



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"
Campus de Bauru



**SOLDAGEM GMAW-P ROBOTIZADA DE ALUMÍNIO: INFLUÊNCIA DO TIPO DE
CHANFRO, TECIMENTO E SENTIDO DE LAMINAÇÃO NA DISTORÇÃO
ANGULAR**

RAFAEL CORAINI

**Dissertação apresentada ao Programa
de Pós Graduação em Engenharia
Mecânica da Universidade Estadual
Paulista – Campus de Bauru, como
requisito à obtenção do título de
Mestre em Engenharia Mecânica.**

BAURU – SP
JANEIRO – 2011



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"
Campus de Bauru



**SOLDAGEM GMAW-P ROBOTIZADA DE ALUMÍNIO: INFLUÊNCIA DO TIPO DE
CHANFRO, TECIMENTO E SENTIDO DE LAMINAÇÃO NA DISTORÇÃO
ANGULAR**

RAFAEL CORAINI

Dissertação apresentada ao Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Estadual Paulista – Campus de Bauru, como requisito à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

**Orientador: Prof. Dr. Yukio Kobayashi.
Co-orientador: Prof. Dr. Gilberto de Magalhães Bento Gonçalves.
Área de concentração: Soldagem.**

**BAURU – SP
JANEIRO – 2011**

Coraini, Rafael.

Soldagem GMAW-P robotizada de alumínio: influência do tipo de chanfro, tecimento e sentido de laminação na distorção angular / Rafael Coraini, 2011.
102 f.

Orientador: Yukio Kobayashi

Co-orientador: Gilberto de Magalhães Bento
Gonçalves

Dissertação (Mestrado)-Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia, Bauru, 2011


1. Soldagem robotizada. 2. Alumínio. 3. Distorções angulares. 4. Sentido de conformação. 5. Tecimento I. Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Bauru. II. Título.




ATA DA DEFESA PÚBLICA DA DISSERTAÇÃO DE MESTRADO DE RAFAEL CORAINI, DISCENTE DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA, DO(A) FACULDADE DE ENGENHARIA DE BAURU.

Aos 24 dias do mês de janeiro do ano de 2011, às 08:30 horas, no(a) ANFITEATRO DA SEÇÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO DA FACULDADE DE ENGENHARIA, reuniu-se a Comissão Examinadora da Defesa Pública, composta pelos seguintes membros: Prof. Dr. YUKIO KOBAYASHI do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Bauru, Prof. Dr. AMÉRICO SCOTTI do(a) Faculdade de Engenharia Mecânica / Universidade Federal de Uberlândia, Prof. Dr. LUIZ EDUARDO DE ANGELO SANCHEZ do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Bauru, sob a presidência do primeiro, a fim de proceder a arguição pública da DISSERTAÇÃO DE MESTRADO de RAFAEL CORAINI, intitulado "SOLDAGEM GMAW-P ROBOTIZADA DE ALUMÍNIO: INFLUÊNCIA DO TIPO DE CHANFRO, TECIMENTOS E SENTIDO DE LAMINAÇÃO NA DISTORÇÃO ANGULAR". Após a exposição, o discente foi argüido oralmente pelos membros da Comissão Examinadora, tendo recebido o conceito final: APROVADO. Nada mais havendo, foi lavrada a presente ata, que, após lida e aprovada, foi assinada pelos membros da Comissão Examinadora.


Prof. Dr. YUKIO KOBAYASHI


Prof. Dr. AMÉRICO SCOTTI


Prof. Dr. LUIZ EDUARDO DE ANGELO SANCHEZ

AGRADECIMENTOS

Primeiramente a Deus, inteligência suprema, causa primeira de todas as coisas.

Aos meus queridos pais Antonio e Rosalina, que sempre me orientaram sobre a importância do estudo e conhecimento para o ser humano, e proporcionaram toda a minha educação, caráter e valores.

Aos professores Yukio Kobayashi e Gilberto de Magalhães Bento Gonçalves pela orientação e colaboração nesta dissertação e, principalmente, pela amizade, compreensão e apoio durante estes anos de estudo.

Ao professor Américo Scotti pela disponibilidade de viagem na banca de defesa, além das correções sugeridas e orientações dadas, muito pertinentes por sinal.

Aos colegas de trabalho Fabiano, José Carlos, Vinicius, Lourival, Eleno, Fernando Togni, José Carlos “Bemba”, Braulio, Leandro, Adriana, Afrânio, Sérgio, cada um tendo sua parcela de contribuição nas etapas deste trabalho.

A minha irmã Suzana, aos sobrinhos Julia, Guilherme e Eduardo, por serem os outros pilares da família que me dão sustentação.

A minha namorada Juliana pela paciência, apoio e compreensão em todos os momentos.

A empresa Máquinas Agrícolas Jacto S/A que forneceu todos os recursos técnicos e infra-estrutura necessária.

Aos amigos da PiorTur, pela amizade formada mesmo após os anos de convivência em Bauru e onde tudo começou.

Aos demais professores e funcionários da Faculdade de Engenharia da UNESP – Campus de Bauru, que colaboraram direta e indiretamente para que este trabalho fosse concluído.

“Não há fé inabalável senão aquela que pode encarar a razão face a face, em todas as épocas da humanidade.”

(Allan Kardec)

RESUMO

A utilização do alumínio em escala industrial vem crescendo cada vez mais nos últimos anos e um dos principais motivos é o espaço que esse material vem conquistando em substituição ao aço. O interesse da indústria em ter um maior controle das distorções provocadas pela soldagem de alumínio se deve ao fato das tolerâncias dimensionais e geométricas estarem cada vez mais precisas nas especificações de projeto, motivando a engenharia de fabricação a desenvolver processos estáveis e que garantam a rotina de produção. O elevado coeficiente de expansão linear desse metal, se comparado ao aço, é uma das suas principais características que geram dificuldades nesse cenário. Visando isso, o presente trabalho tem como principal objetivo analisar o quanto situações rotineiras utilizadas na soldagem robotizada de alumínio podem influenciar nas distorções angulares deste material, sem comprometer a integridade mecânica da junta soldada e com confiabilidade estatística. Utilizando a liga AA 5052 H34, e a soldagem robotizada no processo GMAW pulsado, foram aplicados três tipos de tecimento ao longo do comprimento da solda, em juntas de topo montadas sem chanfro e com chanfro de 60°, dispostas tanto transversais quanto longitudinais ao sentido de conformação da chapa. A medição das distorções foi realizada por um braço tridimensional, antes e após a soldagem, em três regiões distintas nos corpos de prova. O perfil do cordão de solda foi o fator determinante para as diferentes formas das distorções encontradas, assim como revelado pelas análises macrográficas. A junta com chanfro de 60° apresentou maiores amplitudes das distorções que a junta sem chanfro. O tecimento não foi uma variável de influência estatística significativa nessas amplitudes. Ensaio de tração foram realizados para se avaliar o comportamento mecânico das juntas soldadas.

Palavras-chave: soldagem robotizada; alumínio; distorções angulares; sentido de conformação; tecimento.

ABSTRACT

The use of aluminum by industry has been recently growing more and more each time and one of the main reasons is the position that this material is gaining as a replacement for steel. The industry's interest in having a greater control of the distortions caused by aluminum welding is due to the geometric and dimensional tolerances been more and more precise in the project specifications, motivating the manufacturing engineering to develop stable processes and to ensure routine production. The high coefficient of linear expansion of this metal, which is one of its main features, can create a difficult scenario when compared to the steel. Aiming at it, the main goal of this present work is to analyze how much routine situations used in the robotic aluminum welding can influence in the angular distortions of this material, without affecting the mechanical integrity of the welded joint and with statistical reliability. Using the alloy AA 5052 H34, and the robotic welding in pulsed GMAW process, it was applied three types of weaving throughout the length of the weld, in butt joints assembled without groove and with 60° single-V-groove, arranged transversely as well as longitudinally to the rolling direction of the plate. The measurement of the distortions was made by a three-dimensional equipment, before and after the welding, in three distinct regions in the specimens. The profile of the weld bead was the main factor for the different types of distortions found, as revealed by macrographical analysis. The 60° single-V-groove had higher amplitudes of distortions as the joint without groove. The weaving wasn't a variable of statistically significant influence in this amplitudes. Tensile tests were made to evaluate the mechanical properties of the welded joints.

Key-words: robotic welding; aluminum; angular distortions; rolling direction; weaving.

ÍNDICE

Lista de Figuras	X
Lista de Tabelas	XIV
Lista de Abreviaturas e Siglas	XVI
Capítulo 1 – Introdução e Objetivos	01
1.1 – Introdução	01
1.2 – Objetivos	02
Capítulo 2 – Fundamentação Teórica	03
2.1 – O Alumínio e suas ligas	03
2.1.1 – Propriedades das ligas de alumínio	06
2.1.2 – Influência dos elementos de liga na soldabilidade do alumínio	08
2.2 – Processos de soldagem do alumínio e suas ligas	10
2.2.1 – Equipamentos utilizados na soldagem robotizada GMAW	12
2.2.1.1 – Fontes de energia	13
2.2.1.2 – Cabeçote de alimentação do metal de adição	14
2.2.1.3 – Manipulador ou robô	15
2.2.1.4 – Tocha de soldagem e componentes	17
2.2.1.5 – Gases de proteção	17
2.2.1.6 – Metal de adição (arame-eletrodo)	20
2.2.2 – Variáveis do processo GMAW	21
2.2.2.1 – Influência das variáveis de soldagem nas propriedades do cordão ...	21
2.2.3 – Transferência metálica no processo GMAW	23
2.2.4 – Soldagem com arco pulsado	25
2.2.5 – Tecimento no processo de soldagem	27
2.3 – Metalurgia da soldagem	28
2.3.1 – Energia de soldagem	28
2.3.2 – Ciclo térmico de soldagem	29
2.3.3 – Repartição térmica	30
2.3.4 – Características metalúrgicas da liga AA 5052 pós-soldagem	32
2.3.4.1 – Textura	33
2.4 – Tensões residuais e distorções durante a soldagem	34
2.4.1 – Fundamentação	34
2.4.2 – Tensões residuais de soldagem	36
2.4.3 – Distorções de soldagem	37
2.4.3.1 – Contração transversal	38

2.4.3.2 – Contração longitudinal	40
2.4.3.3 – Distorção angular	40
Capítulo 3 – Materiais e Métodos	44
3.1 – Materiais e equipamentos utilizados	44
3.1.1 – Célula de soldagem	44
3.1.2 – Gabarito de soldagem	46
3.1.3 – Consumíveis de soldagem	47
3.1.4 – Material base e placas de teste	47
3.1.5 – Equipamento de medição tridimensional	48
3.1.6 – Equipamento de ensaio de tração	49
3.2 – Métodos experimentais	50
3.2.1 – Identificação do sentido de laminação	51
3.2.2 – Avaliação da composição química	52
3.2.3 – Calibração do controlador e fonte de soldagem	52
3.2.4 – Definição dos parâmetros de soldagem	53
3.2.5 – Definição da medição tridimensional e análise estatística	54
3.2.6 – Ensaio mecânicos	57
Capítulo 4 – Resultados e Discussões	59
4.1 – Distorções angulares transversais e flexões longitudinais	59
4.2 – Placas de teste sem chanfro (junta 1)	61
4.2.1 – Sem tecimento	62
4.2.2 – Tecimento “Zig-Zag”	65
4.2.3 – Tecimento “Vai-Vem”	67
4.2.4 – Análise global das placas de testes sem chanfro (junta 1)	70
4.3 – Placas de teste com chanfro 60° (junta 2)	73
4.3.1 – Sem tecimento	74
4.3.2 – Tecimento “Zig-Zag”	76
4.3.3 – Tecimento “Vai-Vem”	79
4.3.4 – Análise global das placas de teste com chanfro 60° (junta 2)	81
4.4 – Comparação das distorções das placas de teste da junta 1 X junta 2	83
4.5 – Ensaio de tração nas placas de teste da junta 1 X junta 2	86
Capítulo 5 – Conclusões	89
Capítulo 6 – Sugestões para Trabalhos Futuros	90
Capítulo 7 – Referências Bibliográficas	91
Apêndice A	97

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Micrografias indicando a têmpera das chapas de Al-Mg (a) 5052-O; (b) 5052-H32; e (c) 5052-H34 (FRAGA, 2009)	6
Figura 2.2 – Detalhe da soldagem GMAW (MIRANDA E FERRARESI, 1999)	11
Figura 2.3 – Desenho esquemático dos principais equipamentos utilizados no processo de soldagem robotizado GMAW (Adaptado de MOTOMAN, 1995)	13
Figura 2.4 – Sistema com um (a) e dois pares (b) de roletes (MARQUES <i>et al.</i> , 2005)	15
Figura 2.5 – Configurações básicas de robôs industriais: (a) retangular; (b) cilíndrico; (c) esférico; e (d) articulado (MARQUES <i>et al.</i> , 2005)	16
Figura 2.6 – Principais componentes de uma tocha de soldagem (Adaptado de MIYAHARA, 2008)	17
Figura 2.7 – Efeito da corrente de soldagem num processo GMAW, aço carbono, curto-circuito, 75%Ar-25%CO ₂ (Adaptado de FORTES e VAZ, 2005)	22
Figura 2.8 – Efeito da tensão de soldagem num processo GMAW, alumínio, spray, argônio (Adaptado de FORTES e VAZ, 2005)	22
Figura 2.9 – Efeito da velocidade de soldagem num processo GMAW, alumínio, spray, argônio (Adaptado de FORTES e VAZ, 2005)	22
Figura 2.10 – Influência do ângulo e direção da tocha no cordão (Adaptado de COSTA, 2003)	23
Figura 2.11 – Modos de transferência: (a) curto-circuito; (b) globular; e (c) “spray” ou goticuar (Adaptado de material de treinamento MILLER_ITW)	24
Figura 2.12 – Forma de onda da corrente no processo GMAW-P: (a) idealizada; (b) mais representativa para equipamentos comerciais	26
Figura 2.13 – Tipos de tecimento (MIYAHARA, 2008)	27
Figura 2.14 – Ciclo térmico de soldagem	30
Figura 2.15 – Repartição térmica de uma solda	31
Figura 2.16 – Ilustração da ZAC para as têmperas O, H32 e H34 (Adaptado de FRAGA, 2009)	32

Figura 2.17 – (a) Diagrama de fase da liga Al-Mg; (b) perfil de temperatura simulada ao longo da ZAC (Adaptado de FRAGA, 2009)	33
Figura 2.18 – Tensões residuais longitudinais (L) e transversais (T) em uma junta de topo (AWS, 2001)	35
Figura 2.19 – Representação esquemática de distorção em uma junta de topo (AWS, 2001)	35
Figura 2.20 – Relação física entre deformações e tensões residuais (BEZERRA, 2006)	36
Figura 2.21 – Variações dimensionais fundamentais que ocorrem em soldagem (Adaptado de AWS, 2001)	38
Figura 2.22 – Variação dimensional rotacional em uma junta de topo: (a) soldagem com eletrodo revestido; e (b) soldagem a arco submerso (Adaptado de AWS, 2001)	39
Figura 2.23 – Flexão longitudinal (MASUBUCHI, 1980)	41
Figura 2.24 – Distorção devido à instabilidade (MASUBUCHI, 1980)	41
Figura 3.1 – Esquema da célula de soldagem robotizada utilizada	44
Figura 3.2 – Robô de soldagem utilizado: (a) foto dos equipamentos para soldagem; e (b) ilustração dos graus de liberdade (Adaptado de MOTOMAN, 1995)	45
Figura 3.3 – Gabarito de soldagem utilizado: (a) fixado na mesa e com a placa de teste montada; e (b) apenas fixado na mesa	46
Figura 3.4 – Qualidade superficial obtida: (a) chapa sem chanfro; e (b) chapa chanfrada por fresamento em 30°	47
Figura 3.5 – Dimensões da junta sem chanfro (junta 1)	48
Figura 3.6 – Dimensões da junta com chanfro em 60° (junta 2)	48
Figura 3.7 – Máquina de medição tridimensional utilizada (Romer)	49
Figura 3.8 – Máquina de tração utilizada (Kratos)	49
Figura 3.9 – Corte das PTs no sentido transversal de laminação	51
Figura 3.10 – Corte das PTs no sentido longitudinal de laminação	51

Figura 3.11 – Reta gerada na calibração, relacionando os valores de argumento programados no controlador com os valores de corrente média na saída da fonte ..	53
Figura 3.12 – Esquematização da sequência de medição dos pontos	55
Figura 3.13 – Montagem para medição dos pontos	55
Figura 3.14 – Dimensionamento de corte dos corpos de prova para ensaio de tração e macrografia	57
Figura 3.15 – Dimensionamento dos corpos de prova para ensaio de tração e macrografia	58
Figura 4.1 – Distorção transversal “perfil parabólico com concavidade para baixo” ..	59
Figura 4.2 – Distorção longitudinal “perfil parabólico com concavidade para cima” ..	59
Figura 4.3 – Distorção transversal “perfil parabólico com concavidade para cima” ...	60
Figura 4.4 – Distorção longitudinal “perfil parabólico com concavidade para baixo” .	60
Figura 4.5 – Macrografias realizadas no: (a) PTLR2; e (b) PTL3	61
Figura 4.6 – Macrografias realizadas no: (a) PTT10; e (b) PTL8	61
Figura 4.7 – Distorção vista 1, PT sem chanfro (junta 1) e sem tecimento	62
Figura 4.8 – Distorção vista 2, PT sem chanfro (junta 1) e sem tecimento	63
Figura 4.9 – Distorção vista 3, PT sem chanfro (junta 1) e sem tecimento	63
Figura 4.10 – Distorção vista 1, PT sem chanfro (junta 1) e tecimento “Zig-Zag”	65
Figura 4.11 – Distorção vista 2, PT sem chanfro (junta 1) e tecimento “Zig-Zag”	66
Figura 4.12 – Distorção vista 3, PT sem chanfro (junta 1) e tecimento “Zig-Zag”	66
Figura 4.13 – Distorção vista 1, PT sem chanfro (junta 1) e tecimento “Vai-Vem” ...	68
Figura 4.14 – Distorção vista 2, PT sem chanfro (junta 1) e tecimento “Vai-Vem”	68
Figura 4.15 – Distorção vista 3, PT sem chanfro (junta 1) e tecimento “Vai-Vem”	69
Figura 4.16 – Distorção vista 1, PT chanfro 60° (junta 2) e sem tecimento	74
Figura 4.17 – Distorção vista 2, PT chanfro 60° (junta 2) e sem tecimento	75
Figura 4.18 – Distorção vista 3, PT chanfro 60° (junta 2) e sem tecimento	75
Figura 4.19 – Distorção vista 1, PT chanfro 60° (junta 2) e tecimento “Zig-Zag”	77

Figura 4.20 – Distorção vista 2, PT chanfro 60° (junta 2) e tecimento “Zig-Zag”	77
Figura 4.21 – Distorção vista 3, PT chanfro 60° (junta 2) e tecimento “Zig-Zag”	75
Figura 4.22 – Distorção vista 1, PT chanfro 60° (junta 2) e tecimento “Vai-Vem”	79
Figura 4.23 – Distorção vista 2, PT chanfro 60° (junta 2) e tecimento “Vai-Vem”	80
Figura 4.24 – Distorção vista 3, PT chanfro 60° (junta 2) e tecimento “Vai-Vem”	80
Figura 4.25 – CP para ensaio de tração, antes dos ensaios	87
Figura 4.26 – CP para ensaio de tração após ensaios, rupturas ocorreram na ZTA .	87

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Sistema de classificação das ligas de alumínio trabalháveis em função dos principais elementos de adição (Adaptado de ALCAN, 1993)	4
Tabela 2.2 – Sistema de nomenclatura para classificação das têmperas de ligas de alumínio endurecíveis por tratamento mecânico (Adaptado de ALCAN, 1993; FRAGA, 2009)	5
Tabela 2.3 – Limites de composição química para a liga AA 5052 (Adaptado de ASTM B209M, 2001)	8
Tabela 2.4 – Propriedades mecânicas para a liga AA 5052 H34 (Adaptado de ASTM B209M, 2001)	8
Tabela 3.1 – Parâmetros utilizados na fonte de soldagem no modo padrão 7 (Thermadyne, 1998)	45
Tabela 3.2 – Denominação adotada para as placas de teste (PTs)	50
Tabela 3.3 – Composição química (em %) das chapas utilizadas	52
Tabela 3.4 – Dados resumidos de regressão linear (Argumento X Corrente Média)	53
Tabela 3.5 – Resumo dos parâmetros de soldagem utilizados	54
Tabela 4.1 – Amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs na condição sem tecimento, junta 1	64
Tabela 4.2 – <i>Anova: fator único</i> . Saída de dados para análise das amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs na condição sem tecimento, junta 1	64
Tabela 4.3 – Amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs no tecimento “Zig-Zag”, junta 1	67
Tabela 4.4 – <i>Anova: fator único</i> . Saída de dados para análise das amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs no tecimento “Zig-Zag”, junta 1	67
Tabela 4.5 – Amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs no tecimento “Vai-Vem”, junta 1	69
Tabela 4.6 – <i>Anova: fator único</i> . Saída de dados para análise das amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs no tecimento “Vai-Vem”, junta 1	70
Tabela 4.7 – Amplitudes das distorções para as PTs da junta sem chanfro (junta 1)	71

Tabela 4.8 – <i>Anova: fator duplo com repetição</i> . Saída de dados para a análise de variância global dos resultados das amplitudes das distorções nas PTs com junta sem chanfro (junta 1)	72
Tabela 4.9 – Limite de escoamento, em MPa, dos corpos de prova retirados no metal base	73
Tabela 4.10 – Amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs na condição sem tecimento, junta 2	76
Tabela 4.11 – <i>Anova: fator único</i> . Saída de dados para análise das amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs na condição sem tecimento, junta 2	76
Tabela 4.12 – Amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs no tecimento “Zig-Zag”, junta 2	78
Tabela 4.13 – <i>Anova: fator único</i> . Saída de dados para análise das amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs no tecimento “Zig-Zag”, junta 2	79
Tabela 4.14 – Amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs no tecimento “Vai-Vem”, junta 2	81
Tabela 4.15 – <i>Anova: fator único</i> . Saída de dados para análise das amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs no tecimento “Vai-Vem”, junta 2	81
Tabela 4.16 – Amplitudes das distorções para as PTs da junta com chanfro 60° (junta 2)	82
Tabela 4.17 – <i>Anova: fator duplo com repetição</i> . Saída de dados para a análise de variância global dos resultados das amplitudes das distorções nas PTs com junta chanfrada em 60° (junta 2)	83
Tabela 4.18 – Amplitudes das distorções para as PTs da junta 1 e junta 2	84
Tabela 4.19 – <i>Anova: fator duplo com repetição</i> . Saída de dados para a análise de variância global dos resultados das amplitudes das distorções nas PTs nas juntas 1 e 2	85
Tabela 4.20 – Limites de resistência obtidos para os CPs das juntas 1 e 2	87

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

Al-Mg	Alumínio-Magnésio (liga)
Anova	Análise de variância
C_3	Constante (vale 12 ou 305, dependendo de L e e)
CC	Corrente contínua
CC ⁺	Corrente contínua com polaridade positiva
CC ⁻	Corrente contínua com polaridade negativa
CP	Corpo de prova
CPs	Corpos de prova
DBCP	Distância bico de contato peça
e	Espessura da chapa (mm)
E	Energia de soldagem (J/mm)
FSW	<i>Friction Stir Welding</i>
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
GMAW-P	<i>Gas Metal Arc Welding-Pulsed</i>
GTAW	<i>Gas Tungsten Arc Welding</i>
H32	Têmpera, material com um fator de encruamento entre 20% e 25%
H34	Têmpera, material com um fator de encruamento entre 33% e 45%
I	Corrente de soldagem (A)
I_b	Corrente de base (A)
I_p	Corrente de pulso (A)
L	Comprimento de solda (mm)
MAG	<i>Metal Active Gas</i>
MB	Metal base
MIG	<i>Metal Inert Gas</i>
O	Têmpera indicando que o material laminado está no estado recozido
PT	Placa de teste
PTs	Placas de teste
PTL	Placa de teste retirada no sentido longitudinal de laminação da chapa
PTLR	Placa de teste reserva retirada no sentido longitudinal de laminação
PTT	Placa de teste retirada no sentido transversal de laminação da chapa
PTTR	Placa de teste reserva retirada no sentido transversal de laminação
r	Coefficiente de correlação linear de Pearson
r^2	Coefficiente de determinação
SMAW	<i>Shielded Metal Arc Welding</i>
t_b	Tempo de base
t_p	Tempo de pulso
T_c	Temperatura crítica (°C)
T_f	Temperatura de fusão (°C)
T_p	Temperatura de pico (°C)
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
v	Velocidade linear de soldagem (mm/s)

V	Tensão de soldagem (V)
V_b	Tensão de base (V)
ZF	Zona fundida
ZTA	Zona termicamente afetada, ou ZAC (Zona afetada pelo calor)
α	Nível de significância
ΔL	Contração longitudinal (mm)
ΔZ_{ponto}	Valor real de distorção no ponto (mm)
σ_x	Tensão residual longitudinal
σ_y	Tensão residual transversal

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO E OBJETIVOS

1.1 – Introdução

A globalização e o avanço tecnológico crescente têm induzido a engenharia de fabricação a buscar reduções nos custos, aumentos na produtividade e na qualidade do produto. A automação dos processos e o emprego de materiais que possuam elevada resistência mecânica e baixo peso específico são alguns dos requisitos importantes a serem considerados nos projetos.

No que concerne aos materiais, cada vez mais as ligas de alumínio têm sido escolhidas, sobretudo em substituição aos aços, pois apresentam excelente resistência a corrosão, assim como elevada relação resistência/peso. Toros, Ozturk e Kacar (2008) mostram que a demanda por alumínio na indústria automotiva européia e norte americana praticamente dobrou nos últimos vinte anos.

As ligas de alumínio magnésio são as mais utilizadas em escala industrial por oferecerem as características descritas acima, além de boa soldabilidade.

Durante a manufatura de produtos estruturais, a soldagem se destaca por ser um dos processos mais importantes e que demanda maior controle, desde a qualificação dos procedimentos e soldadores, até o controle dimensional e geométrico que garanta a qualidade final especificada.

Dentre os processos de soldagem disponíveis para o alumínio, a utilização de arco elétrico com proteção gasosa inerte e arame maciço, também conhecido como processo GMAW, em modo pulsado, possui ótima aceitação industrial devido resultados satisfatórios de produtividade e qualidade.

Entretanto, essas ligas não possuem fácil soldabilidade e são susceptíveis a dificuldades como a incidência de trincas de solidificação, geração de áreas de resistência mecânica reduzida e formação de distorções permanentes, devido principalmente aos elevados valores de condutividade e expansão térmica intrínsecos a esse material. Estas distorções causam problemas dimensionais e geométricos, podendo comprometer a montagem e/ou a vida útil de componentes mecânicos soldados.

Outra tecnologia, ligada à automação de processo e atualmente muito utilizada em rotinas industriais, são os sistemas robotizados, que se mostram como uma alternativa eficaz para revigorar a competência produtiva e de qualidade na soldagem GMAW.

Na empresa Máquinas Agrícolas Jacto S/A, verifica-se uma necessidade cada vez maior de que as distorções sejam minimizadas, principalmente em conjuntos soldados de alumínio que possuem diversos tipos de juntas, a fim de evitar problemas durante a montagem e comprometimento da linha de produção. Para obter tal finalidade, o desenvolvimento de bons gabaritos e a definição de sequências ótimas de soldagem são as formas mais aplicadas no controle operacional.

Geralmente, por não serem especificadas em folhas de processos ou procedimentos de soldagem, algumas características são desconsideradas e algumas técnicas aplicadas de maneira livre durante a operação, onde pode-se citar o sentido de laminação da chapa no posicionamento para o corte e processamentos posteriores, e os tipos de tecimentos aplicados no avanço da tocha, entre outras.

Porém, pouco se sabe se essas características e técnicas citadas influenciam de maneira significativa nas distorções angulares originadas na soldagem da liga de alumínio magnésio, material esse especificado em muitos conjuntos soldados da empresa. Na literatura pesquisada não foram encontrados dados relacionando essas variáveis com esse tipo de liga.

Outro ponto importante é a aplicação da soldagem robotizada na empresa, a qual é amplamente usada na união de aços carbono microligados ARBL (Alta Resistência Baixa Liga), porém não com o alumínio. Visando adequar os processos de alguns produtos soldados em alumínio de maneira semi-automática, a análise de viabilidade técnica da soldagem robotizada desse tipo de liga se faz necessária atualmente dentro do ambiente industrial.

1.2 – Objetivos

O objetivo principal deste trabalho é estudar o comportamento das distorções angulares em juntas de topo formadas pela liga AA 5052 H34, soldadas pelo processo GMAW pulsado robotizado, sob condições diferenciadas de tecimentos, tipos de chanfros e sentido de laminação da chapa em relação ao cordão de solda.

CAPÍTULO 2

FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1 – O Alumínio e suas ligas

O alumínio é o segundo metal mais abundante na crosta terrestre, possuindo um conjunto único de propriedades mecânicas, físicas e químicas sem similar na natureza (WHITE MARTINS, 2002). A sua grande aceitação pela indústria metal-mecânica se deve principalmente aos seguintes fatores: elevada relação resistência/peso, baixa densidade, cerca de três vezes menor que a do aço, elevadas condutividades térmica e elétrica, elevado coeficiente de expansão linear, cerca de duas vezes maior que a do aço, e elevada resistência à corrosão.

Mesmo possuindo ductilidade elevada, as principais limitações deste material, em seu estado puro, referem-se à resistência mecânica e dureza, que são relativamente baixas, mas podem ser melhoradas pela adição de elementos de liga, dando origem a várias ligas a partir do alumínio comercialmente puro. Essas ligas têm a principal aplicação de aliar as características do alumínio a uma maior resistência mecânica. Os principais elementos de liga são: cobre (Cu), magnésio (Mg), manganês (Mn), silício (Si) e zinco (Zn) (ALCAN, 1993).

Uma das principais características desse metal é sua afinidade química pelo oxigênio, que resulta na formação de óxidos do tipo Al_2O_3 na superfície do metal, quando esta é exposta a meios oxidantes. A camada de óxido que se forma na superfície é muito fina e tenaz, sendo que essa alta tenacidade dificulta sua ruptura pela ação das tensões superficiais geradas durante sua própria formação. Essa camada, que é uma proteção contra a corrosão, é também uma barreira a ser vencida durante a soldagem, pois enquanto o alumínio se funde a $660^\circ C$, a camada de óxido só se funde ao alumínio quando a temperatura ultrapassa os $2000^\circ C$ (WHITE MARTINS, 2002).

As ligas de alumínio são encontradas em duas condições básicas (ALCAN, 1993): fundidas e trabalháveis. Apenas as últimas serão detalhadas nessa revisão, devido a liga utilizada no presente estudo se enquadrar entre as mesmas.

As ligas trabalháveis são aquelas em que a forma final do produto é conseguida através de transformações mecânicas (a frio ou a quente) de um tarugo ou placa produzida pela solidificação do metal líquido. De acordo com a *Aluminum Association* (AA), são classificadas através de um sistema numérico de quatro dígitos: o primeiro dígito classifica a liga pela série, de acordo com o principal elemento adicionado, como pode ser visto na Tabela 2.1; o segundo dígito, se diferente de zero, indica modificação na liga básica, por exemplo, a liga 5652 deriva da liga 5052; e o terceiro e quarto dígitos, para o alumínio comercial (série 1XXX) indicam a porcentagem de alumínio que excede a 99% e, para as ligas, identificam composição específica.

Tabela 2.1 – Sistema de classificação das ligas de alumínio trabalháveis em função dos principais elementos de adição (Adaptado de ALCAN, 1993).

Designação de série - Liga	Principal elemento químico da liga
1XXX	Alumínio não-ligado Mínimo 99% de pureza
2XXX	Cobre
3XXX	Manganês
4XXX	Silício
5XXX	Magnésio
6XXX	Magnésio e Silício
7XXX	Zinco
8XXX	Outros elementos
9XXX	Série não utilizada

Considerando agora a forma de se aumentar as propriedades mecânicas das ligas de alumínio trabalháveis, essas podem ser (ALCAN,1993): tratáveis termicamente e não-tratáveis termicamente. Apenas as últimas serão detalhadas nessa revisão, devido à liga utilizada no presente estudo se enquadrar entre as mesmas.

As ligas trabalháveis não-tratáveis termicamente são aquelas em que o aumento de propriedades mecânicas só pode ser conseguido por deformação a frio (deformação plástica por tratamento mecânico), tais como trefilação e laminação. As propriedades obtidas desta maneira são reduzidas pelo aquecimento acima de determinadas temperaturas, como acontece na soldagem, não podendo ser restauradas, exceto por trabalho a frio adicional.

O termo têmpera, aplicado às ligas de alumínio, designa o estado que o material adquire pela ação de trabalho mecânico a frio ou a quente, por tratamentos

térmicos ou pela combinação de ambos, os quais exercem influência decisiva sobre a estrutura e propriedades do produto (ALCAN, 1993).

E necessário esclarecer que o tratamento de têmpera não é o mesmo que leva a obtenção de uma estrutura martensítica, como no caso dos aços. Consiste no endurecimento por precipitação, no qual um componente supersaturado em uma solução sólida se precipita, de modo disperso e fixo, em um grão cristalino. As características do material endurecido por precipitação dependerão fundamentalmente dos elementos químicos presentes na liga (JUNIOR e TREMONTI, 1994). Porém é citado dessa maneira nas literaturas consultadas (ALCAN, 1993; FIGUEIREDO, 2000; entre outras), sendo mantido da mesma maneira nessa revisão bibliográfica.

As ligas trabalháveis não-tratáveis termicamente são produzidas em várias têmperas, de acordo com o grau de encruamento e, em geral, são das séries 1XXX, 3XXX, 4XXX e 5XXX (ALCAN, 1993; ABAL, 1994). A Tabela 2.2 mostra a classificação das têmperas de ligas de alumínio trabalháveis não-tratáveis termicamente. O sistema de designação é alfanumérico e posicionado após a designação referente à composição química, por exemplo, a liga AA 5052 H34.

