



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



SOLDAGEM DE ALUMÍNIO: INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE PULSO NA DISTORÇÃO ANGULAR

FLÁVIO JOSÉ DOS SANTOS

**Dissertação apresentada à
Faculdade de Engenharia da
UNESP – Campus de Bauru,
para obtenção do título de
Mestre em Engenharia
Mecânica.**

**BAURU – SP
MAIO – 2009**



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



SOLDAGEM DE ALUMÍNIO: INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE PULSO NA DISTORÇÃO ANGULAR

FLÁVIO JOSÉ DOS SANTOS

Orientador: Prof. Dr. Yukio Kobayashi

**Dissertação apresentada à
Faculdade de Engenharia da
UNESP – Campus de Bauru,
para obtenção do título de
Mestre em Engenharia
Mecânica.**

**BAURU – SP
MAIO – 2009**

Santos, Flávio José dos.

Soldagem de alumínio: Influência dos parâmetros de pulso na distorção angular / Flávio José dos Santos, 2009.

vi, 76 f.

Orientador: Yukio Kobayashi

Dissertação (Mestrado)-Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia, Bauru, 2009

1. Soldagem de alumínio. 2. MIG pulsado. 3. Distorção angular. I. Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia. II. Título.

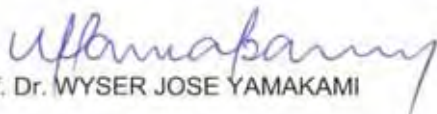
ATA DA DEFESA PÚBLICA DA DISSERTAÇÃO DE MESTRADO DE FLAVIO JOSE DOS SANTOS, DISCENTE DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA, DO(A) FACULDADE DE ENGENHARIA DE BAURU.

Aos 15 dias do mês de maio do ano de 2009, às 14:30 horas, no(a) ANFITEATRO SEÇÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO, 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. GILBERTO DE MAGALH B GONCALVES do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Bauru, Prof. Dr. WYSER JOSE YAMAKAMI do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, sob a presidência do primeiro, a fim de proceder a arguição pública da DISSERTAÇÃO DE MESTRADO de FLAVIO JOSE DOS SANTOS, intitulado "SOLDAGEM DE ALUMÍNIO: INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE PULSO 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. GILBERTO DE MAGALH B GONCALVES


Prof. Dr. WYSER JOSE YAMAKAMI

Dedicatória

À minha família, meu pai João Viana, minha mãe Antônia, meu irmão Wágner, minha tia Maria, minha avó Nair, que sempre me dão o apoio e incentivo necessários e intercedem junto a Deus por mim.

AGRADECIMENTOS

À Deus, pelo dom da minha vida, pela minha fé, pela saúde do corpo, da mente e da alma, por ter me dado sempre a direção correta para alcançar mais esta vitória;

À Nossa Senhora Aparecida e à São José, que sempre intercedem junto a Deus por mim, principalmente nos momentos em que mais necessito;

À minha família, meu pai João Viana, minha mãe Antônia, meu irmão Wágner, minha tia Maria, minha avó Nair e todos meus tios e tias, meus primos e primas, que sempre me incentivaram e me apoiaram nos meus projetos de vida;

Ao meu querido amigo, professor e orientador, Yukio, pela paciência, incentivo, por compreender minhas dificuldades, pelos bons conselhos, pelas longas conversas, e por não apenas ter me orientado, mas ter vivido o Mestrado comigo;

A todos os professores do departamento de Engenharia Mecânica da Unesp de Bauru, de modo muito especial, aos professores Gilberto, Soufen e Édson, que muito me ajudaram para a conclusão deste trabalho;

Aos funcionários(as) da seção de pós-graduação, pela paciência, comprometimento e profissionalismo que sempre tiveram comigo;

Aos meus colegas de trabalho, José Luiz, Lélío, Eduardo, Fábio Guerreiro, Fabiano, Rodrigo, Ezequiel, Robertinho, José Carlos, Vinícius, Rafael, Leandro, Jesus Guedes, Paulinho, Luverci, Claudinei, Marcelo, Batista, Edvan, Everaldo e a todos que contribuíram direta ou indiretamente para a conclusão do meu Mestrado;

Aos meus grandes amigos Humberto, João Paulo, Jaime, Gian e Ohira, pelas longas conversas, pelos conselhos e incentivos para a conclusão deste meu projeto.

À minha amiga Priscila, pelo companheirismo, carinho, conselho e incentivo para conclusão deste meu trabalho;

A todos os meus amigos, em especial, o Rafa, a dona Maria, Sr. Clóvis, o Júlio, o Pedrinho, a dona Vilma, o Paulo, a Carol, o Gustavo, o Mia, o André,

o Didus, o Adilson, o Jorge, o Rogério, a Carol, a Dani, a Alyne, a Larissa, a Alessandra, a Sú, a Jor, a Eline, o Márcio, a Aline, o Reinaldo, a Pâmela, ao pessoal da clínica da alegria, e também o Marquinho, o Clécio, o Ivan, o Orandi, a dona Gema, o Dom Osvaldo, pela intercessão junto a Deus pela minha vida.

AGRADECIMENTO EMPRESARIAL

À empresa Máquinas Agrícolas Jacto S/A, pelos recursos necessários, apoio e incentivo para a realização deste meu trabalho.

“Aceita tudo o que te acontecer.
Na dor permanece firme;
Na humilhação tem paciência.
Pois é pelo fogo que se experimentam o
ouro e a prata.”
(Livro do Eclesiástico, 2, 4-5).

RESUMO

Este trabalho teve como objetivo investigar a influência de alguns parâmetros de pulso (corrente de pico, corrente de base, número de pulsos e largura do pulso) na distorção angular de uma chapa de alumínio 5052 H34. Para cada parâmetro de interesse foram realizadas três variações, de modo a identificar qual a influência, separadamente, destes parâmetros na distorção angular de corpos-de-prova de alumínio com juntas de topo e chanfro de 45°. Os corpos-de-prova foram constituídos de duas chapas ponteadas em suas extremidades onde uma chapa permaneceu engastada enquanto a outra chapa distorcia-se livremente. Foi utilizada uma máquina de soldagem com tensão constante multiprocesso, enquanto que a medição da distorção foi realizada por um braço tridimensional. Foram analisadas três regiões distintas para cada condição de soldagem: Primeira região – Perpendicular ao cordão de solda (ao longo da largura da chapa), onde se inicia o processo de soldagem. Segunda região – Paralela ao cordão de solda (ao longo do comprimento da chapa). Terceira região - Perpendicular ao cordão de solda (ao longo da largura da chapa), onde se finaliza o processo de soldagem. Foi verificado que a corrente de pico, o número de pulsos e a largura do pulso afetam, com maior ou menor intensidade, a distorção angular, enquanto que a variação da corrente de base não alterou significativamente a máxima distorção angular encontrada.

Palavras-chave: Soldagem de alumínio; MIG pulsado; distorção angular.

ABSTRACT

The objective of this work was investigated the influence some pulse parameters (pick current, base current, number of pulses and pulse width) in the angular distortion of an aluminum plate 5052 H34. For each parameter of interest three variations were accomplished, in way to identify which the influence, separately, of these parameters in the angular distortion of aluminum specimen with butt joints and groove 45°. The specimens were constituted of two plates stitched in your extremities where a plate stayed fixed while the other plate was distorted freely. A multiprocessors welding machine was used with constant tension, while a three-dimensional arm accomplished the distortion measurement. Three different regions were analyzed for each welding condition. First region – Perpendicular to the bead (along the width of the plate), where the welding process begins. Second region – Parallel to the bead (along the length of the plate). Third region - Perpendicular to the bead (along the width of the plate), where the welding process ends. It was verified that pick current, number of pulses and pulse width affect, greater or lesser intensity, the angular distortion, while the variation of the base current didn't alter the maximum founded angular distortion significantly.

Key-words: Aluminum Welding; Pulsed MIG; Angular Distortion.

