anterior aplica-se a toda a peça irá em seguida ser apresentada a evolução de tensões em dois outros elementos mais afastados da fonte térmica.

4.5.1 Evolução das tensões no SG-F6a e SG-F6b

No caso dos diagramas de tensão-deformação obtidos na posição dos extensómetros SG-F6a e SG-F6b, é possível observar que o impacto de cada passagem é bastante diferente do caso anterior. De facto, os efeitos da segunda passagem deixam de coincidir com a primeira passagem e pode ser visto como uma espécie de um ciclo desfasado do primeiro. Com isto é importante assumir que para zonas afastadas da fonte de calor cada passagem tem uma implicação diferente, e que tem de ser tida em conta separadamente, os valores estão tabelados em anexo (ANEXO E).

Outra informação relevante é que a espessura do banzo tem uma influência direta nos resultados. Enquanto os valores do extensómetro colocado na face b (face do banzo voltada para o interior da peça) dão um caminho que chega a atingir valores de tração na ordem dos 70 MPa, os valores registados na outra face mostram que não ultrapassa os 25 MPa, isto pode indicar que a face superior sente de forma muito mais relevante a ação. Por outro lado, observa-se também que a face exterior do

banzo regista tensões de compressão bastante elevadas, o que pode implicar que esta face não consegue atingir as mesmas temperaturas que foram registadas na face b. Estas conclusões podem ser observadas na Figura 64.

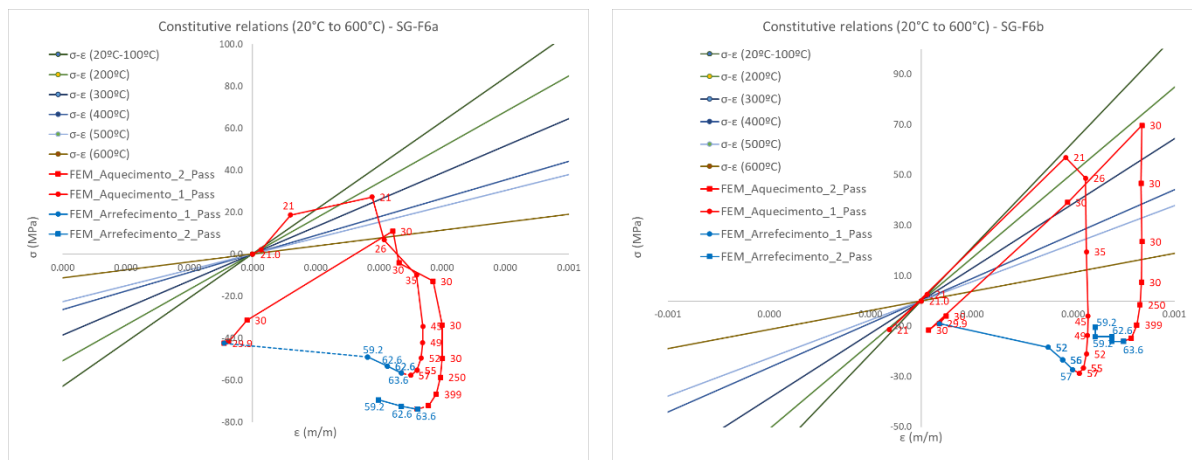


Figura 64 - À esquerda a evolução de tensões das passagens da soldadura localizado no diagrama tensão-deformação para o SG-F6a, à direita para o SG-F6b (conforme Figura 33)

4.6 Discussão dos Resultados

Analisando os resultados do modelo é possível observar que as tensões residuais que se formam nesta fase do fabrico são bastante semelhantes às tensões residuais obtidas experimentalmente. De facto, a distribuição de tensões residuais no banzo e na alma atinge valores ligeiramente superiores aos resultados registados, mas ainda não tem em conta os efeitos do corte das chapas. É previsível que a zona central do banzo chegue a esta fase com tensões de compressão devido ao corte da chapa, o que leva a que os valores finais sejam mais baixos do que os obtidos apenas do efeito da soldadura.

Outra conclusão importante consiste no facto de nas extremidades do banzo, devido ao efeito da soldadura se gerem tensões residuais de compressão, algo que acontece sempre que se executa este processo. Na verdade, este processo não introduz tensões de tração nesta zona do elemento, o que leva a concluir que se o resultado de todo o processo de fabrico do elemento fez surgir tensões residuais de tração nas zonas extremas do banzo, que só podem ter-se formado em processos térmicos anteriores, nomeadamente devido intensidade e características do processo de corte térmico das chapas.

Relativamente aos valores das tensões residuais obtidos na alma pode observar-se que em termos de valor médio existe um acompanhamento bastante fiel do modelo em relação aos valores experimentais. Quanto aos valores na superfície da peça, existe maior diferença nos resultados obtidos experimentalmente e os obtidos numericamente. A modelação simplificada e isolada do processo de soldadura poderá justificar essa diferença.

Por último, conclui-se que é possível ajustar uma forma de contabilizar as tensões residuais provenientes de cada processo, isto é, uma forma de juntar os efeitos de vários processos térmicos consecutivos, no caso do presente capítulo a primeira e segunda passagem da soldadura

A forma que se considera ser a mais correta para essa contabilização corresponde a considerar que perto da zona onde incidiu a ação térmica deve ser feita uma média dos valores introduzidos pelos dois efeitos, nas zonas mais afastadas deve considerar-se uma sobreposição de efeitos. No presente trabalho ainda não foi possível confirmar qual a zona onde termina a influência do processo térmico, isto é, até que valor é que se considera que o elemento está perto da zona onde incidiu a ação térmica. Convém ainda referir que este valor não depende apenas da distância à ação térmica, mas também da espessura da chapa em que se insere o elemento.

5 SIMULAÇÃO DA EXECUÇÃO DO CORTE DAS CHAPAS

5.1 Considerações Gerais

Conforme referido anteriormente, as tensões residuais na viga resultantes do seu fabrico resultam do impacto que cada fase de fabrico tem. De facto, o corte das chapas, sendo um processo em que os parâmetros térmicos têm um controlo relativamente baixo e que contribui de forma relevante para as deformações e tensões residuais nas peças, isto faz com que a sua modelação possa ser importante para compreender os valores de tensão residual da peça nas fases seguintes.

O tipo de análise utilizado para o estudo desta fase de fabrico foi também GMNA, tal como foi utilizado na modelação da soldadura. O modelo foi concebido de forma a utilizar as ferramentas utilizadas no modelo anterior, isto é, utilizou-se o mesmo interface (AWI – “*Abaqus Welding Interface*”) para realizar a simulação. De facto, em termos práticos, um processo de corte térmico pouco varia em relação ao processo de soldadura. A principal diferença é que no processo de corte o aço é aquecido até atingir o ponto de fusão e ocorre a destruição de material ligante; no processo de soldadura o aço do cordão encontra-se fundido e arrefece até formar um material ligante suficientemente rígido. Isto implica que as etapas da modelação do corte podem ser vistas como uma inversão cronológica das etapas da modelação da soldadura.