Tabela 2.2 – Sistema de nomenclatura para classificação das têmperas de ligas de alumínio endurecíveis por tratamento mecânico (Adaptado de ALCAN, 1993; FRAGA, 2009).

Têmpera	Designação	Descrição
F	Como fabricado	Produtos trabalhados que não tiveram controles especiais relacionados com tratamentos térmicos e/ou mecânicos.
O	Recozido	Produtos trabalhados que foram recristalizados e encontram-se na condição de menor dureza.
H	Encruado	Produtos trabalhados endurecidos por tratamento mecânico (deformação plástica), com ou sem tratamento térmico posterior para controle do grau de endurecimento (encruamento). Essa letra é seguida de até três dígitos para indicar a condição específica de tratamento; o primeiro dígito indica a combinação específica de operações básicas; o segundo dígito indica a condição final de endurecimento, enquanto que o terceiro dígito, se utilizado, designa variantes específicas que resultam em apreciáveis diferenças nas propriedades.
H1X	Apenas encruada	As propriedades mecânicas do material são obtidas exclusivamente por trabalho a frio, sem nenhum tratamento suplementar.
H2X	Encruada e recozida parcialmente	As propriedades mecânicas são aumentadas mais do que o nível desejado e depois são diminuídas por recozimento parcial.
H3X	Encruada e estabilizada	Aplica-se somente àquelas ligas que amolecem com o passar do tempo após terem sido deformadas plasticamente a frio (encruada). Esse amolecimento pode ser acelerado e estabilizado com tratamento térmico após encruamento.
H32		Trabalho a frio que fornece resistência à tração média entre o recozido (O) e a têmpera H34 - "1/4 duro".
H34		Trabalho a frio que fornece resistência à tração média entre o recozido (O) e a têmpera H38 - "1/2 duro".
H36		Trabalho a frio que fornece resistência à tração média entre as têmperas H34 e H38 - "3/4 duro".
H38		Trabalho a frio que sofre redução mecânica a frio de aproximadamente 75% após um recozimento completo - "duro".
H39		Têmperas de limite de resistência mecânica mínimo acima da têmpera H38, - "extra duro".

Na Figura 2.1 pode-se observar em (a) uma microestrutura completamente recozida, correspondente à têmpera O, e em (b) e em (c) graus de encruamento subseqüentes, respectivos às têmperas H32 e H34. Percebe-se claramente como os grãos vão se tornando mais alongados, características típicas do escorregamento cristalográfico devido o trabalho a frio executado nas têmperas. Segundo Fraga (2009), a têmpera H34 corresponde a um fator de encruamento entre 33% e 45%.

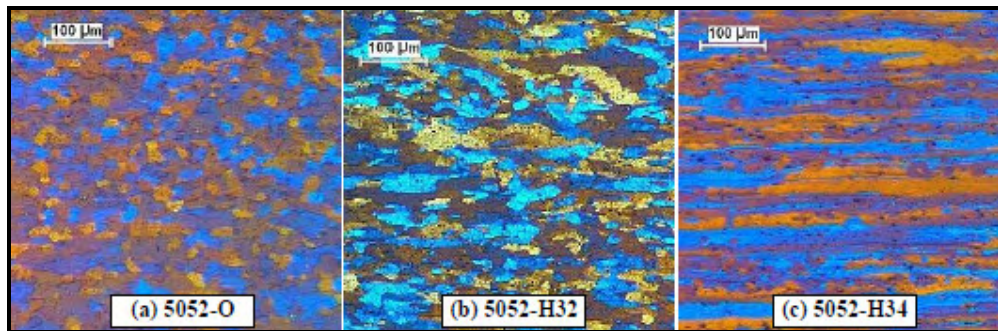


Figura 2.1 – Micrografias indicando a têmpera das chapas de Al-Mg (a) 5052-O; (b) 5052-H32; e (c) 5052-H34 (FRAGA, 2009).

2.1.1 – Propriedades das ligas de alumínio

Segundo Okumura e Taniguchi (1982) e ALCAN (1993), algumas das características e propriedades das ligas de alumínio são:

- Alumínio puro para uso industrial – série 1000 – Apresenta uma pureza compreendida entre 99,0% e 99,9%. Este material é dotado de alta resistência à corrosão, alta condutibilidade térmica e elétrica, e excelente flexibilidade, sendo muito utilizadas em produtos que necessitam passar por operações de grande conformação durante sua fabricação (como repuxo). Destinam-se principalmente à fabricação de estruturas onde prevalece a necessidade de alta resistência a corrosão, como em tanques e tubulações para indústrias químicas e petroquímicas. Sua soldabilidade, brasabilidade, usinabilidade e conformabilidade são bastante satisfatórias, apesar de sua baixa resistência mecânica.
- Liga Al-Cu – série 2000 – Esta é uma série típica de ligas tratáveis termicamente. Suas propriedades mecânicas são comparáveis às do aço doce, graças ao tratamento de endurecimento por precipitação após a solubilização. Sua resistência à corrosão, entretanto, é inferior às das outras séries. Sua soldabilidade também

deixa muito a desejar, razão pela qual esta liga é empregada quase que exclusivamente em estruturas rebitadas, principalmente destinadas a aplicações aeroespaciais, sendo especificações bastante conhecidas nesse ramo as ligas 2017 (duralumínio) e 2024 (superduralumínio).

- Liga Al-Mn – série 3000 – As ligas Al-Mn são não-tratáveis termicamente e os diferentes níveis de resistência mecânica são conseguidos mediante encruamento a frio. Adicionando-se manganês ao alumínio, aumenta-se levemente sua resistência mecânica, além de melhorar também sua resposta ao encruamento, sem que isso venha a reduzir apreciavelmente sua ductilidade ou resistência à corrosão. As principais vantagens desta série são que a resistência à corrosão, a usinabilidade e soldabilidade são tão boas quanto às do alumínio puro, aliadas ainda às suas altas propriedades mecânicas.

- Liga Al-Si – série 4000 – Esta série também é não-tratável termicamente. Devido à adição do silício, a temperatura de fusão desta liga é mais baixa, o metal possui uma excelente fluidez e dificilmente ocorrem problemas de trincas, razões que tornam esta liga bastante indicada como material de enchimento, na soldagem de fundidos e de ligas tratáveis termicamente.

- Liga Al-Mg – série 5000 – As ligas desta série são às vezes combinadas com manganês, e também são não-tratáveis termicamente. O magnésio é um dos elementos mais eficazes e largamente empregados na formação de ligas de alumínio, sendo o principal responsável pelo aumento da resistência mecânica sob trabalho a frio. As ligas dessa série são as que apresentam as maiores resistências entre as ligas não-tratáveis termicamente e, por isso, são de grande importância para aplicações estruturais em diversos campos, destinando-se em particular a área de transporte, como, por exemplo, na fabricação de vagões ferroviários, embarcações e carrocerias. São facilmente soldáveis e resistentes à corrosão, principalmente em atmosfera marítima.

A quantidade de Mg não pode exceder o limite de 5,5% em peso. Valores acima desse limite podem formar precipitados de magnésio preferencialmente nos contornos de grão com uma fase anódica (Mg_5Al_3 ou Mg_5Al_8), que causa susceptibilidade à corrosão sob tensão e ao aparecimento de trinca intergranular (BRAY, 1992; ANDERSON, 2005).

A Tabela 2.3 mostra os limites máximos de composição química especificados para a liga 5052 (em %) e a Tabela 2.4 mostra os requisitos de propriedades mecânicas especificados para a mesma liga, com têmpera H34.

Tabela 2.3 – Limites de composição química para a liga AA 5052 (Adaptado de ASTM B209M, 2001).

Liga	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Al
5052	0,25	0,40	0,10	0,10	2,20-2,80	0,15-0,35	0,10	Restante

Tabela 2.4 – Propriedades mecânicas para a liga AA 5052 H34 (Adaptado de ASTM B209M, 2001).

Têmpera	Espessura especificada (mm)		Limite de Resistência a Tração (MPa)		Limite de Escoamento (MPa)		Alongamento (%)
	Inferior	Superior	Mínimo	Máximo	Mínimo	Máximo	min, em 50 mm
H34	3,2	6,3	235	285	180	****	6

- Liga Al-Mg-Si – série 6000 – Esta série reúne ligas de alumínio tratáveis termicamente e apresenta características satisfatórias de usinabilidade, resistência à corrosão e soldabilidade. A combinação de dois elementos de liga, magnésio e silício, produz um composto, siliceto de magnésio, que concede às ligas dessa série a sua tratabilidade térmica e média resistência mecânica. No entanto, este tipo de liga pode sofrer uma perda de dureza na zona de solda, devido ao insumo de calor. Um exemplo típico desta série é a liga 6063, largamente empregada em esquadrias de alumínio para construções civis.
- Liga Al-Zn – série 7000 – Esta série também é tratável termicamente e pode conter magnésio como elemento químico suplementar, ou ainda pequenas porcentagens de cobre e cromo. Essas ligas têm um limite de ruptura da ordem de 50 kgf/mm², sendo também conhecidas como ultraduralumínio. Por outro lado, sua resistência à corrosão, bem como sua soldabilidade, deixam muito a desejar.

2.1.2 – Influência dos elementos de liga na soldabilidade do alumínio

Soldabilidade é o termo que está associado à facilidade com que uma liga pode ser soldada, produzindo uma junta com adequada resistência mecânica, resistência à corrosão e outras propriedades quando necessárias. No início de seu emprego nas aplicações industriais, o alumínio foi considerado um material de difícil soldabilidade devido ao fato de se empregar técnicas de soldagem semelhantes às

empregadas para materiais ferrosos, obtendo soldas de baixa qualidade (FIGUEIREDO, 2000).

A alta condutividade térmica, o alto coeficiente de expansão linear e a necessidade de maior aporte de calor podem causar consideráveis distorções durante a soldagem do alumínio. Esta alta condutividade térmica torna a soldagem do alumínio mais rápida que do aço, pois ela proporciona uma rápida solidificação da poça de solda (ALCAN, 1993).

Como citado anteriormente, a adição de elementos de liga no alumínio tem a função de fornecer propriedades ao mesmo. A adição de cobre fornece alta resistência. O silício diminui o ponto de fusão e dá fluidez à liga. O manganês atua no sentido de oferecer um aumento moderado na resistência mecânica aliado a uma excelente ductilidade. Já o magnésio oferece as maiores resistências mecânicas e mantém boa resistência à corrosão (FIGUEIREDO, 2000).

Quando se combina o magnésio com o silício têm-se ligas com boa resistência mecânica, plasticidade e extrudabilidade. O zinco com o magnésio e o cobre oferecem resistências muito elevadas. Já as ligas combinando zinco e magnésio são capazes de recuperar parte da resistência mecânica perdida na soldagem por meio de tratamento de envelhecimento em temperatura ambiente (BILONI *et al.*, 1981; ALCAN, 1993).

O alumínio puro para uso industrial tem uma soldabilidade bastante satisfatória pelos processos de fusão a arco, embora as faixas de fusão estreitas possam causar falta de fusão e outros tipos de defeitos (ALCAN, 1993). Quando se acrescentam elementos de liga no alumínio, estes podem alterar sua soldabilidade, melhorando-a ou tornando difícil sua correta realização. Conforme Okumura e Taniguchi (1982) e Alcan (1993), a soldabilidade varia da seguinte forma para as diversas ligas de alumínio:

- Liga Al-Cu (série 2000) – a soldabilidade desta liga pelos processos a arco deixa muito a desejar em virtude de serem muito suscetíveis à fissuração a quente;
- Liga Al-Mn (série 3000) – esta liga tem uma boa soldabilidade e não é suscetível à ocorrência de trincas de solidificação;
- Liga Al-Si (série 4000) – esta liga possui excelente fluidez e dificilmente ocorrem problemas de trincas na solda. Normalmente é utilizada como material de enchimento;

- Liga Al-Mg (série 5000) – as ligas desta família, em geral, são facilmente soldáveis. Quando possuem teor de Mg abaixo de 2,5% e são soldadas com os processos de fusão a arco, ficam sujeitas à fissuração a quente durante a fase de solidificação, caso o metal de adição tenha a mesma composição química do metal de base;
- Liga Al-Mg-Si (série 6000) – esta família de ligas tem soldabilidade satisfatória, mas pode sofrer uma perda de dureza na zona de solda. Para recuperar a resistência na zona termicamente afetada é necessário executar um tratamento térmico completo pós-soldagem. Para chapas finas, é possível obter maior resistência mecânica após a solda com um aumento na velocidade de soldagem. Já no caso de chapas grossas, este aumento de resistência não é significativo.
- Liga Al-Zn (série 7000) – assim como a liga Al-Cu, a soldabilidade por processo de fusão a arco deixa muito a desejar, mas também possui algumas ligas soldáveis;
- Liga Al-Zn-Mg – esta liga tem uma soldabilidade satisfatória e a diminuição da dureza na zona da solda pode ser realizada através de envelhecimento natural.

2.2 – Processos de soldagem do alumínio e suas ligas

As ligas de alumínio podem ser unidas pela maioria dos processos de soldagem. Dentre os principais, o processo com Eletrodo Revestido (conhecido como SMAW – *Shielded Metal Arc Welding*), MIG (*Metal Inert Gas*, ou GMAW – *Gas Metal Arc Welding*) e TIG (*Tungsten Inert Gas*, ou GTAW – *Gas Tungsten Arc Welding*). Recentemente o processo FSW (*Friction Stir Welding*) tem sido pesquisado na soldagem deste material, onde pode-se citar como exemplos os trabalhos de Torres e Ramirez (2010), e Capelari e Mazzaferro (2009). Cada um destes processos apresenta vantagens e limitações, sendo escolhido de acordo com os requisitos exigidos para a junta a ser soldada.

O processo GMAW é a soldagem a arco metálico com atmosfera gasosa, onde a união das peças metálicas ocorre pelo aquecimento destas com um arco elétrico estabelecido entre um eletrodo metálico (arame), que é consumível, e a peça de trabalho. O arco e a região da solda são protegidos contra contaminações da atmosfera por um gás ou mistura de gases, que podem ser inertes ou ativos.

Conforme a literatura (BILONI *et al.*, 1981; ALTSHULLER, 1998; entre outros), os processos de soldagem GMAW e GTAW são os mais empregados na soldagem

do alumínio, sendo que o primeiro se destaca em relação ao segundo por ter alta produtividade, pois possui uma elevada taxa de deposição e alto fator de trabalho do soldador. Além disso, possui as seguintes vantagens: grande versatilidade quanto ao tipo e espessura dos materiais; soldagem possível em todas as posições; permite maiores profundidades de penetração. O arco elétrico formado no processo GMAW possui boa eficiência. Segundo Wainer *et al.* (1995), algumas outras vantagens seriam a possibilidade de controlar a diluição e a penetração durante a operação, e visibilidade total da poça de fusão.

Apesar destas vantagens, o processo GMAW, quando comparado aos processos de soldagem GTAW e SMAW, apresenta algumas dificuldades, tais como: maior sensibilidade à variação dos parâmetros elétricos durante a operação; exige um ajuste rigoroso dos parâmetros de soldagem para se obter um determinado conjunto de características na solda; possui uma menor variedade de consumíveis (BILONI *et al.*, 1981; BLEWETT, 1982). Outras limitações são: a soldagem deve ser protegida de correntes de ar; como o bocal da tocha precisa ficar próximo do metal base a ser soldado, a operação não é fácil em locais de difícil acesso; projeções de gotas de metal líquido durante a soldagem (WAINER, BRANDI e MELLO, 1995).

A Figura 2.2 mostra esquematicamente o processo.

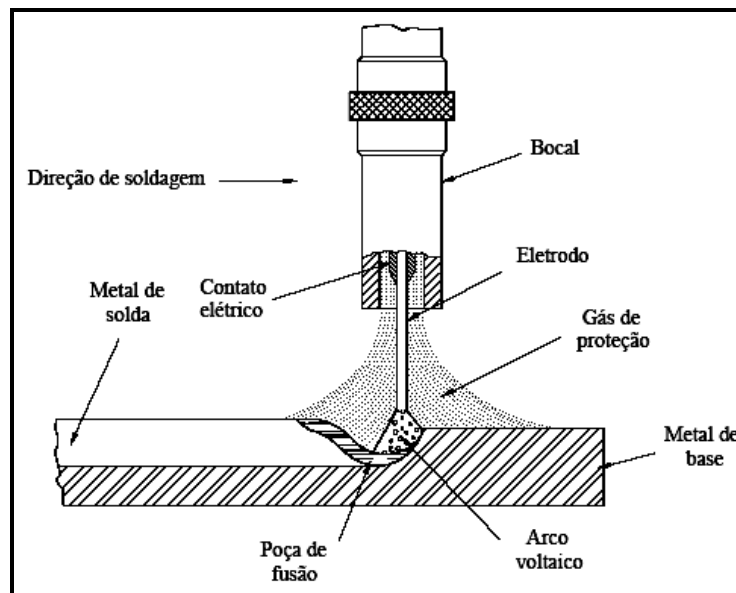


Figura 2.2 – Detalhe da soldagem GMAW (MIRANDA e FERRARESI, 1999).

A soldagem GMAW de alumínio e suas ligas opera normalmente em corrente contínua com polaridade positiva (denominada CC⁺, onde o arame de solda está

ligado na polaridade positiva e a peça-obra ligada na polaridade negativa), podendo ser semi-automática (alimentação automática e deslocamento manual da tocha) ou automática (ambos movimentos automáticos). Devido às altas velocidades de soldagem possíveis (50 a 100 cm/min), o processo GMAW robotizado é bastante empregado industrialmente (BILONI *et al.*, 1981; PÓVOA, 1988; ALCAN, 1993), além de manter constantes variáveis previamente programadas como a velocidade de soldagem, o tecimento, a distância do bocal até a peça e a posição da tocha.

O *stick-out* é o comprimento do arame (eletrodo) não fundido que se estende além do bocal (AWS, 1994). Outras formas similares, encontradas na literatura, para mensurar essa característica são distância do bico de contato a peça (DBCP) ou distância do bocal até a peça. A última será utilizada no presente trabalho.

2.2.1 – Equipamentos utilizados na soldagem robotizada GMAW

Os principais equipamentos do sistema de soldagem GMAW robotizado são: fonte de energia; unidade de alimentação do arame de soldagem com seus controles; tocha de soldagem com sua unidade de refrigeração; sistema de alimentação de gás de proteção, o qual pode ser em cilindros ou rede de gás; e o manipulador ou robô de soldagem, com sua respectiva unidade de controle e programação. Esses equipamentos podem ser visualizados na Figura 2.3, e serão discutidos separadamente na sequência, sendo que essa foi a tecnologia utilizada no presente estudo.

Vieira e Bracarense (2004), ao soldar juntas formadas por tubos de alumínio de quadro de bicicleta com o processo GMAW robotizado, concluíram que essa tecnologia é perfeitamente viável de ser aplicada, podendo ser utilizada em muitas posições, ampliando assim sua utilização na indústria, já que possui grande versatilidade. Quando se tratar de soldas repetitivas de grande volume, a soldagem robotizada é ideal, mesmo para o alumínio, pois o processo se torna relativamente fácil de ser realizado a partir do momento que os parâmetros são corretamente determinados e as trajetórias definidas de forma suave no programa.

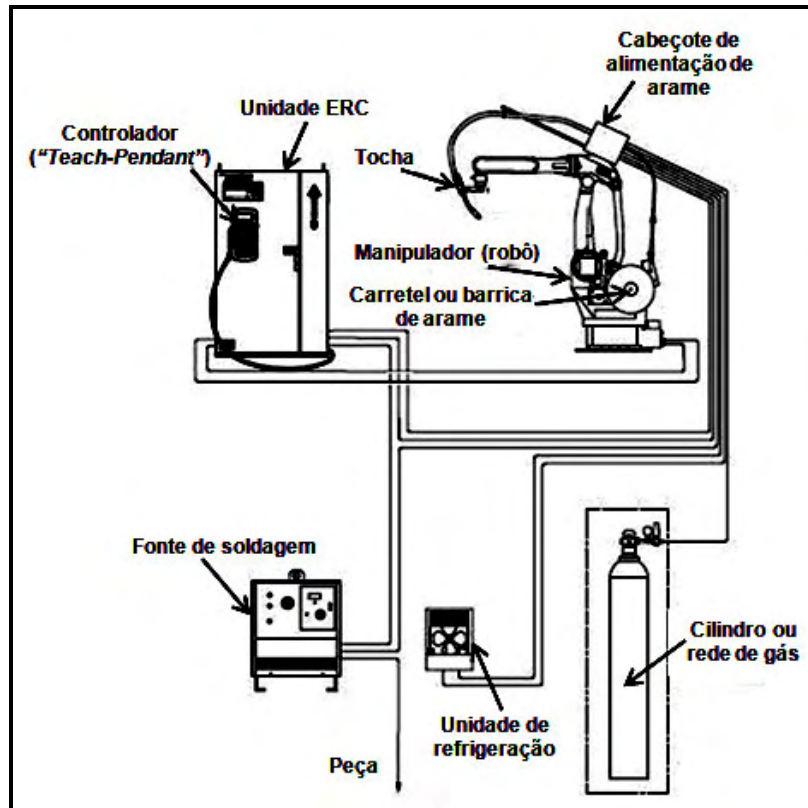


Figura 2.3 – Desenho esquemático dos principais equipamentos utilizados no processo de soldagem GMAW robotizado (Adaptado de MOTOMAN, 1995).

2.2.1.1 – Fontes de energia

Uma das formas adotadas de classificação das fontes é pela sua curva característica de saída: fontes de corrente constante e fontes de tensão constante (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2005).

O início do processo se caracteriza pela abertura do arco, que é diferente para os dois tipos de fonte. Nas fontes de tensão constante, a abertura do arco é simples e segura, visto que a sua corrente de curto-circuito é muito elevada. Mesmo quando o arame toca a peça com velocidade de soldagem plena, o arco se inicia sem grandes dificuldades (ALCAN, 1993; ALTSHULLER, 1998).

Já nas fontes de corrente constante, como não há um aumento da corrente durante o curto, o arame não pode avançar à velocidade plena e, conseqüentemente, o alimentador deve possuir um controle eletrônico capaz de fornecer uma velocidade de arame lenta no início (*"slow-run-in"*) para facilitar a abertura do arco e, depois, passar rapidamente para a velocidade de arame plena, tão logo o arco tenha sido estabelecido (ALCAN, 1993).

A partir da década de 1960 e, de forma importante, nas décadas de 1980 e 1990, novos conceitos foram introduzidos no projeto e fabricação de fontes de energia para soldagem. Estes conceitos têm em comum a introdução de dispositivos eletrônicos, muito mais versáteis e rápidos, para o controle de saída, ultrapassando as fontes convencionais estáticas (transformadores e transformadores-retificadores) que pouco mudaram nos últimos quarenta anos. As fontes mais conhecidas que podem ser classificadas como de comando eletrônico no seu conceito de projeto são: as tiristorizadas, as transistorizadas em série, as transistorizadas chaveadas e as inversoras (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2005).

Ao escolher uma fonte de soldagem, um fator importante a considerar é o ciclo de trabalho.

2.2.1.2 – Cabeçote de alimentação do metal de adição

O cabeçote leva o arame desde o carretel/barrica até a saída da tocha de soldagem, sendo que no processo GMAW robotizado o mesmo é montado sobre o robô, e engloba todos os sistemas de controle de velocidade do arame e de passagem do gás de proteção. Diferentes tipos de roldanas de tração podem ser montadas no cabeçote de acordo com o diâmetro e o tipo de arame usado, as mais usuais são as com canais recartilhados usados para arame tubular, as com canais em “U” para arame de alumínio e as com canal em “V” para arame maciço. Uma pressão adequada deve ser mantida a fim de não danificar ou distorcer o arame.

Segundo Marques *et al.* (2005) poucas alterações têm sido propostas no projeto e construção dos alimentadores de arame desde o início da utilização dos processos de soldagem com arame consumível. Equipamentos com dois pares de roletes foram inicialmente introduzidos para reduzir a pressão sobre arames tubulares ou materiais macios e, assim, reduzir a chance destes serem amassados durante a sua passagem entre os roletes. O detalhe dos sistemas de cabeçotes com um ou dois pares de roletes pode ser visualizado na Figura 2.4.

Quanto ao conceito do alimentador de arame, normalmente se utiliza o tipo extrator ou então o tipo impulsor-extrator ("*push-pull*") quando a velocidade é crítica e metal de adição é macio. Arames de pequeno diâmetro (0,8 mm, por exemplo) também apresentam problemas de alimentação, pois tendem a dobrar facilmente quando se utiliza o alimentador do tipo impulsor (OKUMURA e TANIGUCHI, 1982).

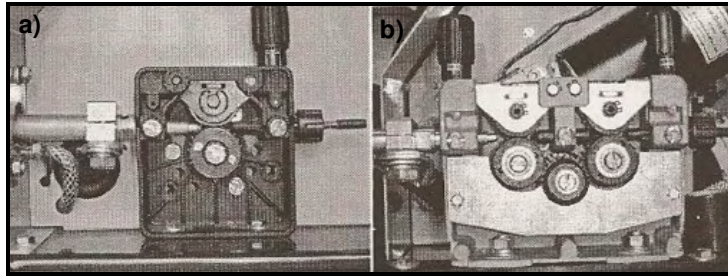


Figura 2.4 – Sistema com (a) um e (b) dois pares de roletes (MARQUES *et al.*, 2005).

Quanto ao conceito do alimentador de arame, normalmente se utiliza o tipo extrator ou então o tipo impulsor-extrator ("*push-pull*") quando a velocidade é crítica e metal de adição é macio. Arames de pequeno diâmetro (0,8 mm, por exemplo) também apresentam problemas de alimentação, pois tendem a dobrar facilmente quando se utiliza o alimentador do tipo impulsor (OKUMURA e TANIGUCHI, 1982).

Conduitos flexíveis adequadamente dimensionados e revestidos com teflon, nylon ou plástico, melhoram a alimentação do arame de alumínio através de longas distâncias, evitando abrasão. Uma alimentação uniforme também é assegurada quando se usa conexões de ajuste não-metálicas, que devem ser verificadas periodicamente.

2.2.1.3 – Manipulador ou robô

Os robôs utilizados para o processo de soldagem são manipuladores programáveis, em geral com 6 graus de liberdade e com capacidade de carga específica para comportar uma tocha de soldagem (6 kg em média). Geralmente os robôs são montados em bases fixas à frente dos gabaritos de soldagem e seus posicionadores, assumindo diversas possibilidades de *layout* dependendo dos requisitos especificados e do produto a ser soldado. Porém existem sistemas que podem ter mais graus de liberdade, através de carros que deslocam o robô em um eixo coordenado em relação à peça.

Na década de 1980, os robôs de soldagem por resistência conduziram o mercado no que diz respeito às vendas. Já na década de 1990, os robôs de soldagem a arco cresceram como uma porcentagem de vendas novas nesse ramo, especialmente fora da indústria automotiva (AWS, 2001). Atualmente existem robôs que possuem sensores que monitoram a posição relativa entre os componentes da

junta, retroalimentando, corrigindo o sistema e fazendo pequenos ajustes de posicionamento para evitar falhas de soldagem. Essa tecnologia é bastante empregada na produção seriada.

As configurações dos robôs mais utilizados em operações de soldagem são apresentadas na Figura 2.5. São eles: de configuração retangular (ou cartesiana), cilíndrico, esférico e articulado. Esta última configuração, cujos movimentos são todos de rotação, apresenta um espaço de trabalho mais complexo e flexível, tornando-o adequado para qualquer tipo de soldagem (linear ou fora de posição). Devido a esta grande flexibilidade, o robô do tipo articulado é o mais utilizado atualmente (MARQUES *et al.*, 2005).

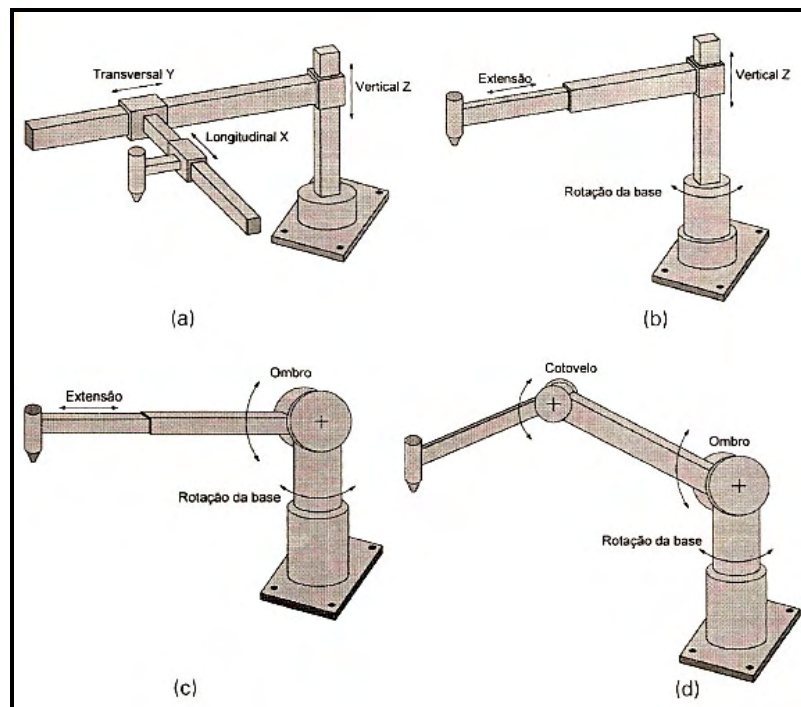


Figura 2.5 – Configurações básicas de robôs industriais: (a) retangular; (b) cilíndrico; (c) esférico e (d) articulado (MARQUES *et al.*, 2005).

A maior vantagem da utilização dos robôs no processo de soldagem é facilidade e rapidez em executar cordões repetitivos e longos, aumentando a produtividade, além da garantia da manutenção constante da velocidade de deslocamento, posição da tocha e distância do bocal até a peça durante todo o processo, conforme previamente programado. Pode-se programar juntas soldadas cujas variáveis, que acabaram de ser citadas, podem ser variadas durante o processo, visando uma melhor qualidade da soldagem (ALFARO, 2003).

2.2.1.4 – Tocha de soldagem e componentes

A tocha de soldagem utilizada no processo de soldagem GMAW robotizado é refrigerada a água, levando-se em conta que os sistemas robotizados são projetados para operar em altos ciclos de trabalho. Para executar sua função básica de manter o arco-elétrico e levar o arame de soldagem continuamente à poça de fusão, a tocha é composta por vários itens como pode ser observado na Figura 2.6. Algumas tochas podem conter em seu corpo sua própria unidade de assistência ao tracionamento de arame (HOLLIDAY, 1993).

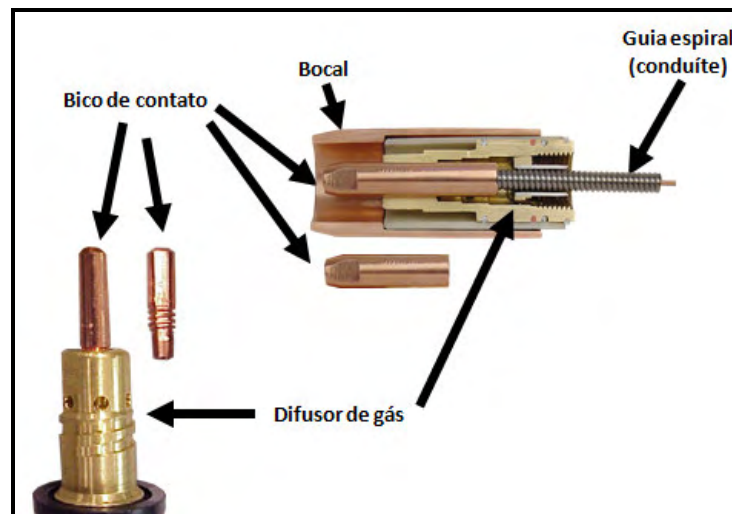


Figura 2.6 – Principais componentes de uma tocha de soldagem (Adaptado de MIYAHARA, 2008).

Segundo Marques *et al.* (2005), a tocha de soldagem consiste basicamente de punho ou suporte, que sustenta um bico de contato (onde se energiza o arame), de um bocal que orienta o fluxo de gás e de um gatilho de acionamento do sistema, que quando acionado movimenta um contactor ligado ao primário do transformador da máquina de solda, energizando o circuito de soldagem, além de acionar o alimentador de arame e uma válvula solenóide, que comanda o fluxo de gás.

2.2.1.5 – Gases de proteção

A função primária dos gases de proteção é proteger o arame, a poça de fusão e o arco contra efeitos nocivos do ar atmosférico. É um dos principais consumíveis da soldagem GMAW, além do arame e do líquido anti-respingo (nem sempre

utilizado). O bico de contato e os conduítes precisam ser trocados devido ao desgaste natural durante a operação, porém em menor frequência, podendo ser considerados também como consumíveis do processo.

Segundo Jönsson *et al.* (1995) e Pandey *et al.* (1995), os gases de proteção constituem uma variável de influência crítica no processo de soldagem GMAW. A proteção gasosa afeta diretamente a penetração e as propriedades mecânicas da solda, o formato e a regularidade do cordão, a estabilidade do arco e os fenômenos de transferência metálica.

As três principais características de um gás de proteção são: o seu potencial de ionização; a sua condutividade térmica; e o seu potencial de oxidação.

A energia necessária a produção de um elétron livre é chamada de potencial de ionização. O acendimento e a estabilidade do arco sofrem grande influência do potencial de ionização dos gases de proteção utilizados nos processos de soldagem. Por exemplo, o argônio tem um potencial de ionização mais baixo que o hélio, ou seja, o argônio tem maior facilidade em transformar átomos em íons, ajudando assim a manter um arco mais suave e estável (LYTTLE e STAPON, 1990).

Diferenças na condutividade térmica dos componentes do gás de proteção geram diferenças nas características do depósito da solda resultante. Os gases que têm alta condutividade térmica transferem mais calor para a peça e promovem uma maior penetração na junta e maior fluidez da poça de fusão. Na soldagem de metais altamente condutores, como alumínio e cobre, a condutividade térmica se torna fator crítico. Hélio e dióxido de carbono têm condutividades térmicas maiores do que a do argônio e eles transferem calor mais facilmente para o metal base (LYTTLE e STAPON, 1990).