SUMÁRIO

Lista de Figuras	iii
Lista de Tabelas	v
Lista de Abreviaturas e Siglas	vi
1. Introdução	01
2. Revisão da Literatura	03
2.1 – O Alumínio e suas ligas.....	03
2.1.1 – Propriedades das ligas de alumínio.....	04
2.2 – Soldabilidade do alumínio e suas ligas.....	06
2.2.1 – Influência dos elementos de liga na soldabilidade do alumínio.....	07
2.3 – Processos de soldagem do alumínio e suas ligas.....	09
2.3.1 – Processo MIG - Equipamentos e técnicas.....	10
2.3.2 – Processo MIG – Gases de proteção.....	13
2.3.3 – Processo MIG – Metal de adição (eletrodo)	16
2.3.4 – Processo MIG Pulsado.....	17
2.4 – Ciclos térmicos em soldagem.....	20
2.5 – Tensões residuais e distorções durante a soldagem.....	22
2.5.1 – Fundamentação.....	22
2.5.2 – Tensões residuais durante a soldagem.....	24
2.5.3 – Distorções durante a soldagem.....	27
2.6 – Ligas de alumínio-magnésio (Efeito das têmperas de alumínio)	39
3. Procedimentos Experimentais	42
3.1 – Materiais e equipamentos utilizados.....	42
3.2 – Métodos Experimentais.....	44
4. Resultados e Discussão	54
4.1 – Variação da corrente de pico (I_p)	54
4.2 – Variação da corrente de base (I_b)	57
4.3 – Variação do número de pulsos por segundo (PPS)	60
4.4 – Variação da largura do pulso (LP)	63

5. Conclusões.....	70
6. Propostas para Trabalhos Futuros.....	71
7. Referências	72

Figura 1 – Detalhe da soldagem MIG/MAG (MIRANDA, 1999).....	10
Figura 2 – Esquema do processo MIG/MAG (AWS, 1991).....	11
Figura 3 - Forma de onda da corrente no processo MIG pulsado: (a) Idealizada; (b) Mais representativa para equipamentos comerciais (ELLIOT, 1985).....	18
Figura 4 – Variação da temperatura máxima com a distância ao cordão de solda, (ALCÂNTARA, 1991).....	21
Figura 5 – Tensões residuais longitudinais (L) e transversais (T) em uma junta de solda de topo (AWS, 2001).....	22
Figura 6 – Representação esquemática de distorção em uma junta de topo (AWS, 2001).....	23
Figura 7 – Distribuição típica de tensões residuais longitudinais (σ_x) e transversais (σ_y) em uma junta de topo, ao longo da linha de solda (eixo-X) e ao longo da linha perpendicular à linha de solda, passando através do centro da solda (eixo-Y). (AWS, 2001).....	25
Figura 8- Variações dimensionais fundamentais que ocorrem em soldagem (AWS, 2001).....	28
Figura 9 – Definição do grau de restrição, k_s , de uma junta de topo (AWS, 2001)....	30
Figura 10 – Efeito do tempo e da Temperatura na contração: (A) Contração vs tempo e (B) Temperatura vs tempo (AWS, 2001).....	32
Figura 11 – Aumento da contração transversal de uma soldagem multipasse em uma junta de topo (AWS, 2001).....	33
Figura 12 – Distorção rotacional em uma junta de topo: (A) Soldam com eletrodo revestido e (B) Soldagem a arco submerso (AWS, 2001).....	36
Figura 13 – Deflexão longitudinal de uma barra devido à ação de uma fonte de calor. δ_f : Deflexão (Distorção) Final (AWS, 2001).....	37
Figura 14 –Flexão longitudinal (MASUBUCHI, 1980).....	38
Figura 15 – Distorção devido à instabilidade (MASUBUCHI, 1980).....	39
Figura 16 – Variações de microestrutura e propriedades mecânicas devido à soldagem em ligas de alumínio não-tratáveis termicamente (AWS, 1979).....	41
Figura 17 - Fonte de energia multiprocessos, microprocessada.....	42

Figura 18 – Equipamento de translação utilizado na soldagem.....	43
Figura 19 – Máquina de medição tridimensional.....	44
Figura 20 – Corpo-de-prova utilizado nos ensaios.....	47
Figura 21 – Demarcação dos pontos a serem medidos.....	48
Figura 22 – Representação esquemática do corpo-de-prova.....	48
Figura 23 – Esquema para retirada dos CDPs de micrografia e de tração.....	50
Figura 24 – Corte dos corpos-de-prova para ensaio de tração.....	51
Figura 25 – Dimensões dos corpos-de-prova para ensaio de tração.....	52
Figura 26 – (A) Máquina para ensaio de tração e (B) Ensaio de tração	53
Figura 27 – Variação da distorção em função da corrente de pico – Região 1	55
Figura 28 – Variação da distorção em função da corrente de pico – Região 2.....	55
Figura 29 – Variação da distorção em função da corrente de pico – Região 3.....	56
Figura 30 – Variação da distorção em função da corrente de base – Região 1.....	58
Figura 31 – Variação da distorção em função da corrente de base – Região 2.....	58
Figura 32 – Variação da distorção em função da corrente de base – Região 3.....	59
Figura 33 – Variação da distorção em função do número de pulsos – Região 1.....	61
Figura 34 – Variação da distorção em função do número de pulsos – Região 2.....	61
Figura 35 – Variação da distorção em função do número de pulsos – Região 3.....	62
Figura 36 – Variação da distorção em função da Largura do pulso – Região 1.....	64
Figura 37 – Variação da distorção em função da Largura do pulso – Região 2.....	64
Figura 38 – Variação da distorção em função da Largura do pulso – Região 3.....	65

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Classificação das ligas de alumínio.....	04
Tabela 2: Corpos-de-prova soldados para cada variação do parâmetro de pulso.....	46
Tabela 3: Corpos-de-prova adicionais.....	47
Tabela 4 – Efeitos da corrente de pico (I_p) sobre a energia de soldagem.....	56
Tabela 5: Análise de Variância fator único. Influência de I_p na energia de soldagem.....	57
Tabela 6 – Efeitos da corrente de base (I_b) sobre a energia de soldagem.....	59
Tabela 7: Análise de Variância fator único. Influência de I_b na energia de soldagem.....	60
Tabela 8 – Efeitos do número de pulsos por segundo (PPS) sobre a energia de soldagem.....	62
Tabela 9: Análise de Variância fator único. Influência de PPS na energia de soldagem.....	63
Tabela 10 – Efeitos da largura do pulso (LP) sobre a energia de soldagem.....	65
Tabela 11: Análise de Variância fator único. Influência de LP na energia de soldagem.....	66
Tabela 12: Análise da distorção absoluta (Região 2).....	67
Tabela 13: Resultados do ensaio de tração	68

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

A_w	Área transversal da solda, mm ²
ANOVA	Análise de Variância
AWS	American Welding Society
b	Coeficiente
B	Largura da junta, mm
CDP	Corpo de prova
CT	Ciclo de Trabalho (%)
D	Abertura da raiz, mm
E	Módulo de Elasticidade, MPa
e	Espessura das chapas, mm
F	Freqüência de pulsação
f	Metade da largura da zona de tensões residuais de tração
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
H34	Grau de encruamento utilizada na liga de Al-Mg pesquisada
I	Corrente de soldagem (A)
I_b	Corrente de base (A)
I_p	Corrente de pico (A)
K_z	Grau de restrição da junta, MPa/mm
L	Comprimento de solda, m
LP	Largura do pulso (ms)
MIG	<i>Metal Inert Gas</i>
MAG	<i>Metal Active Gas</i>
MQ_i	Média dos quadrados das interações
PPS	Pulsos por segundo
Q	Valor crítico da amplitude Studentizada
r	Número de repetições para cada combinação
S	Contração transversal, mm
S_0	Contração transversal depois do primeiro passe, mm
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
T	Teste de Tukey
T_T	Período de pulso (ms)
tb	Tempo de base (ms)
tp	Tempo de pico (ms)

TRIM	Controle de comprimento do arco no equipamento de soldagem
U	Tensão de soldagem (V)
w	Peso total de eletrodo por comprimento de metal de solda, g/mm
w ₀	Peso de eletrodo por comprimento de metal de solda no primeiro passe, g/mm
y	Distância lateral da linha de centro da solda, mm
ZTA	Zona Termicamente Afetada
σ_m	Máxima Tensão Residual de Tração na região da solda, MPa
σ_x	Tensão residual Longitudinal MPa
σ_y	Tensão residual Transversal MPa
σ_z	Tensão residual na direção da espessura MPa
δ_t	Deflexão (Distorção) Final

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Nos dias atuais, com o avanço da tecnologia, as indústrias, cada vez mais, buscam uma maior competitividade, com a alta produtividade e redução de custos, aliada a uma excelente qualidade do produto.

A busca pela competitividade leva as empresas, de um modo geral, a melhorarem seus produtos, processos e serviços. Na indústria metalúrgica, a busca por materiais que aliam uma maior resistência mecânica e baixo peso é cada vez mais crescente. Diante deste cenário, o alumínio surge como uma das alternativas mais interessantes para o ramo industrial. O alumínio e suas ligas possuem um vasto campo de aplicação, que abrange desde utensílios de cozinha até aplicações aeroespaciais.

No ramo de fabricação de máquinas agrícolas, a utilização do alumínio é cada vez mais crescente, pois além da elevada relação resistência / peso, o alumínio também possui uma excelente resistência a corrosão. Dentre os processos de transformação do alumínio, o processo de soldagem é um dos mais importantes para a fabricação de conjuntos mecânicos a serem montados no produto final, como por exemplo, máquinas agrícolas.

Como será visto no próximo capítulo, na parte de revisão da literatura, historicamente o alumínio é considerado um material de difícil soldabilidade devido ao fato dos pioneiros na arte da soldagem empregarem técnicas de soldagem semelhantes àsquelas empregadas para materiais ferrosos, obtendo soldas de baixa qualidade (REIS, 1996, SAUNDERS ,1989 e BILIONI et al, 1981).

O processo de soldagem de alumínio pode causar consideráveis distorções, devido ao alto coeficiente de expansão linear e a necessidade de maior aporte de calor.

Estas distorções causam problemas dimensionais e de forma, podendo comprometer a montagem e/ou a vida útil de componentes mecânicos.