5.2 Calibração do Modelo

A modelo elaborado teve por base novamente as especificações do EC3-1-14 [4]. Toda a modelação foi semelhante à realizada na modelação do processo de soldadura. No entanto, foi necessário considerar as seguintes hipóteses:

- Sendo a chapa um elemento com esbelteza muito elevada pode considerar-se uma distribuição uniforme de temperatura na espessura perto da zona do corte.
- O corte é feito em toda a secção da peça. Isto faz com que não exista material com rigidez após a primeira passagem, simulando o corte.
- A “destruição” de um elemento finito pode ser simulada considerando que a temperatura utilizada no foco de calor for superior à temperatura de fusão do material que representa.

5.3 Resumo dos Procedimentos

Os procedimentos utilizados nesta simulação podem ser resumidos nas mesmas três fases que foram utilizadas em 4.3:

- ✓ Fase da conceção geométrica e da definição dos parâmetros mecânicos (Modelação);

- ✓ Fase da conceção do processamento das interações e da definição da malha (Análise);
- ✓ Fase do pós-processamento (Validação e Verificação).

No entanto, existem ligeiras diferenças em cada uma das fases relativamente ao modelo anterior que vão ser introduzidas nas próximas secções.

5.3.1 Fase da conceção geométrica e da definição dos parâmetros mecânicos

Geometria das partes – Neste modelo utilizou-se para modelar a chapa da alma da viga composta por sólidos deformáveis e com uma largura total de 6000 mm por 1500 mm de comprimento e com 4 mm de espessura. Esta parte é composta por dois elementos, a chapa que dará origem à placa da alma da viga e outra que será o resto que não foi utilizado. Foi considerado na modelação, na zona do corte, um sólido deformável com 5 mm de largura e com um comprimento total igual ao perímetro da chapa a cortar. Na Figura 65 estão representadas as geometrias das partes utilizadas.

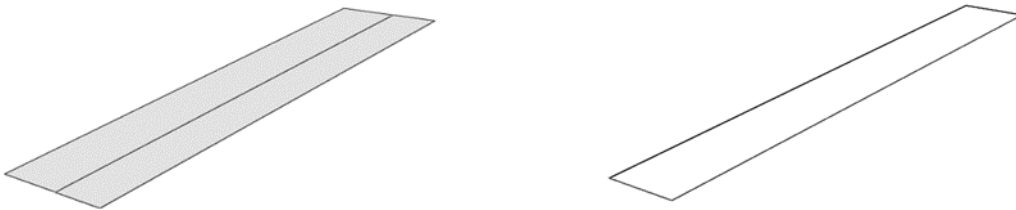


Figura 65 - Geometria das partes utilizadas, à esquerda as chapas e à direita a zona de corte

Materiais – Os materiais adotados na análise foram definidos com as mesmas propriedades utilizadas para o modelo de soldadura, isto é, os mesmos valores que se encontram apresentados na Tabela 14 e com os valores de evolução das características definidos por Pilipenko [19].

Geometria final da chapa e definição da malha:

Nesta fase, as partes foram colocadas nas respetivas posições (comando “assembly”), e foi gerada a malha de elementos finitos para fazer a análise térmica, conforme representado na Figura 66.

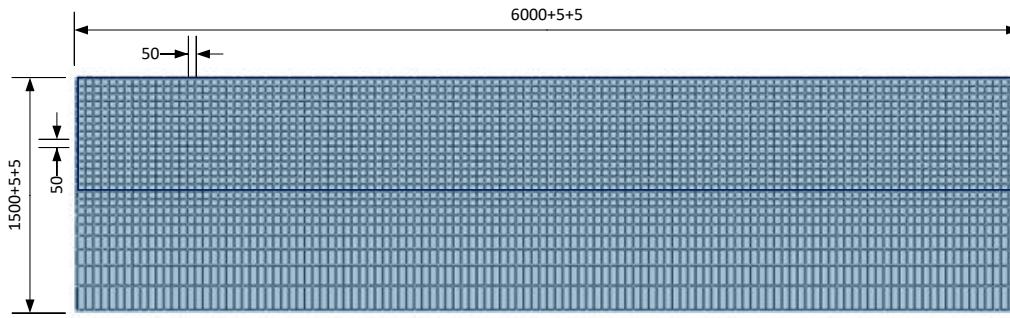


Figura 66 - Malha definida para a análise térmica e mecânica (dimensões em milímetros)

Foi definida uma malha regular com elementos de faces quadrilaterais, de aproximação linear, para realizarem a análise térmica (“*Heat Transfer*”). O espaçamento dos nós foi definido através de um critério menos rigoroso, com dimensão da menor face lateral do elemento de aproximadamente $h_w/15$, devido à tamanho da chapa e para não comprometer a eficiência da análise.

5.3.2 Fase da conceção do processamento das interações

Nesta fase determinou-se os parâmetros relacionados com o tempo e com a geometria do corte para que os resultados obtidos fossem os mais próximos dos valores experimentais. Na Figura 67 encontra-se ilustrados os principais valores referidos. Os parâmetros térmicos que se introduziram no AWI são apresentados na Tabela 24.

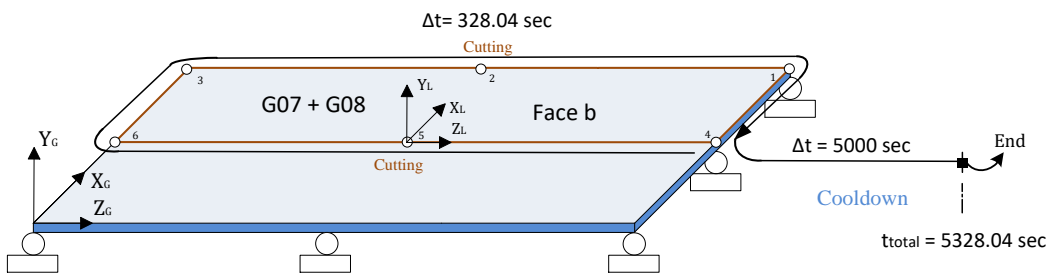


Figura 67 – Cronologia seguida para criar o modelo de corte

Tabela 24 - Parâmetros Mecânicos e Térmicos do aço na fase inicial

Geometria Inicial e Propriedades Termo-Mecânicas					
Nome da Parte	Sistema de Unidades	Material Base	Temperatura Inicial (°C)	Constante de Stefan-Boltzmann (mJ/s/mm ² /K ⁴)	Zero Absoluto (°C)
"Chapa a Cortar"	SI	S355	23	5.67E-11	-273.15
Propriedades Mecânicas e Térmicas Impostas					
Material da Soldadura	Temperatura liquidificação do aço de solda (°C)		Temperatura do aço de solda (°C)		
S355	1495		1500		

Seguindo o mesmo princípio que foi utilizado na modelação da soldadura, foram criados “*chunks*” (no caso denominaram-se de “zonas” de corte) que subdividiram a área de corte definida anteriormente em pequenos troços do tamanho do espaçamento da malha resultando num total de 278 “zonas”. A cada uma dessas zonas definiram-se as características de cada passo com base nos valores dados no relatório de fabrico (ver 3.4.1) e nas propriedades térmicas do aço utilizado (Tabela 25).