A capacidade do gás de proteção oxidar um metal durante a soldagem é geralmente chamada de potencial de oxidação. Stenbacka e Persson (1989) e Vaidya (2002) comentam que tanto o CO₂ quanto o O₂, quando presentes no gás de proteção, aumentam o conteúdo de oxigênio no metal de solda. Entretanto, o efeito desses gases é desigual, ou seja, o potencial de oxidação (PO) varia com a percentagem volumétrica dos mesmos na mistura. Machado (1996) mostra por meio gráfico que, quanto mais oxidante a mistura utilizada, menor é a tenacidade do metal de solda, principalmente quando se eleva a temperatura.

A maioria dos gases inertes (argônio, criptônio, neônio, xenônio ou hélio) poderiam ser utilizados para fins de proteção na soldagem GMAW de alumínio.

Entretanto, por razões de custo, os únicos gases normalmente empregados são o argônio (Ar) e o hélio (He) ou misturas dos dois. Na sequência, serão mostradas as características dos gases normalmente utilizados na soldagem GMAW de alumínio:

- Argônio (Ar): é um gás inerte, com baixo potencial de ionização, baixo potencial de oxidação e baixa condutividade térmica. Sua densidade em relação ao ar é maior (ar 1,0; argônio 1,38), portanto um fluxo moderado deste gás promove uma efetiva ação protetora, substituindo o ar na região da solda facilmente, tornando-a menos susceptível a reações, principalmente nos posições plana, horizontal, e vertical. O argônio comercialmente puro é o mais utilizado como gás de proteção nas soldagens de alumínio, conforme verificado na literatura corrente (PIERRE, 1987; LYTTLE e STAPON, 1990; ALCAN, 1993; YOUNG, 1995; ALTSHULLER, 1998; entre outros). Segundo Lyttle (1993), o baixo potencial de ionização do argônio gera uma abertura de arco mais fácil e uma coluna mais estreita, com alta densidade de corrente, concentrando a energia numa menor área e gerando uma maior penetração na solda, porém com perfil mais estreito do cordão.

- Hélio (He): também é um gás inerte. De acordo com a literatura (PIERRE, 1987; LYTTLE e STAPON, 1990; ALCAN, 1993; YOUNG, 1995; ALTSHULLER, 1998; entre outros) o hélio tem um alto potencial de ionização e baixa densidade em relação ao ar (ar 1,0; hélio 0,14). Devido ao alto potencial de ionização, o hélio requer maior tensão para ionizar, produzindo assim um arco com temperaturas mais altas. Quanto à baixa densidade, o hélio requer uma vazão maior do que a do argônio para proteger adequadamente a região do arco. Caracteristicamente o hélio transfere mais calor para a peça de trabalho do que o argônio, resultando em boas penetrações, com um perfil mais arredondado de penetração, tendo a vantagem de permitir tolerâncias maiores no desalinhamento entre o arco e a junta, assim como ajuda a evitar a ocorrência de penetração inadequada e falta de fusão.

- Mistura de gases: na soldagem de alumínio, pode-se usar misturas Ar+He, visando uma mistura de suas qualidades. Pequenas variações na composição da mistura de gases têm um efeito relativamente pequeno na taxa de fusão do arame, em comparação com sua influência nas características de transferência arco/metalo e no comportamento da poça de fusão. Conforme Marques *et al.* (2005), nos últimos anos foi observado que misturas gasosas ternárias ou mesmo multicomponentes específicos tem sido desenvolvidas para aplicação nas operações de soldagem. Os

componentes e a proporção de mistura são otimizados para cada aplicação e, de modo geral, constituem segredo industrial dos diversos fornecedores.

A especificação ANSI/AWS A5.32 trata dos gases de proteção para soldagem. Para que o efeito do gás de proteção seja o desejado, o fluxo deverá ser ajustado corretamente. Segundo Machado (1996), o fluxo deve ser necessariamente laminar. Para um mesmo diâmetro de bocal, quanto maior a vazão, mais alta será a velocidade do mesmo. Caso a velocidade seja muito alta, passando para o regime turbulento, ocorre sucção de ar atmosférico para o interior do arco. Outro cuidado a ser tomado refere-se à pureza dos gases de proteção, pois estes entram em contato direto com o arco elétrico e a poça de fusão, sendo que a pureza exigida, tanto do argônio quanto do hélio, é de 99,99%.

2.2.1.6 – Metal de adição (arame-eletrodo)

O arame-eletrodo é um componente crítico na soldagem GMAW, pois atua com duas funções importantes no processo. A primeira é agir como o anodo do arco elétrico de solda e a segunda é ser o metal de enchimento na soldagem. Como anodo, deve estar centralizado no bocal e ter um ajuste perfeito com o bico de contato para se obter uma ótima ação de fricção entre os mesmos, de modo que a corrente de soldagem tenha uma transferência consistente. Como metal de enchimento, deve estar isento de compostos a base de hidrogênio, evitando assim problemas de qualidade do cordão de solda (ALCAN, 1993; ALTSULLER, 1998).

Os principais elementos empregados na fabricação de arames de alumínio para soldagem são o magnésio, manganês, zinco, silício e cobre. A principal razão para adicionar esses elementos é aumentar a resistência mecânica do alumínio puro (FORTES e VAZ, 2005).

Marques *et al.* (2005) citam que os arames para soldagem são constituídos de metais ou ligas metálicas que possuem composição química, condições superficiais e dimensões bem controladas. As más qualidades em termos destas propriedades citadas podem produzir falhas de alimentação, conseqüentemente instabilidade do arco e descontinuidades no cordão de solda.

Os arame-eletrodos são classificados com base na composição química da liga utilizada nas suas fabricações e, para o alumínio, geralmente são especificados dentro dos requisitos da norma ANSI/AWS A5.10, que possui padrões de qualidade

elevados tanto para o produto quanto para a embalagem. Os mais populares são as ligas AWS ER5356 (com adição de magnésio) e AWS ER4043 (com adição de silício).

2.2.2 – Variáveis do processo GMAW

As variáveis de soldagem são os fatores que podem ser regulados para controlar as características do cordão. Para obter os melhores resultados no processo, é necessário conhecer o efeito de cada variável sobre as diversas características ou propriedades da solda.

As variáveis de soldagem são divididas em três grupos para o processo GMAW: pré-selecionadas, primárias e secundárias.

As variáveis pré-selecionadas (conhecidas como variáveis fixas) são o diâmetro e o tipo de arame, o tipo de gás de proteção e sua vazão.

As variáveis primárias reguláveis (conhecidas também com parâmetros de soldagem) controlam o processo depois que as variáveis pré-selecionadas foram determinadas. São elas a tensão do arco, a velocidade de alimentação do arame e a velocidade de soldagem.

As variáveis secundárias, que também podem ser reguláveis, são, às vezes, difíceis de medir com precisão. Elas não afetam diretamente a formação do cordão, mas agem sobre uma variável primária que, por sua vez, provoca certa modificação nas características. São elas a distância do bocal até a peça, e os ângulos de ataque e de trabalho da tocha.

O ângulo de trabalho é dado pela posição da tocha num plano perpendicular à direção de avanço. Nas soldas de topo, ele é 90° em relação à superfície das peças. Já o ângulo de ataque é dado pela linha de centro da pistola e uma linha perpendicular ao eixo da solda (soldagem “puxando” ou “empurrando”).

2.2.2.1 – Influência das variáveis de soldagem nas propriedades do cordão

A corrente elétrica é controlada principalmente pela velocidade de alimentação do arame. Um aumento dessa velocidade implica em maior quantidade de arame a ser fundido, como consequência uma maior quantidade de corrente é fornecida pela fonte de soldagem para suprir tal necessidade. A principal influência

desta variável está no controle da penetração de solda, a qual é diretamente proporcional à corrente de soldagem, como pode ser verificado na Figura 2.7.



Figura 2.7 – Efeito da corrente de soldagem num processo GMAW, aço carbono, curto-circuito, 75%Ar-25%CO₂ (Adaptado de FORTES e VAZ, 2005).

A tensão de soldagem controla o comprimento do arco elétrico. Um aumento na tensão provoca um acréscimo na altura e no diâmetro do cone do arco. Com o aumento do arco elétrico, uma maior área do metal de solda é aquecida resultando num cordão mais largo e mais baixo pelo aumento da fluidez da poça de fusão. Esse é o principal parâmetro para regular a largura do cordão, conforme pode ser visualizado na Figura 2.8.

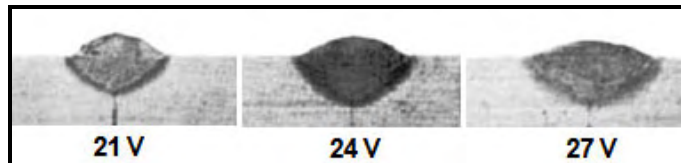


Figura 2.8 – Efeito da tensão de soldagem num processo GMAW, alumínio, spray, argônio (Adaptado de FORTES e VAZ, 2005).

A velocidade de avanço da tocha (velocidade de soldagem) também influencia a penetração da solda. Na Figura 2.9 pode-se perceber a diferença na penetração com três valores de velocidade de soldagem.

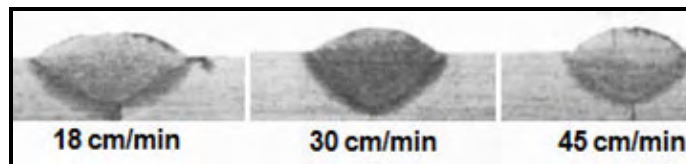


Figura 2.9 – Efeito da velocidade de soldagem num processo GMAW, alumínio, spray, argônio (Adaptado de FORTES e VAZ, 2005).

O ângulo de ataque também exerce influência sobre a penetração da solda e largura do cordão. Soldando com inclinação positiva (“puxando” a tocha), o arco elétrico atua diretamente sobre a poça de fusão, aumentando a penetração. Já no sentido negativo (“empurrando” a tocha), o arco elétrico permanece sobre o metal

de base frio, reduzindo a penetração e aumentando a largura do cordão. Na Figura 2.10 é possível verificar o descrito acima.

No processo GMAW com alumínio, a tocha deve ser conduzida mantendo-se uma distância do bocal até a peça de 12 a 15 mm, devendo ser inclinada no sentido “empurrando”, com um ângulo de 5 a 15° com a vertical, melhorando a molhabilidade (ALCAN, 1993; ALTSHULLER, 1998).

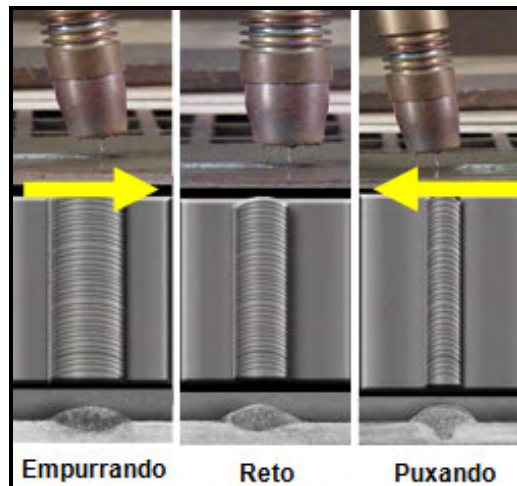


Figura 2.10 – Influência do ângulo e direção da tocha no cordão (Adaptado de COSTA, 2003).

Souza, Resende e Scotti (2009) estudaram a influência da polaridade negativa (CC^-) e positiva (CC^+) na geometria do cordão de solda, utilizando a técnica de perfilografia com filmagem digital a alta velocidade, também conhecida como “*Back-lighting*”, sendo essa uma característica importante a ser considerada no processo GMAW, apesar da polaridade positiva ser amplamente utilizada nessas aplicações devido maior estabilidade do arco, geração de menos respingos e formação de cordões com geometria adequada.

2.2.3 – Transferência metálica no processo GMAW

De uma forma simplificada, pode-se considerar que existem três tipos básicos de transferência metálica neste processo, que dependem principalmente do tipo de gás de proteção utilizado, do nível de energia (corrente e tensão), do diâmetro e tipo do metal de adição, e do tipo do metal base. São eles (LINCOLN, 2000): transferência por curto-circuito; globular; e “spray” ou goticular.

O primeiro tipo básico de transferência existente é por curto-circuito, a qual pode ser alcançada com qualquer tipo de gás de proteção, a um baixo nível de energia, analisando-se sempre a estabilidade do arco. Segundo Lincoln (2000), Bracarense (2003) e Marques *et al.* (2005), a ponta do arame se funde pela ação do arco elétrico e aumenta de tamanho até atingir a poça de fusão, quando o arco se extingue. A gota então é destacada pela ação de forças eletromagnéticas (efeito “*pinch*”) e transferida à poça por tensão superficial. A formação de respingos é uma característica, a qual pode ser limitada pela seleção adequada dos parâmetros de soldagem e regulação da indutância na fonte de energia, de forma que os curtos circuitos ocorram de forma suave. O arame-eletrodo toca a poça de fusão numa faixa de aproximadamente 20 a 200 curtos circuitos em um segundo.

Esse tipo de transferência permite a soldagem em todas as posições pelo fato de possuir uma energia relativamente baixa. A utilização de misturas a base de argônio proporciona boa estabilidade de arco e gotas pequenas, minimizando a projeção de respingos. A Figura 2.11 (a) mostra uma foto deste tipo de transferência.

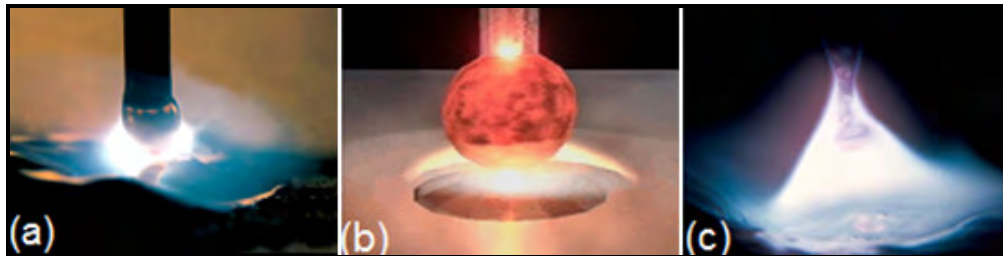


Figura 2.11 – Modos de transferência: (a) curto-circuito; (b) globular; e (c) “spray” ou goticular (Adaptado de material de treinamento MILLER_ITW).

O segundo tipo básico de transferência existente, obtida com nível de energia de soldagem maior que na transferência por curto-circuito, é a globular. Ainda segundo Lincoln (2000), Bracarense (2003) e Marques *et al.* (2005), é caracterizada por um nível de respingos relativamente elevado, sendo que a gota possui o diâmetro maior que o do arame. Com o aumento do tamanho da gota, o seu peso aumenta, acabando por ocasionar a sua separação e sua transferência para a poça de fusão pela ação da gravidade.

É um tipo de transferência existente, porém não aplicado do ponto de vista de processo. Uma ilustração deste tipo de transferência pode ser visualizada na Figura 2.11 (b).

Goticular ou “spray” é o terceiro tipo básico de transferência existente, a qual é muito estável e praticamente isenta de respingos, mas necessita de alta energia de soldagem, sendo formada quando se atinge a chamada “corrente de transição”. Conforme Lincoln (2000), Bracarense (2003) e Marques *et al.* (2005), o metal é transferido por pequenas gotículas (menores que o diâmetro do eletrodo) que são arremessadas em direção ao metal base por forças eletromagnéticas muito fortes, axialmente através do arco, a velocidades que vencem a força da gravidade. Devido a isto, o processo, sob certas condições, pode ser utilizado em qualquer posição, sendo mais recomendada sua utilização na plana.

Proporciona alta taxa de deposição (produtividade) e boa penetração com pouquíssima geração de respingos, já que o arco elétrico não apaga. A Figura 2.11 (c) mostra uma foto deste tipo de transferência.

Ferraresi, Figueiredo e Ong (2003) criaram no estudo em questão, através de perfilografia com filmagem digital a alta velocidade, mapas nos quais os tipos de transferência e suas respectivas zonas de transição foram determinadas, na soldagem GMAW convencional de alumínio, com fonte de tensão constante, variando o tipo de gás de proteção e o diâmetro do arame.

2.2.4 – Soldagem com arco pulsado

A pulsação foi introduzida para controlar a transferência do metal a cada intervalo de tempo, obtendo o destacamento de uma gota a cada pulso e com uma baixa corrente média (CORRÊA, 2001).

O processo GMAW pulsado (conhecido como GMAW-P, abreviação de *Pulsed*) tem sido objeto de vários estudos que visam melhorar a qualidade e a produtividade da soldagem (GRUBIC e ANDRIC, 1995). A sua aplicação nas ligas de alumínio não é diferente, visto que as vantagens obtidas com o seu uso são muitas em comparação com o processo GMAW convencional.

O processo se caracteriza por uma forma de onda descrita por quatro grandezas, conforme mostra a Figura 2.12, que são I_p (corrente de pulso), t_p (tempo de pulso), I_b (corrente de base) e t_b (tempo de base), além de suas correspondentes para o oscilograma de tensão. Esses parâmetros devem ser considerados em conjunto com as variáveis tradicionais do processo GMAW (AWS, 1991).

Durante o pulso ou tempo de pulso t_p , a corrente I_p é suficientemente alta para provocar o destacamento da gota devido ao efeito eletromagnético, tal como na transferência por “spray”, sendo que a cada pulso ocorre o destacamento de uma única gota de diâmetro igual ou menor que o diâmetro do eletrodo. Durante o tempo de base t_b , a corrente I_b é suficiente para manter o arco aberto e conservar o efeito de aquecimento sob controle, mas insuficiente para promover a transferência metálica.

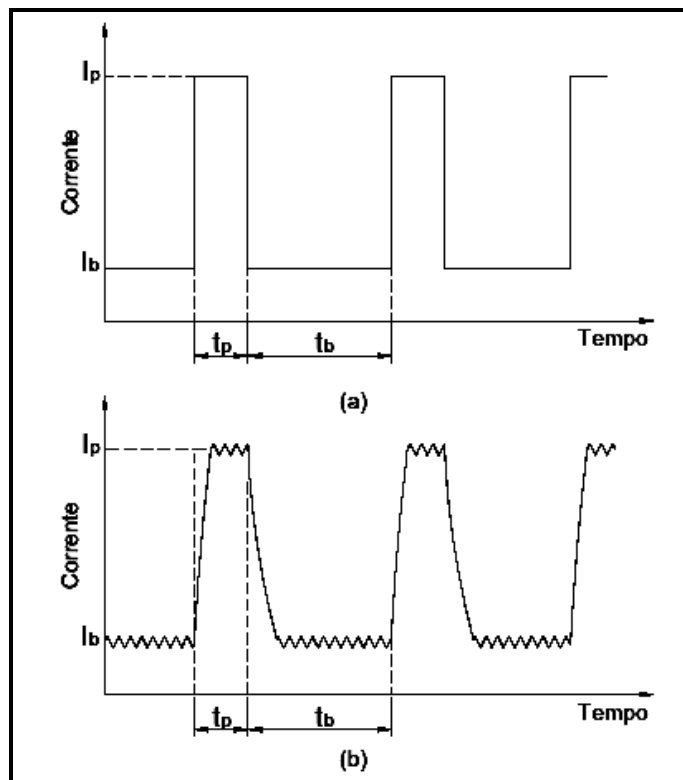


Figura 2.12 – Forma de onda da corrente no processo GMAW-P: (a) idealizada; (b) mais representativa para equipamentos comerciais.

Neste modo de transferência, as peças soldadas são de fácil reprodutibilidade, apresentam baixo aporte de calor e ocorre a formação de um cordão considerado uniforme (KIM e EAGAR, 1993).

O desenvolvimento da soldagem GMAW-P gerou inúmeras aplicações na indústria. Devido à corrente média poder ser reduzida, o tamanho da poça de fusão pode ser controlado, permitindo que o processo seja usado em trabalhos fora de posição (NORRISH e RICHARDSON, 1988; CUNHA e GRUNDMANN, 1995). Com o modo pulsado, a frequência da transferência e a corrente média podem ser manipuladas para produzir uma gota menor, mais adequada para soldagem fora de

posição do que em transferência “spray” convencional com alta energia e transferência por curto-circuito convencional (CRAIG, 1987).

As quantidades de O₂ ou CO₂ nas misturas a base de argônio são restritas no processo pulsado. Utilizando-se altos níveis de CO₂, respingos excessivos ocorrem devido às gotas não serem destacadas suavemente da ponta do arame.

2.2.5 – Tecimento no processo de soldagem

O tecimento (ou trançamento) é o deslocamento lateral, feito com o arame na condução da tocha durante a operação, em relação ao eixo do cordão. Este movimento é utilizado para se depositar um cordão mais largo, fazer flutuar a escória (no caso da soldagem com eletrodo revestido) e garantir a fusão das paredes laterais da junta (MODENESI, 2004). O número de tecimentos é muito grande, os quais podem ser realizados dependendo do tipo de solda, da preparação da junta e da habilidade do soldador. Alguns exemplos são ilustrados na Figura 2.13.

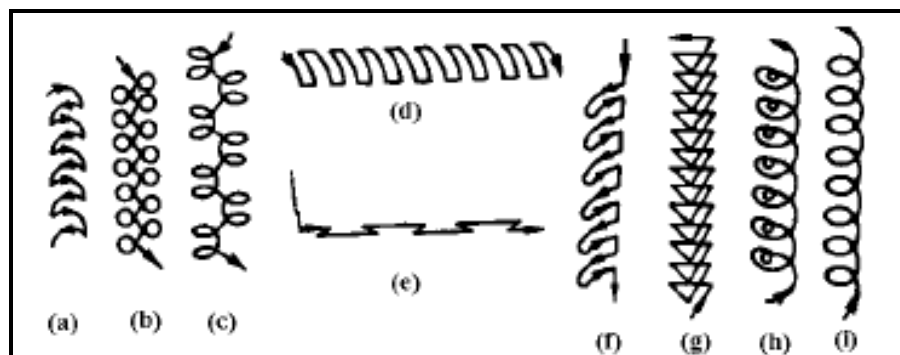


Figura 2.13 – Tipos de tecimento (MIYAHARA, 2008).

Os tipos de tecimento (a) e (i) são os mais usados em soldagens de topo, (d) e (g) são os mais apropriados para soldas de ângulo, (b) é particularmente adequado para chapa grossa, (f) é recomendado quando mais calor deve ser aplicado a uma borda.

Para obter um cordão consistente é essencial que o balanço do movimento de tecimento seja mantido constante. Grande parte da qualidade de uma solda dependerá do perfeito domínio, pelo soldador, da execução destes movimentos. Em soldagem robotizada, existem programas pré-definidos de tecimento que podem ser escolhidos conforme a necessidade do processo.

Durante o movimento de tecimento podem ser observadas variações no comprimento do arco resultando em variações de tensão proporcionalmente, as quais podem ser percebidas geralmente no centro da junta e nas bordas. Essas oscilações podem implicar em alterações nas características do cordão em diferentes regiões da junta soldada. Estudos mostraram que a amplitude do tecimento deve ser relacionada com o diâmetro do arame e valores ótimos foram encontrados quando essa amplitude ficou entre 2,0 e 2,5 vezes o diâmetro do arame-eletrodo de soldagem (KIM e RHEE, 2005).

2.3 – Metalurgia da soldagem

A soldagem geralmente é realizada com aplicação localizada de calor e/ou deformação plástica. Como resultados, alterações das propriedades do material, nem sempre desejáveis ou aceitáveis, podem ocorrer na região da junta. A maioria destas alterações depende das reações ocorridas durante a solidificação e resfriamento do cordão de solda e de sua microestrutura resultante. Assim, a compreensão destes fenômenos metalúrgicos é importante em muitas aplicações da soldagem (MARQUES *et al.*, 2005). Apesar da riqueza e complexidade do assunto, apenas os conceitos básicos necessários ao presente trabalho serão mostrados nessa revisão da literatura.

2.3.1 – Energia de soldagem

Na soldagem a arco elétrico, energia é transferida do eletrodo de soldagem para o metal base através de um arco elétrico. A quantidade de calor adicionada a um material, por unidade de comprimento linear, é o que se chama energia de soldagem, geralmente representada pelas letras E ou H, e cuja unidade usual é kJ/mm, sendo também apresentada em kJ/cm ou J/mm. Para a soldagem a arco elétrico o valor de E, em J/mm, é dado pela Equação 2.1.

$$E = \frac{V_m \times I_m}{v} \quad (2.1)$$

Sendo:

E = Energia de soldagem (J/mm);

V_m = Tensão média (V);

I_m = Corrente média (A);

v = Velocidade linear de soldagem (mm/s).

A energia de soldagem é a relação entre a Potência do arco ($V \times I$), em *watt*, e a velocidade de soldagem (mm/s), sendo que 1 *watt* = 1 *Joule/s*.

Para o cálculo da energia de soldagem, em processos com arco pulsado, Resende (2009) mostra que o método correto utiliza a Potência Instantânea do arco, ou seja, a média aritmética da multiplicação da tensão pela corrente feita pontualmente, assim como mostrado na Equação 2.2.

$$E = \frac{P_{inst}}{v} = \frac{\left(\sum V_i \times I_i\right)}{n} \quad (2.2)$$

Sendo:

V_i = Tensão instantânea (V);

I_i = Corrente instantânea (A);

n = número de vezes que foram feitas as leituras de V_i e I_i .

A energia de soldagem é uma importante característica porque, assim como o pré-aquecimento e a temperatura interpasses, influencia na taxa de resfriamento, a qual pode afetar as propriedades metalúrgicas e mecânicas na zona termicamente afetada (FUNDERBURK, 1999). Após a soldagem, a dissipação de calor na peça ocorre principalmente por condução, das regiões de maior temperatura para o restante do metal.

2.3.2 – Ciclo térmico de soldagem

A variação da temperatura em diferentes pontos da peça durante a soldagem pode ser estimada na forma de uma curva denominada ciclo térmico de soldagem, como pode ser visto na Figura 2.14. Cada ponto localizado próximo à junta

experimentará uma diferente variação de temperatura devido à passagem da fonte de calor.

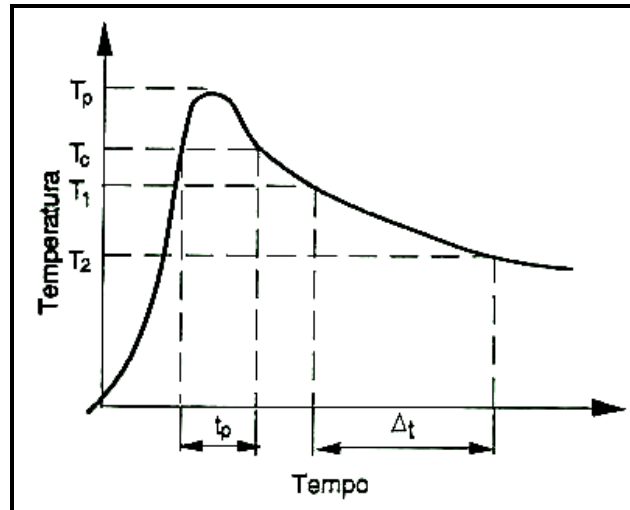


Figura 2.14 – Ciclo térmico de soldagem.

Conforme Marques *et al.* (2005), essa curva apresenta os seguintes pontos importantes:

- Temperatura de pico (T_p), que é a temperatura máxima atingida no ponto. A T_p indica a possibilidade de ocorrência de transformações microestruturais, determinando assim a extensão da região afetada pelo calor durante a soldagem (ZTA). A T_p diminui com a distância ao centro da solda;
- Temperatura crítica (T_c), que é a temperatura mínima para ocorrer uma alteração microestrutural relevante, como por exemplo, uma transformação de fase;
- Tempo de permanência (t_p) acima de uma temperatura crítica (T_c), que é o tempo em que o ponto fica submetido a temperaturas superiores a uma temperatura crítica, onde ocorre uma alteração microestrutural ou de propriedades significativas no material;
- Velocidade de resfriamento, que é definida por $(T_1 - T_2) / \Delta t$, sendo o tempo necessário para a solda se resfriar de uma dada temperatura (T_1) até outra (T_2).

2.3.3 – Repartição térmica

Considerando o ciclo térmico de cada ponto próximo à junta, pode-se dizer que a temperatura de pico (T_p) de cada ponto varia com sua distância ao centro do cordão de solda. Colocando na forma de um gráfico as temperaturas de pico contra

a distância ao cordão de solda, consegue-se uma curva esquemática semelhante à exibida na Figura 2.15. Esta curva é conhecida como repartição térmica.

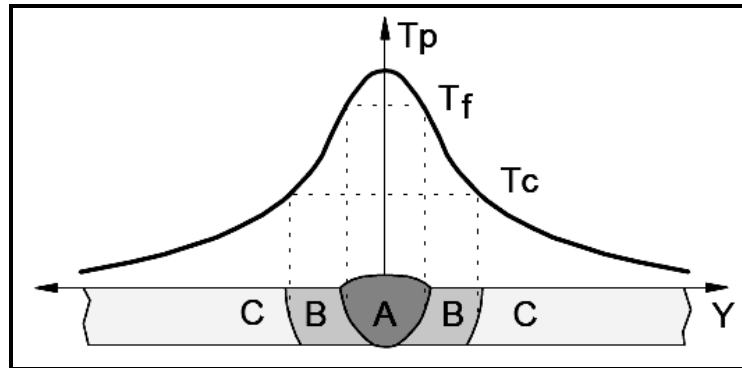


Figura 2.15 – Repartição térmica de uma solda.

Marques *et al.* (2005) cita que os ciclos térmicos de soldagem e a repartição térmica são principalmente dependentes dos seguintes parâmetros:

- Tipo de metal de base: relativo principalmente a sua condutividade térmica, pois quanto maior a condutividade térmica do metal, maior sua velocidade de resfriamento (como por exemplo, o alumínio);
- Geometria da junta: como exemplo, uma junta em T possui três direções para o escoamento de calor, enquanto uma junta de topo possui apenas duas (no caso de chapa fina);
- A espessura da junta: para uma mesma condição de soldagem, uma junta de maior espessura facilita o escoamento do calor da região da solda, o que ocorre até uma espessura limite; acima desse limite, a velocidade de resfriamento independe da espessura;
- A velocidade de resfriamento diminui com o aumento do aporte térmico e da temperatura inicial da peça, ou seja, a repartição térmica torna-se mais larga.

A curva de repartição térmica (Figura 2.15) ainda permite definir, para uma solda por fusão, três regiões básicas: Metal Base (MB, regiões C), Zona Termicamente Afetada (ZTA, regiões B) e Zona Fundida (ZF, as temperaturas de pico dessa região foram superiores à temperatura de fusão, T_f , do metal base). A região A compreende tanto o metal de solda quanto a zona fundida.

2.3.4 – Características metalúrgicas da liga AA 5052 pós-soldagem

A liga 5052, assim como as demais da série 5000, não apresenta mudanças de fase no estado sólido durante a soldagem (KAISER, 1978).

Para esse tipo de liga, no estado recozido (O), a mudança estrutural mais marcante será o crescimento do grão. Já no estado encruado (H3X), a ZTA apresentará, além de uma região de crescimento de grão adjacente à ZF, uma região recristalizada localizada um pouco mais afastada (MARQUES *et al.*, 2005).

Fraga (2009) demonstrou em seu trabalho a influência que o grau de encruamento (têmpera) exerce sobre a quantidade de recristalização que pode ser promovida ao longo do material, para a formação da ZTA durante a soldagem. Na Figura 2.16 são apresentadas ilustrações exemplificando a morfologia dos grãos na ZTA para os materiais de têmperas O, H32 e H34, na liga 5052.

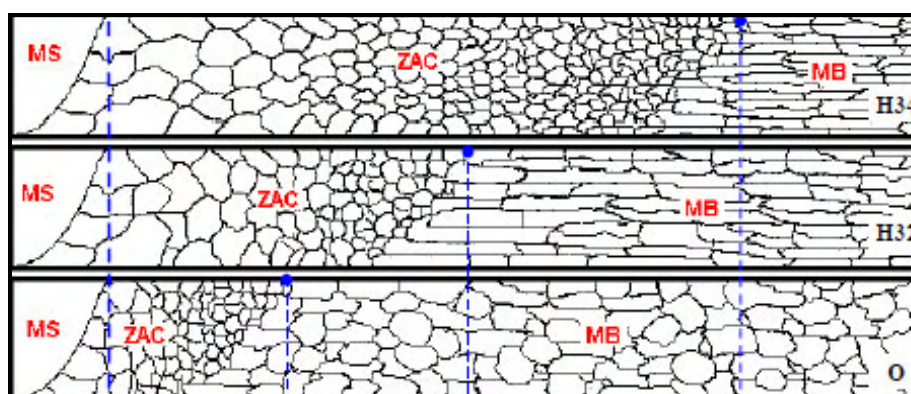


Figura 2.16 – Ilustração da ZAC para as têmperas O, H32 e H34 (Adaptado de FRAGA, 2009).

Nas condições testadas pelo autor, o material com têmpera O apresentou a menor ZTA, enquanto que o material com têmpera H34 apresentou a maior ZTA, e o material com têmpera H32 apresentou uma ZTA com largura intermediária entre as outras duas têmperas.

No mesmo estudo, Fraga (2009) utilizou a Figura 2.17 como parte do método para identificar o ponto de início da ZTA, mantidas as mesmas escalas entre o diagrama de fase da liga Al-Mg e gráfico do perfil de temperatura simulada ao longo da ZTA. O início da ZTA corresponde à região mais próxima da linha de fusão do metal de solda com o metal base, é a parte do metal base que não fundiu durante a soldagem, mas que sofreu influência da alta temperatura. Desta forma, a temperatura de início da ZTA é definida no diagrama de fases como sendo 610 °C

por ser a temperatura que toca a linha *Solidus* para a quantidade de 2,8% de magnésio, que é a composição de Mg para a liga 5052.