Um dos processos mais utilizados na área industrial para a soldagem de alumínio é o MIG (*Metal Inert Gas*) pulsado, que proporciona uma alta produtividade comparada ao processo TIG (*Tungsten Inert Gas*)

e fornece uma corrente média inferior ao processo MIG convencional, diminuindo assim o aporte de calor. Apesar da sua crescente utilização, um dos problemas encontrados na indústria é a dificuldade de regulagem dos parâmetros de pulso.

Na empresa Máquinas Agrícolas Jacto é utilizada uma liga Al-Mg 5052 H34, soldada pelo processo MIG pulsado, que deve ter uma boa resistência mecânica e excelente resistência à corrosão.

O fenômeno das tensões residuais e da distorção durante o processo de soldagem vem sendo alvo de vários estudos ao longo do tempo, visto que vários problemas podem ocorrer quando estes fenômenos estão presentes, como maior suscetibilidade à ocorrência de fratura frágil e instabilidade dimensional.

Para minimizarmos a distorção em uma junta de solda é necessário, num primeiro momento, conhecermos quais são os fatores que podem influenciar, com maior ou menor intensidade, este fenômeno.

Na empresa Máquinas Agrícolas Jacto, há uma necessidade cada vez maior de juntas com pouca distorção, principalmente em conjuntos soldados de grandes dimensões, a fim de evitar problemas durante a montagem e comprometimento da linha de produção.

Diante deste cenário, o principal objetivo deste trabalho é identificar quais parâmetros do processo MIG pulsado interfere na distorção angular de uma chapa de alumínio com junta de topo.

CAPÍTULO II

REVISÃO DA LITERATURA

2.1 – O Alumínio e suas ligas

O alumínio é o terceiro elemento mais abundante na crosta terrestre, e vem sendo amplamente utilizado nas aplicações industriais. O seu sucesso na indústria mecânica deve-se principalmente aos seguintes fatores: elevada relação resistência/peso, baixa densidade, cerca de 3 vezes menor que a do aço, elevadas condutividades térmica e elétrica, elevado coeficiente de expansão térmica, cerca de 2 vezes maior que a do aço e elevada resistência à corrosão.

O alumínio (Al), em seu estado puro, é um metal muito dúctil e que possui baixa resistência mecânica. Essa última propriedade é um fator limitante na utilização do alumínio em aplicações estruturais. Para contornar este problema, foram desenvolvidas várias ligas a partir do alumínio comercialmente puro, com a adição elementos de liga. 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).

A classificação destas ligas se baseia num sistema numérico de 4 dígitos, sendo que o primeiro indica o grupo de elementos que determinam as características da liga, conforme indicado **na Tabela 1**. Nas ligas do grupo 1XXX, os dois últimos dígitos indicam a porcentagem de alumínio que excede a 99%. Nos grupos de 2XXX a 8XXX, os dois últimos dígitos apenas diferenciam ligas de um mesmo grupo; o segundo dígito, quando diferente de zero, indica que uma liga é derivada daquela com o segundo dígito zero, por exemplo, a liga 5652 deriva da liga 5052. (ALCAN, 1993).

Tabela 1 – Classificação das ligas de alumínio

Liga	Principal elemento químico
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

2.1.1 – Propriedades das ligas de alumínio

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

a) Alumínio puro para uso industrial – série 1000 – Apresenta uma pureza compreendida entre 99,0% e 99,9%. Este material é dotado de boa resistência à corrosão, altas condutibilidades térmica e elétrica e excelente flexibilidade. Sua soldabilidade e usinabilidade são bastante satisfatórias, apesar de sua baixa resistência mecânica.

b) Liga de Al-Cu – série 2000 – Esta é uma série típica de ligas tratadas 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 à das outras séries. Sua soldabilidade também deixa muito a desejar, razão pela qual esta liga é empregada quase que exclusivamente em estruturas rebitadas.

As especificações 2017 (duralumínio) e 2024 (superduralumínio) são bastante conhecidas como materiais empregados em estruturas de aeronaves.

c. Liga de Al-Mn – série 3000 – As ligas Al-Mn não são termicamente tratadas e os diferentes níveis de resistência mecânica são conseguidos mediante encruamento a frio. As principais vantagens desta série é que a resistência à corrosão, a usinabilidade e soldabilidade são tão boas quanto às do alumínio puro, aliadas ainda às suas altas propriedades mecânicas.

d. Liga Al-Si – série 4000 – Esta série também não é tratável termicamente. Devido ao 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 tratadas termicamente.

e. Liga Al-Mg – série 5000 – As ligas desta série são às vezes combinadas com manganês, e também não são tratadas termicamente. Têm uma resistência à ruptura superior à da liga Al-Mn, são facilmente soldáveis e resistentes à corrosão, principalmente em atmosfera marítima. O magnésio, elemento de liga que caracteriza a série 5xxx, é responsável pelo aumento da resistência mecânica sob trabalho a frio. A quantidade de Mg não pode exceder o limite de 5,5% em peso nas ligas trabalhadas. 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 trincamento intergranular (BRAY, 1992; ANDERSON, 2005).

Especificamente na liga Al 5052, o teor de magnésio deve ser entre 2,20% e 2,80% e o cromo deve ficar entre 0,15% e 0,35%. Outros elementos que complementam a composição dessa liga são manganês, cobre e zircônio, que não podem ultrapassar a quantidade de 0,10%. A quantidade de ferro e silício deve ser respectivamente no máximo até 0,40% e 0,25% (ASTM B209M, 2001).

f. Liga Al-Mg-Si – série 6000 – Esta série reúne ligas de alumínio tratáveis termicamente e apresentam características satisfatórias de usinabilidade, resistência à corrosão e soldabilidade. 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.

g. Liga Al-Zn – série 7000 – Esta série também é termicamente tratada e as ligas podem 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.

2.2 – Soldabilidade do alumínio e suas ligas

O termo soldabilidade 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 (PÓVOA, 1988). 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 (REIS, 1996, SAUNDERS, 1989 e BILONI et al, 1981).

Um grande problema na soldagem do alumínio está relacionado com a facilidade do mesmo em reagir com o oxigênio, formando a alumina (Al₂O₃). Este óxido tem a dureza próxima à do diamante e alto ponto de fusão (2038° C). A alumina também é porosa, podendo reter umidade e sujeira que podem contaminar o cordão de solda.

Desta forma, antes do processo de soldagem, é importante a remoção da alumina para que o material possa ser soldado satisfatoriamente. A remoção da camada de alumina pode ser feita de 3 formas distintas (ALCAN, 1993): por ação mecânica, limpeza química ou ataque catódico.

A remoção por ação mecânica é a mais simples, porém pouco eficiente. É feita por meio de esmerilhamento ou escovamento, momentos antes da soldagem.

A limpeza química é feita pela aplicação de bases e ácidos alternadamente, a temperaturas variadas, intercaladas por lavagem com água. O ataque catódico consiste em alternar o sentido da corrente elétrica de soldagem, sendo muito utilizado no processo TIG.

Outro fator que exerce uma grande influência na soldabilidade é a condutividade térmica. No alumínio ela é quase cinco vezes maior do que no aço, significando assim que para elevar localmente a temperatura de uma mesma massa

é requerido cinco vezes mais calor para o alumínio do que para o aço (AWS, 1996 e ALCAN, 1993).

Como o ponto de fusão do alumínio é menor que o do aço, tem-se a impressão inicial que o calor requerido para soldar alumínio é menor do que para o aço. Entretanto, a alta condutividade térmica do alumínio compensa a diferença entre as temperaturas de fusão e, por isso, o alumínio necessita tanto quanto ou provavelmente mais calor do que o aço para ser soldado (ALCAN, 1993).

Conforme mencionado na literatura (ALCAN, 1993), 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 se não forem utilizadas as velocidades de trabalho mais altas possíveis, quando da soldagem do alumínio com fontes de calor mais intensas. Esta alta condutividade térmica torna a soldagem do alumínio mais rápida que do aço, pois ela proporciona uma rápida solidificação da poça de solda.

2.2.1 – Influência dos elementos de liga na soldabilidade do alumínio

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 (ALCAN, 1993, PÓVOA, 1988 e BILONI et. al., 1981).

Busca-se uma combinação dos elementos de liga no alumínio visando uma melhora e/ou combinação das propriedades que os mesmos oferecem individualmente. 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 através da soldagem por meio de envelhecimento em temperatura ambiente (ALCAN, 1993, PÓVOA, 1988 e BILONI et. al., 1981).

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 piorando-a. Conforme Alcan (1993) e Okumura e Taniguchi (1982), a soldabilidade varia da seguinte forma para as diversas ligas de alumínio:

- Liga Al-Cu – a soldabilidade desta liga pelos processos a arco deixa muito a desejar em virtude de serem muito suscetíveis à fissuração a quente. Portanto, a sua união pelo processo MIG é difícil.
- Liga Al-Mn – esta liga tem uma boa soldabilidade e não é suscetível à ocorrência de trincas de solidificação;
- Liga Al-Si – esta liga possui excelente fluidez e dificilmente ocorrem problemas de trincas na solda. Normalmente é utilizada como material de enchimento;
- Liga Al-Mg – as ligas desta família, em geral, são facilmente soldáveis. Quando tem 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 – 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. Embora sejam propensas à fissuração a quente, isto pode ser superado pela escolha correta do metal de enchimento e do perfil da junta;
- Liga Al-Zn – assim como a liga Al-Cu, a soldabilidade por processo de fusão a arco desta liga deixa muito a desejar, mas também possui ligas soldáveis;
- Liga Al-Zn-Mg – esta liga tem uma soldabilidade satisfatória e a diminuição da dureza na zona da solda pode ser recuperada através de envelhecimento natural.