Tabela 25 - Características do passo associado a cada “zona”

"Pass Control"			
Periodo de tempo (s)	Incremento inicial (s)	Incremento mínimo (s)	Incremento máximo(s)
1.18	0.01	1.00E-05	0.2
Número máximo de incrementos	Máximo valor da variação de temperatura por incremento(°C)	"Film Coefficient" (mJ/s/mm ² /K)	Emissividade
1000	250	0.025	0.9

Após concluída esta fase, executa-se a interface (AWI) para que se gerem todas as etapas do modelo de análise térmica e mecânica. No entanto, existe uma diferença que faz com que este seja um modelo de corte e não um modelo de soldadura. De facto, conforme na modelação da soldadura, no modelo mecânico são gerados três passos, por cada troço (“*chunk*”), após a execução da interface: passagem → remoção do troço → inserção o troço.

No caso do modelo de corte o passo de inserção é eliminado, o que faz com que o elemento aqueça, é removido e existe uma separação dos restantes elementos. Uma das principais observações que pode ser feita a esta modelação é o facto de se estar a assumir que a destruição do material ocorre em toda a espessura da placa ao mesmo tempo, o que foi assumido como sendo uma aproximação que têm pouca influencia em chapas de pequena espessura.

Após serem definidos estes passos, é criado o passo final de arrefecimento.

5.3.1 Fase do pós-processamento

Através das Tabela 26 e 27 é possível avaliar o rendimento do modelo e da respetiva análise térmica e mecânica. Importa referir que nesta fase, à semelhança do modelo de corte, que a análise térmica utiliza um grau de liberdade por nó (Temperatura) e a análise mecânica com três graus de liberdade por nó (Deslocamentos transversais segundo X, Y e Z).

Tabela 26 - Valores relevantes do rendimento da análise térmica

<i>Thermal analysis performance- Cut</i>		
User time (s)	CPU time (s)	Nº elements
1418.7	1750.4	3172
Nº nodes	Nº of degrees of freedom	Elements type
6642	6642	DC3D8 (3D 8-node linear isoparametric element)

Tabela 27 - Valores relevantes do rendimento da análise mecânica

<i>Mechanical analysis performance- Cut</i>		
User time (s)	CPU time (s)	Nº elements
2688.5	3053.7	3172
Nº nodes	Nº of degrees of freedom	Elements type
6642	19926	C3D8R (3D 8-node linear isoparametric element*)

Convém ainda referir que tanto a análise térmica como a análise mecânica foram executadas num *Intel® Core™ i7-10750H CPU @ 2.60GHz* com 16.0 GB de memória RAM.

5.4 Apresentação dos Resultados

5.4.1 Resultados da análise térmica

Para analisar os resultados da análise térmica selecionaram-se alguns nós para determinar a evolução da temperatura com o tempo. As respetivas posições dos nós de interpolação e os respetivos resultados estão apresentados na Figura 67 e Figura 68

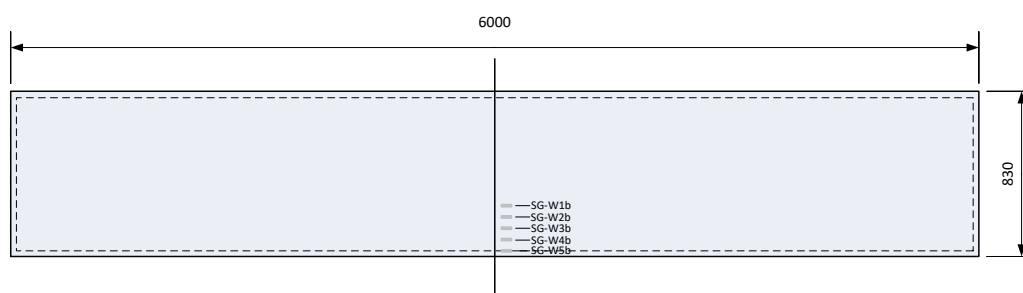


Figura 68 – Nós de interpolação, espaçados de 50mm em 50mm, de onde foi retirada a informação térmica

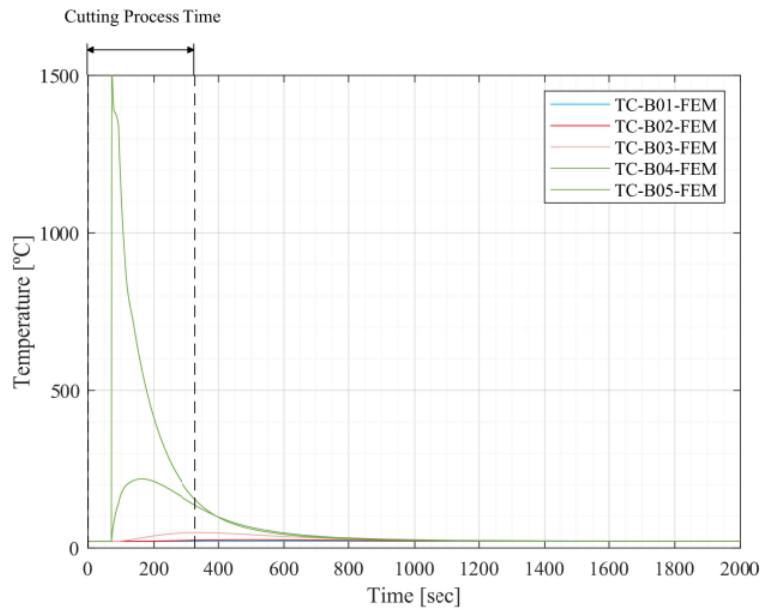


Figura 69 – Valores de temperatura em cada um dos nós de interpolação com o tempo

5.4.1 Resultados da análise mecânica

Os resultados da análise mecânica são aqueles que mais informação fornecem relativamente à influência do processo de corte nas tensões residuais da viga, como extensões, tensões e deslocamentos.