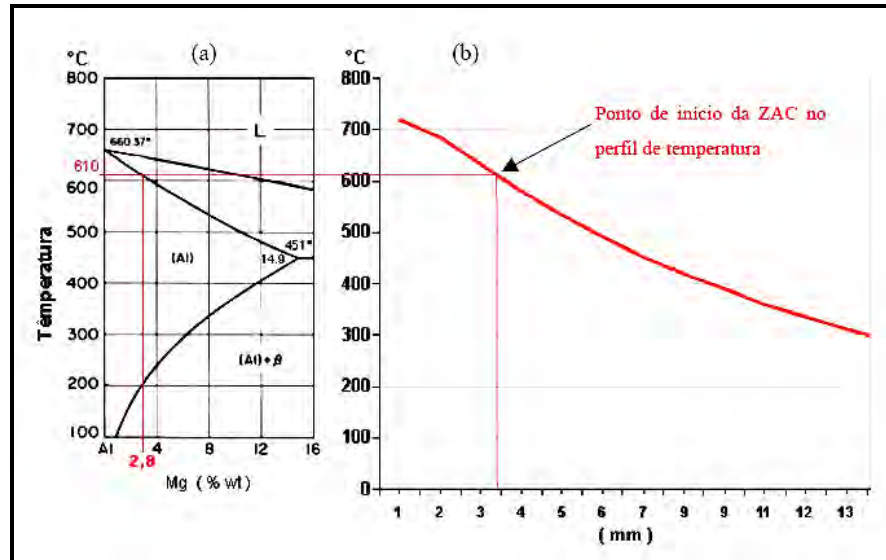


Figura 2.17 – (a) Diagrama de fase da liga Al-Mg; (b) perfil de temperatura simulada ao longo da ZAC (Adaptado de FRAGA, 2009).

2.3.4.1 – Textura

Uma variável metalúrgica de influência na distorção de ligas encruadas de alumínio é conhecida como Textura. Fraga (2009) realizou análises dessa variável em seu trabalho e concluiu que a presença da textura tipo *Brass* foi o parâmetro responsável pela influência da direção de soldagem sobre as distorções, ou seja, foi a anisotropia das propriedades mecânicas relacionadas a essa textura no material que propiciou a maior quantidade de distorção quando os corpos de prova foram soldados paralelo ao sentido de laminação.

Segundo Padilha e Siciliano Jr. (1995) e Humphreys e Haterly (2004), as orientações cristalográficas de todos os grãos que constituem um material podem estar distribuídas totalmente aleatórias com relação a um sistema de referência, como também estarem concentradas, em maior ou em menor grau, ao redor de alguma ou de algumas orientações particulares. Neste último caso, diz-se que o material policristalino apresenta orientação preferencial ou textura. A textura pode ser desenvolvida num metal ou liga durante uma ou mais operações de processamento, como fundição, conformação mecânica e até no recozimento.

Ainda conforme os mesmos autores, em processos de conformação mecânica, a deformação plástica acontece principalmente por deslizamento de determinados planos cristalinos. Ocorre a rotação do reticulado por deslizamento de planos para orientações mais favoráveis, denominada de textura de deformação. Os principais fatores que influem na textura final de deformação são: a orientação inicial dos grãos antes da deformação; a mudança de forma imposta ao material na conformação; e a temperatura em que o material foi deformado.

Conforme Engler (1996), as texturas de deformação mais freqüentes no alumínio e suas ligas são as do tipo Cobre, tipo *Brass*, e eventualmente a presença das componentes do tipo *Goss* e tipo S. A textura de deformação está intimamente relacionada com o grau e a direção de laminação do material.

Chaturvedi e Chen (2004) avaliaram as propriedades mecânicas na soldagem de chapas de alumínio 2195-T8 soldadas pelo processo FSW e identificaram significativa variação na tenacidade, no limite de resistência, na resistência à fadiga e à propagação de trincas em juntas soldadas com o FSW em função do sentido de laminação da chapa. Os autores explicam que a redução da magnitude dessas propriedades para uma determinada direção no material foi causada pela presença de textura cristalográfica *Brass* nessa direção.

2.4 – Tensões residuais e distorções durante a soldagem

Marques *et al.* (2005) explicam que as regiões aquecidas durante a soldagem tendem a se dilatar, mas a dilatação é dificultada pelas partes adjacentes submetidas a temperaturas menores, o que causa o aparecimento de deformações elásticas e, eventualmente, plásticas na região da solda. Como resultado, ao final da soldagem, tensões internas (tensões residuais) e mudanças permanentes de forma e de dimensões (distorções) se desenvolvem na junta, podendo afetar de modo importante a utilidade e o desempenho da estrutura soldada.

2.4.1 – Fundamentação

Quando a soldagem é feita progressivamente, a porção de solda que já está solidificada resiste à contração das porções adjacentes do cordão que está sendo feito. Conseqüentemente, as porções soldadas primeiro são tensionadas em uma

direção longitudinal à linha de solda, diminuindo o comprimento dos cordões. No caso de juntas de topo, as tensões residuais transversais estão também presentes (AWS, 2001). A Figura 2.18 exemplifica o descrito.

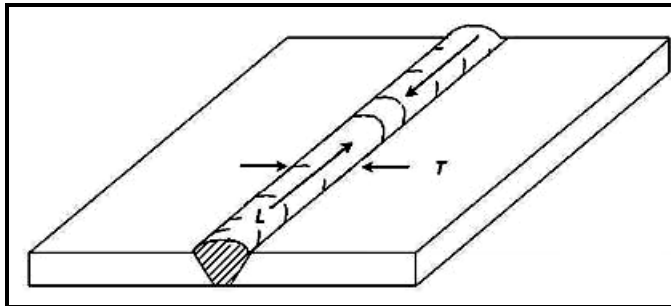


Figura 2.18 – Tensões residuais longitudinais (L) e transversais (T) em uma junta de topo (AWS, 2001).

As tensões térmicas na soldagem podem ter dois principais efeitos: produzir distorção ou causar fratura prematura, ou ambos. Distorção é causada quando a região de solda aquecida contrai de maneira não uniforme, causando tensionamento em uma parte da solda por gerar forças excêntricas na seção transversal.

Em juntas de topo essas distorções podem aparecer como variação tanto longitudinal quanto transversal. Pode também aparecer uma variação angular (rotação) quando a face da solda contrai mais do que a raiz. A variação angular produz dobramentos transversais nas chapas e ao longo do comprimento (AWS, 2001). Estes efeitos estão ilustrados na Figura 2.19.

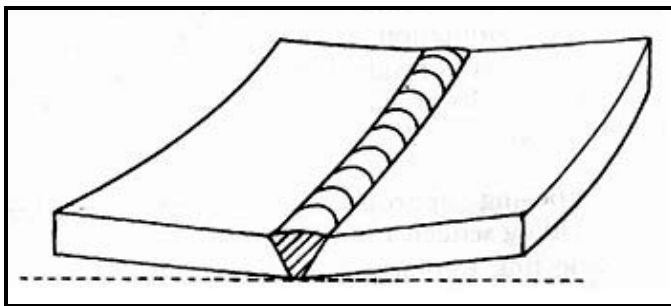


Figura 2.19 – Representação esquemática de distorção em uma junta de topo (AWS, 2001).

As deformações geradas na soldagem são inicialmente transientes e, após o completo resfriamento do material, passam a ser permanentes. Em geral, a afirmação de que a deformação é resultado das tensões residuais não é correta. Radaj (2003) explica que as deformações e as tensões residuais são antagônicas,

ou seja, tensões altas ocorrem quando as deformações são restringidas, e tensões baixas surgem quando as deformações não são restringidas. A Figura 2.20 exemplifica esta relação entre tensões e deformações.

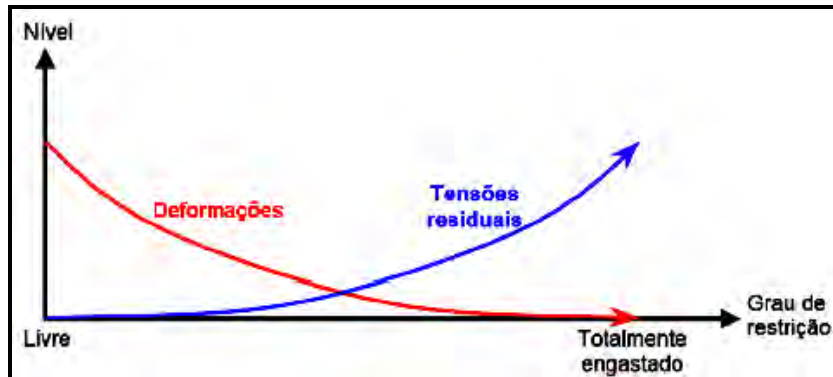


Figura 2.20 – Relação física entre deformações e tensões residuais (BEZERRA, 2006).

Segundo AWS (2001), as distorções podem ser controladas por meio de várias técnicas. As técnicas mais utilizadas controlam a geometria da junta soldada antes ou durante a soldagem. Estas técnicas incluem: (1) a preparação das peças a serem soldadas de modo que as distorções geradas durante a soldagem conduzam à geometria final desejada (pré-deformação); e (2) restrição às peças de modo que elas não possam distorcer durante a soldagem (gabaritos). Uma técnica adicional utilizada é a realização de um projeto e um procedimento de soldagem de modo que a adição de metal seja balanceada em ambos os lados da junta. A seleção do processo de soldagem, bem como a seqüência de solda a ser utilizada, também influenciam na distorção e na tensão residual.

O aparecimento de tensões residuais e/ou distorções em uma estrutura soldada pode ocasionar vários problemas, tais como a formação de trincas, uma maior tendência da estrutura a apresentar fratura frágil, falta de estabilidade dimensional e dificuldade no ajuste de peças ou componentes devido à sua mudança de forma (MODENESI, 2008).

2.4.2 – Tensões residuais de soldagem

Os estudos das tensões residuais (teóricos ou métodos de quantificação) envolvem análises complexas e não serão aprofundados nessa revisão bibliográfica devido os objetivos propostos no presente trabalho.

As tensões residuais são aquelas que permanecem na peça quando todas as solicitações externas são removidas. Aparecem frequentemente em peças submetidas a diferentes processamentos térmicos ou mecânicos, como fundição laminação, forjamento, soldagem, usinagem, dobramento, têmpera, entre outros (MODENESI, 2008).

Em soldagem, as tensões térmicas são geradas por escoamentos parciais localizados que ocorrem durante o ciclo térmico. Como causas geradoras de tensões térmicas em soldagem, pode-se citar (Gurova *et al.*): contração durante o resfriamento de regiões diferentemente aquecidas na operação (*shrinkage residual stresses*); resfriamento superficial mais intenso (*quenching residual stresses*); e transformações de fase (*transformation residual stresses*).

Segundo Modenesi (2008), em sistemas compostos por vários componentes, tensões residuais podem também resultar de forças de reação que se desenvolvem quando os componentes são colocados em posição. Por exemplo, pode-se citar uma estrutura parafusada, quando os parafusos são apertados, tensões se formam nos parafusos e nos componentes presos por eles. Estas tensões independem de solicitações externas, podendo ser, portanto, consideradas como tensões residuais.

As tensões residuais também podem ser reduzidas por tratamentos térmicos ou mecânicos. Por exemplo, a resistência à fratura frágil de muitos aços soldados é geralmente melhorada pelo alívio de tensões térmico. A tenacidade das ZTAs é melhorada por este procedimento.

Em AWS (2001), pode-se encontrar exemplificações das distribuições típicas de tensões residuais longitudinais (σ_x) e transversais (σ_y) em uma solda de passe único numa junta de topo, e fórmulas propostas para calculá-las.

2.4.3 – Distorções de soldagem

Durante o processo de soldagem, a distribuição de temperaturas não é uniforme, ultrapassando, em algumas regiões, a chamada “temperatura de escoamento do material”. Essa é a temperatura na qual a tensão de escoamento do material é praticamente zero e ele não resiste às tensões de origem térmica desenvolvidas no seu interior (MAZZAFERRO e MACHADO, 1992). Nesta temperatura inicia-se o processo de deformação plástica localizada no material

devido às tensões térmicas e que permanecem após o resfriamento. Em soldagem, essas deformações são chamadas de distorções.

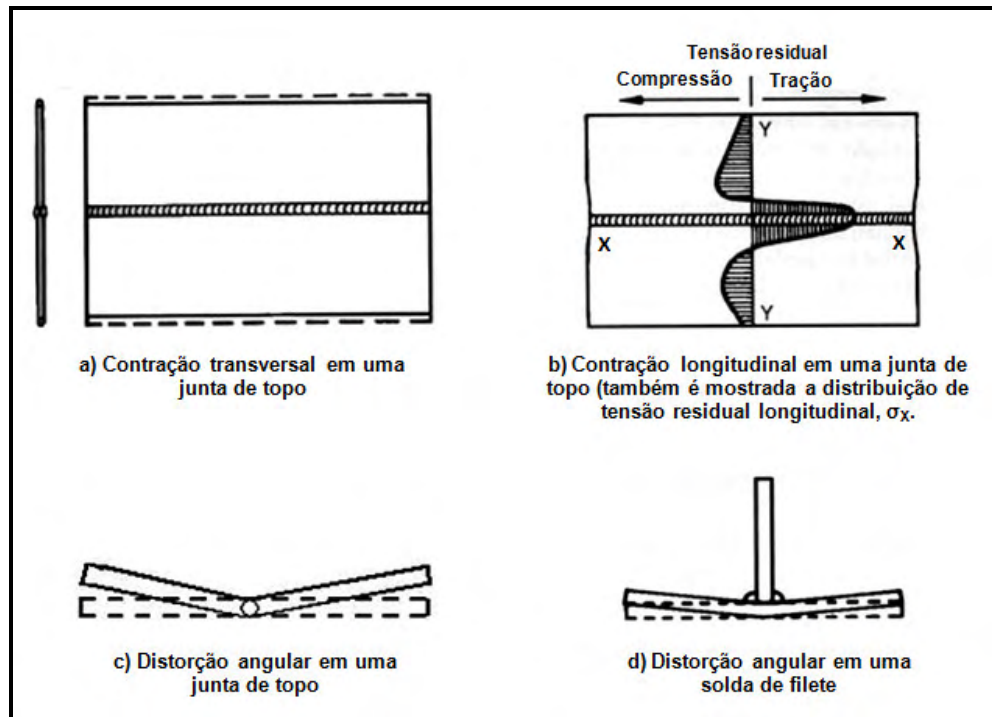


Figura 2.21 – Variações dimensionais fundamentais que ocorrem em soldagem (Adaptado de AWS, 2001).

A distorção encontrada em estruturas soldadas é causada por três tipos fundamentais de variações dimensionais que ocorrem durante a soldagem: (1) contração transversal, que ocorre perpendicular ao cordão de solda; (2) contração longitudinal, que ocorre paralela ao cordão de solda; e (3) distorção angular, que consiste em uma rotação em torno do cordão de solda (AWS, 2001; MODENESI, 2008). Estas variações dimensionais são ilustradas na Figura 2.21.

2.4.3.1 – Contração transversal

Segundo AWS (2001), a contração transversal ocorre após a soldagem, ou seja, em temperaturas inferiores às atingidas na realização da solda, durante o processo de resfriamento.

A Figura 2.21 (a) mostra a contração transversal uniforme ao longo da solda, porém isto nem sempre ocorre na prática, especialmente quando o comprimento soldado é grande. Geralmente esse fenômeno é mais complexo e os fatores que têm

mais influência na contração transversal são (AWS, 2001): dimensionamento da junta; restrição não-uniforme da junta; e soldagem com vários passes.

▪ **Dimensionamento da junta.** Conforme AWS (2001), desde que a soldagem seja feita por uma fonte de calor que se mova de uma extremidade à outra da junta, porções ainda não soldadas se movem com o progresso da operação de soldagem, causando variação dimensional rotacional (conhecida como distorção rotacional). Quando duas chapas livres são soldadas de topo, as porções do metal ainda não soldado ou se fecham na extremidade (típico de baixo aporte térmico) ou se abrem (típico de alto aporte térmico), assim como exemplificado na Figura 2.22.

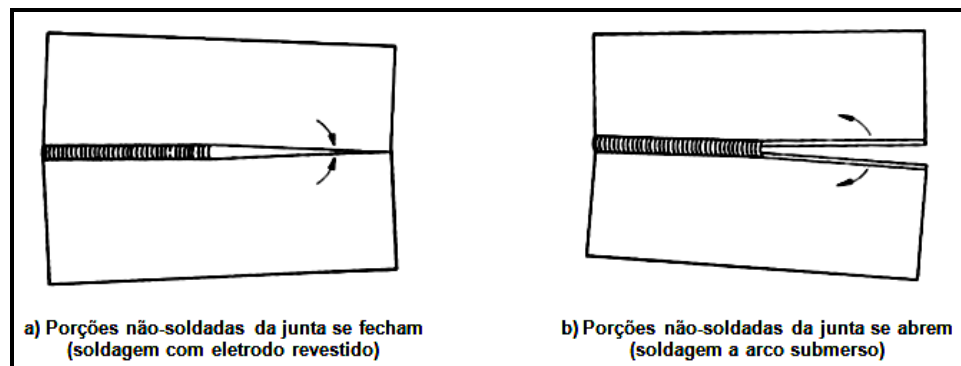


Figura 2.22 – Variação dimensional rotacional em uma junta de topo: (a) soldagem com eletrodo revestido; e (b) soldagem a arco submerso (Adaptado de AWS, 2001).

Pontos de solda são tipicamente utilizados para minimizar a distorção rotacional em soldas de topo. No caso de soldagem manual, os pontos de solda podem ser realizados facilmente. No entanto, quando o processo é automatizado, é necessário que um soldador realize os pontos de solda, culminando em custos adicionais. Deve haver um cuidado especial para fundir completamente os pontos de solda durante a operação de soldagem subsequente.

▪ **Restrição não-uniforme da junta.** A quantidade de contração transversal que ocorre na soldagem é afetada pelo grau de restrição aplicado à junta. Restrições externas agem como se fossem um sistema de molas transversais. O grau de restrição é expresso pela rigidez do sistema de molas, sendo que a quantidade de contração diminui com aumento do grau de restrição. Para um conjunto soldado com grande número de juntas, a restrição não é uniforme ao longo da soldagem (AWS, 2001).

▪ **Soldagem com passes múltiplos.** Conforme a literatura corrente (AWS, 2001), a soldagem é feita freqüentemente em um único passe, para chapas finas. Entretanto,

quando a soldagem é feita através de vários passes, no caso de chapas grossas, a contração é acumulada. A maior parte da contração transversal que ocorre em juntas de topo, soldadas em passe único, decorre da contração do metal de base. O metal de base se expande durante a soldagem, mas quando o metal de solda se solidifica, o metal de base expandido se contrai.

2.4.3.2 – Contração longitudinal

A distribuição da tensão residual longitudinal (σ_x) é mostrada na Figura 2.21 (b), sendo essa tensão a responsável pela contração longitudinal, também mostrada na mesma figura. Essa deformação no metal de solda e regiões adjacentes é restringida pelo metal de base ao redor, sendo resultado da desigual distribuição de temperaturas. A contração longitudinal tende a ser menor que a transversal em cerca de 1/1000 do comprimento da solda (AWS, 2001; MODENESI, 2008)

A seguinte equação foi proposta para estimar a contração longitudinal em juntas de topo (KING, 1964, MASUBUCHI, 1970; apud AWS, 2001):

$$\Delta L = \frac{C_3 \times I \times L}{e} \times 10^{-7} \quad (2.3)$$

Sendo:

ΔL = Contração longitudinal (mm);

C_3 = 12 e 305 quando L e e estão em polegadas e milímetros, respectivamente;

I = Corrente de soldagem (A);

L = Comprimento de solda (mm);

e = Espessura da chapa (mm).

2.4.3.3 – Distorção angular

A distorção angular, mostrada na Figura 2.21 (c) e (d), é gerada pelas diferenças de temperatura entre a face superior e inferior do cordão, que provocam variações nos valores da magnitude de contração no sentido da espessura da chapa. Ocorre geralmente em juntas de topo quando a contração transversal não é uniforme na direção da espessura (AWS, 2001).

A magnitude da distorção angular depende dos seguintes fatores (AWS, 2001): largura e profundidade da zona de fusão relativa à espessura da chapa; tipo de junta; sequência de soldagem; propriedades termomecânicas do material; e parâmetros do processo de soldagem.

A distorção angular também pode aparecer no sentido longitudinal, sendo conhecida como flexão longitudinal. Quando a linha de solda não coincide com a linha neutra da estrutura (no sentido da espessura da chapa), a contração longitudinal do metal depositado produz um momento de curvamento, resultando em flexão longitudinal. Se a solda for realizada em uma posição acima do eixo neutro, a chapa irá se curvar para cima. Caso a solda seja realizada em uma posição abaixo do eixo neutro, a chapa irá se curvar para baixo (AWS, 2001). A Figura 2.23 ilustra a flexão longitudinal em uma junta soldada.

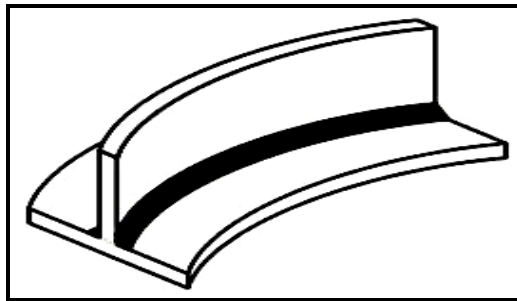


Figura 2.23 – Flexão longitudinal (MASUBUCHI, 1980).

Outro tipo de distorção angular, conhecida como distorção devido à instabilidade, ocorre em chapas finas quando o comprimento da chapa de teste excede o comprimento crítico para uma determinada espessura. O aumento da energia de soldagem também aumenta a deflexão da chapa, fazendo com que o efeito dessa distorção seja maior (AWS, 1991). A Figura 2.24 ilustra a distorção devido à instabilidade.

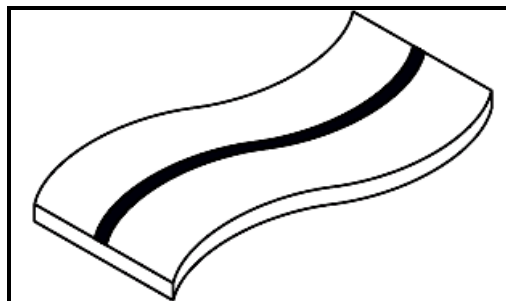


Figura 2.24 – Distorção devido à instabilidade (MASUBUCHI, 1980).

Taniguchi e Masubuchi (1972) compararam a distorção angular no processo de soldagem do alumínio e do aço, em juntas livres e com grau de restrição, chegando às principais conclusões: as distorções angulares no alumínio são maiores que no aço, desde que elas sejam comparadas tendo o peso do metal de solda como parâmetro; quando se toma o tamanho do filete como parâmetro, geralmente a distorção ocorrida no aço é maior do que no alumínio, tanto para juntas livres quanto para juntas restringidas; para soldagem com juntas livres, a máxima distorção angular ocorreu em espessuras variando de 6 a 8 mm para o alumínio, e de 8,5 a 9,5 mm para o aço; e a ocorrência da máxima distorção angular no alumínio foi em juntas mais finas enquanto que, para o aço, aconteceu o contrário.

Camilleri e Gray (2005) investigaram deformações em chapas finas de aço devido à soldagem com arame tubular. Estes autores melhoraram a eficiência computacional para simulação da soldagem no contexto de previsão das deformações. Desenvolveram um modelo simplificado de elementos finitos, baseado num modelo térmico bidimensional e termoelastoplástico. Estes autores observaram que as deformações angulares causadas pela soldagem foram coerentes com os dados obtidos por simulação. Destacam ainda que, para obter resultados com precisão, é importante conhecer as deformações iniciais da chapa e a influência das condições de fixação e do peso próprio do material.

Withers e Bhadeshia (2001) apresentam uma síntese sobre a natureza e origem das tensões residuais. Apontam, dentre outros problemas, as deformações como sendo uma grave não-conformidade decorrente dos gradientes térmicos inerentes à soldagem, que levam à rejeição ou redução da vida útil de um componente mecânico. Estes autores enfatizam a importância do desenvolvimento de procedimentos de tratamentos térmicos pós-soldagem e de validação de modelos de elementos finitos que viabilizem a otimização dos processos de soldagem para minimizar tensões e deformações.

Segundo Deng, Liang e Murakawa (2007), a quantidade de distorção devido à soldagem, no caso, a distorção angular (ou deflexão) que ocorre paralela ao cordão de solda, foi reduzida significativamente quando a espessura da chapa foi aumentada de 9 mm para 12 mm. Os resultados simulados demonstraram que o gradiente de temperatura através da espessura é o principal fator que governa a distorção angular em juntas com soldas de filete.

Mazzaferro e Machado (1992) realizaram análises sobre as distorções originadas em corpos de prova compostos da liga Al-Mg 5083 O, sendo que os resultados demonstraram, principalmente, que os três tipos de distorção (contração transversal, contração longitudinal e deformação angular) aumentam com o aumento da energia de soldagem e área da seção transversal do chanfro.

Santos (2009), soldando corpos de prova compostos da liga AA 5052 H34 e alternando as variáveis de pulsação do arco, concluiu que, em termos de distorção absoluta, o número de pulsos por segundo (PPS) é a variável que mais influencia na distorção angular, seguida da largura do pulso (LP), corrente de pico (I_p) e corrente de base (I_b), mantendo a mesma energia de soldagem para todos os casos.

CAPÍTULO 3

MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 – Materiais e equipamentos utilizados

Os métodos e procedimentos utilizados são mostrados no item 3.2, após a descrição dos materiais e equipamentos.

3.1.1 – Célula de soldagem

A Figura 3.1 mostra esquematicamente a célula de soldagem utilizada, e na sequência do trabalho serão destacados os seus principais equipamentos, sendo os mesmos mostrados de maneira exemplificada no item 2.2.1 da revisão da literatura.

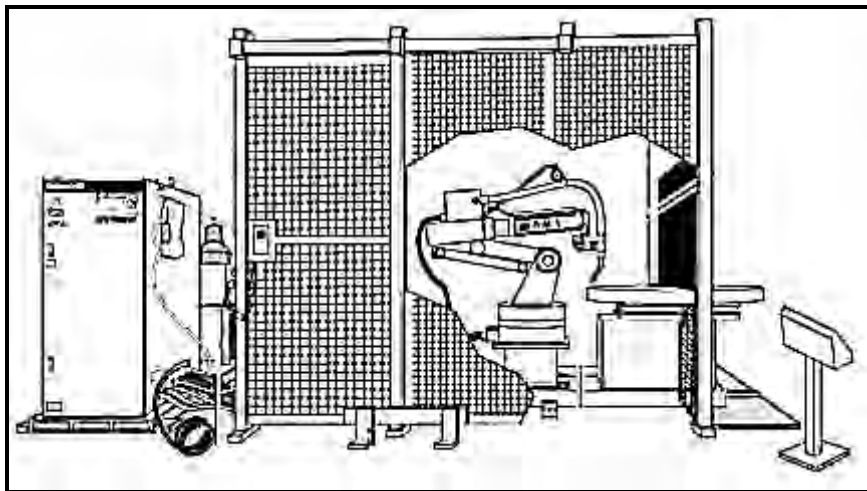


Figura 3.1 – Esquema da célula de soldagem robotizada utilizada.

A fonte de soldagem é multiprocessos, alimentação de corrente contínua (CC) de inversão primária.

Possui 24 programas pré-estabelecidos de fábrica para uso com o modo GMAW pulsado. Cada programação foi desenvolvida em torno de uma combinação particular de arame/gás. Para aplicações de soldagem na qual nenhuma das 24 programações proporcione um resultado adequado, qualquer uma dessas programações pode ser alterada para se adequar à aplicação (THERMADYNE,

1998). Utilizou-se o programa no modo padrão 7 (STD), como pode ser visto na Tabela 3.1, sendo que apenas esses parâmetros são fornecidos pelo manual.

Tabela 3.1 – Parâmetros utilizados na fonte de soldagem no modo padrão 7 (Thermadyne, 1998).

Programação STD	Tipo de arame	Diâmetro do arame (mm)	T_p (ms)	I_p (A)	V_b (V)	Mistura de gás
7	Alumínio	1,2	1,4	275	17	100% Ar

O visor digital da fonte não mostra o número real de pulsos por segundo, mas sim um número de referência. A faixa do medidor é de 0 a 440. A fonte produz aproximadamente 30 pulsos por segundo na posição 0, e aproximadamente 300 pulsos por segundo na posição 440 (THERMADYNE, 1998). O programa utilizado no presente trabalho indicou no visor o número 225, que corresponde a aproximadamente 155 pulsos por segundo.

O manipulador utilizado possui 6 graus de liberdade (eixos), denominados eixos S, L, U, R, B e T, utilizado especificamente para processos de soldagem, sendo que sua configuração é do tipo articulada.

O cabeçote de alimentação pode tracionar o arame de duas maneiras: em barricas ou carretéis. Utilizou-se carretel, com um suporte de fixação adaptado próximo ao cabeçote, como pode ser visualizado na Figura 3.2 (a). O cabeçote em questão está configurado com quatro roldanas com canais em “U” ideais para trabalho com arame de alumínio.

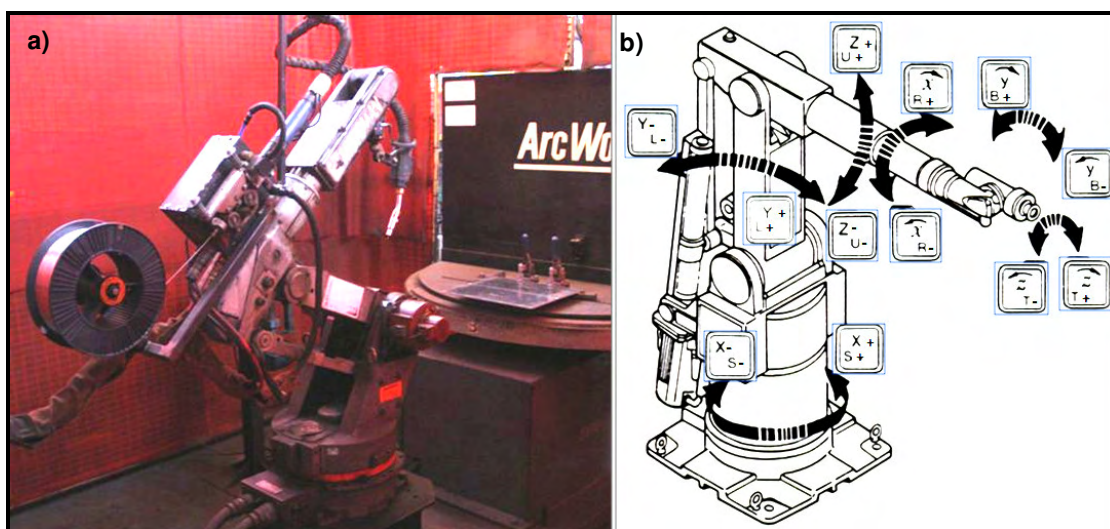


Figura 3.2 – Robô de soldagem utilizado: (a) disposição dos equipamentos para a soldagem; e (b) ilustração dos graus de liberdade (Adaptado de MOTOMAN, 1995).

A tocha de soldagem é refrigerada a água e com conduíte de teflon, difusor de gás, bicos de contato CuCrZr, além do bocal cônico de diâmetro 15,5 mm.

Na frente da célula se realiza a carga e descarga das peças através de mesa giratória de duas posições. Durante a soldagem na produção, utiliza-se essa mesa para que, enquanto o robô solde uma peça dentro da célula de soldagem, o operador, no lado de fora, monte as peças no gabarito para a soldagem da próxima peça. Ao fim do processo, o programa gira a mesa para descarga da peça soldada e início da soldagem da peça que foi preparada. Desta maneira, se consegue reduzir o tempo de preparação. Utilizou-se apenas uma posição da mesa no presente trabalho, que pode ser visualizada na Figura 3.2 (a).

Durante a regulagem dos parâmetros de soldagem, utilizou-se um multímetro calibrado para verificar se os valores dos parâmetros nas saídas nos terminais da fonte de soldagem estavam corretos. As leituras encontradas foram satisfatórias com o visor digital da fonte e serviram para elaborar a reta de calibração do robô.

3.1.2 – Gabarito de soldagem

Para a realização da soldagem das placas de teste (PTs), foi necessário fabricar um gabarito simples, de forma que o mesmo possibilitasse a manutenção da posição relativa entre as placas de teste e as coordenadas previamente definidas no programa de soldagem utilizado. O gabarito mostrado na Figura 3.3 foi elaborado de modo a deixar apenas duas pequenas áreas de contato com a PT (placa de teste) e apenas dois elementos de fixação próximos a borda de umas das chapas da PT, influenciando o menos possível na distorção.

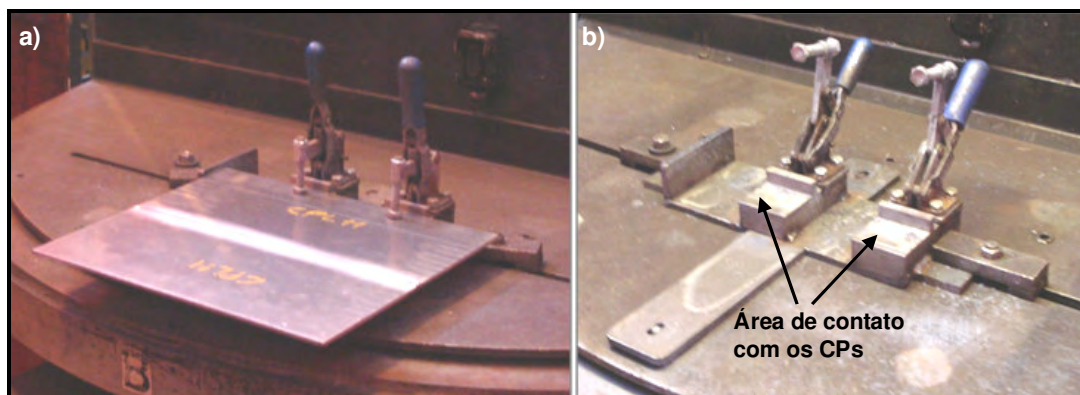


Figura 3.3 – Gabarito de soldagem utilizado: (a) fixado na mesa e com a placa de teste montada; e (b) apenas fixado na mesa.