O alumínio puro (série 1xxx) e a liga Al-Mn (série 3xxx), apesar de terem boa soldabilidade, não possuem a resistência necessária exigida para uso estrutural.

2.3 - Processos de soldagem do alumínio e suas ligas

A maioria dos processos de soldagem podem ser utilizados na soldagem do alumínio, como por exemplo a soldagem com Eletrodo Revestido, MIG, TIG, Plasma, como fruto da evolução tecnológica ocorrida nas últimas décadas.

Cada um destes processos apresenta vantagens e limitações, sendo escolhido de acordo com a qualidade exigida para a junta a ser soldada (REIS, 1996).

Conforme a literatura(ALTSHULLER, 1998, BLEWETT, 1982, BILONI et al, 1981), os processos de soldagem MIG e TIG são os mais empregados na soldagem do alumínio, sendo que quando utilizados em aplicações estruturais o processo MIG é preferido em relação ao TIG, pois pode ser mecanizado com facilidade, sendo utilizado tanto num sistema semi-automático quanto automático. O processo MIG se destaca também 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 a serem aplicados, solda em todas as posições, não tem a necessidade de fluxos de soldagem, não exige grande habilidade do soldador, permite maiores profundidades de penetração e estreitas zonas afetadas termicamente. O arco do processo MIG é uma fonte muito eficiente e concentra mais o calor em comparação a outros arcos de soldagem.

Apesar destas vantagens, o processo MIG, quando comparado aos processos de soldagem TIG e eletrodo revestido, apresenta algumas dificuldades, tais como: maior sensibilidade à variação dos parâmetros elétricos de soldagem, exige um ajuste rigoroso dos parâmetros para se obter um determinado conjunto de características para a solda, possui uma menor variedade de consumíveis e o equipamento e a sua manutenção são de maior custo (BLEWETT, 1982 e BILONI et. al., 1981).

A soldagem MIG de alumínio e suas ligas opera normalmente em corrente contínua com eletrodo positivo (polaridade inversa), 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 MIG automatizado é o mais empregado industrialmente. (ALCAN, 1993, PÓVOA, 1988 e BILONI et al, 1981).

A **Figura 1** mostra esquematicamente o processo de soldagem MIG/MAG.

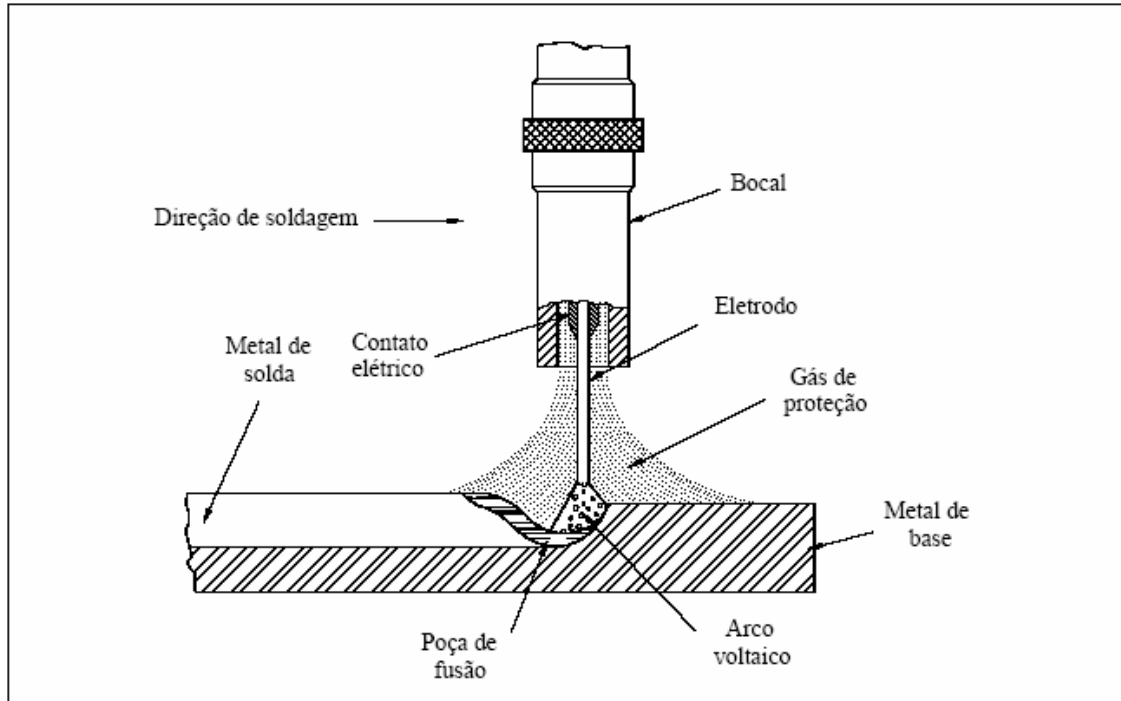


Figura 1 – Detalhe da soldagem MIG/MAG (MIRANDA, 1999)

Outra característica muito importante da soldagem MIG é o uso de densidades de corrente extremamente elevadas, devido à pequena resistência elétrica existente (pequeno comprimento do eletrodo). Essas altas densidades de corrente, somadas a uma transferência de calor muito eficiente, resulta em velocidades de soldagem altas, além de proporcionar uma maior penetração.

2.3.1 Processo MIG - Equipamentos e técnicas

Os equipamentos básicos para qualquer instalação que utilize o processo MIG são os seguintes (ALTSHULLER, 1998, ALCAN, 1993 e AWS, 1991):

- ✓ Uma fonte de potência de corrente contínua com característica estática apropriada para a soldagem MIG;
- ✓ Um sistema de alimentação de eletrodo;
- ✓ Uma pistola;
- ✓ Um suprimento de gás de proteção com regulador de pressão e fluxímetro;
- ✓ Um sistema de refrigeração de água, quando necessário.

A **Figura 2** ilustra os equipamentos necessários na soldagem MIG/MAG.

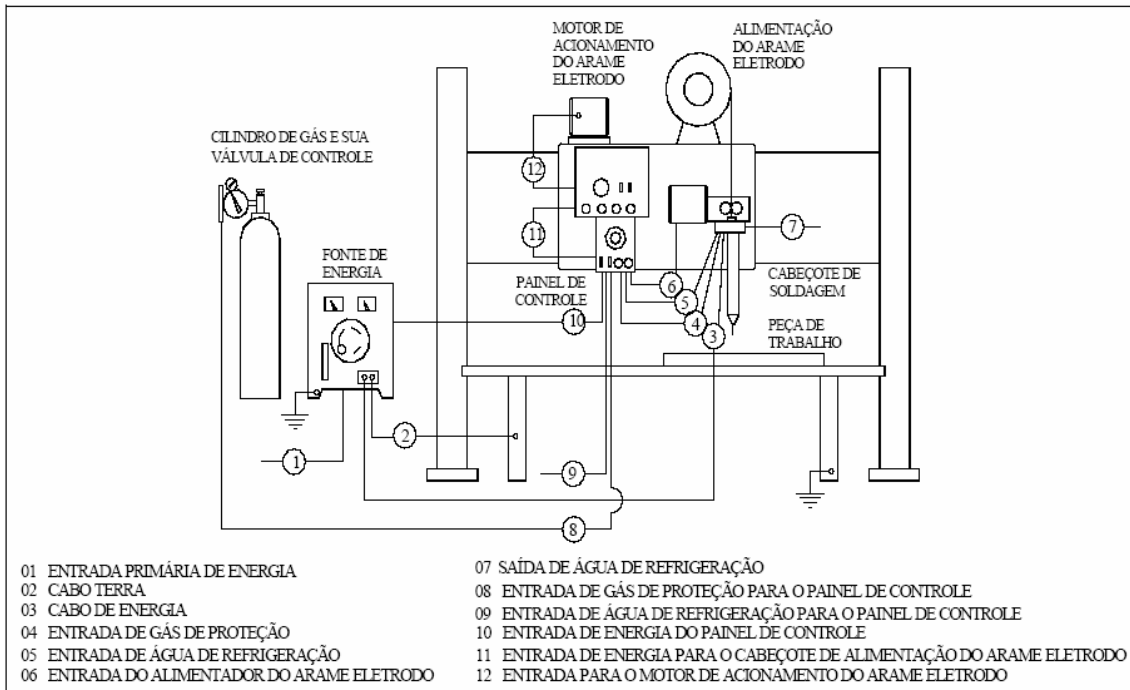


Figura 2 – Esquema do processo MIG/MAG (AWS, 1991)

Com relação à característica estática da fonte de potência, devem-se analisar as vantagens e desvantagens das fontes tensão constante e corrente constante.