Foram utilizados apoios simples da chapa com restrição dos deslocamento normais ao seu plano e um nó com restrição dos deslocamentos no plano da chapa., para simular o apoio da chapa na mesa de corte.

As distribuições de tensões residuais têm uma configuração que segue de acordo com o descrito em 2.4.2, ou seja, tensões de tração na zona próxima onde foi executada o processo térmico, e compressões em zonas mais afastadas. Na Figura 70 é possível de facto verificar a ocorrência de tensões de tração na zona de corte e a zona mais afastada apresenta tensões de compressão. Os valores de tensão obtida encontram-se representados na Figura 71, para as posições dos extensómetros apresentadas em 3.4.3. Embora se registem diferenças nos resultados em relação ao que foi obtido experimentalmente a distribuição qualitativa é semelhante às tensões obtidas no modelo de soldadura, sendo que a ação térmica nos dois processos incidiu na mesma zona.

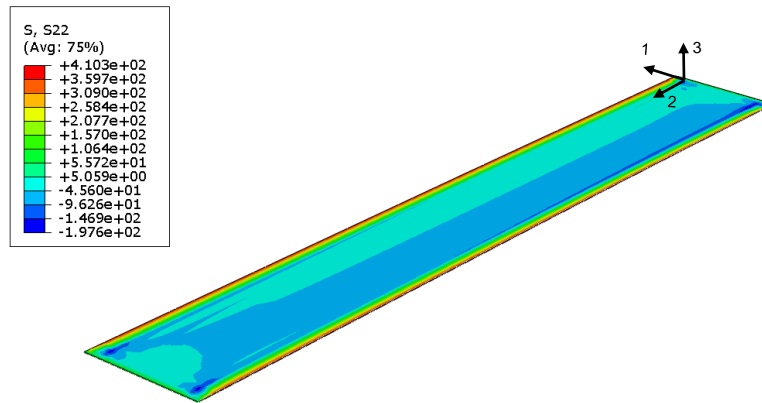


Figura 70 - Valores de tensão residual na chapa da alma após o corte

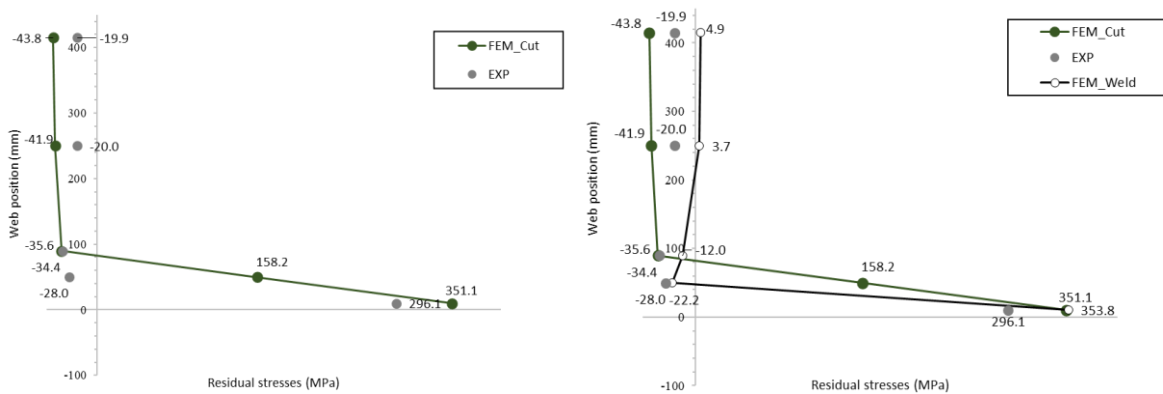


Figura 71 – Comparação entre os principais modelos térmicos e os valores experimentais

Conforme concluído na Secção 4.6, uma aproximação da consideração conjunta dos efeitos do corte e soldadura consiste na média das tensões obtidas para cada efeito em separado, para todos os valores de tensão acima obtidos. Apesar dos valores a meio da alma poderem ser considerados valores afastados da ação térmica, uma vez que a espessura da chapa é muito fina, é possível considerar toda a alma como uma zona próxima da ação térmica, fazendo para toda a alma a média dos valores de cada ação.

Os deslocamentos das chapas após completado o processo também podem ser obtidos do modelo.

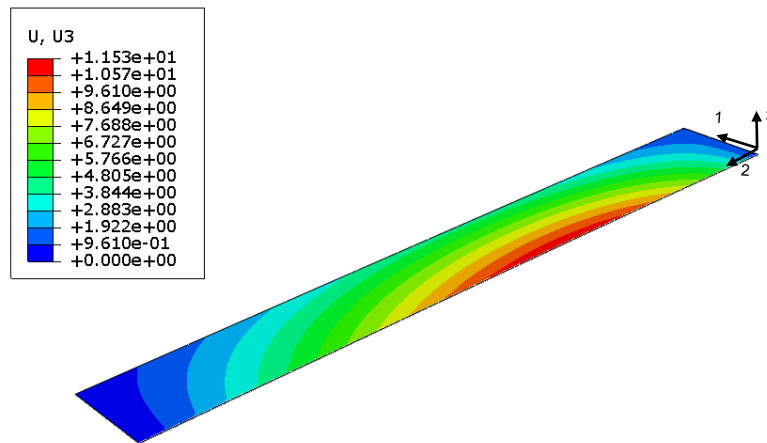


Figura 72 - Deslocamentos da chapa da alma devido ao processo de corte

É possível observar que devido à pequena espessura da chapa o valor máximo de deslocamento observado ultrapassa ligeiramente o 10 mm, o que corresponde ao valor máximo registado. Contudo, comparando esse valor com o obtido em 3.4.1.1, a principal diferença que se observa é a posição onde surge o maior deslocamento, e isso deve-se ao facto de as condições de fronteira não serem as que melhor refletem o que acontece na realidade, em termos de apoio na mesa de corte.

5.5 Discussão dos Resultados

Através dos resultados obtidos no modelo numérico é possível concluir que o corte térmico, no caso da chapa da alma, apresenta resultados semelhantes ao modelo de soldadura. De facto, este tipo de semelhança faz sentido, uma vez que o corte térmico e a soldadura são processos que afetam a chapa da alma numa zona muito semelhante – o bordo da chapa – e pelo facto de serem processos com características semelhantes e aplicados na mesma zona faz com que as distribuições de tensões residuais sejam semelhantes.

Devido à largura e comprimento da chapa a temperatura não se difunde por todo o comprimento da peça, isto é, cria um gradiente de temperatura considerável, justificando assim que ocorram tensões residuais longitudinais de tração muito elevadas nos bordos da alma. Por esse mesmo motivo, mas no sentido inverso, encontra-se também justificado o facto de ocorrerem tensões residuais de compressão no centro da chapa.