3.1.3 – Consumíveis de soldagem

Utilizou-se arame de soldagem maciço de diâmetro 1,2 mm fornecido em carretel de 7 kg, com especificação AWS ER5356. Um único carretel foi suficiente para soldagem de todas as PTs.

Como gás de proteção, utilizou-se argônio puro em um cilindro, numa vazão de 13 l/min em todos os ensaios. Medições de vazão foram realizadas entre as soldagens das PTs por um bibimetro no bocal da tocha para que se pudesse compensar a perda de carga do cilindro até a saída no bocal.

3.1.4 – Material base e placas de teste

O trabalho foi realizado em PTs constituídas da liga AA 5052 H34, compostas de 02 chapas de 400 x 180 x 4,75 mm. A Figura 3.4 mostra a qualidade superficial obtida nas chapas após corte e fresamento (junta chanfrada). As Figuras 3.5 e 3.6 mostram as dimensões das chapas que formaram as PTs e dos dois tipos de juntas testadas no trabalho.

As PTs foram montadas tendo as chapas ponteadas 4 vezes, sendo dois pontos nas extremidades e dois pontos distanciados simetricamente entre si, na parte de baixo.

As dimensões das PTs foram baseadas na Norma AWS D1.2 (2003) no que diz respeito a qualificação do procedimento de soldagem para a aplicação prática, correspondente ao processo que está sendo estudado. Já as dimensões dos dois tipos de juntas foram baseadas na literatura.

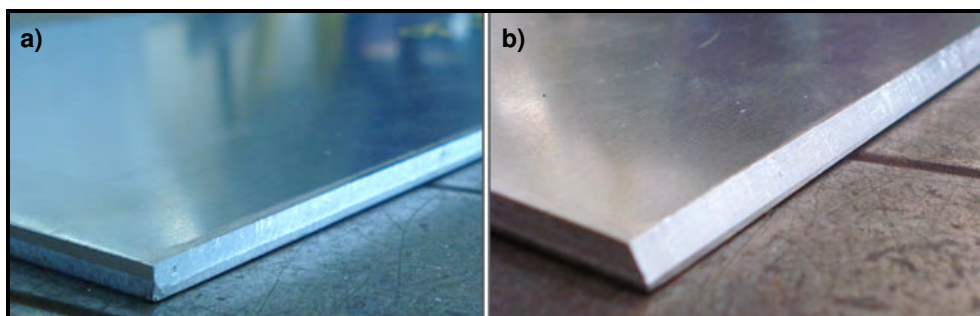


Figura 3.4 – Qualidade superficial obtida: (a) chapa sem chanfro; e (b) chapa chanfrada por fresamento em 30°.



Figura 3.5 – Dimensões da junta sem chanfro (junta 1).

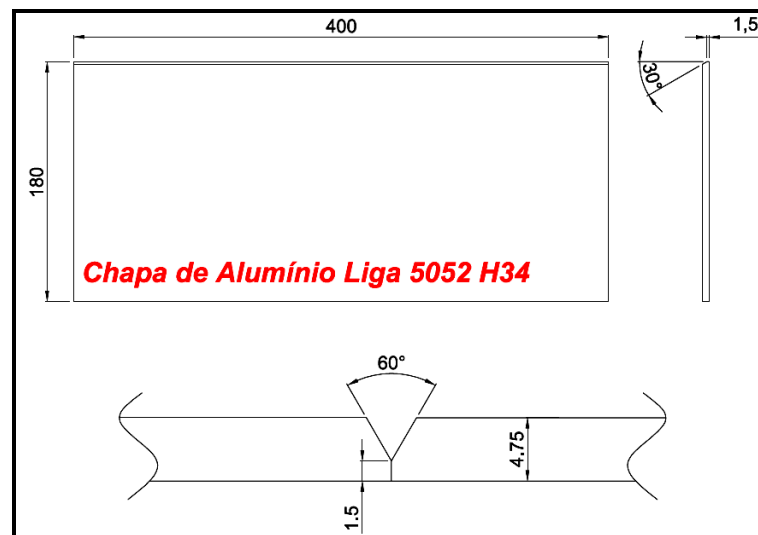


Figura 3.6 – Dimensões da junta com chanfro em 60° (junta 2).

3.1.5 – Equipamento de medição tridimensional

A caracterização da distorção angular foi realizada por uma máquina de medição tridimensional portátil de braço articulado, com alcance de medição de 3000 mm, como pode ser verificado na Figura 3.7. Utilizou-se ponta seca para melhorar o contato com os pontos traçados nas PTs.

A aquisição das medições dos pontos é feita automaticamente pelo software desenvolvido pelo próprio fabricante do equipamento e instalado no computador.



Figura 3.7 – Máquina de medição tridimensional utilizada (Romer).

3.1.6 – Equipamento de ensaio de tração

Para os ensaios de tração, foi utilizada uma máquina com célula de carga de 15.000 kgf e velocidade de ensaio de 5 mm/min, conforme mostra a Figura 3.8.

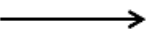


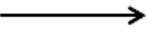




Figura 3.8 – Máquina de tração utilizada (Kratos).

3.2 – Métodos experimentais

Foram soldadas 24 PTs e 14 PTRs, de acordo com as condições mostradas na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Denominação adotada para as placas de teste (PTs).

Abreviação adotada		Substituição possível	
Junta 1 (sem chanfro)	(1) Sem tecimento 	PTT1	
		PTT2	PTTR2
		PTL1	PTLR2
	(2) Tecimento "Zig-Zag" 	PTT3	PTTR3
		PTT4	
		PTL3	PTLR4
	(3) Tecimento "Vai-Vem" 	PTT5	
		PTT6	PTTR1
		PTL5	PTLR3
Junta 2 (chanfro 60°)	(1) Sem tecimento 	PTT7	
		PTT8	
		PTL7	PTLR5
		PTL8	
	(2) Tecimento "Zig-Zag" 	PTT9	PTTR4 / PTTR6
		PTT10	PTTR5
		PTL9	PTLR7
		PTL10	
	(3) Tecimento "Vai-Vem" 	PTT11	
		PTT12	
		PTL11	PTLR6 / PTLR8
		PTL12	

A abreviação adotada PTT refere-se às placas de teste montadas a partir das chapas cortadas no sentido transversal de laminação, enquanto PTL refere-se às placas de teste montadas a partir das chapas cortadas no sentido longitudinal.

As PTs identificadas como PTTR e PTLR se referem, respectivamente, às placas de testes reservas montadas a partir das chapas cortadas no sentido transversal e longitudinal de laminação, caso fosse necessária a substituição de alguma PT por um possível imprevisto nos testes.

Foram definidos dois tipos de juntas, denominadas junta 1 (sem chanfro) e junta 2 (chanfro 60°), conforme já mostrado. Para cada tipo de junta, foram escolhidos três tipos de tecimentos, normalmente utilizados no chão de fábrica, sendo: (1) sem tecimento; (2) tecimento "Zig-Zag"; e (3) tecimento "Vai-Vem". Para

cada tipo de tecimento foram montadas quatro tipos de PTs, duas com chapas retiradas no sentido transversal de laminação, e duas com chapas retiradas no sentido longitudinal.

3.2.1 – Identificação do sentido de laminação

O sentido de laminação das chapas foi informado pelo fornecedor do material base. As Figuras de 3.9 e 3.10 mostram a maneira como as PTs foram cortadas por guilhotina, em relação ao sentido de laminação.

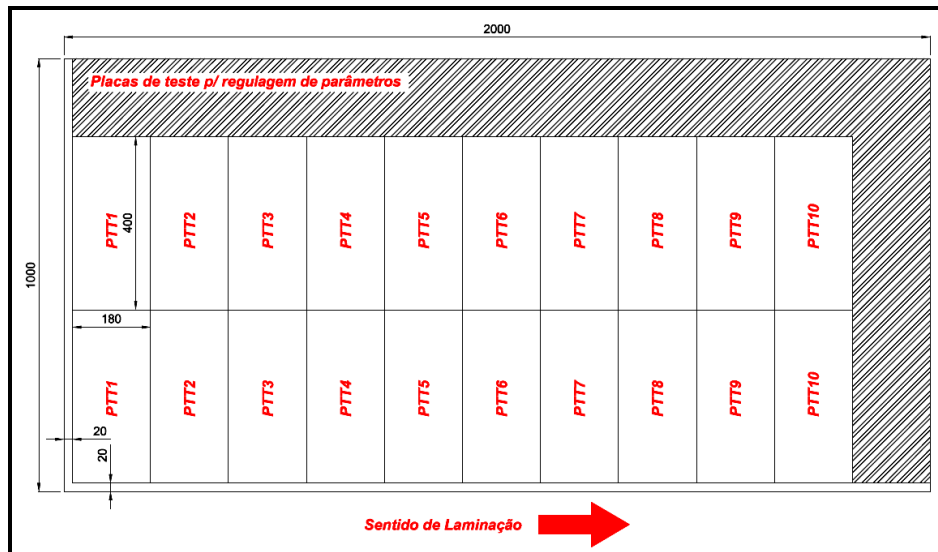


Figura 3.9 – Corte das PTs no sentido transversal de laminação.

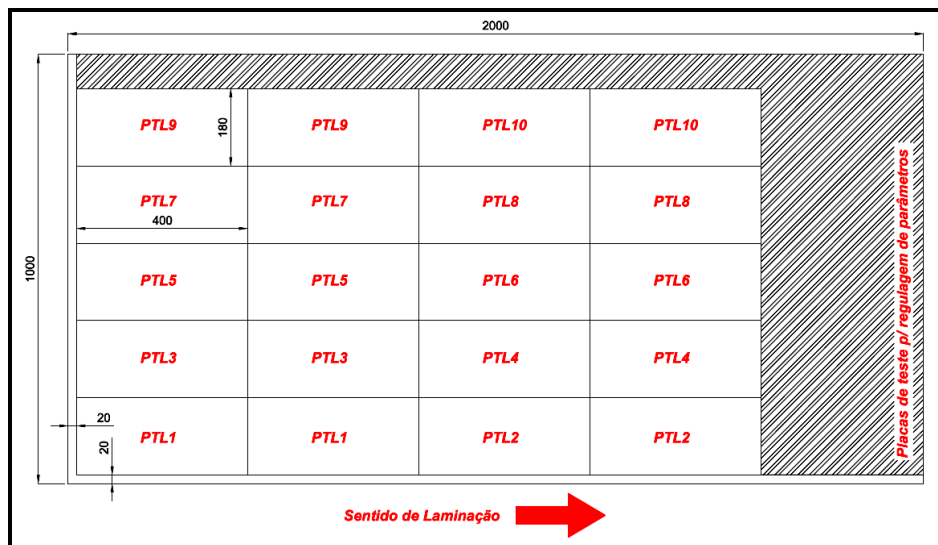


Figura 3.10 – Corte das PTs no sentido longitudinal de laminação.

3.2.2 – Avaliação da composição química

Para avaliação da composição química do material base, utilizou-se análises feitas por Espectrometria, no laboratório da fundição da Máquinas Agrícolas Jacto S/A. A Tabela 3.3 mostra a composição química obtida.

Tabela 3.3 – Composição química (em %) das chapas utilizadas.

Al	Mg	Si	Fe	Zn	Cu	Pb	Mn	Cr
97,181	2,340	0,032	0,220	0,003	0,014	0,006	0,038	0,166

Analisando-se os resultados de Espectrometria, pode-se constatar que o material base usado neste trabalho encontra-se dentro das especificações da norma ASTM B209M-04, composição essa mostrada no item 2.1.1 na revisão da literatura.

3.2.3 – Calibração do controlador e fonte de soldagem

Foi realizada uma calibração prévia nos parâmetros de soldagem antes dos testes, para se obter a correta relação entre o argumento programado no “*Teach-Pendant*” e a corrente de soldagem média na saída da fonte, de acordo com a recomendação do manual do controlador do robô. A reta obtida pode ser vista na Figura 3.11.

Através do software *Excel 2007*, utilizando-se a ferramenta de Análise de Dados *Regressão*, foi analisada a tendência de comportamento das duas variáveis, como verificado na Tabela 3.4.

Segundo Levine, Berenson e Stephan (2000), a análise de regressão é utilizada principalmente com o objetivo de previsão. O propósito do método é o desenvolvimento de um modelo estatístico que possa ser utilizado para prever os valores de uma variável dependente ou de resposta, com base nos valores de pelo menos uma variável independente ou explicativa.

Obteve-se um *coeficiente de correlação linear de Pearson (r)* de 0,98444, ou seja, forte correlação linear positiva entre as variáveis. Somado a isso, como o valor do *F de significação* foi de 0,00006 e os *valores-P* foram de 0,00715 e 0,00006, ambos menores que 0,05, conclui-se que esse modelo é significativo estatisticamente em representar a correlação linear entre as variáveis.

Um bom *coeficiente de determinação* (r^2) foi obtido, sendo de 0,96913, ou 97%, mostrando a boa qualidade do modelo.

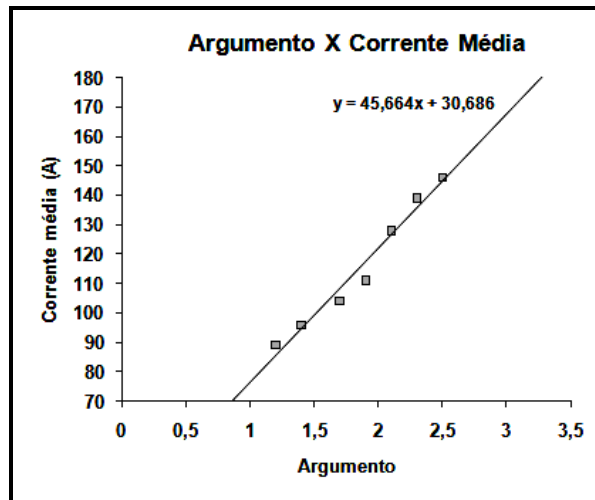


Figura 3.11 – Reta gerada na calibração, relacionando os valores de argumento programados no controlador com os valores de corrente média na saída da fonte.

Tabela 3.4 – Dados resumidos de regressão linear (Argumento X Corrente Média).

RESUMO DOS RESULTADOS					
<i>Estatística de regressão</i>					
R múltiplo					0,98444
R-Quadrado					0,96913
R-quadrado ajustado					0,96295
Erro padrão					4,21014
Observações					7
ANOVA					
	<i>gl</i>	<i>SQ</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>F de significação</i>
Regressão	1	2782,23080	2782,23080	156,96411	0,00006
Resíduo	5	88,62634	17,72527		
Total	6	2870,85714			
	<i>Coefficientes</i>	<i>Erro padrão</i>	<i>Stat t</i>	<i>valor-P</i>	<i>95% inferiores</i>
Interseção	30,68630	7,00411	4,38118	0,00715	12,68165
Argumento	45,66381	3,64479	12,52853	0,00006	36,29459

3.2.4 – Definição dos parâmetros de soldagem

Foram realizados testes iniciais, com o mesmo material base e espessura, no entanto, utilizando-se chapas de menores dimensões, com o intuito de se definir os parâmetros ideais para a soldagem final das PTs, sempre considerando como parâmetro de comparação a mesma energia de soldagem.

A limpeza das PTs foi realizada através de escovamento em toda a região da junta de solda e na sequência realizada a soldagem em passe único.

Na Tabela 3.5 são mostrados os principais parâmetros utilizados para a realização experimental desse trabalho. A energia de soldagem foi de 349 J/mm, calculada através da Equação 2.1.

Devido não se ter um sistema de aquisição de dados no local da soldagem, não foi possível utilizar a Equação 2.2, também mostrada na revisão da literatura, que seria a forma correta no cálculo da energia de soldagem para arco pulsado.

Tabela 3.5 – Resumo dos parâmetros de soldagem utilizados.

Resumo dos parâmetros de soldagem utilizados	
Corrente média	140 A (argumento 2,4)
Tensão média	20,4 V
Velocidade de soldagem	49 cm/min (8,2 mm/s)
Distância do bocal até a peça	13 mm
Ângulo da tocha	90°
Vazão de gás (argônio)	13 l/min
Energia de soldagem	349 J/mm

Tanto no tecimento tipo “Vai-Vem” quanto no “Zig-Zag”, utilizou-se uma amplitude de movimento de 2,5 mm e uma frequência de 4 Hz para a realização do cordão de solda.

3.2.5 – Definição da medição tridimensional e análise estatística

Para a medição tridimensional, os pontos foram demarcados 15 mm um em relação ao outro, ao longo do perímetro das PTs. Para facilitar a análise dos dados, foram definidas três vistas, conforme descrito abaixo. A Figura 3.12 mostra a esquematização do método.

- Vista 1 – perpendicular ao cordão de solda, ao longo da largura da PT, onde se inicia o processo (visualização da distorção angular transversal no início da soldagem);
- Vista 2 – paralela ao cordão de solda, ao longo do comprimento da PT (visualização da flexão longitudinal);
- Vista 3 – perpendicular ao cordão de solda, ao longo da largura da PT, onde se finaliza o processo (visualização da distorção angular transversal no final da soldagem), gerando um total de 67 pontos.

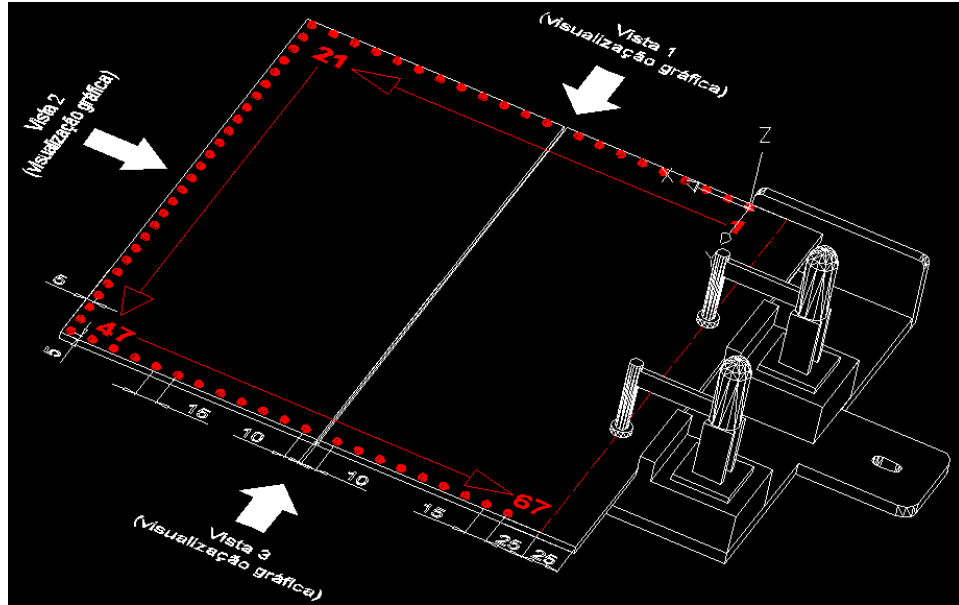


Figura 3.12 – Esquemática das vistas e sequência de medição dos pontos.

Os pontos foram traçados com o auxílio de um traçador de altura, como pode ser visto no detalhe da Figura 3.13. O gabarito foi fixado por grampos em um desempenho no momento da medição. A PT foi apoiada na sua extremidade oposta, para evitar erros ao colocar a ponta seca do braço tridimensional no ponto a ser medido, pois essa extremidade da PT fica livre devido o conceito adotado no gabarito, podendo gerar incerteza de medição ao se coletar o ponto.

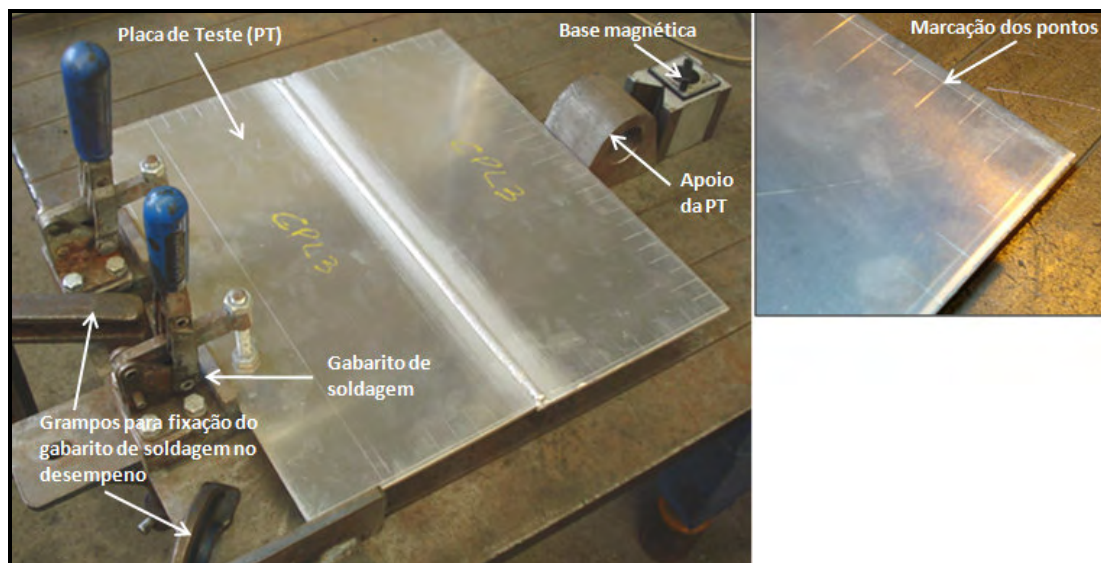


Figura 3.13 – Montagem para medição dos pontos.

Através do braço 3D, foi medida a altura destes pontos em relação a um plano padrão tirado no gabarito nas duas bases de apoio das PTs, com o intuito de se obter a distorção real que as PTs sofreram, sendo esse o nivelamento adotado para todas as medições. Ou seja, considerou-se apenas a coordenada cartesiana Z, obtida pela medição do ponto em relação ao plano padrão.

A medição dos pontos foi realizada antes ($Z_{Inicial_Ponto}$) e após a soldagem (Z_{Final_Ponto}), gerando assim a quantificação das distorções angulares reais, assim como mostrado na Equação 3.1, pois as PTs já apresentavam deformações antes da soldagem geradas principalmente pelo corte por guilhotina, pelo próprio processo de fabricação das chapas e pelo ponteamto. O Apêndice A mostra a “nuvem de pontos” obtida em todas as medições para o tratamento desses dados.

$$\Delta Z_{Ponto} = Z_{Final_Ponto} - Z_{Inicial_Ponto} \quad (3.1)$$

Tendo esses valores coletados e calculados, gerou-se um gráfico para cada uma das três vistas (mostradas na Figura 3.12) em cada uma das PTs, facilitando a visualização e interpretação das distorções.

Na sequência foi calculada a amplitude da distorção para cada uma das vistas gráficas em cada uma das PTs, conforme a Equação 3.2.

$$Amplitude_{Vista} = \left| \Delta Z_{Ponto_max} - \Delta Z_{Ponto_min} \right| \quad (3.2)$$

Comparou-se então estatisticamente as amplitudes das distorções, primeiramente de maneira individual na junta 1 e 2, finalizando na sequência junta 1 X junta 2. O software *Excel 2007* foi utilizado para tal finalidade, em específico as ferramentas de Análise de Dados *Anova fator único* e *fator duplo com repetição*.

Segundo Levine, Berenson e Stephan (2000), o termo análise de variância (ou *Anova*) parece ser um nome mal aplicado, uma vez que o objetivo é analisar diferenças entre as médias aritméticas. No entanto, a partir de uma análise na variação dos dados, entre ou dentro dos grupos em estudo, pode-se tirar conclusões sobre possíveis diferenças nas médias dos grupos.

Como premissas para a o teste de hipóteses, deve-se definir as Hipóteses (H_0 e H_1) e o Nível de Significância (α). Tradicionalmente, os pesquisadores têm

selecionado os níveis de α em 0,05 (5%) ou menos. O teste de hipóteses consiste em verificar se as médias dos resultados dentro do planejamento são estatisticamente iguais ou diferentes, bem como verificar se há interação entre essas variáveis.

Para avaliar as distorções, nos dois tipos de juntas, foram consideradas duas variáveis de influência: o tipo de tecimento e a direção de soldagem em relação ao sentido de laminação da PT. A variável de resposta analisada foi a distorção na PT, quantificada através das amplitudes das distorções em cada vista.

3.2.6 – Ensaios mecânicos

A Figura 3.14 mostra como foram extraídos os corpos de prova para ensaio de tração e para realização de análise macrográfica. Para cada PT soldada, foram extraídos dois corpos de prova para ensaio de tração e dois para macrografia. O corte (linha azul) foi realizado por serra de fita.

Para a revelação da macrografia, foi utilizado o reagente de Tucker (ácido fluorídrico 15 ml, clorídrico 45 ml, nítrico 15 ml e água 25 ml), na temperatura ambiente e ataque por imersão. O dimensionamento do corpo de prova para ensaio de tração, baseado na norma ANSI/AWS D1.2, e o dimensionamento adotado no corpo de prova para macrografia, são mostrados na Figura 3.15.

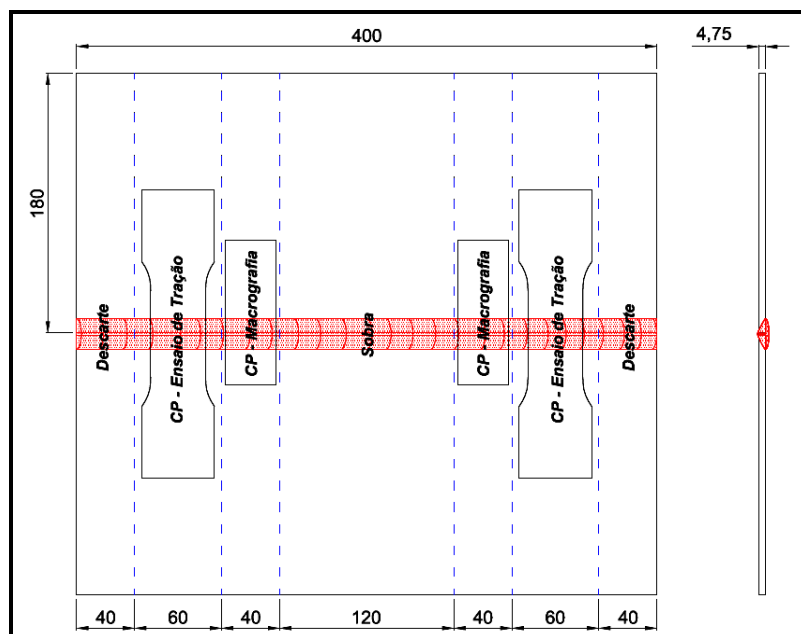


Figura 3.14 – Dimensionamento de corte dos corpos de prova para ensaio de tração e macrografia.

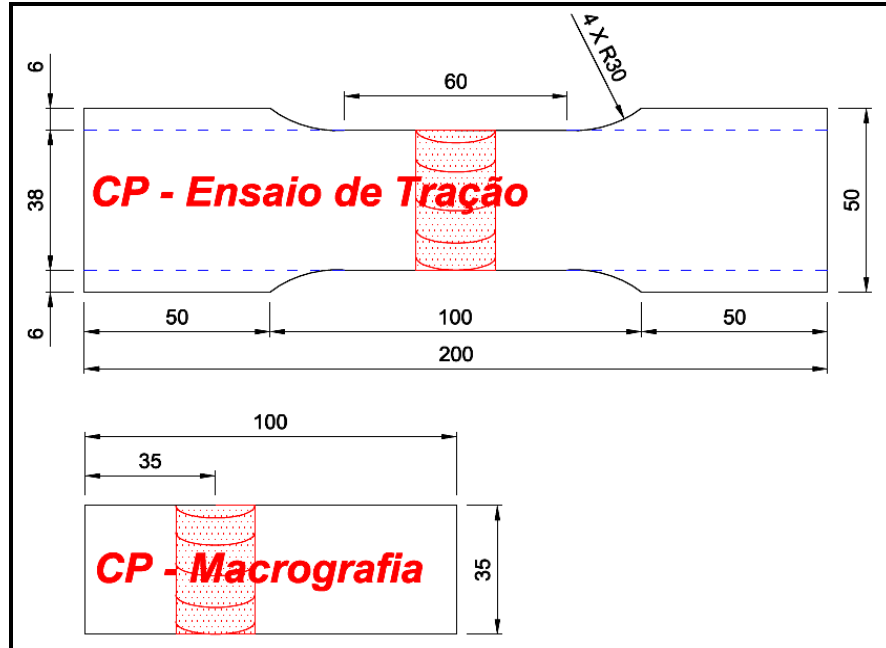


Figura 3.15 – Dimensionamento dos corpos de prova para ensaio de tração e macrografia.

CAPÍTULO 4

RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 – Distorções angulares transversais e flexões longitudinais

Duas foram as formas como as distorções angulares apareceram em uma mesma PT: transversal “perfil parabólico com concavidade para baixo” e longitudinal “perfil parabólico com concavidade para cima” (Figuras 4.1 e 4.2); ou transversal “perfil parabólico com concavidade para cima” e longitudinal “perfil parabólico com concavidade para baixo” (Figuras 4.3 e 4.4).

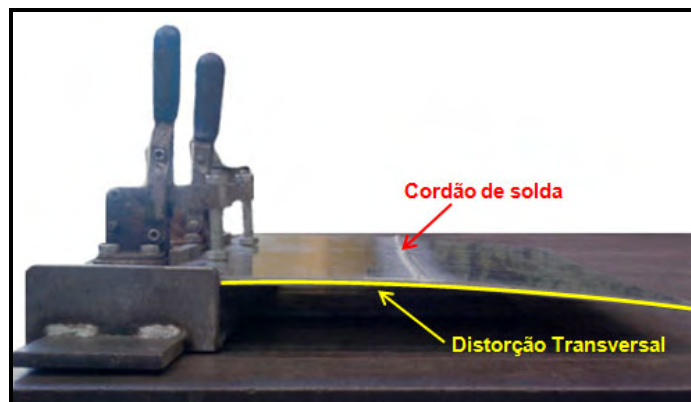


Figura 4.1 – Distorção transversal “perfil parabólico com concavidade para baixo”.

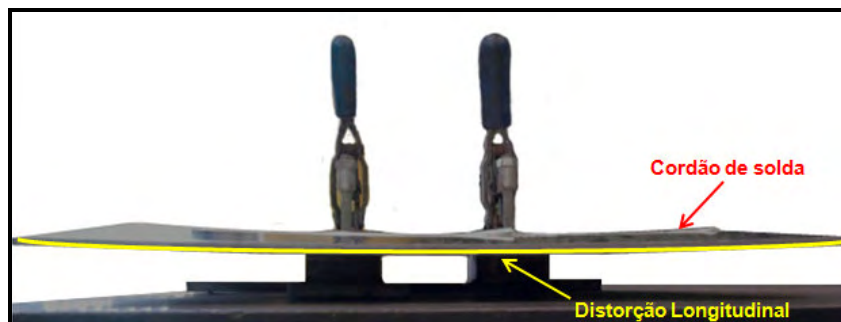


Figura 4.2 – Distorção longitudinal “perfil parabólico com concavidade para cima”.

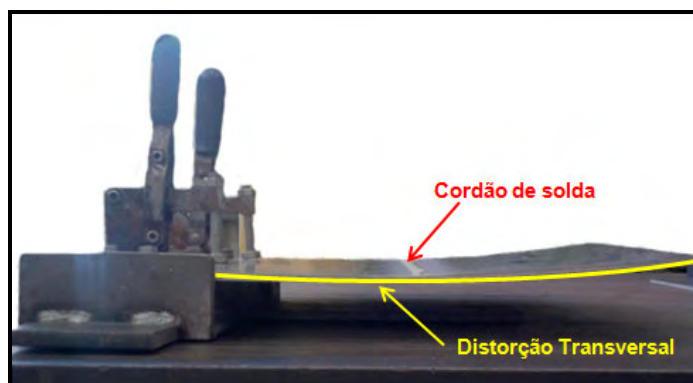


Figura 4.3 – Distorção transversal “perfil parabólico com concavidade para cima”.

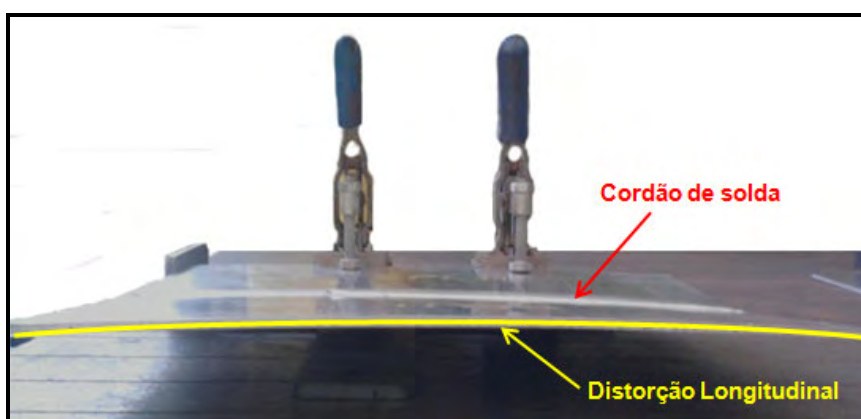


Figura 4.4 – Distorção longitudinal “perfil parabólico com concavidade para baixo”.

O perfil do cordão de solda foi o fator determinante para as formas das distorções, conforme revelado pelas macrografias.

As placas de teste com penetração excessiva de solda como característica principal (maior parte da solda numa posição abaixo do eixo neutro, no sentido da espessura), apresentaram as distorções mostradas nas Figuras 4.1 e 4.2. Esse tipo de distorção só foi verificado em algumas PTs da junta 1. A Figura 4.5 (a) e (b) mostra, respectivamente, uma macrografia realizada na PTLR2 e PTL3.

Já as PTs com penetração mais uniforme e regular (maior parte da solda numa posição acima do eixo neutro, no sentido da espessura), apresentaram as distorções mostradas nas Figuras 4.3 e 4.4. A Figura 4.6 (a) e (b) mostra, respectivamente, uma macrografia realizada na PTT10 e PTL8.