A principal vantagem da fonte tensão constante é a prevenção de queimas no bico de contato, a manutenção de um comprimento de arco aproximadamente constante e uma abertura facilitada do arco. Todavia, estas fontes têm sérias desvantagens com relação à soldagem MIG de alumínio. A principal delas é que, como a corrente passa a ser uma consequência da velocidade de alimentação, qualquer variação na distância entre o eletrodo e a peça resulta numa oscilação da corrente de soldagem. Isto altera o aporte térmico do arco e a pressão do arco e, conseqüentemente, a penetração da solda (LIU, 1997).

Já a principal vantagem da fonte corrente constante é que, mantendo-se a corrente em torno de um valor, mesmo havendo flutuações na velocidade de alimentação, obtém-se uma penetração uniforme. Sua grande desvantagem é a necessidade da existência de um controle externo para iniciar o arco e mantê-lo estável, comprimento constante, proporcionando, assim, largura do cordão também constante.

Quanto ao alimentador de arame, normalmente se utiliza o tipo extrator ou então o tipo impulsor-extrator ("push-pull"), quando a velocidade é crítica (OKUMURA e TANIGUCHI, 1982).

Arames de pequeno diâmetro também apresentam problemas de alimentação, pois tendem a dobrar-se facilmente, quando se utiliza o alimentador do tipo impulsor, normalmente empregado para outros materiais.

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

Já nas fontes corrente constante, como não há um aumento da corrente durante o curto, o eletrodo 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 eletrodo plena, tão logo o arco tenha sido estabelecido (ALCAN, 1993).

Uma vez o arco tenha sido iniciado, a tocha deve ser conduzida mantendo-se uma distância entre o bico de contato e a peça que varia de 12 e 15 mm, devendo ser inclinada no sentido do deslocamento, soldagem empurrando, num ângulo de 5 a 15° com a vertical, de forma a promover a ação de limpeza da camada de óxido à frente da poça, melhorando a molhabilidade e reduzindo a oxidação do metal de base. No processo MIG do alumínio a tocha nunca deve ser arrastada, ou seja, apontada no sentido contrário ao deslocamento, pois neste caso o gás de proteção está sendo jogado para traz da poça de solda, o que pode facilitar a contaminação da mesma pela atmosfera. O valor do ângulo deve ser ajustado de acordo com a velocidade de soldagem, posição da junta, tamanho do cordão e corrente de soldagem empregada. (ALTSULLER, 1998; AWS, 1996 e ALCAN, 1993)

Para finalizar, a tocha deve ser conduzida empregando-se elevadas velocidades de soldagem, onde velocidades na faixa de 30 a 80 cm/min são muito comuns, podendo chegar até a 250 cm/min. No fim do cordão, deve existir um controle da interrupção do arco para prevenir a trinca de cratera (ALTSULLER, 1998 e ALCAN, 1993).

2.3.2 Processo MIG – Gases de proteção

Além do bico de contato e dos conduítes que precisam ser trocados, devido ao desgaste natural, os principais consumíveis são os gases de proteção e os eletrodos.

Segundo Jönsson et al (1995) e Pandey et al (1995), os gases de proteção constituem uma variável crítica do processo que influencia a operação da soldagem MIG/MAG. A proteção gasosa afeta diretamente a penetração da solda, o formato e a regularidade do cordão, as propriedades mecânicas da solda, a estabilidade do arco e os fenômenos de transferência metálica. A seleção do gás a ser utilizado depende do material de base a ser soldado, do tipo de transferência metálica desejada, do diâmetro e tipo de eletrodo e da posição de soldagem.

As três principais características de um gás de proteção são o seu potencial de ionização, sua condutividade térmica e o seu potencial de oxidação. O potencial de ionização de um gás é a tensão necessária para remover um elétron de um átomo, fazendo dele um íon.

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 e, com isso, ajuda a manter um arco suave e estável (LYTTLE e STAPON, 1990).

As diferenças na condutividade térmica dos componentes do gás de proteção geram diferenças nas características do depósito de solda resultante. Os gases que têm alta condutividade térmica transferem mais calor para a peça, influenciando, deste modo, na forma e no perfil de penetração da solda.

Uma melhor transferência de calor para o metal de base promove uma melhor penetração na junta e maior fluidez da poça de solda. Quando se soldam metais altamente condutores como alumínio e cobre, a alta condutividade térmica se torna crítica. Hélio e dióxido de carbono têm condutividades térmicas maiores do que a do argônio e eles transferem calor facilmente para o metal base (LYTTLE e STAPON, 1990).

Outra propriedade do gás de proteção que afeta o desempenho e as propriedades do depósito de solda resultante é a sua natureza oxidante. Obviamente, uma mistura de gases mais oxidantes ou “ativa”, tais como 100% de

CO₂ ou argônio com adição de alta porcentagem de CO₂ ou O₂, utilizados na soldagem de aço, transferem menos quantidade de elementos de liga presentes no eletrodo de soldagem para o depósito de solda. Esta perda de manganês, silício e outros elementos reativos, tal como o titânio, pode afetar as propriedades da solda (LYTTLE e STAPON, 1990).

A maioria dos gases inertes, argônio, criptônio, neônio, xenônio ou hélio, poderia ser utilizada para fins de proteção na soldagem MIG de alumínio. Entretanto, por razões de custo, os únicos gases normalmente empregados são o argônio (Ar) e o hélio (He) ou misturas dos dois. Pandey et al (1995) refere-se também a adições de 0,2-0,5%N₂ ou 0,5-1,0%O₂ ao argônio para promover cordões de boa qualidade. Segundo Altshuller (1998); AWS (1996) e Alcan (1993), o argônio é o gás mais utilizado na soldagem MIG do alumínio.

A seguir, são descritas as características dos gases normalmente utilizados em soldagem MIG de alumínio:

➤ Argônio (Ar): é um gás inerte, com baixo potencial de ionização, baixo potencial de oxidação e baixa condutividade térmica. A densidade do argônio em relação ao ar é aproximadamente 1,38 vezes maior, com isso, um fluxo moderado deste gás promove uma efetiva ação protetora, pois ele substitui o ar em volta da solda facilmente e é menos susceptível a reações. O argônio comercialmente puro normalmente é utilizado como gás de proteção nas soldagens de alumínio, magnésio, cobre e suas ligas, conforme pode ser visto na literatura corrente (ALTSHULLER, 1998, YOUNG, 1995, LYTTLE e STAPON, 1990, PIERRE, 1987, DILLENBECK e CASTAGNO, 1987). De acordo com Lyttle e Stapon (1990) e Pierre (1987), o argônio produz uma coluna de arco estreita, e uma atmosfera rica em argônio, necessária para se alcançar transferência goticular em soldagens em geral.

➤ Hélio (He): também é um gás inerte. De acordo com a literatura (ALTSHULLER, 1998, YOUNG, 1995, LYTTLE e STAPON, 1990, PIERRE, 1987, DILLENBECK e CASTAGNO, 1987) o hélio tem um alto potencial de ionização e baixa densidade em relação ao ar. Devido ao alto potencial de ionização, o hélio requer mais tensão para ionizar, produzindo assim um arco mais quente e 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 penetrações maiores, com um perfil arredondado de penetração, ou seja, cordão mais largo e mais plano, utiliza velocidades de soldagem mais rápidas e gera alta qualidade de solda em muitas aplicações. Isto é particularmente importante em metais de alta condutividade térmica, tais como alumínio e cobre.

Conforme Little e Stapon (1990) e Pierre (1987), o hélio produz transferência globular, em soldagens em geral, quando se têm baixas densidades de corrente. De acordo com Altshuller (1998), para o alumínio, a escolha do gás de proteção para soldagens automáticas em chanfro é baseada principalmente na espessura do metal a ser soldado. Como o hélio produz um arco mais quente que o argônio, normalmente é utilizado para soldar metais mais espessos. Para espessuras até ½" (12,7 mm) normalmente é utilizado o argônio, pois o hélio ou mistura argônio/hélio não traz nenhuma vantagem que justifique o aumento de custo. Para espessuras entre ½" (12,7 mm) e 1" (25,4 mm) é usado argônio ou misturas hélio/argônio. Para espessuras acima de 1" (25,4 mm), uma mistura argônio/hélio ou hélio puro são preferidos.

➤ Mistura de gases: quando da 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, quando comparado com sua influência nas características de transferência arco/metal e no comportamento da poça de solda. Nem sempre é possível especificar com precisão faixas de composição para mistura de gases para materiais ou aplicações específicas (LUCAS, 1992). De acordo com Wainer et. al. (1992), se o teor de hélio for maior que 50%, não se obtém transferência goticular.

Além da escolha do gás de proteção, a correta especificação do eletrodo de alumínio, segundo a AWS A5.10 (Especificações de eletrodos de soldagem para alumínio e suas ligas), é um ponto muito importante, visto que a economia da operação e a integridade da junta soldada dependem de certas características do arame utilizado. Assim, tanto a seleção correta do eletrodo, baseando-se em custos do processo e na suscetibilidade do cordão a trincas a quente, quanto à armazenagem da bobina, que só deve ser retirada da caixa quando for efetivamente

utilizada, são pontos cruciais a serem observados com respeito a este consumível. O metal de adição, eletrodo, será objetivo de estudo no tópico a seguir.