Através dos resultados obtidos neste modelo é possível concluir que o corte térmico do banzo também introduz tensões de tração nos bordos desse elemento. De facto, apesar do banzo ter uma largura mais reduzida que a alma, tem uma espessura maior o que permite inferir que muito dificilmente não surgiram tensões com o mesmo sinal (tração), nos bordos deste elemento, nesta etapa do fabrico.

6 CONCLUSÕES

6.1 Síntese das Principais Conclusões

Tendo em consideração os resultados do trabalho desenvolvido é possível resumir as seguintes conclusões principais de cada um dos capítulos:

Conclusões do Capítulo 3

- ✓ A utilização de oxicorte ou plasma para o corte das peças tem influência direta nas deformações e tensões residuais obtidas até à fase de soldadura dos reforços. No caso da utilização do oxicorte essa influência traduz-se em valores de deformação e de tensões residuais superiores aos registados quando se utiliza o corte por arco de plasma.
- ✓ Na fase de soldadura dos reforços não existe influência do processo de corte utilizado nas chapas nas deformações finais (fase corretiva).
- ✓ Pode concluir-se que não existe uma solução certa para o corte das chapas que compõem uma viga de secção soldada, mas conforme a espessura dos elementos existe alguns fatores que apontam para que o corte por arco de plasma resulta tanto melhor quanto mais reduzida for essa variável.
- ✓ As tensões residuais definidas no EN 1993-1-14 contemplam de forma mais acertada o campo de tensões residuais quando se utiliza um processo de corte térmico por arco de plasma. No entanto, no caso do oxicorte, a prescrição da norma não consegue definir de forma totalmente acertada o campo de tensões residuais, nomeadamente nas tensões obtidas nas extremidades dos banzos.
- ✓ A utilização de uma solução de pré-aquecimento pode ser útil no caso do corte de peças com espessuras e dimensões superiores, uma vez que um dos principais problemas passa pela elevada variância térmica durante o corte.

Conclusões dos Capítulos 4 e 5

- ✓ A maioria das tensões residuais que se formam nas almas devem-se maioritariamente ao processo de soldadura. Tal deve-se a um efeito de libertação de tensões residuais anteriores presentes na chapa quando a alma é reaquecida neste processo nas mesmas regiões.
- ✓ O resultado do campo de tensões residuais obtidos poderá ser uma ponderação entre os resultados obtidos do corte e os resultados obtidos da soldadura, sendo que essa ponderação não é direta. No caso dos elementos mais perto da zona onde foi aplicada a fonte térmica poderá considerar-se uma média dos valores das tensões residuais obtidas nas fases de corte e de soldadura; no caso de elementos mais afastados, utilizar uma sobreposição de efeitos aparenta reproduzir de forma mais acertada os resultados com os registos do fabrico.
- ✓ O processo de corte térmico das chapas, por ter características semelhantes ao da soldadura e por ter uma zona de aplicação semelhante apresenta tensões residuais com um resultado muito próximo daquele que foi obtido após a soldadura.

6.2 Desenvolvimentos Futuros

No decurso do trabalho foram diversos os aspetos identificados que merecem ser aprofundados em trabalhos futuros. De entre os mais importantes referem-se os seguintes:

- ✓ Verificar a aplicabilidade do modelo de corte térmico a casos de vigas com outras geometrias, e se consegue modelar corretamente o corte de chapas com uma maior espessura. Os resultados devem ser comparados com ensaios físicos.
- ✓ Desenvolver um modelo de corte que tenha por base um campo de deformações iniciais semelhante aos da chapa antes de ser cortada, para que a comparação de resultados seja mais consistente.
- ✓ Analisar numericamente os efeitos dos diferentes processos de corte, isto é, o corte das chapas e o processo de soldadura banzo-alma, de forma sequencial, e se possível também incluir o corte a frio da viga, fazendo um modelo conjunto.
- ✓ Avaliar, com base na realização de mais ensaios, se os valores dos campos de tensões propostos na EN 1993-1-14 são consistentes, e se tem variação consoante o tipo de aço utilizado e as dimensões das placas e espessuras das peças a fabricar.

BIBLIOGRAFIA

LIVROS:

[1B] Hirt, M., Bez, R & Nussbaumer, A. (2011) *Traité de Genie Civil de l'École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Volume 10: Construction Métallique. Notions fondamentales et méthodes de dimensionnement (2ème édition)*. Presses Polytechnique et Universitaires Romandes.

[2B] Oliveira Pedro; José, Mendes, Pedro (2020) *Dimensionamento de Estruturas de Edifícios e Estruturas Especiais | 2 Volumes*. IST Press.

[3B] Jenney, Cynthia; O'Brien, Annette (2001) *Welding Handbook: Welding Science and Technology (9th Edition)*. American Welding Society.

[4B] Oliveira Santos, José; Quintino, Luísa (1998) *Processos de Soldadura*. Instituto de Soldadura e Qualidade.

[5B] Macherauch, Eckard (1987) *ADVANCES IN SURFACE TREATMENTS. VOLUME 4 – International Guidebook on Residual Stresses. A NIKU-LARI in cooperation with the Institute for industrial technology transfer*.

ARTIGOS E REGULAMENTOS:

[1] CEN (2010), EN 1993-1-1, 2005, *Eurocode 3: Design of Steel Structures - Part 1-1 General rules and rules for buildings*, European Committee for Standardization, Brussels.

[2] CEN (2010) EN 1993-2, 2010, *Eurocode 3: Design of Steel Structures - Part 1-2 General rules – Structural Fire Design*, European Committee for Standardization, Brussels.

[3] CEN (2010) EN 1993-2, 2010, *Eurocode 3: Design of Steel Structures - Part 1-5 Design of steel structures – Part 1-5: Plated Structural Elements*, European Committee for Standardization, Brussels

[4] CEN (2010) EN 1993-14, 2020, *Eurocode 3: Design of Steel Structures - Part 1-14 General rules - Design assisted by finite element analysis*, European Committee for Standardization, Brussels.

[5] CEN (2011), EN 1090-2, *Execution of steel structures and Aluminium Structures. Part 2: Technical Requirements for Steel and Aluminium Structures*, European Committee for Standardization, Brussels.

[6] CEN (2009), EN ISO 6892-1, *Metallic Materials – Tensile Testing. Part 1: Method of test at room temperature (ISO 6892-1:2009)*, European Committee for Standardization, Brussels.

[7] CEN (2001) EN 1011-2 2001, *Welding Recommendations for welding of metallic materials. Part 2: Arc Welding of ferritic Steels*, British Standard.