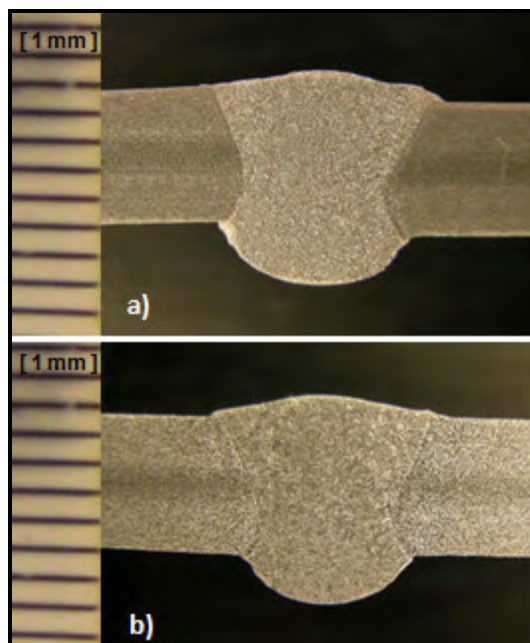


Figura 4.5 – Macrografias realizadas no: (a) PTLR2; e b) PTL3.

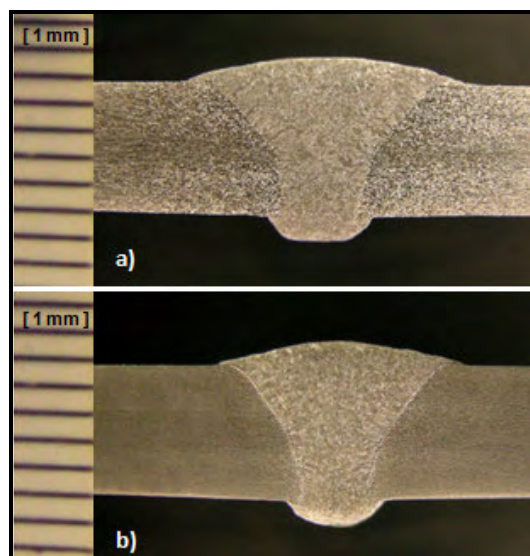


Figura 4.6 – Macrografias realizadas no: (a) PTT10; e (b) PTL8.

4.2 – Placas de teste sem chanfro (junta 1)

As PTs sem chanfro apresentaram os dois tipos de formas de distorções transversais e longitudinais:

- 11 PTs apresentaram transversal “perfil parabólico com concavidade para baixo” e longitudinal “perfil parabólico com concavidade para cima” (Figuras 4.1 e 4.2).
- 8 PTs apresentaram transversal “perfil parabólico com concavidade para cima” e longitudinal “perfil parabólico com concavidade para baixo” (Figuras 4.3 e 4.4).

A dificuldade para manutenção de um cordão com características mais regulares de penetração no decorrer da soldagem foi maior para esse tipo de junta, gerando as duas formas de distorções descritas no parágrafo anterior.

Evidenciou-se também variação dimensional rotacional nas PTs da junta 1, durante a fase de testes, idêntica à mostrada na Figura 2.22 (a) na revisão da literatura. A abertura de 1,4 mm entre as chapas se mostrou apropriada para evitar esse tipo de distorção durante a soldagem das PTs, além do ponteamento realizado.

4.2.1 – Sem tecimento

As Figuras de 4.7 a 4.9 mostram os gráficos das distorções nas três vistas para a condição sem tecimento.

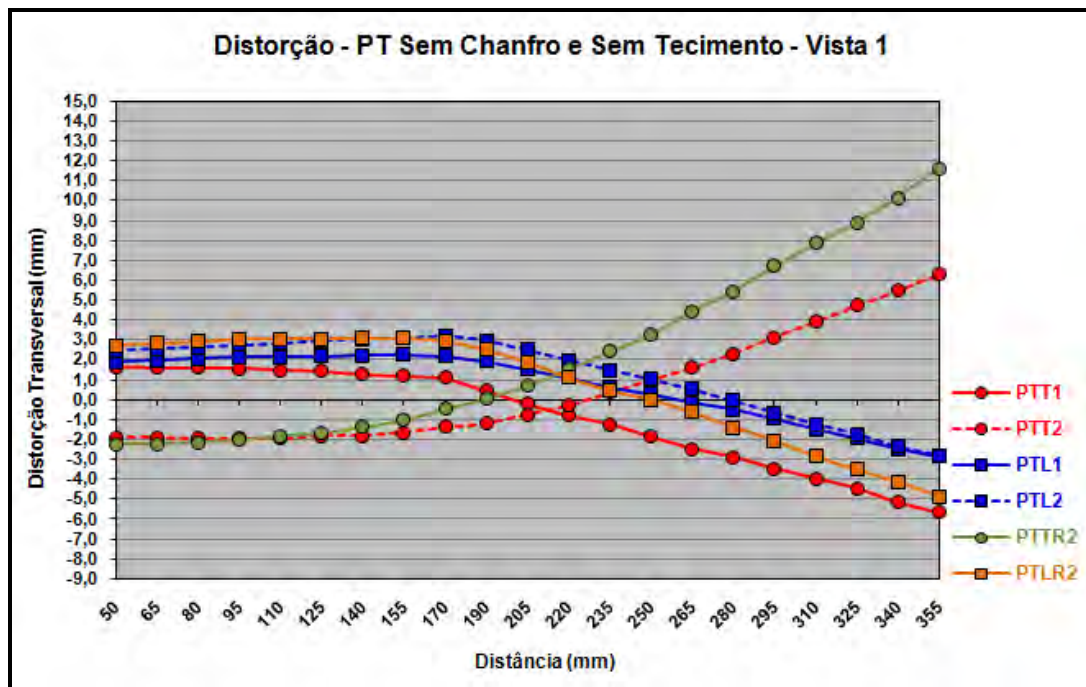


Figura 4.7 – Distorção vista 1, PT sem chanfro (junta 1) e sem tecimento.

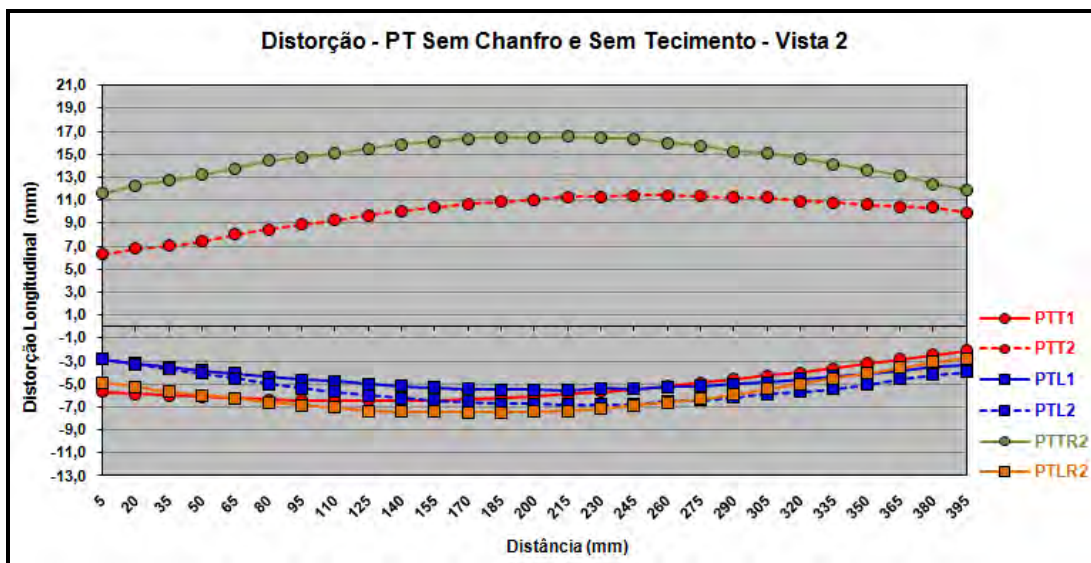


Figura 4.8 – Distorção vista 2, PT sem chanfro (junta 1) e sem tecimento.

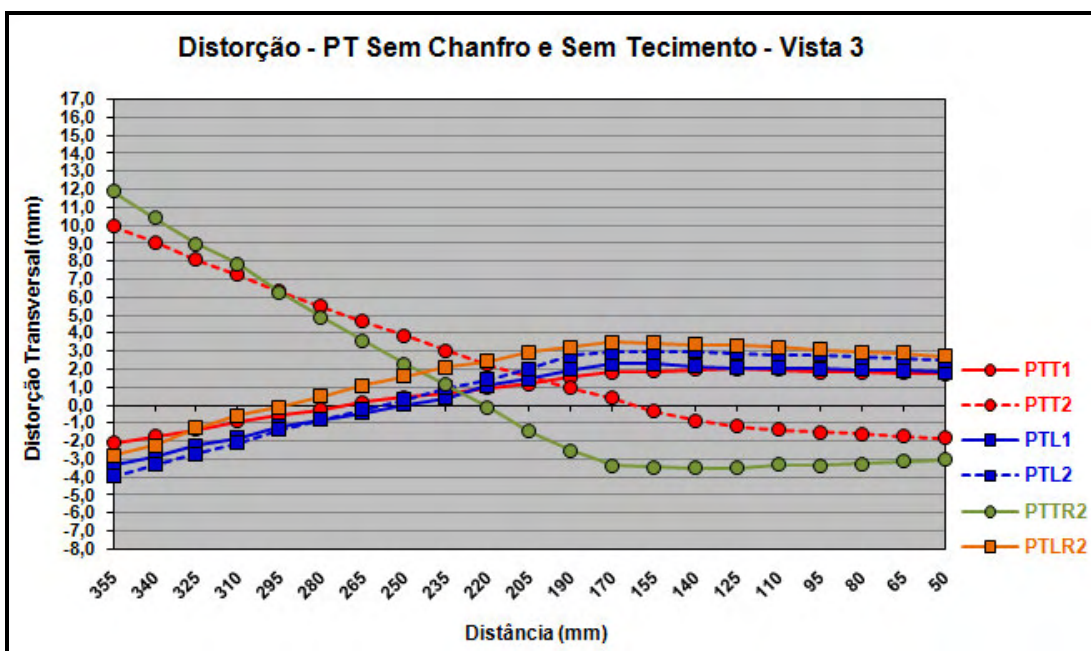


Figura 4.9 – Distorção vista 3, PT sem chanfro (junta 1) e sem tecimento.

Verificou-se que placas de teste PTT2 e PTTR2 tiveram distorções com flexões em sentido contrário às demais.

A Tabela 4.1 mostra os valores das amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs na condição sem tecimento. Também foi salientado em **negrito** os valores das maiores e menores amplitudes encontradas.

Tabela 4.1 – Amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs na condição sem tecimento, junta 1.

Sem tecimento - Junta sem chanfro									
PTT		$\Delta Z_{\text{Ponto_max}}$ (mm)	$\Delta Z_{\text{Ponto_min}}$ (mm)	Amplitude (mm)		$\Delta Z_{\text{Ponto_min}}$ (mm)	$\Delta Z_{\text{Ponto_max}}$ (mm)	PTL	
PTT1	Vista 1	1,648	-5,660	7,308	5,119	-2,858	2,261	Vista 1	PTL1
	Vista 2	-2,127	-6,449	4,322	2,678	-5,536	-2,858	Vista 2	
	Vista 3	2,005	-2,127	4,132	5,616	-3,316	2,300	Vista 3	
PTT2	Vista 1	6,286	-1,964	8,250	6,048	-2,827	3,221	Vista 1	PTL2
	Vista 2	11,449	6,771	4,678	3,995	-6,822	-2,827	Vista 2	
	Vista 3	9,963	-1,834	11,797	6,966	-3,966	3,000	Vista 3	
PTTR2	Vista 1	11,629	-2,231	13,860	7,986	-4,884	3,102	Vista 1	PTLR2
	Vista 2	16,522	11,629	4,893	4,699	-7,504	-2,805	Vista 2	
	Vista 3	11,899	-3,480	15,379	6,324	-2,805	3,519	Vista 3	

A Tabela 4.2 mostra a saída dos resultados gerada pelo Excel para análise das amplitudes das distorções entre as PTTs e PTLs na condição sem tecimento, utilizando a ferramenta *Anova: fator único*.

As hipóteses adotadas, para análise individual de cada tipo de tecimento, foram:

- $H_{02} (\mu_{PTT} = \mu_{PTL})$ – O sentido de laminação da chapa em relação ao cordão de solda não é uma variável de influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções.
- $H_{12} (\mu_{PTT} \neq \mu_{PTL})$ – O sentido de laminação da chapa em relação ao cordão de solda é uma variável de influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções.

Segundo Costa Neto (2002), quando $F < F_{\text{crítico}}$ e $\text{valor-P} > 0,05$, escolhe-se H_0 . Quando $F > F_{\text{crítico}}$ e $\text{valor-P} < 0,05$, escolhe-se H_1 . O nível de significância adotado, para essa análise e de todas as outras, foi de 0,05 (5 %).

Tabela 4.2 – *Anova: fator único*. Saída de dados para análise das amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs na condição sem tecimento, junta 1.

RESUMO						
Grupo	Contagem	Soma	Média	Variância	Desvio Padrão	
Amplitude PTT (mm)	9	74,6190	8,2910	19,0205	4,3612	
Amplitude PTL (mm)	9	49,4310	5,4923	2,5421	1,5944	
ANOVA						
Fonte da variação	SQ	gl	MQ	F	valor-P	F crítico
Entre grupos	35,2464	1	35,2464	3,2692	0,0894	4,4940
Dentro dos grupos	172,5010	16	10,7813			
Total	207,7474	17				

Verificou-se na Tabela 4.2 que o valor de F (3,2692) é menor que F crítica (4,4940), logo se pode admitir que o sentido de laminação da chapa em relação ao cordão de solda não é uma variável de influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções (H_{02}) na condição sem tecimento.

4.2.2 – Tecimento “Zig-Zag”

As Figuras de 4.10 a 4.12 mostram os gráficos das distorções nas três vistas para o tecimento “Zig-Zag”.

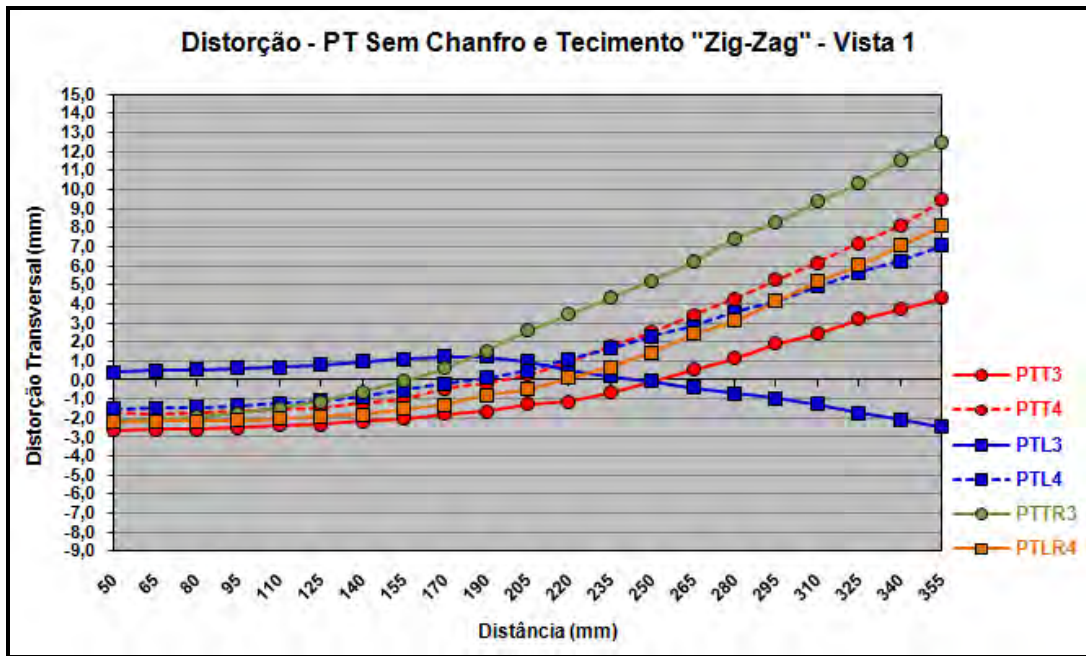


Figura 4.10 – Distorção vista 1, PT sem chanfro (junta 1) e tecimento “Zig-Zag”.

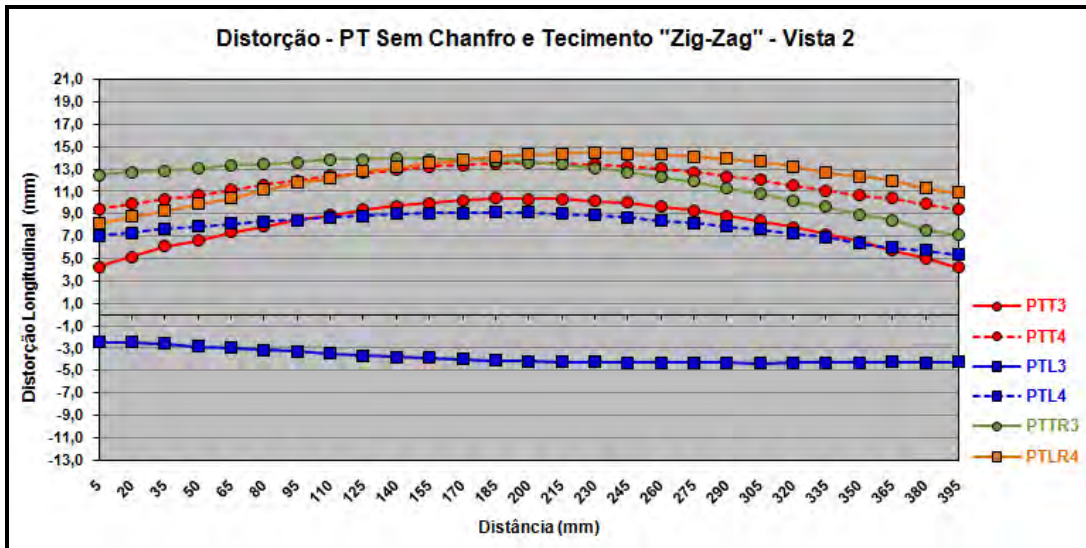


Figura 4.11 – Distorção vista 2, PT sem chanfro (junta 1) e tecimento "Zig-Zag".

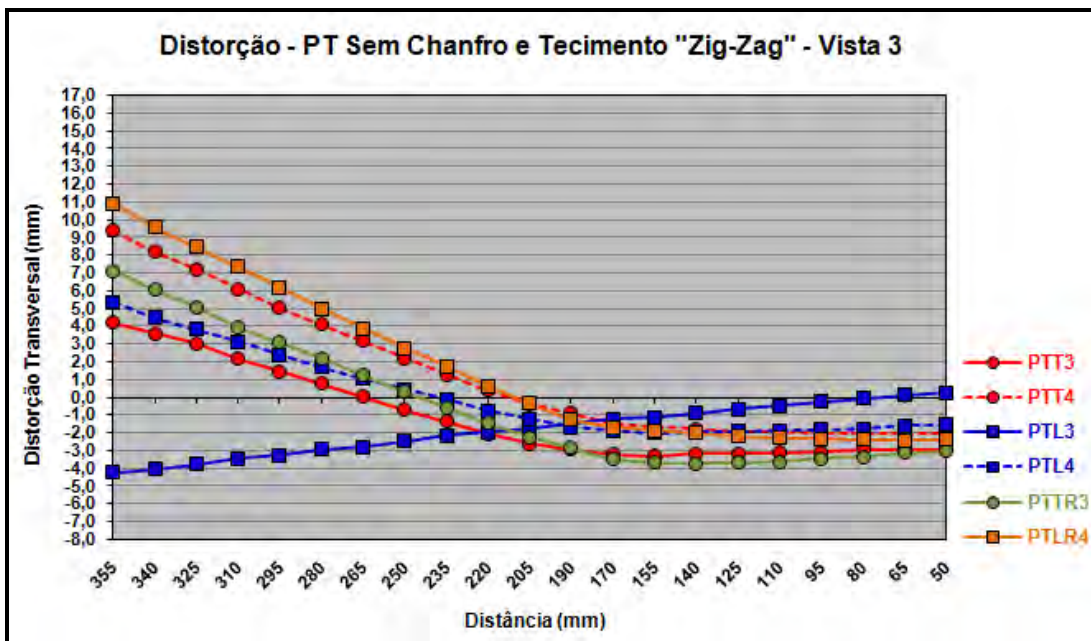


Figura 4.12 – Distorção vista 3, PT sem chanfro (junta 1) e tecimento "Zig-Zag".

Verificou-se que a placa de teste PTL3 teve distorções com flexões em sentido contrário às demais.

A Tabela 4.3 mostra os valores das amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs no tecimento "Zig-Zag". Também foi salientado em negrito os valores das maiores e menores amplitudes das distorções encontradas.

Tabela 4.3 – Amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs no tecimento “Zig-Zag”, junta 1.

Tecimento "Zig-Zag" - Junta sem chanfro									
PTT		$\Delta Z_{\text{ponto_max}}$ (mm)	$\Delta Z_{\text{ponto_min}}$ (mm)	Amplitude (mm)		$\Delta Z_{\text{ponto_min}}$ (mm)	$\Delta Z_{\text{ponto_max}}$ (mm)	PTL	
PTT3	Vista 1	4,295	-2,639	6,934	3,692	-2,452	1,240	Vista 1	PTL3
	Vista 2	10,386	4,191	6,195	1,931	-4,383	-2,452	Vista 2	
	Vista 3	4,191	-3,323	7,514	4,490	-4,243	0,247	Vista 3	
PTT4	Vista 1	9,438	-1,784	11,222	8,575	-1,507	7,068	Vista 1	PTL4
	Vista 2	13,533	9,408	4,125	3,740	5,374	9,114	Vista 2	
	Vista 3	9,408	-2,042	11,450	7,372	-1,998	5,374	Vista 3	
PTTR3	Vista 1	12,458	-2,161	14,619	10,302	-2,199	8,103	Vista 1	PTLR4
	Vista 2	13,963	7,092	6,871	6,384	8,103	14,487	Vista 2	
	Vista 3	7,092	-3,742	10,834	13,322	-2,426	10,896	Vista 3	

A Tabela 4.4 mostra a saída dos resultados gerada pelo Excel para análise das amplitudes das distorções entre os PTTs e PTLs no tecimento “Zig-Zag”.

Tabela 4.4 – Anova: fator único. Saída de dados para análise das amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs no tecimento “Zig-Zag”, junta 1.

RESUMO						
Grupo	Contagem	Soma	Média	Variância	Desvio Padrão	
Amplitude PTT (mm)	9	79,7640	8,8627	11,0437	3,3232	
Amplitude PTL (mm)	9	59,8080	6,6453	13,2878	3,6452	

ANOVA						
Fonte da variação	SQ	gl	MQ	F	valor-P	F crítico
Entre grupos	22,1246	1	22,1246	1,8186	0,1963	4,4940
Dentro dos grupos	194,6522	16	12,1658			
Total	216,7767	17				

Verificou-se na Tabela 4.4 que o valor de F (1,8186) é menor que F crítico (4,4940), logo se pode admitir que o sentido de laminação da chapa em relação ao cordão de solda não é uma variável de influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções (H_{02}) no tecimento “Zig-Zag”.

4.2.3 – Tecimento “Vai-Vem”

As Figuras de 4.13 a 4.15 mostram os gráficos das distorções nas três vistas para o tecimento “Vai-Vem”.

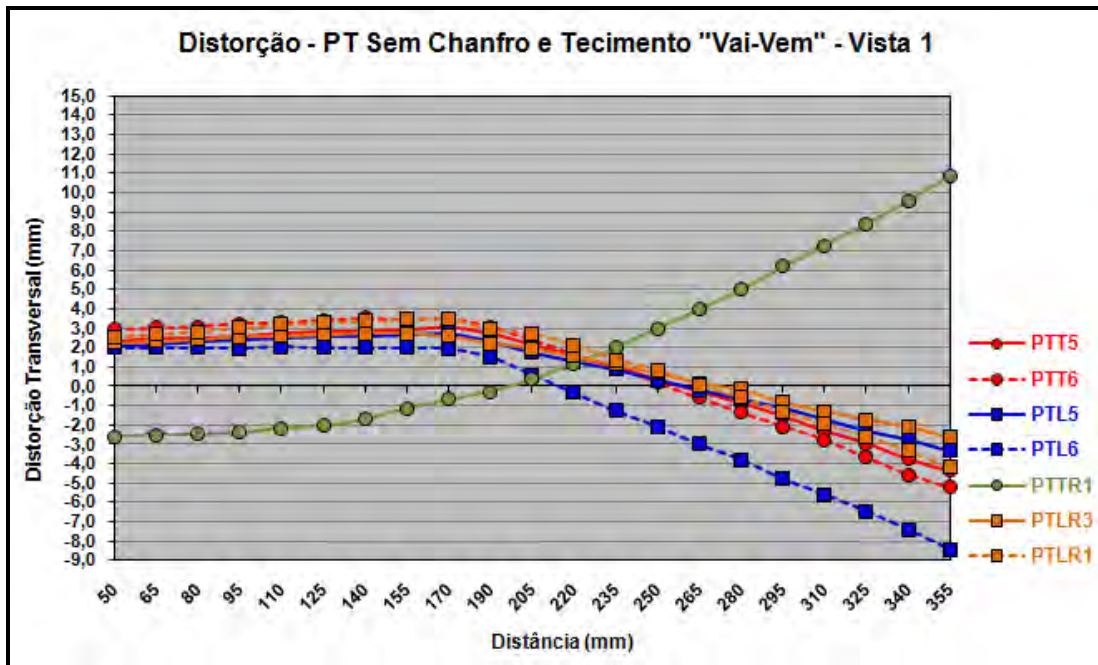


Figura 4.13 – Distorção vista 1, PT sem chanfro (junta 1) e tecimento "Vai-Vem".

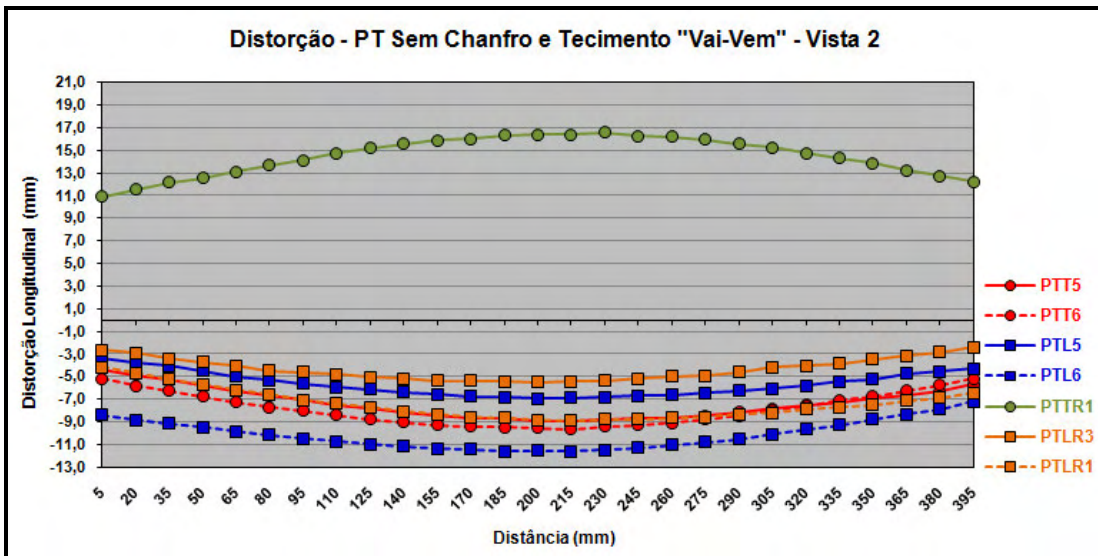


Figura 4.14 – Distorção vista 2, PT sem chanfro (junta 1) e tecimento "Vai-Vem".

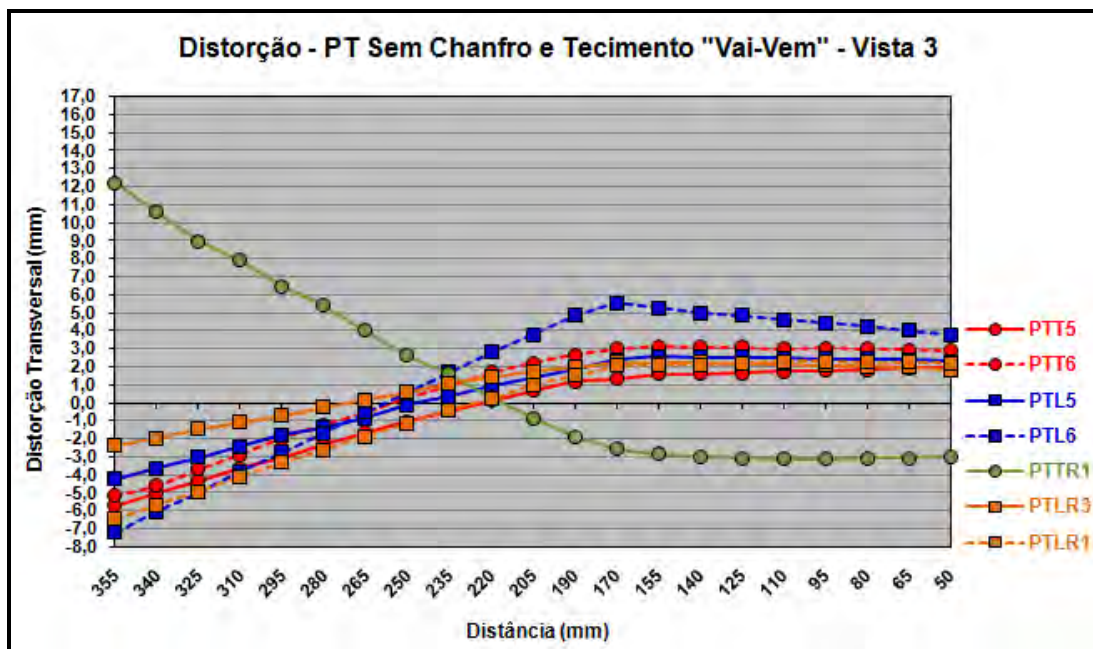


Figura 4.15 – Distorção vista 3, PT sem chanfro (junta 1) e tecimento “Vai-Vem”.

Verificou-se que a placa de teste PTTR1 teve distorções com flexões em sentido contrário às demais.

A Tabela 4.5 mostra os valores das amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs no tecimento “Vai-Vem”. Também foi salientado em negrito os valores das maiores e menores amplitudes das distorções encontradas. Como pode ser observado na tabela, o PTL6 foi desconsiderado nas análises de distorção devido o arame ter colado no bico de contato durante a soldagem, interrompendo o arco, sendo que o cordão só foi completado após troca do bico.

Tabela 4.5 – Amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs no tecimento “Vai-Vem”, junta 1.

Tecimento "Vai-Vem" - Junta sem chanfro										
PTT		$\Delta Z_{\text{Ponto_max}}$ (mm)	$\Delta Z_{\text{Ponto_min}}$ (mm)	Amplitude (mm)		$\Delta Z_{\text{Ponto_min}}$ (mm)	$\Delta Z_{\text{Ponto_max}}$ (mm)	PTL		
PTT5	Vista 1	2,756	-4,371	7,428	6,083	-3,327	2,756	Vista 1	PTL5	
	Vista 2	-4,371	-8,903	4,532	3,591	-6,918	-3,327			Vista 2
	Vista 3	1,964	-5,704	7,668	6,851	-4,264	2,587			Vista 3
PTT6	Vista 1	3,531	-5,205	8,736	7,695	-4,192	3,503	Vista 1	PTLR1	
	Vista 2	-5,157	-9,629	4,472	4,718	-8,910	-4,192			Vista 2
	Vista 3	3,117	-5,157	8,274	8,742	-6,458	2,284			Vista 3
PTTR1	Vista 1	10,882	-2,601	13,483	5,356	-2,634	2,722	Vista 1	PTLR3	
	Vista 2	16,545	10,882	5,663	3,099	-5,478	-2,379			Vista 2
	Vista 3	12,216	-3,144	15,360	4,633	-2,379	2,254			Vista 3

A Tabela 4.6 mostra a saída dos resultados gerada pelo Excel para análise das amplitudes das distorções entre os PTTs e PTLs no tecimento “Vai-Vem”.

Tabela 4.6 – *Anova: fator único*. Saída de dados para análise das amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs no tecimento “Vai-Vem”, junta 1.

RESUMO						
<i>Grupo</i>	<i>Contagem</i>	<i>Soma</i>	<i>Média</i>	<i>Variância</i>	<i>Desvio Padrão</i>	
Amplitude PTT (mm)	9	75,6160	8,4018	14,2212	3,7711	
Amplitude PTL (mm)	9	50,7680	5,6409	3,5135	1,8744	
ANOVA						
<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>gl</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>valor-P</i>	<i>F crítico</i>
Entre grupos	34,3013	1	34,3013	3,8683	0,0668	4,4940
Dentro dos grupos	141,8777	16	8,8674			
Total	176,1790	17				

Verificou-se na Tabela 4.6 que o valor de F (3,8683) é menor que F crítico (4,4940), logo se pode admitir que o sentido de laminação da chapa em relação ao cordão de solda não é uma variável de influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções (H_{02}) no tecimento “Vai-Vem”.

4.2.4 – *Análise global das placas de teste sem chanfro (junta 1)*

Para análise global das amplitudes das distorções encontradas nas PTs com junta sem chanfro, utilizou-se a ferramenta *Anova: fator duplo com repetição*. A construção das Hipóteses para esse caso deve levar em consideração a possível *interação* entre os três tipos de tecimento e os dois sentidos de laminação das chapas em relação ao cordão de solda, agrupados de maneira global.

As hipóteses adotadas para esse tipo de análise foram:

* Interações das variáveis:

- H_0 – As interações das variáveis não geram influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções.
- H_1 – As interações das variáveis geram influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções.

* Tipos de tecimento:

- H_{01} – O tipo de tecimento não é uma variável de influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções.
- H_{11} – O tipo de tecimento é uma variável de influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções.