2.3.3 Processo MIG – Metal de adição (eletrodo)

De acordo com a literatura (ALTSHULLER, 1998, ALCAN, 1993, PÓVOA, 1988, BILONI et al.,1981), o arame eletrodo é um componente crítico na soldagem MIG, pois atua com duas funções importantes no processo. A primeira é atuar como o anodo do arco de solda e a segunda é ser o metal de enchimento na soldagem. Como anodo, deve estar centralizado no bocal de gás e ter um ajuste perfeito no bico de contato para se obter perfeita 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 com isso problemas de qualidade do cordão de solda.

Os eletrodos e as varetas de solda são classificados com base na composição química da liga utilizada nas suas fabricações. A nomenclatura utilizada é composta de quatro dígitos, idêntico à “Aluminum Association”, para especificar a liga, precedidos das letras E e R, onde o prefixo R indica que o metal de adição é apropriado para ser usado como vareta de solda e o prefixo E, como eletrodo. Todo metal de adição que for classificado como eletrodo pode ser classificado como vareta de solda, porém, o contrário não é verdadeiro (ALCAN, 1993 e PÓVOA, 1988).

Conforme o Manual da Alcan (1993), a escolha do metal de adição pode ser simples ou complexa, dependendo da circunstância de soldagem. De acordo com AWS (1996) e Alcan (1993), os fatores que influenciam na escolha do metal de adição são os seguintes:

- composição química do metal base;
- geometria da junta;
- diluição;
- resistência mecânica e ductilidade do metal de solda;
- tendência ao fissuramento a quente;
- resistência à corrosão em serviço;
- comportamento da solda em temperaturas elevadas;
- fluidez do metal de solda;

- alimentação do eletrodo no processo MIG;
- diferença de tonalidade entre o metal de solda e o metal base após a anodização.

2.3.4 Processo MIG Pulsado

O processo MIG pulsado, que alia as características das transferências globular (baixa corrente) e *spray* (alta produtividade), tem sido objeto de vários estudos para melhorar a qualidade e a produtividade da junta soldada (GRUBIC e ANDRIC, 1995). A sua aplicação na soldagem das ligas de alumínio não é diferente, visto que as vantagens obtidas com o seu uso são muitas em comparação com o MIG convencional. A dificuldade em se utilizar tal processo é resultante da dificuldade de obter parâmetros adequados, que variam de acordo com o material, diâmetro e comprimento do eletrodo e gás de proteção (NORRISH, 1992).

Inúmeras vantagens têm sido descritas para este processo (SADLER, 1999; CASTNER, 1995; NORRISH, 1992 e GHOSH et al ,1991):

- ✓ Possibilidade de se soldar em todas as posições com transferência caracteristicamente goticular;
- ✓ Velocidades de soldagem cerca de 35% maiores que as utilizadas para a transferência curto-circuito;
- ✓ Significante redução no nível de respingos quando comparado ao curto-circuito;
- ✓ Menor distorção comparada ao goticular, devido a uma menor energia introduzida;
- ✓ Cordão de boa aparência;
- ✓ Redução na taxa de geração de fumos.

O processo se caracteriza por uma forma de onda descrita por quatro grandezas, conforme mostra a **Figura 3**, que são I_p (corrente de pico), t_p (tempo de pico), I_b (corrente de base) e t_b (tempo de base), além de suas correspondentes para o oscilograma de tensão. Os tempos de pico e base também definem o período de pulso (T_T), que é o inverso da frequência de pulsação (F) e o ciclo de trabalho (CT), como mostrado nas Equações (1) a (3). Esses parâmetros devem ser considerados em conjunto com as variáveis tradicionais do processo MIG, como comprimento do arco, velocidade de alimentação, gás de proteção, composição e diâmetro do eletrodo, dentre outras (AWS, 1991).

$$T_T = t_p + t_b \quad (1)$$

$$F = \frac{1}{t_p + t_b} \quad (2)$$

$$CT = \frac{t_p}{t_p + t_b} \cdot 100\% \quad (3)$$

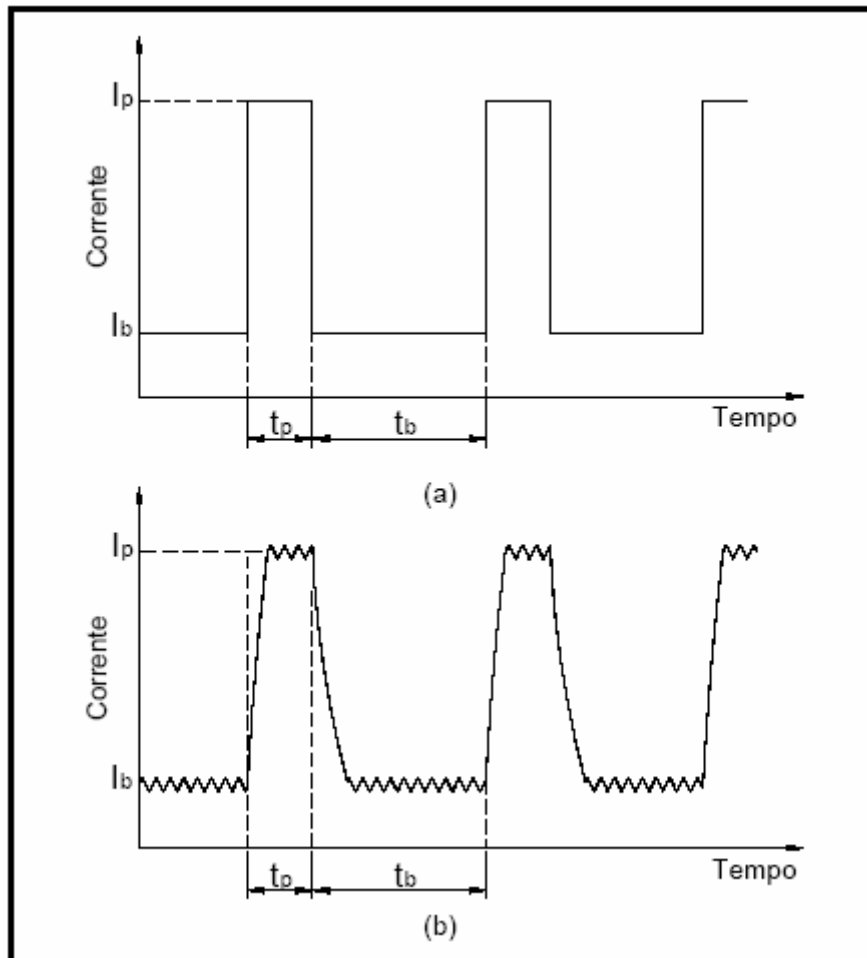


Figura 3 - Forma de onda da corrente no processo MIG pulsado: (a) Idealizada; (b) Mais representativa para equipamentos comerciais (ELLIOT, 1985).

Durante o pulso ou tempo de pico 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”.

Durante o período de base t_b , a corrente I_b é suficiente para manter o arco e conservar o efeito de aquecimento sob controle.

No modo de transferência pulsada, a quantidade de respingos é bastante reduzida e proporciona maiores tolerâncias em relação à distância da tocha à peça. O tamanho da gota e a frequência de transferência são controladas pela regulagem

da fonte de energia, através da regulagem da velocidade de alimentação e do período de pulsação, e pelo gás de proteção.

Neste modo de transferência, as peças soldadas são de fácil reprodutibilidade, apresentam baixo aporte de calor, mais baixo que para o processo “spray” não pulsado e globular, exceto para soldagem a arco com curto-circuito, e, portanto, a formação de um cordão com formato uniforme e uma penetração pouco profunda (KIM e EAGAR, 1993). Apresentam também baixa diluição e baixa emissão de fumos. A pulsação conduz a uma transferência “spray” estável, produzindo juntas soldadas de excelente qualidade e alta produtividade, pois permite altas velocidades de soldagem (CUNHA e GRUNDMANN, 1995).

O desenvolvimento da soldagem GMAW (*Gas Metal Arc Welding*) pulsada com transferência controlada abriu uma ampla faixa de aplicações na indústria (ZHANG e APPS, 1990). Devido à corrente média poder ser reduzida, o tamanho da poça de solda pode ser controlado e isto, combinado com o mecanismo de transferência projetado, permite que o processo seja usado em trabalhos fora de posição (NORRISH e RICHARDSON, 1988 e CUNHA e GRUNDMANN, 1995). Neste tipo de soldagem (posicional) 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, em alguns casos, do que o modo de transferência por curto-circuito (CRAIG, 1987).

A técnica de arco pulsado é uma alternativa atrativa para o regime de curto-circuito a baixos níveis de corrente, conveniente para soldagem de peças de baixa espessura em todas as posições (CUNHA e GRUNDMANN, 1995). Contudo, a aplicação da transferência pulsada em soldas de topo de chapas finas é limitada pela alta força do arco durante o pulso que tende a provocar penetração excessiva, a menos que as tolerâncias dos parâmetros de pulso sejam mantidas muito apertadas (NORRISH e RICHARDSON, 1988).