[8] *European Convention for Constructional Steelwork (ECCS) – Technical Committee 8: Ultimate Limit State Calculation of Sway Frames with Rigid Joints*, ECCS Publication No.33, Brussels, Belgium, 1984.

[9] S. Nascimento, *Avaliação da resistência ao esforço transversal de tabuleiros bi-viga mistos aço-betão*, IST: MSc Dissertation, 2017.

[10] N. Tebedge, G. Alpsten, L. Tall, *Residual-stress Measurement by the Sectioning Method*, 1973

- [11] Mitra U and Eager T W 1991 *Slag-Metal Reactions during Welding: Part I. Evaluation and Reassessment of Existing*.
- [12] Andersen, Leif. (2018) *The need for Pre-Heating when Welding*, TE Andersen Consulting.
- [13] T. Tankova, L. Simoes ~ da Silva, M. Balakrishnan, D. Rodrigues, B. Launert, H. Pasternak, T.Y. Tun, *Residual stresses in welded I section steel members*, *Eng. Struct.* 197 (2019) 109398.
- [14] Schaper, Lukas. Tankoya, Trayana. Simões da Silva, Luís. Knobloch, Markus. (2022) *A novel residual stress model for welded I-sections*, *Journal of Constructional Steel Research*.
- [15] Kollar, Dénes (2020), *Welding Simulation in Advanced Manufacturing and Design of Steel Structures*, *Budapest University of Technology and Economics, Hungary*.
- [16] Gannon, L., Liu Y., Pegg N. and Smith, M. *Effect of welding sequence on residual stress and distortion in flat-bar stiffened plates*. *Mar. Struct.*, 2010, 23, 385-404.
- [17] Seleš K., Perić M. and Tonković Z. *Numerical simulation of a welding process using a prescribed temperature approach*. *J. Constr. Steel Res.*, 2018, 145, 49-57.
- [18] Yi M.S., Hyun C.M., Paik J.K. *Full-Scale Measurements of welding-induced initial deflections and residual stresses in steel-stiffened plate structures*. *International Journal of Maritime Engineering – December 2021*.
- [19] Pilipenko, A. *Computer simulation of residual stress and distortion of thick plates in multi electrode submerged arc welding*. *Norwegian University of Science and Technology – July 2001*.
- [20] ABAQUS, *Version 6.14 Documentation*. Dassault Systemes Simulia Corporation, 2014. Providence, RI.

PAGINAS WEB:

- [1E] "Martifer Group". Disponível: <http://www.martifer.pt/pt/portfolio/detalhes.php?sec=4&tipo=3&id=28> [Acedido em 5 de Dezembro de 2016].
- [2E] "Simuleon FEA Bog". <https://info.simuleon.com/blog/welding-simulation-using-abaqus-part-1>.
- [3E] "Simuleon FEA Bog". <https://info.simuleon.com/blog/simulating-welding-using-the-abaqus-welding-interface-part-2>.

ANEXOS

ANEXO A – Valores parciais entre a comparação dos valores de Pilipenko e do EC3

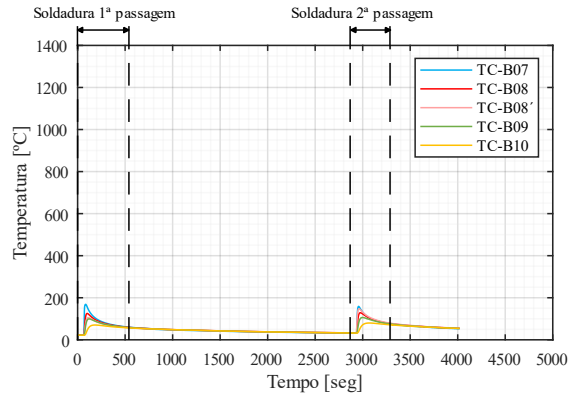
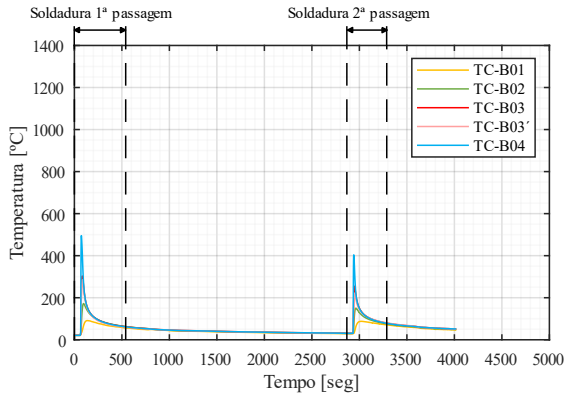
Θ	$C_{\text{ond.térmica},\Theta}$	$C_{\text{exten.térmica},\Theta}$	$C_{\text{esp},\Theta}$	$C_{\text{ond.térmica},\Theta}$	$C_{\text{exten.térmica},\Theta}$	$C_{\text{esp},\Theta}$
	EC3-4			Pilipenko		
0	54	-	425000000	55	1.20E-05	388000000
20	53.3	0	439801760	54.3	1.20E-05	402457142.9
100	50.7	9.98E-06	487620000	51.3	1.21E-05	460285714.3
200	47.3	1.16E-05	529760000	47.6	1.23E-05	532571428.6
300	44	1.24E-05	564740000	43.9	1.24E-05	604857142.9
400	40.7	1.30E-05	605880000	40.1	1.26E-05	677142857.1
500	37.4	1.35E-05	666500000	36.4	1.27E-05	749428571.4
600	34	1.40E-05	760217391.3	32.7	1.28E-05	821714285.7
700	30.7	1.45E-05	1008157895	29	1.30E-05	894000000
740	29.3	1.46E-05	2525000000	27.56	1.30E-05	1234000000
800	27.3	1.38E-05	803260869.6	25.4	1.31E-05	922000000
860	27.3	1.28E-05	683139534.9	25.9	1.32E-05	610000000
900	27.3	1.31E-05	650000000	26.3	1.32E-05	623830508.5
1000	27.3	1.38E-05	650000000	27.1	1.34E-05	658406779.7
1100	27.3	1.44E-05	650000000	28.0	1.35E-05	692983050.8
1200	27.3	1.48E-05	650000000	28.8	1.37E-05	727559322
1450	-	-	-	31	1.40E-05	814000000
1500	-	-	-	110	1.40E-05	814000000
3000	-	-	-	110	1.40E-05	814000000

ANEXO B - Leituras registadas nos termopares das vigas do grupo A (Secção B-B)