* Sentido de laminação da chapa em relação ao cordão de solda:

- H_{02} – O sentido de laminação da chapa em relação ao cordão de solda não é uma variável de influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções.
- H_{12} – O sentido de laminação da chapa em relação ao cordão de solda é uma variável de influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções.

A Tabela 4.7 mostra as amplitudes das distorções para as PTs da junta sem chanfro (junta 1) de maneira global.

Tabela 4.7 – Amplitudes das distorções para as PTs da junta sem chanfro (junta 1).

Junta sem chanfro (junta 1)		
Tipo de tecimento	Amplitude (mm)	
	PTT	PTL
Sem tecimento	7,308	5,119
	4,322	2,678
	4,132	5,616
	8,250	6,048
	4,678	3,995
	11,797	6,966
	13,860	7,986
	4,893	4,699
"Zig-Zag"	15,379	6,324
	6,934	3,692
	6,195	1,931
	7,514	4,490
	11,222	8,575
	4,125	3,740
	11,450	7,372
	14,619	10,302
"Vai-Vem"	6,871	6,384
	10,834	13,322
	7,428	6,083
	4,532	3,591
	7,668	6,851
	8,736	7,695
	4,472	4,718
	8,274	8,742
	13,483	5,356
	5,663	3,099
	15,360	4,633

A Tabela 4.8 mostra a saída dos resultados gerada pelo Excel para análise das amplitudes das distorções nas PTs da junta1.

Tabela 4.8 – Anova: fator duplo com repetição. Saída de dados para a análise de variância global dos resultados das amplitudes das distorções nas PTs com junta sem chanfro (junta 1).

RESUMO	PTT	PTL	Total			
<i>Sem tecimento</i>						
Contagem	9	9	18			
Soma	74,6190	49,4310	124,0500			
Média	8,2910	5,4923	6,8917			
Variância	19,0205	2,5421	12,2204			
<i>Tecimento "Zig-Zag"</i>						
Contagem	9	9	18			
Soma	79,7640	59,8080	139,5720			
Média	8,8627	6,6453	7,7540			
Variância	11,0437	13,2878	12,7516			
<i>Tecimento "Vai-Vem"</i>						
Contagem	9	9	18			
Soma	75,6160	50,7680	126,3840			
Média	8,4018	5,6409	7,0213			
Variância	14,2212	3,5135	10,3635			
<i>Total</i>						
Contagem	27	27				
Soma	229,9990	160,0070				
Média	8,5185	5,9262				
Variância	13,6899	6,2242				
Desvio Padrão	3,7000	2,4948				
ANOVA						
<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>gl</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>valor-P</i>	<i>F crítico</i>
Tecimento	7,7834	2	3,8917	0,3670	0,6948	3,1907
PTT / PTL	90,7200	1	90,7200	8,5546	0,0052	4,0427
Interações	0,9522	2	0,4761	0,0449	0,9561	3,1907
Dentro	509,0308	48	10,6048			
Total	608,4865	53				

Verificou-se na Tabela 4.8 que:

- Para as interações das variáveis, o valor de F (0,0449) é menor que F crítico (3,1907), logo as interações das variáveis não geram influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções nas PTs da junta 1 (H_0);
- Para os tipos de tecimento, o valor de F (0,3670) é menor que F crítico (3,1907), logo o tipo de tecimento não é uma variável de influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções nas PTs da junta 1 (H_{01});
- Para o sentido de laminação da chapa em relação ao cordão de solda, o valor de F (8,5546) é maior que F crítico (4,0427), logo o sentido de laminação da chapa em relação ao cordão de solda é uma variável de influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções nas PTs da junta 1 (H_{12}).

Porém a aceitação da hipótese H_{12} não deve ser interpretada rigorosamente, pois o principal motivo que levou a esse resultado foi a grande dispersão na medição dos pontos (ΔZ_{ponto}), gerada pelas duas formas das distorções, tanto transversais quanto longitudinais, que foram encontradas nas PTs da junta 1.

Adotou-se as amplitudes das distorções em cada vista das PTs como forma de quantificá-las, visando diminuir a influência de possível dispersão na medição dos pontos gerada pelas diferentes formas das distorções.

Verifica-se também que, mesmo tendo ocorrido o descrito acima, as PTTs sempre mantiveram as médias das amplitudes das distorções maiores que as PTLs (tendência), assim como mostrado na Tabela 4.8.

Foram realizados ensaios de tração em corpos de prova retirados no metal base, transversal e longitudinalmente ao sentido de laminação da chapa, para analisar se o limite de escoamento teria alguma influência na tendência encontrada, porém nenhuma diferença foi verificada. A Tabela 4.9 mostra os limites de escoamento obtidos nos ensaios de tração.

Tabela 4.9 – Limite de escoamento, em MPa, dos corpos de prova retirados do metal base.

Amostra	Corpo de prova longitudinal	Corpo de prova transversal
1	182,1	195,0
2	192,3	185,9
3	191,8	195,6
4	184,2	196,8
5	195,5	189,5
6	193,7	188,4
7	186,4	184,0
Média (MPa)	189,4	190,7
Desvio padrão (MPa)	5,2	5,1

4.3 – Placas de teste com chanfro 60° (junta 2)

As placas de teste com chanfro 60° (junta 2) apresentaram apenas uma forma de distorção transversal e longitudinal:

- As 19 PTs apresentaram distorção angular transversal “perfil parabólico com concavidade para cima” e longitudinal “perfil parabólico com concavidade para baixo” (Figuras 4.3 e 4.4).

Isso mostra que a distorção nesse tipo de junta sempre manteve uma mesma tendência, devido à maior parte da solda ter se mantido regular na parte superior da linha neutra no sentido da espessura, sendo que nesse aspecto o próprio formato da junta chanfrada facilita. Além disso, a dificuldade para manutenção de um cordão com melhores características de penetração no decorrer da soldagem foi menor.

4.3.1 – Sem tecimento

As Figuras de 4.16 a 4.18 mostram os gráficos das distorções nas três vistas para a condição sem tecimento.

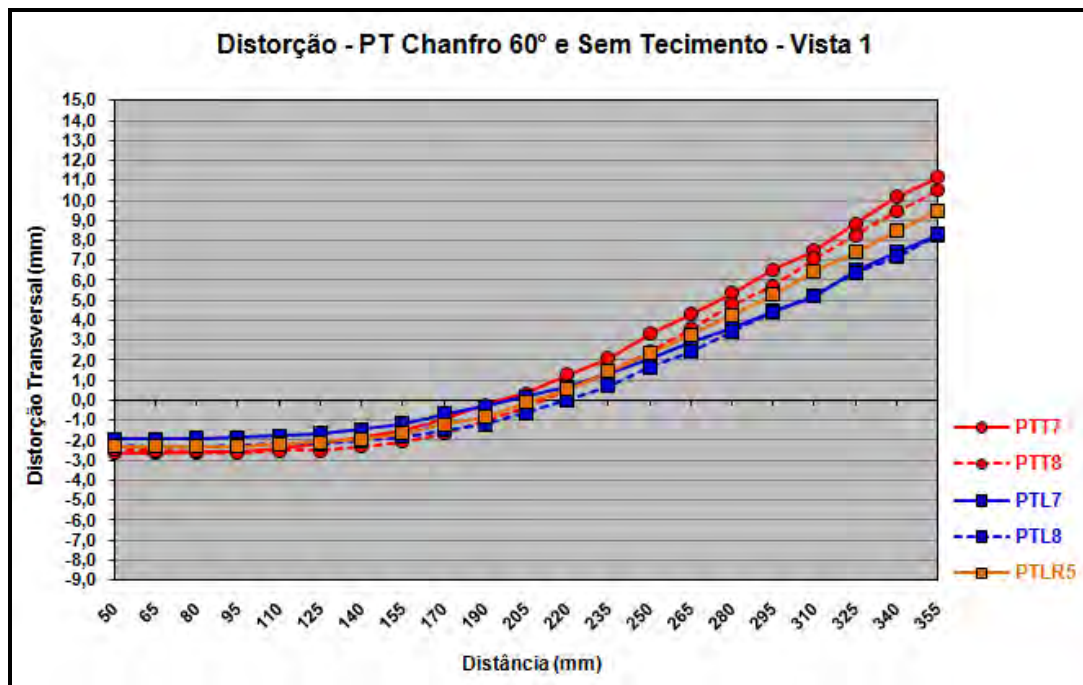


Figura 4.16 – Distorção vista 1, PT chanfro 60° (junta 2) e sem tecimento.

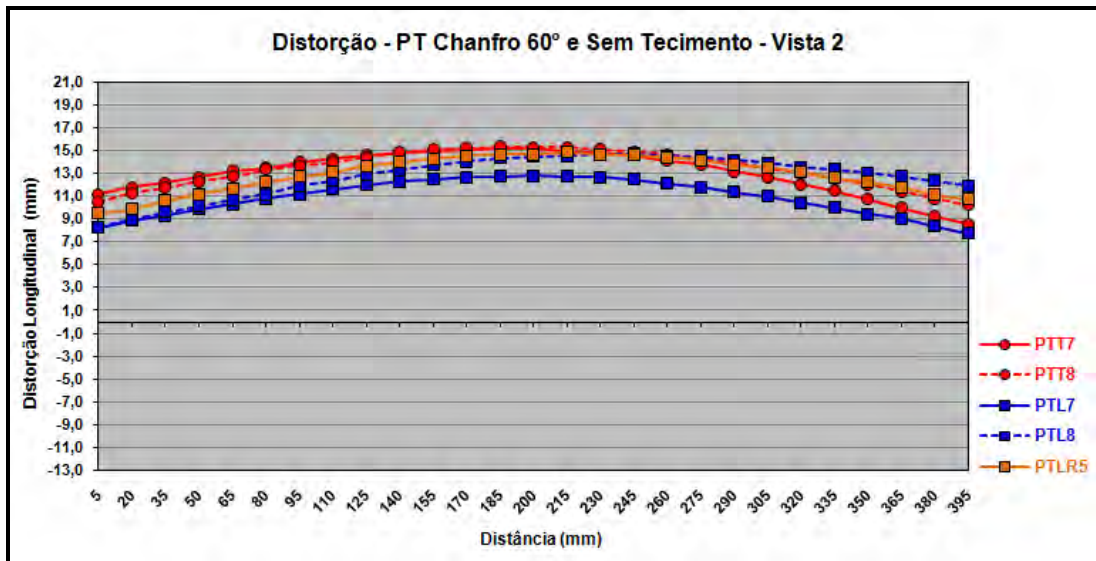


Figura 4.17 – Distorção vista 2, PT chanfro 60° (junta 2) e sem tecimento.

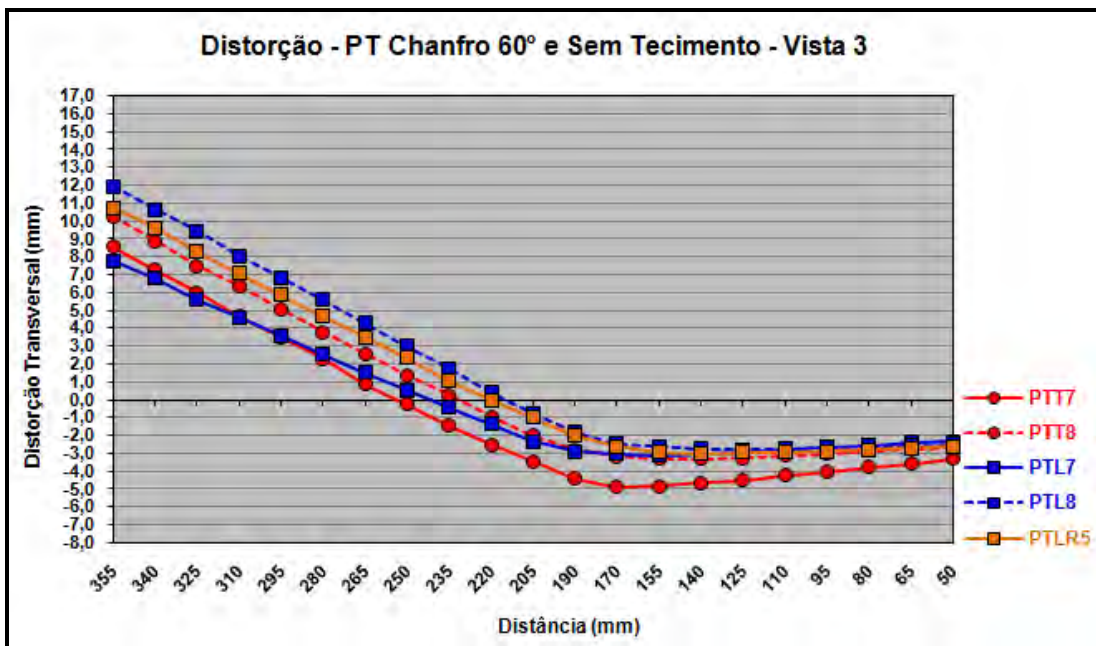


Figura 4.18 – Distorção vista 3, PT chanfro 60° (junta 2) e sem tecimento.

A Tabela 4.10 mostra os valores das amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs na condição sem tecimento. Também foi salientado em negrito os valores das maiores e menores amplitudes das distorções encontradas.

Tabela 4.10 – Amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs na condição sem tecimento, junta 2.

Sem tecimento - Junta chanfro 60°								
PTT		$\Delta Z_{\text{Ponto_max}}$ (mm)	$\Delta Z_{\text{Ponto_min}}$ (mm)	Amplitude (mm)		$\Delta Z_{\text{Ponto_min}}$ (mm)	$\Delta Z_{\text{Ponto_max}}$ (mm)	PTL
PTT7	Vista 1	11,172	-2,641	13,813	10,229	-1,958	8,271	Vista 1
	Vista 2	15,192	8,538	6,654	5,050	7,762	12,812	Vista 2
	Vista 3	8,538	-4,903	13,441	10,880	-3,118	7,762	Vista 3
PTT8	Vista 1	10,492	-2,620	13,112	10,608	-2,305	8,303	Vista 1
	Vista 2	15,316	8,876	6,440	6,392	8,303	14,695	Vista 2
	Vista 3	10,267	-3,315	13,582	14,736	-2,814	11,922	Vista 3
-	-	-	-	-	11,808	-2,327	9,481	Vista 1
	-	-	-	-	5,366	9,481	14,847	Vista 2
	-	-	-	-	13,756	-3,031	10,725	Vista 3

A Tabela 4.11 mostra a saída dos resultados gerada pelo Excel para análise das amplitudes das distorções entre as PTTs e PTLs na condição sem tecimento.

Verificou-se que o valor de F (0,4844) é menor que F crítico (4,6672), logo se pode admitir que o sentido de laminação da chapa em relação ao cordão de solda não é uma variável de influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções (H_{02}) na condição sem tecimento.

Tabela 4.11 – Anova: fator único. Saída de dados para análise das amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs na condição sem tecimento, junta 2.

RESUMO						
Grupo	Contagem	Soma	Média	Variância	Desvio Padrão	
Amplitude PTT (mm)	6	67,0420	11,1737	12,8998	3,5916	
Amplitude PTL (mm)	9	88,8250	9,8694	12,4804	3,5328	

ANOVA						
Fonte da variação	SQ	gl	MQ	F	valor-P	F crítico
Entre grupos	6,1236	1	6,1236	0,4844	0,4987	4,6672
Dentro dos grupos	164,3424	13	12,6417			
Total	170,4660	14				

4.3.2 – Tecimento “Zig-Zag”

As Figuras de 4.19 a 4.21 mostram os gráficos das distorções nas três vistas para o tecimento “Zig-Zag”.

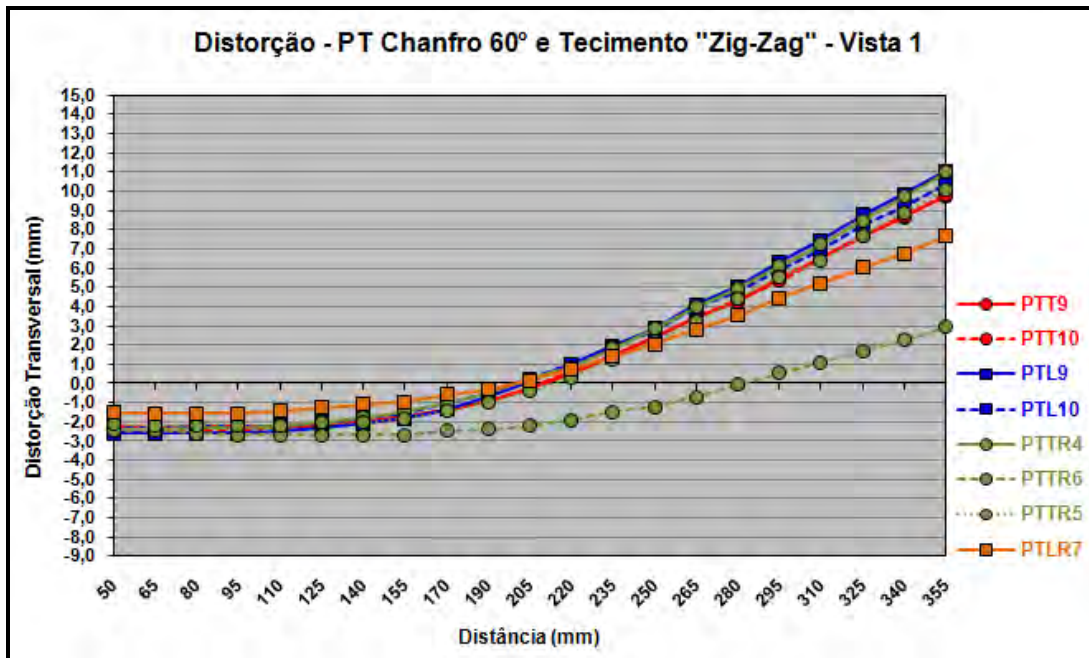


Figura 4.19 – Distorção vista 1, PT chanfro 60° (junta 2) e tecimento “Zig-Zag”.

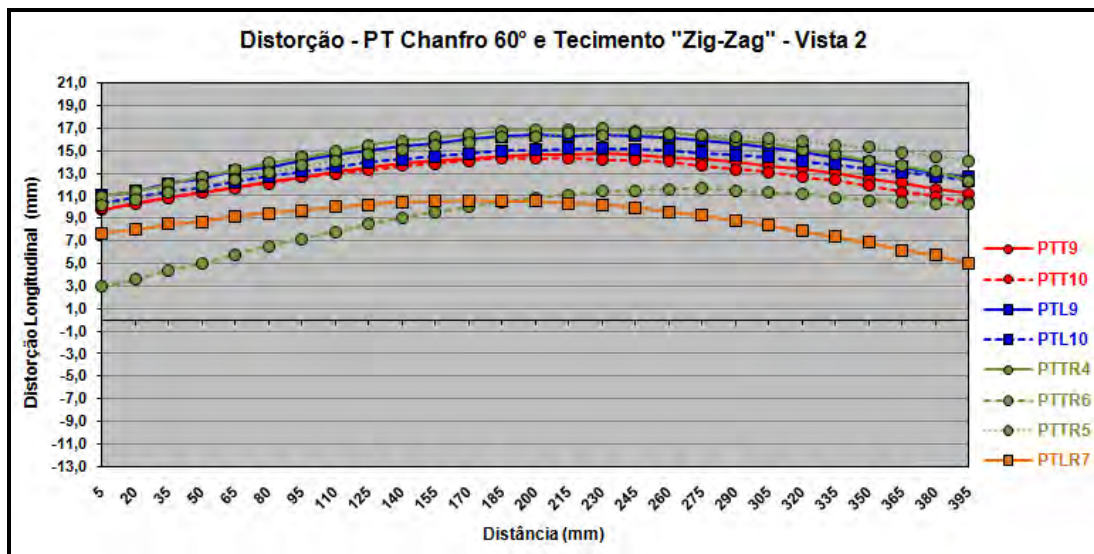


Figura 4.20 – Distorção vista 2, PT chanfro 60° (junta 2) e tecimento “Zig-Zag”.

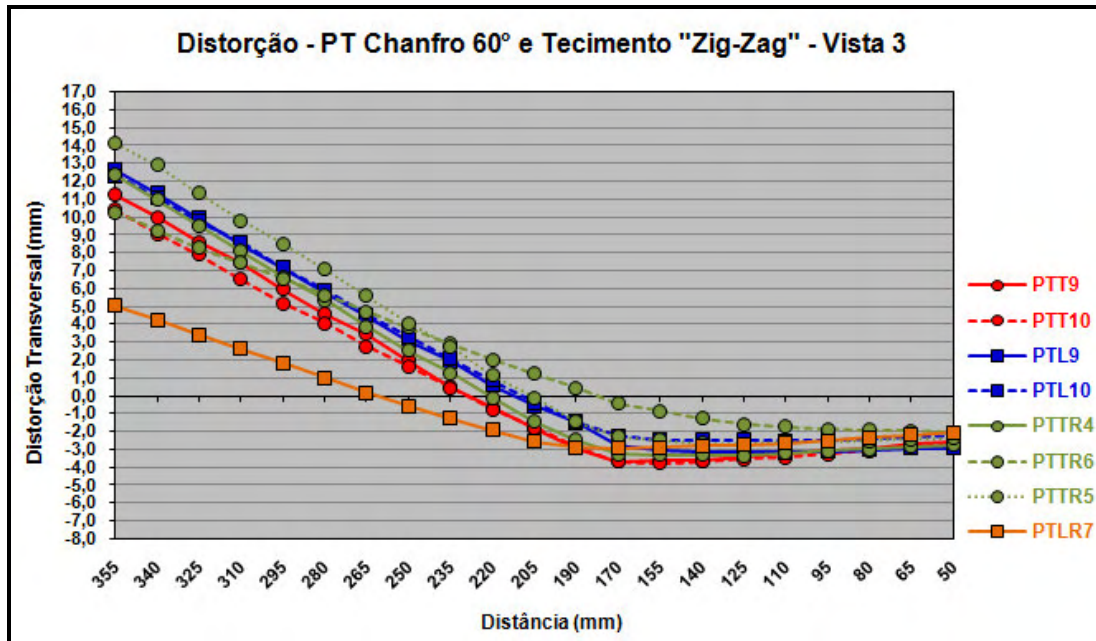


Figura 4.21 – Distorção vista 3, PT chanfro 60° (junta 2) e tecimento “Zig-Zag”.

A Tabela 4.12 mostra os valores das amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs no tecimento “Zig-Zag”. Também foi salientado em negrito os valores das maiores e menores amplitudes das distorções encontradas.

Tabela 4.12 – Amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs no tecimento “Zig-Zag”, junta 2.

Tecimento "Zig-Zag" - Junta chanfro 60°									
PTT		$\Delta Z_{\text{Ponto_max}}$ (mm)	$\Delta Z_{\text{Ponto_min}}$ (mm)	Amplitude (mm)		$\Delta Z_{\text{Ponto_min}}$ (mm)	$\Delta Z_{\text{Ponto_max}}$ (mm)	PTL	
PTT9	Vista 1	9,777	-2,290	12,067	13,661	-2,616	11,045	Vista 1	PTL9
	Vista 2	14,729	9,777	4,952	5,423	11,045	16,468	Vista 2	
	Vista 3	11,224	-3,669	14,893	15,828	-3,194	12,634	Vista 3	
PTT10	Vista 1	9,859	-2,473	12,332	12,679	-2,314	10,365	Vista 1	PTL10
	Vista 2	14,383	9,859	4,524	4,827	10,365	15,192	Vista 2	
	Vista 3	10,385	-3,798	14,183	14,850	-2,523	12,327	Vista 3	
PTTR4	Vista 1	10,988	-2,381	13,369	9,229	-1,571	7,658	Vista 1	PTLR7
	Vista 2	16,933	10,988	5,945	5,526	5,047	10,573	Vista 2	
	Vista 3	12,365	-3,338	15,703	8,012	-2,965	5,047	Vista 3	
PTTR6	Vista 1	2,958	-2,703	5,661	-	-	-	-	-
	Vista 2	11,660	2,958	8,702	-	-	-	-	
	Vista 3	10,264	-2,065	12,329	-	-	-	-	
PTTR5	Vista 1	10,110	-2,195	12,305	-	-	-	-	-
	Vista 2	16,579	10,110	6,469	-	-	-	-	
	Vista 3	14,107	-2,711	16,818	-	-	-	-	

A Tabela 4.13 mostra a saída dos resultados gerada pelo Excel para análise das amplitudes das distorções entre as PTTs e PTLs no tecimento “Zig-Zag”.

Verificou-se que o valor de F (0,1782) é menor que $F_{\text{crítico}}$ (4,3009), logo se pode admitir que o sentido de laminação da chapa em relação ao cordão de solda

não é uma variável de influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções (H_{02}) no tecimento “Zig-Zag”.

Tabela 4.13 – Anova: fator único. Saída de dados para análise das amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs no tecimento “Zig-Zag”, junta 2.

RESUMO					
Grupo	Contagem	Soma	Média	Variância	Desvio Padrão
Amplitude PTT (mm)	15	160,2520	10,6835	17,8665	4,2269
Amplitude PTL (mm)	9	89,3680	9,9298	18,0338	4,2466

ANOVA						
Fonte da variação	SQ	gl	MQ	F	valor-P	F crítico
Entre grupos	3,1953	1	3,1953	0,1782	0,6770	4,3009
Dentro dos grupos	394,4019	22	17,9274			
Total	397,5971	23				

4.3.3 – Tecimento “Vai-Vem”

As Figuras de 4.22 a 4.24 mostram os gráficos das distorções nas três vistas para o tecimento “Vai-Vem”.

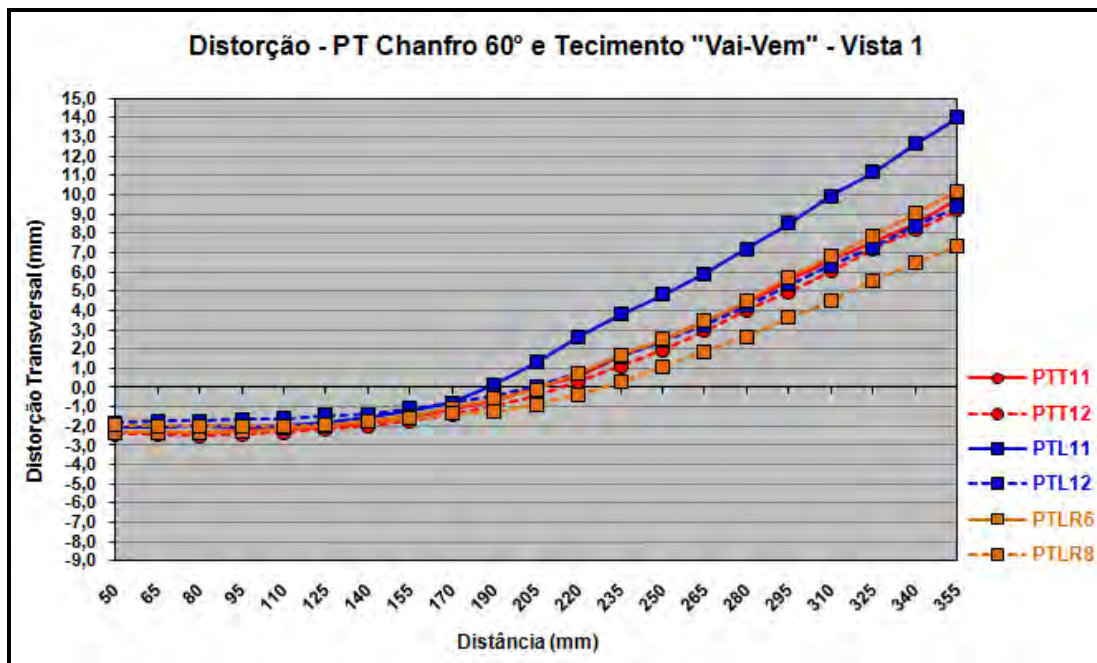


Figura 4.22 – Distorção vista 1, PT chanfro 60° (junta 2) e tecimento “Vai-Vem”.

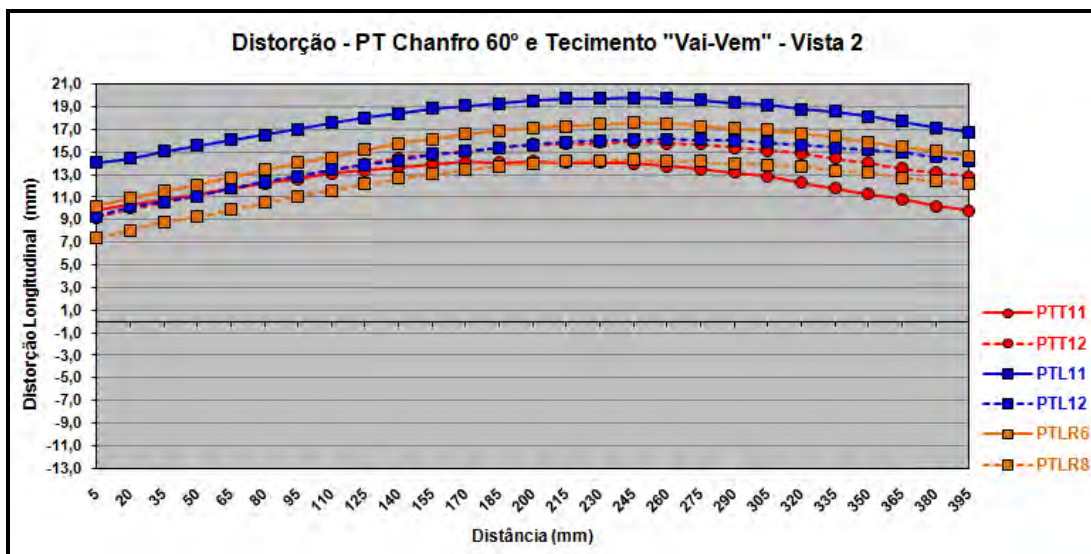


Figura 4.23 – Distorção vista 2, PT chanfro 60° (junta 2) e tecimento “Vai-Vem”.

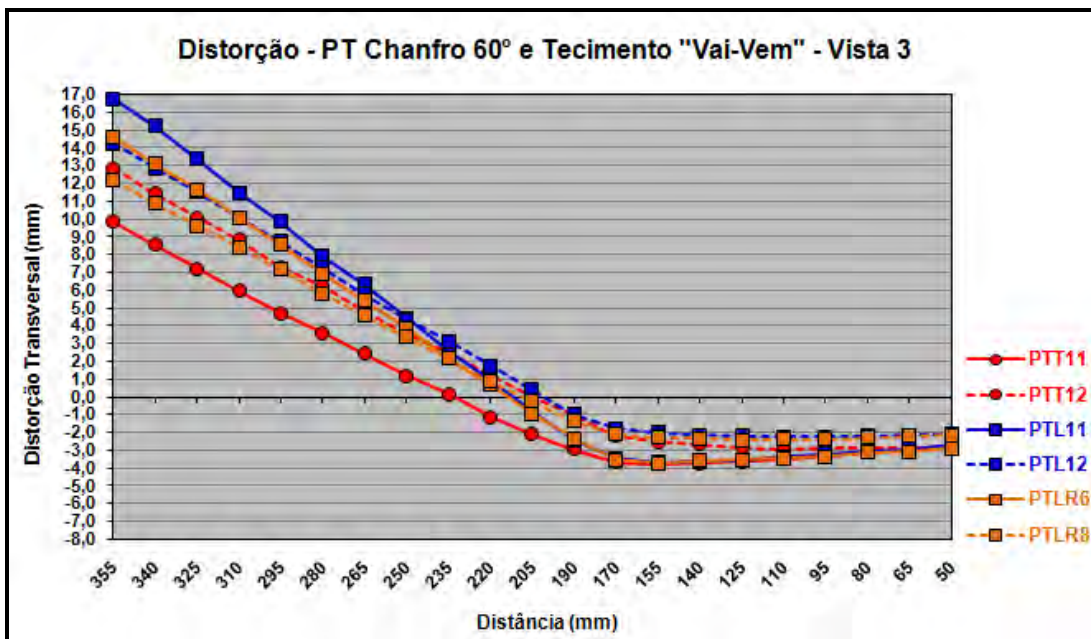


Figura 4.24 – Distorção vista 3, PT chanfro 60° (junta 2) e tecimento “Vai-Vem”.

A Tabela 4.14 mostra os valores das amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs no tecimento “Vai-Vem”. Também foi salientado em **negrito** os valores das maiores e menores amplitudes das distorções encontradas. Como pode ser observado, o PTL11 e o PTLR6 foram desconsiderados nas análises de distorção devido o arame ter colado no bico de contato no momento da soldagem, interrompendo o arco, sendo que o cordão só foi completado após troca do bico e limpeza do conduíte da tocha.

Tabela 4.14 – Amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs no tecimento “Vai-Vem”, junta 2.

Tecimento "Vai-Vem" - Junta chanfro 60°								
PTT		$\Delta Z_{\text{ponto_max}}$ (mm)	$\Delta Z_{\text{ponto_min}}$ (mm)	Amplitude (mm)		$\Delta Z_{\text{ponto_min}}$ (mm)	$\Delta Z_{\text{ponto_max}}$ (mm)	PTL
PTT11	Vista 1	9,817	-2,292	12,109	9,369	-2,015	7,354	Vista 1
	Vista 2	14,166	9,817	4,349	6,941	7,354	14,295	Vista 2
	Vista 3	9,854	-3,774	13,628	14,639	-2,413	12,226	Vista 3
PTT12	Vista 1	9,196	-2,502	11,698	11,169	-1,817	9,352	Vista 1
	Vista 2	15,878	9,196	6,682	6,777	9,352	16,129	Vista 2
	Vista 3	12,857	-2,958	15,815	16,506	-2,248	14,258	Vista 3

A Tabela 4.15 mostra a saída dos resultados gerada pelo Excel para análise das amplitudes das distorções entre os PTTs e PTLs no tecimento “Vai-Vem”.

Tabela 4.15 – Anova: fator único. Saída de dados para análise das amplitudes das distorções entre PTTs e PTLs no tecimento “Vai-Vem”, junta 2.