Na condição de corrente pulsada, o processo GMAW pode ser melhorado da seguinte maneira (CRAIG, 1987):

- ✓ Melhorando a capacidade de soldagem fora da posição plana;
- ✓ Aumentando o controle da penetração em materiais finos na faixa “spray”;
- ✓ Reduzindo o limite de espessura do metal para transferência “spray”;

✓ Podendo-se utilizar maiores diâmetros de arame em materiais finos, em comparação com a transferência por curto-circuito.

Até recentemente o processo GMAW com corrente pulsada não era muito utilizado devido à dificuldade de regulação dos parâmetros e sua manutenção durante a soldagem. Isto ocorria porque este processo introduz parâmetros operacionais adicionais, que inclui os parâmetros de pulso, além das variáveis de soldagem como a extensão do eletrodo, a corrente e a tensão de soldagem. Estas variáveis extras causam uma dificuldade na seleção de condições operacionais ótimas para soldagem com corrente pulsada. Muitas vezes um método de tentativa e erro é usado para determinar estas condições (KIM e EAGAR, 1993). A inflexibilidade no sistema também restringe a escolha dos gases de proteção, restringindo a quantidade de O₂ ou CO₂ nas misturas a base de argônio. A altos níveis de CO₂, respingos excessivos ocorrem devido às gotas não serem destacadas suavemente da ponta do arame (CUNHA e GRUNDMANN, 1995).

A seleção manual dos parâmetros de pulso e da velocidade de alimentação do arame pode ser simplificada utilizando-se regras pré-determinadas, mas é possível incorporar todas estas relações em uma fonte eletrônica pré-programada, permitindo que a corrente média e a velocidade de alimentação do arame sejam ajustadas por meio de um controle comum. Este controle com um único botão (*“one knob”*) é chamado GMAW Pulsado Sinérgico. Neste processo, os parâmetros de pulso são variados de acordo com as condições de operação. O conceito básico é que a aplicação de um pulso destacará uma gota do metal. Em uma primeira aproximação, o volume da gota aumenta proporcionalmente com a duração do pulso. O pulso é determinado pela composição e diâmetro do arame e pela composição do gás de proteção (CUNHA e GRUNDMANN, 1995).

2.4 – Ciclos térmicos em soldagem

Nos processos de soldagem ao arco elétrico, de acordo com Linnert (1967) e Easterling (1983), uma fonte pontual de calor muito intensa aquece e funde parte do metal de base e metal de adição que, em seguida se solidificam e formam o metal de solda. Durante esta operação, além das tensões internas geradas pelas restrições, as dilatações, contrações térmicas e transformações microestruturais ocorrem tanto no metal de solda quanto na zona afetada termicamente pelo calor

(ZTA). A forma e a intensidade com que estes fenômenos metalúrgicos ocorrem dependem principalmente, da composição química dos materiais envolvidos e do ciclo térmico a que se submete a junta durante a soldagem.

De acordo com Linnert (1967) e Muller e Alcântara (1986), os principais parâmetros que influenciam o ciclo térmico são:

- ✓ Tempo de aquecimento;
- ✓ Temperatura máxima atingida;
- ✓ Tempo de permanência acima de uma determinada temperatura;
- ✓ Velocidade de resfriamento a uma determinada temperatura ou tempo de resfriamento em uma determinada faixa de temperatura.

Conforme descreveu Kohno e Jones (1978) estas variáveis dependerão dos parâmetros de soldagem, corrente, tensão, velocidade de soldagem, da espessura da chapa, geometria da junta e propriedades físicas, condutibilidade térmica, calor específico e densidade do metal de base.

Elevação ou redução no tempo ou taxa de aquecimento provocará variações na temperatura de transformação, na taxa de crescimento de grãos e na temperatura de solução de precipitados.

O tempo de permanência em uma dada temperatura e o seu valor máximo influenciam da mesma forma estes fenômenos termicamente ativados principalmente crescimento de grãos.

Para um mesmo processo, a temperatura máxima atingida em um ponto varia com a distância deste até o centro do metal de solda como mostrado na **Figura 4**, descrito por Rebello (1985) e Alcântara (1991).

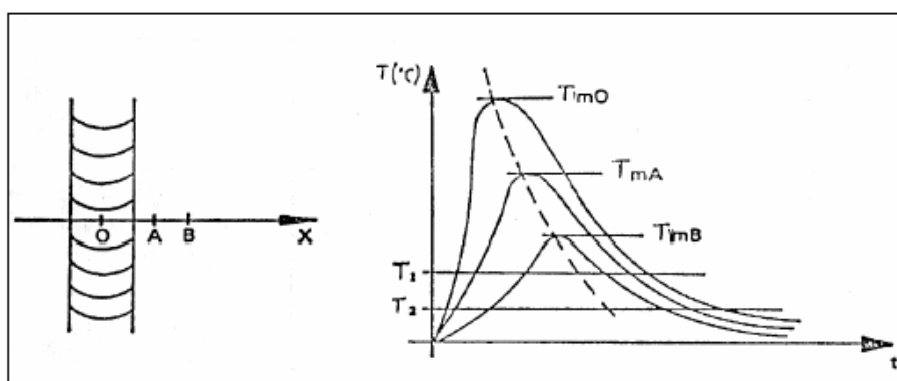


Figura 4 – Variação da temperatura máxima com a distância ao cordão de solda, (ALCÂNTARA, 1991).

Verifica-se que quanto mais próximo do metal de solda se achar o ponto, maior será sua temperatura máxima e menor o tempo para atingi-la. O metal de solda e a ZTA, imediatamente adjacente à solda, apresentam temperaturas substancialmente acima do metal de base. Como a poça de fusão se solidifica e contrai, origina-se uma tensão aplicada ao redor do metal de base e a ZTA. Como a solda se resfria até a temperatura ambiente, a tensão na área da solda aumenta e eventualmente atinge o limite de escoamento do metal de base e da ZTA. Essa tensão originada do ciclo térmico é chamada tensão residual. Essa tensão residual aumenta com o grau de restrição da junta soldada. Quando o grau de restrição é diminuído, as tensões residuais diminuem e o metal se movimenta mais facilmente originando as distorções durante a soldagem.

2.5 – Tensões residuais e distorções durante a soldagem

2.5.1 Fundamentação

Quando a solda é feita progressivamente, a porção de solda que já está solidificada resiste à contração das porções adjacentes da gota de solda. Conseqüentemente, as porções soldadas primeiro são tensionadas em uma direção longitudinal à linha de solda, isto é, diminuindo o comprimento dos cordões de solda, como mostra a **Figura 5**.

No caso de juntas de topo, a menor porção de solda está na direção transversal devido à preparação da junta de solda e ao efeito de endurecimento em passes subjacentes. Devido às contrações na solda, as tensões residuais transversais estão também presentes, como mostra a **Figura 5**.

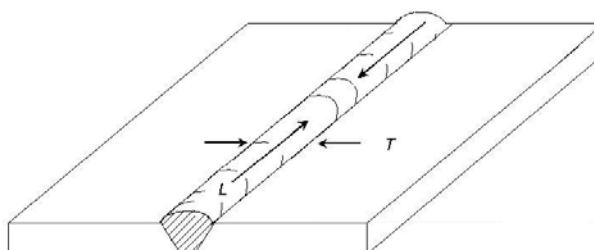


Figura 5 – Tensões residuais longitudinais (L) e transversais (T) em uma junta de solda de topo (AWS, 2001)

As tensões residuais na soldagem podem ter dois principais efeitos. Elas podem produzir distorção ou causar fratura permanente, ou ambos. Distorção é causada quando a região aquecida de solda contrai de maneira não uniforme, causando contração em uma parte da solda, originando forças excêntricas na seção transversal. As estruturas soldadas são deformadas elasticamente em respostas a estas tensões.

Em juntas de topo essas distorções podem aparecer como variação tanto longitudinal quanto transversal ou contração. 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 ao longo do comprimento. Estes efeitos estão ilustrados na **Figura 6**.

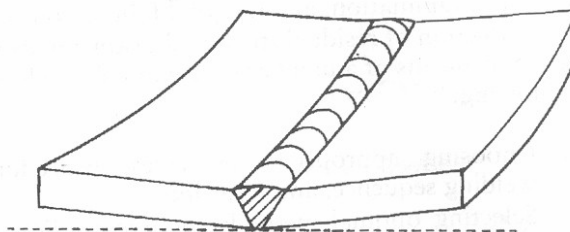


Figura 6 – Representação esquemática de distorção em uma junta de topo (AWS, 2001)

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 e (2) restrição às peças de modo que elas não possam distorcer durante a soldagem. Uma técnica adicional também utilizada é a realização de um projeto e um procedimento de soldagem de modo que a adição de metal seja balanceada de cada lado do cordão de solda. A seleção do processo de soldagem bem como a seqüência de solda a ser utilizada podem também influenciar na distorção e na tensão residual.

O aparecimento de tensões residuais e 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.