Secção B-B

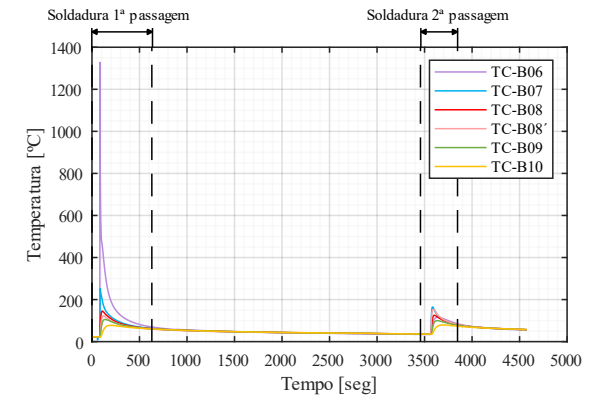
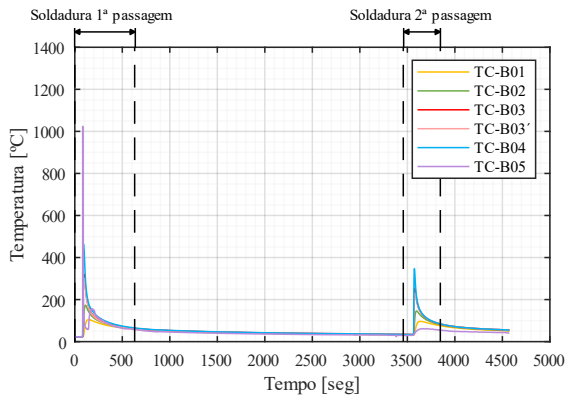
Alma $t=4$ mm

Banzo $t=15$ mm



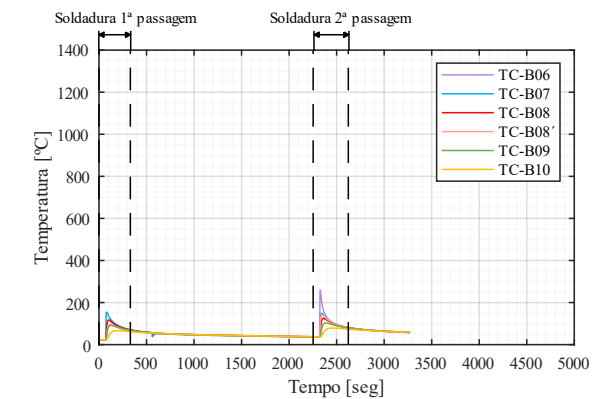
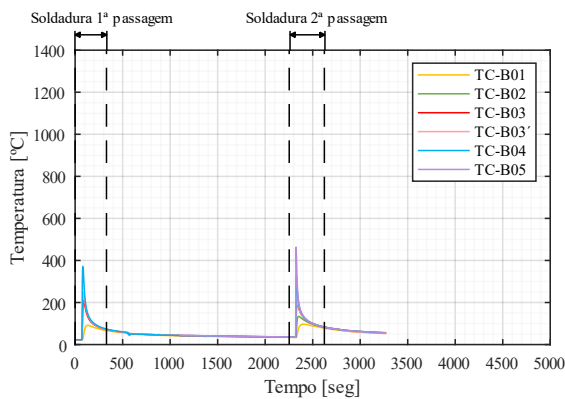
Alma $t=4$ mm

Banzo $t=15$ mm



Alma $t=4$ mm

Banzo $t=15$ mm



ANEXO C – Resultados parciais do modelo de soldadura

Average residual stresses in the mid section					
T _{final} = 7594 sec - Flange					
250 mm	a-down (mm)	Face a (MPa)	b-up (mm)	Face b (MPa)	Average (MPa)
b1	0.0	27.9	0.0	-98.1	-35.1
b2	44.5	16.6	44.5	-83.7	-33.5
b3	71.6	5.3	71.6	-72.2	-33.4
b4	88.0	0.9	88.0	-69.1	-34.1
b5	98.0	-2.1	98.0	-66.5	-34.3
b6	106.5	-4.6	106.5	-64.5	-34.5
b7	113.0	-6.2	113.0	-63.1	-34.6
b8	118.0	-7.6	118.0	-61.9	-34.7
b9	123.0	-8.8	123.0	-60.5	-34.7
b10	128.0	-9.3	128.0	-58.4	-33.9
b11	132.9	15.0	132.9	-52.8	-18.9
b12	136.0	132.6	136.0	-28.7	52.0
b13	138.0	254.2	138.0	24.0	139.1
b14	139.7	298.0	139.7	76.5	187.2
b15	141.4	333.2	141.4	127.8	230.5
b16	143.1	426.0	143.1	173.2	299.6
b17	143.8	452.5	143.8	199.8	326.2
b18	145.8	397.4	145.8	221.3	309.4
b19	147.9	438.6	147.9	243.3	340.9
b20	149.9	484.2	149.9	276.4	380.3
b21	152.0	523.7	152.0	288.6	406.1
b22	154.1	509.4	154.1	267.1	388.3
b23	156.1	469.7	156.1	211.3	340.5
b24	158.0	445.0	158.0	143.4	294.2
b25	160.0	408.1	160.0	79.7	243.9
b26	161.9	322.4	161.9	23.2	172.8
b27	163.9	148.6	163.9	-28.8	59.9
b28	167.0	26.9	167.0	-51.8	-12.5
b29	171.9	-4.4	171.9	-57.2	-30.8
b30	176.9	-3.4	176.9	-58.9	-31.1
b31	181.9	-1.7	181.9	-60.1	-30.9
b32	186.9	0.1	186.9	-61.1	-30.5
b33	193.4	2.2	193.4	-62.2	-30.0
b34	201.9	5.3	201.9	-63.9	-29.3
b35	211.9	9.2	211.9	-66.1	-28.4
b36	228.4	14.7	228.4	-68.6	-26.9
b37	255.4	28.6	255.4	-79.3	-25.4
b38	299.9	42.5	299.9	-93.1	-25.3

Average residual stresses in the mid section					
T _{final} = 7594 sec - Web					
250 mm	a-down (mm)	Face a (MPa)	b-up (mm)	Face b (MPa)	Average (MPa)
w1	0.0	490.3	0.0	406.9	448.6
w2	3.9	471.1	4.0	446.7	458.9
w3	6.1	391.8	6.2	378.0	384.9
w4	7.8	374.1	7.8	354.5	364.3
w5	9.5	365.5	9.5	342.5	354.0
w6	11.5	365.1	11.5	341.4	353.3
w7	14.6	277.0	14.6	265.8	271.4
w8	19.5	98.6	19.5	98.4	98.5
w9	24.5	-8.0	24.5	-15.5	-11.8
w10	29.5	-23.1	29.5	-36.2	-29.7
w11	38.0	-20.6	38.0	-33.4	-27.0
w12	44.5	-18.3	44.5	-30.8	-24.6
w13	49.5	-16.2	49.5	-28.4	-22.3
w14	59.5	-13.9	59.5	-25.6	-19.8
w15	70.8	-11.0	70.9	-22.1	-16.5
w16	83.7	-8.2	83.8	-18.5	-13.4
w17	98.4	-5.4	98.4	-14.9	-10.1
w18	115.1	-2.9	115.1	-11.4	-7.1
w19	134.0	-0.5	134.0	-8.0	-4.3
w20	155.5	1.5	155.5	-4.9	-1.7
w21	179.9	3.1	179.9	-2.2	0.5
w22	207.7	4.4	207.7	0.0	2.2
w23	239.2	5.2	239.2	1.8	3.5
w24	275.0	5.7	275.0	2.9	4.3
w25	315.7	5.8	315.7	3.6	4.7
w26	362.0	5.8	362.0	3.9	4.9
w27	414.5	5.8	414.5	4.0	4.9