RESUMO						
Grupo	Contagem	Soma	Média	Variância	Desvio Padrão	
Amplitude PTT (mm)	6	64,2810	10,7135	18,8392	4,3404	
Amplitude PTL (mm)	6	65,4010	10,9002	16,0993	4,0124	

ANOVA						
Fonte da variação	SQ	gl	MQ	F	valor-P	F crítico
Entre grupos	0,1045	1	0,1045	0,0060	0,9399	4,9646
Dentro dos grupos	174,6926	10	17,4693			
Total	174,7971	11				

Verificou-se que o valor de F (0,0060) é menor que F crítico (4,9646), logo se pode admitir que o sentido de laminação da chapa em relação ao cordão de solda não é uma variável de influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções (H_{02}) no tecimento “Vai-Vem”.

4.3.4 – Análise global das placas de teste com chanfro 60° (junta 2)

As hipóteses adotadas para esse tipo de análise foram as mesmas adotadas para a junta 1.

A Tabela 4.16 mostra as amplitudes das distorções para as PTs da junta com chanfro 60° (junta 2) de maneira global. Para que seja possível utilizar a ferramenta *Anova: fator duplo com repetição*, ao se analisar globalmente a junta 2, as amostras devem possuir números iguais de elementos, por isso as placas de teste reservas PTLR5 (sem tecimento) e PTTR4, PTTR5, PTTR6 e PTLR7 (tecimento Zig-Zag)

foram desconsideradas, apesar de não se ter verificado nenhuma irregularidade na soldagem das mesmas.

Para comprovar se as placas de teste desconsideradas (apesar de serem as reservas) teriam exercido alguma influência no resultado se tivessem sido considerados, foi feita uma simulação com todos os valores das amplitudes das distorções de todas as PTTs e PTLs da junta 2, sem considerar os blocos dos tipos de tecimento, utilizando *Anova: fator único*. Nenhuma alteração significativa no resultado da Tabela 4.17 foi observada.

Tabela 4.16 – Amplitudes das distorções para as PTs da junta com chanfro 60° (junta 2).

Junta chanfro 60° (junta 2)		
Tipo de tecimento	Amplitude (mm)	
	PTT	PTL
Sem tecimento	13,813	10,229
	6,654	5,050
	13,441	10,880
	13,112	10,608
	6,440	6,392
	13,582	14,736
"Zig-Zag"	12,067	13,661
	4,952	5,423
	14,893	15,828
	12,332	12,679
	4,524	4,827
	14,183	14,850
"Vai-Vem"	12,109	9,369
	4,349	6,941
	13,628	14,639
	11,698	11,169
	6,682	6,777
	15,815	16,506

A Tabela 4.17 mostra a saída dos resultados gerada pelo Excel para análise global das amplitudes das distorções nas PTs da junta 2. Nela foi possível verificar:

- Para as interações das variáveis, o valor de F (0,2371) é menor que F crítico (3,3158), logo as interações das variáveis não geram influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções nas PTs da junta 2 (H_0);
- Para os tipos de tecimento, o valor de F (0,0405) é menor que F crítico (3,3158), logo o tipo de tecimento não é uma variável de influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções nas PTs da junta 2 (H_{01});

- Para o sentido de laminação da chapa em relação ao cordão de solda, o valor de F (0,0220) é menor que F crítico (4,1709), logo se pode admitir que o sentido de laminação da chapa em relação ao cordão de solda não é uma variável de influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções nas PTs da junta 2 (H_{02}).

Tabela 4.17 – Anova: fator duplo com repetição. Saída de dados para a análise de variância global dos resultados das amplitudes das distorções nas PTs com junta chanfrada em 60° (junta 2).

RESUMO	PTT	PTL	Total			
<i>Sem tecimento</i>						
Contagem	6	6	12			
Soma	67,0420	57,8950	124,9370			
Média	11,1737	9,6492	10,4114			
Variância	12,8998	12,0816	11,9890			
<i>Tecimento "Zig-Zag"</i>						
Contagem	6	6	12			
Soma	62,9510	67,2680	130,2190			
Média	10,4918	11,2113	10,8516			
Variância	21,0334	23,3946	20,3357			
<i>Tecimento "Vai-Vem"</i>						
Contagem	6	6	12			
Soma	64,2810	65,4010	129,6820			
Média	10,7135	10,9002	10,8068			
Variância	18,8392	16,0993	15,8906			
<i>Total</i>						
Contagem	18	18				
Soma	194,2740	190,5640				
Média	10,7930	10,5869				
Variância	15,6067	15,6519				
Desvio Padrão	3,9505	3,9562				
ANOVA						
<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>gl</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>valor-P</i>	<i>F crítico</i>
Tecimento	1,4084	2	0,7042	0,0405	0,9604	3,3158
PTT / PTL	0,3823	1	0,3823	0,0220	0,8831	4,1709
Interações	8,2475	2	4,1238	0,2371	0,7904	3,3158
Dentro	521,7396	30	17,3913			
Total	531,7779	35				

4.4 – Comparação das distorções das placas de teste da junta 1 X junta 2

As hipóteses adotadas para esse tipo de análise foram as mesmas adotadas para os itens 4.2.4 e 4.3.4.

A Tabela 4.18 mostra as amplitudes das distorções para as PTs da junta 1 e junta 2 de maneira global. Para que seja possível utilizar a ferramenta *Anova: fator duplo com repetição*, ao se analisar globalmente as juntas, as amostras devem

possuir números iguais de elementos, por isso todas as placas de teste reservas (PTTR e PTLR) foram desconsideradas, apesar de não se ter verificado nenhuma irregularidade na soldagem das mesmas, com exceção das PTL6 e PTL11 que foram substituídas pelas PTLR3 e PTLR8, motivo esse já salientado anteriormente.

Para comprovar se as placas de teste desconsideradas (apesar de serem as reservas) teriam exercido alguma influência no resultado se tivessem sido considerados, foi realizada uma simulação com todos os valores das amplitudes das distorções de todas as PTTs e PTLs da junta 1 e junta 2, sem considerar os blocos dos tipos de tecimento, utilizando *Anova: fator único*. Nenhuma alteração significativa no resultado da Tabela 4.19 foi observada.

Tabela 4.18 – Amplitudes das distorções das PTs da junta 1 e junta 2.

Amplitudes das distorções (mm)				
Tipo de Tecimento	Junta sem chanfro (junta 1)		Junta chanfro 60° (junta 2)	
	PTT	PTL	PTT	PTL
Sem tecimento	7,308	5,119	13,813	10,229
	4,322	2,678	6,654	5,050
	4,132	5,616	13,441	10,880
	8,250	6,048	13,112	10,608
	4,678	3,995	6,440	6,392
	11,797	6,966	13,582	14,736
"Zig-Zag"	6,934	3,692	12,067	13,661
	6,195	1,931	4,952	5,423
	7,514	4,490	14,893	15,828
	11,222	8,575	12,332	12,679
	4,125	3,740	4,524	4,827
	11,450	7,372	14,183	14,850
"Vai-Vem"	7,428	6,083	12,109	9,369
	4,532	3,591	4,349	6,941
	7,668	6,851	13,628	14,639
	8,736	7,695	11,698	11,169
	4,472	4,718	6,682	6,777
	8,274	8,742	15,815	16,506

A Tabela 4.19 mostra a saída dos resultados gerada pelo Excel para análise global das amplitudes das distorções nas PTs da junta 1 e 2. Nela se verificou:

- Para as interações das variáveis, o valor de F (0,2456) é menor que F crítico (2,2541), logo as interações das variáveis não geram influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções nas PTs da junta 1 e junta 2 (H_0);
- Para os tipos de tecimento, o valor de F (0,1790) é menor que F crítico (3,1504), logo o tipo de tecimento não é uma variável de influência estatisticamente

significativa nas médias das amplitudes das distorções nas PTs da junta 1 e junta 2 (H_{01}).

- Para o sentido de laminação da chapa em relação ao cordão de solda, o valor de F (10,8678) é maior que F crítico (2,7581), logo o sentido de laminação da chapa em relação ao cordão de solda é uma variável de influência estatisticamente significativa nas médias das amplitudes das distorções nas PTs da junta 1 e junta 2 (H_{12}).

Tabela 4.19 – Anova: fator duplo com repetição. Saída de dados para a análise de variância global dos resultados das amplitudes das distorções das PTs nas juntas 1 e 2.

RESUMO	Junta 1		Junta 2		Total	
	PTT	PTL	PTT	PTL		
<i>Sem tecimento</i>						
Contagem	6	6	6	6	24	
Soma	40,4870	30,4220	67,0420	57,8950	195,8460	
Média	6,7478	5,0703	11,1737	9,6492	8,1603	
Variância	9,0152	2,3458	12,8998	12,0816	13,8588	
<i>Tecimento "Zig-Zag"</i>						
Contagem	6	6	6	6	24	
Soma	47,4400	29,8000	62,9510	67,2680	207,4590	
Média	7,9067	4,9667	10,4918	11,2113	8,6441	
Variância	8,3755	6,2755	21,0334	23,3946	19,1230	
<i>Tecimento "Vai-Vem"</i>						
Contagem	6	6	6	6	24	
Soma	41,1100	37,6800	64,2810	65,4010	208,4720	
Média	6,8517	6,2800	10,7135	10,9002	8,6863	
Variância	3,5232	3,6198	18,8392	16,0993	13,8874	
<i>Total</i>						
Contagem	18	18	18	18		
Soma	129,0370	97,9020	194,2740	190,5640		
Média	7,1687	5,4390	10,7930	10,5869		
Variância	6,4413	3,9767	15,6067	15,6519		
Desvio Padrão	2,5380	1,9942	3,9505	3,9562		
ANOVA						
<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>gl</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>valor-P</i>	<i>F crítico</i>
Tecimento	4,1014	2	2,0507	0,1790	0,8366	3,1504
PTT / PTL	373,5889	3	124,5296	10,8678	0,0000	2,7581
Interações	16,8857	6	2,8143	0,2456	0,9592	2,2541
Dentro	687,5150	60	11,4586			
Total	1082,0910	71				

O resultado já era esperado, uma vez que já havia sido verificada estatisticamente diferença nas amplitudes das distorções entre os PTTs e PTLs da junta 1 quando a análise foi feita de maneira global.

Como não se verificou na junta 2 a mesma tendência encontrada na junta 1, é possível afirmar que a dispersão de dados gerada pelas diferentes formas das distorções na junta 1 foi o fator determinante para o resultado encontrado, e não

especificamente o sentido de laminação da chapa em relação ao cordão de solda. Uma maneira de se analisar se houve alguma variação na energia de soldagem que pudesse ter causado a dispersão encontrada na junta 1 seria avaliar o volume da solda depositada e o tamanho da ZAC, porém nenhuma análise microestrutural foi realizada no presente trabalho, pois o objetivo principal era analisar de maneira macro se as variáveis escolhidas influenciariam nas distorções angulares.

Fraga (2009) utilizou das técnicas de Difração de Raios X (DRX) e de Elétrons Retroespalhados - EBSD (*Electron Backscatter Diffraction*) para mensurar a existência de textura de deformação em seu estudo. A presença da textura tipo *Brass* foi o parâmetro responsável pela influência da direção de soldagem sobre as distorções, sendo que o sentido de laminação das chapas foi uma variável de influência estatisticamente significativa sobre a quantidade de distorções causadas pela soldagem. A realização da soldagem na direção paralela ao sentido de laminação da chapa provocou maior distorção do material, quando comparada à soldagem com o cordão perpendicular ao sentido de laminação.

Na Tabela 4.19 ficou evidente também que as médias das amplitudes das distorções das PTs da junta 2 foram maiores que na junta 1. Como se utilizou a mesma energia de soldagem para todos os casos, isso se deve ao fato da zona fundida (ZF) ter sido menor nas placas de teste da junta com chanfro em 60°, onde a maior parte da solda se depositou acima do eixo neutro no sentido da espessura devido à própria geometria da junta chanfrada, enquanto que as placas de teste da junta sem chanfro apresentaram uma ZF maior gerada pela distribuição mais homogênea da solda em toda a espessura devido à própria geometria da junta sem chanfro. Nas Figuras 4.5 e 4.6 é possível verificar o descrito.

4.5 – Ensaio de tração nas placas de teste da junta 1 X junta 2

A título de ilustração, as Figuras 4.25 e 4.26 mostram, respectivamente, um corpo de prova de tração antes e após os ensaios.

Conforme AWS D1.2 (2003), o limite de resistência a tração mínimo para a junta soldada deve ser de 170 MPa. Já para o metal base, segundo ASTM B209M (2001), deve ser de 235 MPa.

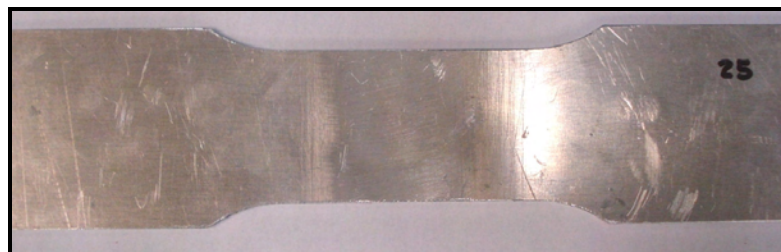


Figura 4.25 – CP para ensaio de tração, antes dos ensaios.

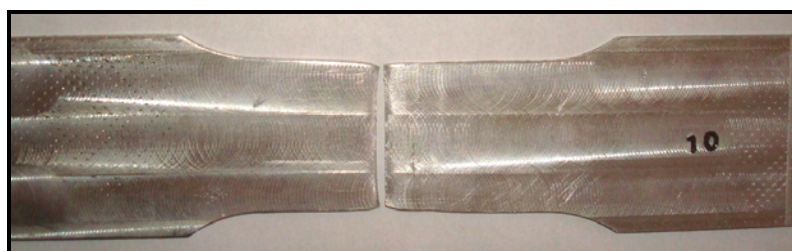


Figura 4.26 – CP para ensaio de tração após ensaios, rupturas ocorreram na ZTA.

Tabela 4.20 – Limites de resistência obtidos para os CPs das juntas 1 e 2.

Ensaio de Tração - junta 1 (sem chanfro)			Ensaio de Tração - junta 2 (chanfro 60°)		
Número do CP	Tensão de ruptura (kg/mm ²)	Tensão de ruptura (MPa)	Número do CP	Tensão de ruptura (kg/mm ²)	Tensão de ruptura (MPa)
1	18,0	176,9	25	18,8	184,0
2	17,7	174,1	26	18,2	178,5
3	18,7	183,4	27	17,4	170,4
4	17,4	170,7	28	18,8	184,4
5	18,0	176,6	29	17,7	173,5
6	18,0	176,1	30	18,3	179,8
7	18,4	180,3	31	18,5	181,6
8	19,1	187,1	32	18,7	183,2
9	19,0	186,2	33	17,4	171,0
10	18,8	184,7	34	18,6	182,0
11	18,1	177,8	35	18,4	180,0
12	20,3	199,5	36	18,1	177,5
13	18,4	180,4	37	17,5	171,4
14	19,4	189,9	38	17,6	172,2
15	18,3	179,1	39	19,4	190,4
16	18,2	178,3	40	19,5	191,3
17	17,7	173,6	41	17,8	174,7
18	18,6	182,8	42	17,6	172,5
19	17,6	172,2	43	19,3	189,3
20	17,4	170,7	44	18,0	176,4
21	18,5	181,7	45	17,9	175,4
22	18,3	179,1	46	13,3	130,4
23	15,2	148,9	47	19,9	194,8
24	19,3	189,2	48	17,5	172,0
49	19,4	190,4	63	18,0	176,7
50	18,6	182,2	64	20,2	198,2
51	19,2	188,4	65	18,9	185,0
52	18,7	183,4	66	17,5	172,0
53	18,3	179,4	67	19,9	195,0
54	18,0	176,5	68	17,6	172,6
55	18,3	179,8	69	19,0	186,2
56	18,2	178,9	70	17,9	175,7
57	17,8	174,3	71	17,4	171,1
58	19,2	187,8	72	18,3	179,2
59	18,0	176,9	73	18,2	178,9
60	18,4	180,1	74	14,4	141,3
61	18,3	179,7	75	17,7	173,2
62	18,7	183,1	76	18,7	183,7
Média (MPa)		180,0	Média (MPa)		177,5
Desvio padrão (MPa)		8,0	Desvio padrão (MPa)		12,5

Na Tabela 4.20 pode-se verificar os resultados obtidos nos ensaios de tração nos CPs retirados das juntas 1 e 2. Percebe-se uma homogeneidade nos limites de resistência a tração obtidos para os dois tipos de junta.

Apenas 3 CPs romperam abaixo de 170 MPa, justamente os que apresentaram problemas durante a soldagem, conforme já detalhado anteriormente no trabalho. Todos os CPs que romperam acima de 170 MPa apresentaram características de fratura dúctil, com ruptura na ZTA. Os CPs que romperam abaixo de 170 MPa mostraram ruptura iniciada na ZTA e propagada para o centro da junta, com características dúctil/frágil, gerada principalmente por falta de fusão na raiz e porosidades.

Conforme mostrado na revisão da literatura e com os resultados obtidos, percebe-se que realmente o encruamento tende a diminuir com o aquecimento do material, ou seja, ligas de alumínio trabalháveis não-tratáveis termicamente têm suas propriedades mecânicas diminuídas quando submetidas à soldagem, sendo a ZTA a região mais crítica em termos de resistência mecânica.

CAPÍTULO 5

CONCLUSÕES

Dentro das condições testadas no presente trabalho, foi possível concluir:

- O tecimento não foi uma variável de influência estatisticamente significativa nas distorções. Isso mostra que em situações de soldagem automáticas, ou mesmo semi-automáticas, as variações na técnica de tecimento utilizadas pelo programador de robô ou soldador, normalmente utilizadas no chão de fábrica, não implicam em problemas de qualidade dimensionais na montagem dos conjuntos finais.
- O sentido de laminação da chapa em relação ao cordão de solda não foi uma variável de influência estatisticamente significativa nas distorções, levando-se em consideração a dispersão de dados gerada pelas diferentes formas das distorções encontradas e a não realização de análises microestruturais.
- O perfil do cordão de solda em relação à linha neutra da junta no sentido da espessura da chapa foi o fator determinante para as formas das distorções angulares transversais e longitudinais, ou seja, pela formação do perfil parabólico para cima e para baixo.
- A junta chanfrada em 60° apresentou maiores distorções angulares se comparada a junta sem chanfro, principalmente pela diferença entre ambas quanto à zona fundida e a quantidade de solda em relação à linha neutra da junta no sentido da espessura chapa.
- A junta sem chanfro apresentou variação dimensional rotacional (distorção rotacional) mostrando que esse tipo de junta é propício a esse problema, se não adotadas as medidas corretas no processo.
- A aplicação prática do processo de soldagem GMAW-P robotizado em liga de alumínio na indústria metal-mecânica é viável tecnicamente, tendo boa versatilidade.

CAPÍTULO 6

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com base nas dificuldades e observações encontradas no presente trabalho, foi possível apresentar os seguintes tópicos como sugestões para estudos futuros. Esses tópicos podem ser pesquisados para contribuir com a evolução do tema aqui abordado.

- Caracterizar as diferentes condições estudadas no presente trabalho em outros tipos de juntas, posições de soldagem e ligas, realizando análises microestruturais.
- Utilizar como metodologia de fixação das placas de teste no gabarito, apenas um ponto, na linha da solda, no início ou final do cordão, melhorando a visualização gráfica das distorções e possibilitando a comparação entre distorção angular transversal X longitudinal.
- Como metodologia de quantificação das distorções, ajustar as parábolas de distorção encontradas às curvas polinomiais de segunda ordem, interpolando os pontos medidos e definindo os coeficientes de distorção.
- Utilizar tecnologias adicionais da soldagem GMAW-P robotizada, como fonte inversora que permita fácil regulagem dos parâmetros de pulso, controlador e manipulador modernos com sensores para monitoramento constante da distância do bocal até a peça.

CAPÍTULO 7

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABAL. **Guia Técnico do Alumínio – Laminação**. Associação Brasileira do Alumínio, 1. ed., São Paulo, 1994.
- ALCAN. **Manual de Soldagem**. Alcan Alumínio do Brasil S/A, 1. ed., 1993.
- ALFARO, S. C. A. **Monitoração da Poça de Fusão**. Revista Soldagem e Inspeção, Associação Brasileira de Soldagem – ABS, v. 8, n. 01, p. 23-29, 2003.
- ALTSHULLER, B. **A Guide to GMAW of Aluminum**. *Welding Journal*, v. 77, n. 6, p. 49-55, 1998.
- ANDERSON, T. **Aluminium Weld HAZ Fundamentals**. *Welding Journal*, v. 84, n. 7, 2005.
- ASTM. **Standard Specification for Aluminum and Aluminum-Alloy Sheet and Plate. ASTM B209M – 04**. American Society for Testing and Materials, 2004.
- AWS. **Welding Handbook, Welding Processes**. American Welding Society, v. 2, 8. Ed., USA, 1991.
- AWS. **Standard Welding Terms and Definitions**. American Welding Society. Miami, USA, 1994.
- AWS. **Welding Handbook, Welding Science & Technology**. American Welding Society, v. 1, 9. ed., USA, 2001.
- AWS. **Structural Welding Code – Aluminum. ANSI/AWS D1.2/D1.2M:2003**. American Welding Society, 4. ed., Miami, USA, 2003.
- BEZERRA, A. C. **Simulação Numérica da Soldagem com Aplicação à Caracterização do Comportamento Dinâmico de Estruturas Soldadas**. Tese (Doutorado). Faculdade de Engenharia Mecânica, UFU, Uberlândia, 2006.
- BILONI, H.; PÉREZ, T. E.; SAGGESE, M. E.; SOLARI, M. J. A. **Manual de Soldadura de Alumínio**. Proyecto Especial de Alumínio OEA – CNEA, Gerencia de Investigacion y Desarrollo, Aluar Alumínio Argentino. Buenos Aires, 1981.
- BLEWETT, R. V. **Técnicas Modernas para Soldagem do Alumínio**. ALCAN, Rio de Janeiro, 1982.
- BRACARENSE, A. Q. **Gas Metal Arc Welding**. Infosolda, p. 01-27, 2003. Disponível em: <www.infosolda.com.br/artigos/prosol18.pdf>.

BRAY, J. W. **Aluminum Mill and Engineered Wrought Products**. In: *Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials*, ASM Handbook, v. 6, p. 118-222, 1992.

CAMILLERI, D.; GRAY, T. G. F. **Computationally Efficient Welding Distortion Simulation techniques**. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, v. 13, p. 1365-1382, 2005.

CAPELARI, T. V; MAZZAFERRO, J. A. E. **Avaliação da Geometria de Ferramenta e Parâmetros do Processo FSW na Soldagem da Liga de Alumínio AA 5052**. *Revista Soldagem e Inspeção*, São Paulo, Vol. 14, No. 3, p. 215-227, Jul/Set 2009.

CASTNER, H. R. **Gas Metal Arc Welding Fume Generation Using Pulsed Current**. *Welding Journal*, p. 59-68, February 1995.

CHATURVEDI, M. C.; CHEN, D. L. **Effect of Specimen Orientation and Welding on the Fracture and Fatigue Properties of 2195 Al-Li Alloy**. *Materials Science and Engineering A*, p. 465–469, 2004.

CORRÊA, C. A. **Influência dos Parâmetros da Soldagem MIG Pulsada e Convencional na Morfologia do Cordão e na Microestrutura**. 1º COBEF, p. 01-08, 2001.

COSTA, U. P. **Soldagem com Processo Arame Tubular e com Alma Metálica nos Segmentos Naval, On e Offshore e de Construção**. XXIX Consolda, Brasil, p. 01-16, 2003.

COSTA NETO, P. L. O. **Estatística**. 2ª Edição. Edgard Blücher. São Paulo, 2002.

CRAIG, E. **A Unique Mode of GMAW Transfer**. *Welding Journal*, p. 51-56, September 1987.

CUNHA, J. A. R. da; GRUNDMANN, J. **A Influência dos Gases de Proteção nos Regimes de Transferência Metálica em Soldagem SAMG**. *Anais do XXI ENTS*, Caxias do Sul - RS, v. 2, p. 513 – 528, 20 a 24 de junho de 1995.

DENG, D.; LIANG, W.; MURAKAWA, H. **Determination of Welding Deformation in Fillet Welded Joint by Means of Numerical Simulation and Comparison With Experimental Measurements**. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 183, p. 219–225, 2007.

ENGLER, O. **Nucleation and Growth During Recrystallization of Aluminum Alloys Investigated by Local Texture Analysis**, *Materials Science Technology*, 12:859-872, 1996.

FERRARESI, V. A.; FIGUEIREDO, K. M.; ONG, T. H. **Metal Transfer in the Aluminum Gas Metal Arc Welding**. *J. Braz. Soc. Mech. Sci. & Eng.*, v. 25, n. 3, p. 229-234, 2003.

FIGUEIREDO, K. M. **Mapeamento dos Modos de Transferência Metálica na Soldagem MIG de Alumínio**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), UFU, Uberlândia, 2000.

FORTES, C; VAZ, C. T. **Soldagem MIG/MAG**. Apostila ESAB, São Paulo, 2005.

FRAGA, F. E. N. **Proposta de Modelo para Caracterizar Susceptibilidade a Distorção Devido à Soldagem em Chapas de Alumínio**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), UNICAMP, Campinas, 2009.

FUNDERBURK, R. S. **A Look at Heat Input**. *Welding Innovation*, v. 16, n. 01, p. 01-04, 1999.

GHOSH, P. K. *et al.* **Influence of Pulse Parameters on Bead Geometry and HAZ During Bead on Plate Deposition by MIG Welding Process**. *Zeitschrift Fur Metallkunde*, v. 82, n. 10, 1991.

GRUBIC, K.; ANDRIC, S. **Factors at Pulsed MIG Welding, Their Relationships and Effects**. *Proceedings of the International Conference on the Joining of Materials*, JOM-7, p. 360-367, 1995.

GUROVA, T.; QUARANTA, F.; ESTEFEN, S. **Monitoramento do Estado das Tensões Residuais Durante a Fabricação de Navios**. Laboratório de Tecnologia Submarina – COPPE, UFRJ.

HOLLIDAY, D. B. **Gas-Metal Arc Welding**. *ASM Handbook*, v. 6, p. 577-579, 1993.

HUMPHREYS, F. J.; HATERLY, M. **Recrystallization and Related Annealing Phenomena**. 2nd ed., Oxford: Elsevier, 2004. 628 p.

JÖNSSON, P.G. *et al.* **Heat and Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding Using Argon and Helium**. *Metallurgical and Materials Transactions*, v. 26B, p. 383-395, April 1995.

JUNIOR, L. G.; TREMONTI, M. A. **Influência dos Parâmetros de Soldagem, no Formato da Poça de Fusão, com Relação à Formação da Macro e Microestrutura**. UNICAMP, 1994.

KAISER ALUMINIUM & SALES. **Welding Kaiser Aluminum**. California, 1978.

KIM, Y. S.; EAGAR, T. W. **Metal Transfer in Pulsed Current Gas Metal Arc Welding**. *Welding Research Supplement - Welding Journal*, p. 279-287, July 1993.

KIM, Y. S.; RHEE, S. **A Study of Heat Input Distribution on the Surface During Torch Weaving in Gas Metal Arc Welding**. *JSM International Journal*, v. 48, p. 144-150, 2005.

KING, C. W. R., n.t. *Transactions of Institute of Engineers and Shipbuilders in Scotland* 87: 233-255, 1944.

- LEVINE, D. M.; BERENSON, M. L.; STEPHAN, D. **Estatística: Teoria e Aplicações. Usando Microsoft Excel em Português.** Rio de Janeiro: LTC, 2000. 811 p.
- LINCOLN, J. F. **The Procedure Handbook of Arc Welding.** *The Lincoln Electric Company.* Cleveland, OH., USA, 14. ed., 2000.
- LYTTLE, K. A. **Shielding Gases for Welding.** *ASM Handbook*, v. 6, p. 165-176, 1993.
- LYTTLE, K. A.; STAPON, W. F. G. **Select the Best Shielding Gas Blend for the Application.** *Welding Journal*, p. 21-27, November 1990.
- MACHADO, I. G. **Soldagem & Técnicas Conexas: Processos.** Porto Alegre: UFRGS, 1996. 477 p.
- MARQUES, P. V.; MODENESI, P. J.; BRACARENSE, A. Q. **Soldagem Fundamentos e Tecnologia.** Belo Horizonte: Editora UFMG, 2005. 362 p.
- MASUBUSHI, K. **Control of Distortion and Shrinkage in Welding.** *Welding Research Council Bulletin 149*, New York: Welding Research Council, 1970.
- MASUBUSHI, K. **Analysis of Welded Structures – Residual Stresses, Distortion and Their Consequences.** New York: Pergamon Press, 1980.
- MATSUI, S. **Investigation of Shrinkage, Restraint Stress, and Cracking in Arc Welding.** *Ph.D. diss., Osaka University*, 1964.
- MAZZAFERRO, J. A. E.; MACHADO, I. G. **Método Computacional para Previsão de Distorções em Chapas de Alumínio Soldadas a Topo pelo Processo MIG.** *Soldagem & Materiais*, São Paulo, n. 4, p. 36-41, 1992.
- MIRANDA, H. C.; FERRARESI, V. A. **Proposta de Controle Automático da Transferência Metálica no Processo MIG/MAG.** In: Anais do III Seminário do Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, 08 a 12 de Novembro de 1999, pp. 53-56.
- MIYAHARA, V. T. P. **Avaliação das Propriedades Mecânicas e da Microestrutura de Aços Dissimilares ABNT 8620 e ABNT 6655 LN 28 Soldados com Arco Pulsado com Diferentes Temperaturas de Pré-Aquecimento e Tipos de Tecimento.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), UNESP, Bauru, 2008.
- MODENESI, P. J. **Efeitos Mecânicos do Ciclo Térmico**, UFMG, Maio 2008.
- MODENESI, P. J. **Técnica Operatória da Soldagem SMAW**, UFMG, 2004.
- MONTGOMERY, D. C., RUNGER, G. C. **Applied Statistics and Probability for Engineers.** New York, Ed. John Wiley and Sons, 1996.

- MOTOMAN. **Robot Arc Welding Manual**. p. 11, 1995.
- NORRISH, J. **Advanced Welding Process**. Institute of Physics Publishing, Bristol, Philadelphia and New York, p. 131-173, 1992.
- NORRISH, J.; RICHARDSON, I. F. **Metal Transfer Mechanisms**. *Welding & Metal Fabrication*, p. 17-22, January e February 1988.
- OKUMURA, T.; TANIGUCHI, C. **Engenharia de Soldagem e Aplicações**. Rio de Janeiro: LTC, 1982. 461 p.
- PADILHA, A. F.; SICILIANO JR., F. **Encruamento, Recristalização, Crescimento de Grão e Textura**. São Paulo: ABM, 3. ed., p. 181-216, 1995.
- PANDEY, S. *et al.* **Metal Transfer and V-I Transients in GMAW of Aluminum**. *Proceedings of the 4th International Conference*, Gatlinburg, Tennessee, p. 385-397, June 1995.
- PIERRE, E.R. **Shielding Gases for Welding**, *Welding Design & Fabrication*, p. 63-65, March 1987.
- PÓVOA, A. A. **Seminário Técnico de Soldagem do Alumínio e suas Ligas**. Associação Brasileira do Alumínio – ABAL, 1988.
- RADAJ, D. **Welding Residual Stresses and Distortion: Calculation and Measurement**. Düsseldorf: Ed. DVS-Verlag, 2003. 397 p.
- RESENDE, A. A. **Uma Contribuição a Análise dos Parâmetros de Soldagem do Processo Plasma-MIG com Eletrodos Concêntricos**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), UFU, Uberlândia, 2009.
- SADLER, H. **A Look at the Fundamentals of Gas Metal Arc Welding**. *Welding Journal*, May 1999.
- SANTOS, F. J. **Soldagem de Alumínio: Influência dos Parâmetros de Pulso na Distorção Angular**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), UNESP, Bauru, 2009.
- SOUZA, D.; RESENDE, A. A.; SCOTTI, A. **Um Modelo Qualitativo para Explicar a Influência da Polaridade na Taxa de Fusão no Processo MIG/MAG**. *Revista Soldagem e Inspeção ABS*, São Paulo, v. 14, n. 3, p. 192-198, Jul/Set 2009.
- STENBACKA, N.; PERSSON, K. A. **Shielding Gases for Gas Metal Arc Welding**. *Welding Journal*. v. 68, n. 11, p. 41-47, November 1989.
- TANIGUCHI, C.; MASUBUCHI, K. **Out-of-Plane Distortion Caused by Fillet Welds in Aluminum**. *Massachusetts Institute of Technology*, September 1972.
- THERMADYNE. **Manual do Proprietário Arc-Master 351**. 1998.

TOROS, S.; OZTURK, F.; KACAR, I. **Review of Warm Forming of Aluminum–Magnesium Alloys**. *Journal of Materials Processing Technology*, p. 1-12, 2008.

TORRES, E. A.; RAMIREZ, A. J. **União de Juntas Dissimilares Alumínio-Aço de Chapas Finas pelo Processo de Soldagem por Atrito com Pino Não Consumível (FSW)**. XXXVI Consolda, Recife / PE, Outubro 2010.

VIEIRA, L. A.; BRACARENSE, A. Q. **Soldagem Robotizada GMAW de Alumínio**. XXX Consolda, Rio de Janeiro, Setembro 2004.

VAIDYA, V. V. **Shielding Gas Mixtures for Semiautomatic Welds**. *Welding Journal*. v. 81, n. 9, p. 43-48, September 2002

WAINER, E.; BRANDI, S. D.; MELLO, F. D. H. **Soldagem: Processos e Metalurgia**. São Paulo: Edgard Blucher, 1ª reimpressão 1995. 494 p.

WHITE MARTINS. **Soldagem do Alumínio e Suas Ligas**. Informe Técnico. 2002.

WITHERS, P. J.; BHADESHIA, H. K. D. H. **Residual stress. Part 2 – Nature and origins**. *Materials Science and Technology*, v. 17, p. 366-375, 2001.

YOUNG, B. **Shielding and Purging Gases: Making the Right Selection**, *Welding Journal*, p. 47-49, January 1995.