ANEXO D – Resultados parciais do modelo de corte

Average residual stresses in the mid section					
T _{final} = 5328.04 sec - Web					
3000 mm	a-down (mm)	Face a (MPa)	b-up (mm)	Face b (MPa)	Average (MPa)
w1	0.0	399.3	0.0	399.4	399.4
w2	48.2	166.3	48.2	167.3	166.8
w3	97.0	-70.4	97.0	-68.9	-69.7
w4	145.9	-32.8	145.9	-31.5	-32.1
w5	194.7	-49.0	194.7	-47.9	-48.4
w6	243.5	-42.0	243.5	-41.0	-41.5
w7	292.3	-44.9	292.3	-44.1	-44.5
w8	341.2	-43.6	341.2	-43.0	-43.3
w9	390.0	-44.0	390.0	-43.5	-43.8
w10	438.8	-44.0	438.8	-43.6	-43.8
w11	487.7	-43.4	487.7	-43.2	-43.3
w12	536.5	-44.6	536.5	-44.6	-44.6
w13	585.3	-41.5	585.3	-41.6	-41.5
w14	634.1	-48.5	634.1	-48.7	-48.6
w15	683.0	-31.9	683.0	-32.3	-32.1
w16	731.8	-70.0	731.8	-70.6	-70.3
w17	780.6	164.9	780.6	164.5	164.7
w18	829.3	388.0	829.3	388.0	388.0

ANEXO E – História de tensões para o SG-F6a e SG-F6b

SG-F6a	t=0 s	1ª Passagem																												
		Heating										Cooling																		
Frame	0	4	7	11	14	18	21	25	29	32	36	39	43	46	50	54	57	61	64	68	71	75	79	82	86	89	93	96	100	
T (°C)	21.0	21	21	21	26	35	45	49	52	55	55	57	57	57	57	57	57	56	56	56	56	56	56	56	52	52	52	52	52	
t (s)	0	11	21	32	43	54	64	75	86	96	107	118	129	139	150	161	171	182	193	204	214	225	236	246	257	268	279	289	300	
S _{ij}	0	3	-11	57	49	20	-6	-14	-21	-27	-27	-29	-29	-27	-27	-27	-27	-23	-23	-23	-23	-23	-23	-23	-18	-18	-18	-18	-18	
EE	0.0000	0.0000	-0.0001	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003
PE (abs)	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
ET (EE+PE)	0.0000	0.0000	-0.0001	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003

SG-F6a	t=0 s	2ª Passagem																												
		Heating										Cooling																		
Frame	0	4	7	11	14	18	21	25	29	32	36	39	43	46	50	54	57	61	64	68	71	75	79	82	86	89	93	96	100	
T (°C)	31.4	31.3	31.2	31.2	32.7	38.5	46.4	52.5	56.3	60.0	60.0	62.6	62.6	63.6	63.6	63.6	62.6	62.6	62.6	62.6	62.6	62.6	62.6	59.2	59.2	59.2	59.2	59.2	59.2	
t (s)	1625	1636	1646	1657	1668	1679	1689	1700	1711	1721	1732	1743	1754	1764	1775	1786	1796	1807	1818	1829	1839	1850	1861	1871	1882	1893	1904	1914	1925	
S _{ij}	-9	-6	-12	39	70	47	24	7	-2	-9	-9	-15	-15	-16	-16	-16	-16	-14	-14	-14	-14	-14	-14	-10	-10	-10	-10	-10	-10	
EE	0.0000	0.0000	0.0000	0.0003	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003
PE (abs)	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
ET (EE+PE)	0.0000	0.0000	0.0000	0.0003	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0004	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003

SG-F6b	t=0 s	1ª Passagem																												
		Heating										Cooling																		
Frame	0	4	7	11	14	18	21	25	29	32	36	39	43	46	50	54	57	61	64	68	71	75	79	82	86	89	93	96	100	
T (°C)	21.0	21	21	21	26	35	45	49	52	55	55	57	57	57	57	57	57	56	56	56	56	56	56	56	52	52	52	52	52	
t (s)	0	11	21	32	43	54	64	75	86	96	107	118	129	139	150	161	171	182	193	204	214	225	236	246	257	268	279	289	300	
S _{ij}	0	2	19	27	7	-10	-34	-42	-50	-55	-55	-58	-58	-57	-57	-57	-57	-53	-53	-53	-53	-53	-53	-49	-49	-49	-49	-49	-49	
EE	0.0000	0.0000	0.0001	0.0002	0.0002	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002
PE (abs)	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
ET (EE+PE)	0.0000	0.0000	0.0001	0.0002	0.0002	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002

SG-F6b	t=0 s	2ª Passagem																												
		Heating										Cooling																		
Frame	0	4	7	11	14	18	21	25	29	32	36	39	43	46	50	54	57	61	64	68	71	75	79	82	86	89	93	96	100	
T (°C)	31.4	31.3	31.2	31.2	32.7	38.5	46.4	52.5	56.3	60.0	60.0	62.6	62.6	63.6	63.6	63.6	62.6	62.6	62.6	62.6	62.6	62.6	62.6	59.2	59.2	59.2	59.2	59.2	59.2	
t (s)	1625	1636	1646	1657	1668	1679	1689	1700	1711	1721	1732	1743	1754	1764	1775	1786	1796	1807	1818	1829	1839	1850	1861	1871	1882	1893	1904	1914	1925	
S _{ij}	-42	-42	-31	11	-4	-13	-34	-50	-59	-67	-67	-72	-72	-74	-74	-74	-74	-72	-72	-72	-72	-72	-72	-69	-69	-69	-69	-69	-69	
EE	0.0000	0.0000	0.0000	0.0002	0.0002	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002
PE (abs)	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
ET (EE+PE)	0.0000	0.0000	0.0000	0.0002	0.0002	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002	0.0002