As tensões residuais podem ser reduzidas por tratamentos térmicos ou mecânicos.

Durante o alívio de tensões termicamente, a estrutura soldada é aquecida a uma temperatura em que o limite de escoamento está baixo o suficiente para que ocorra o movimento do material e por conseqüência o alívio de tensão. As propriedades mecânicas da junta soldada são usualmente afetadas pelo alívio de tensões térmico. Por exemplo, a resistência à fratura frágil de muitos aços soldados é geralmente melhorada pelo alívio de tensões térmico, pois as tensões residuais diminuem e as ZTA são temperadas. A tenacidade das ZTA é melhorada por este procedimento.

Os tratamentos de alívio de tensão mecânicos também reduzem as tensões residuais, mas eles não modificam significativamente a microestrutura e a dureza nas ZTA.

A redução das tensões residuais e das distorções pode ser feita das seguintes maneiras:

- 1 – Selecionando os processos, procedimentos e seqüências adequados e os meios de fixação;
- 2 – Selecionando métodos para alívio das tensões e remoção das distorções;
- 3 – Utilizando projeto e materiais adequados a minimizar os efeitos da tensão residual e distorção (AWS, 2001).

2.5.2 Tensões residuais durante a soldagem

As tensões residuais são aquelas que permanecem na peça depois que todas as solicitações externas foram removidas. Vários termos têm sido utilizados para descrever as tensões residuais. Dentre eles estão tensão interna, tensão inicial, tensão inerente e tensão de reação. Contudo, a tensão residual que ocorre quando a estrutura está sujeita a uma mudança não uniforme da temperatura é usualmente denominada de tensão térmica.

As tensões residuais se desenvolvem nas estruturas do metal nos vários processos de manufatura, tais como fundição, soldagem, laminação, forjamento, usinagem, dobramento, têmpera, por várias razões. Uma das principais causas de seu aparecimento é a ocorrência, ao longo de uma seção da peça, de deformações plásticas não uniformes, o que pode ser causado por efeitos mecânicos ou térmicos.

Além disso, os tratamentos térmicos aplicados na manufatura também podem afetar as tensões residuais.

Os tipos de tensões residuais que ocorrem durante a fabricação de estruturas soldadas são classificados como (1) tensão residual que é produzida na soldagem de peças sem restrição e (2) tensão de reação que é causada por restrições externas.

Distribuições típicas de tensões residuais longitudinais e transversais em uma solda de passe único de uma junta de topo estão mostradas na **Figura 7**. As principais tensões são aquelas longitudinais ao cordão de solda, σ_x , e aquelas transversais, σ_y , como mostrado na **Figura 7 (A)**.

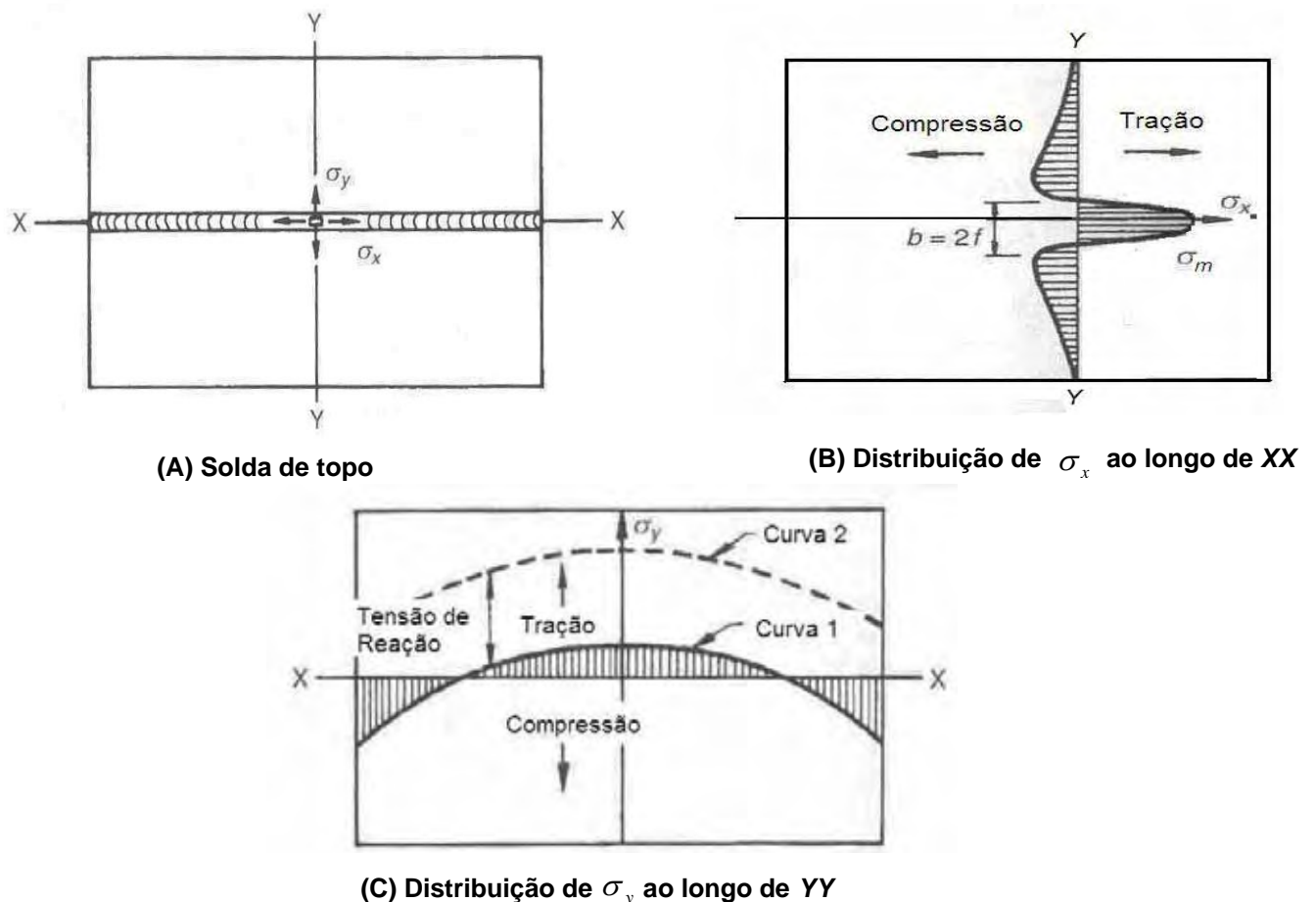


Figura 7 – Distribuição típica de tensões residuais longitudinais (σ_x) e transversais (σ_y) em uma junta de topo, ao longo da linha de solda (eixo-X) e ao longo da linha perpendicular à linha de solda, passando através do centro da solda (eixo-Y). (AWS, 2001)

A **Figura 7 (B)** ilustra a distribuição da tensão residual longitudinal, σ_x . Esta tensão decresce de uma alta magnitude, perto da região da solda, rapidamente até zero, acima de uma certa distância. A distribuição desta tensão é caracterizada por duas variáveis – a máxima tensão na região da solda, σ_m , e a metade da largura da zona de tensões residuais de tração, f . Em soldagens de aço de baixo carbono, σ_m é aproximadamente igual ao limite de escoamento do metal de solda.

A distribuição da tensão residual longitudinal está mostrada na **Figura 7 (B)** e pode ser aproximada pela seguinte equação (MASUBUCHI, 1965, apud MASUBUCHI, 1980):

$$\sigma_x(y) = \sigma_m \left[1 - \left(\frac{y}{f} \right)^2 \right] \exp \left[- \frac{1}{2} \left(\frac{y}{f} \right)^2 \right] \quad (4)$$

onde

σ_x = Tensão residual longitudinal, (MPa);

y = Distância lateral da linha de centro da solda, (mm);

σ_m = máxima tensão residual de tração na região da solda, (MPa); e

f = metade da largura da zona de tensões residuais de tração.

A distribuição da tensão residual transversal, σ_y , ao longo do comprimento da solda é representada pela Curva 1 na **Figura 7 (C)**. Tensões de tração, relativamente de baixas magnitudes, são formadas na região mediana da peça, enquanto que tensões de compressão são formadas nas duas extremidades.

Se a contração lateral da junta é restringida por uma restrição externa, uma tensão de tração aproximadamente constante ao longo do comprimento de solda é adicionada à tensão residual como tensão de reação, como mostra a **Figura 7 (C)**. Uma restrição externa afeta a magnitude da tensão residual, mas tem pouca influência na sua distribuição.

A tensão residual na direção da espessura, σ_z , pode tornar-se significativa em soldagens acima de 1 in. (25 mm) de espessura (AWS, 2001).

Os efeitos das tensões residuais na soldagem podem ser resumidos da seguinte forma:

- 1) As tensões residuais são significantes apenas para fenômenos que ocorrem a baixas tensões aplicadas, tais como fratura frágil, fadiga e trincas por corrosão;
- 2) Se o nível de tensão aplicada aumenta, o efeito da tensão residual diminui;
- 3) O efeito das tensões residuais é desprezível no caso de tensões aplicadas próximas ao limite de escoamento;
- 4) O efeito da tensão residual tende a diminuir depois de um carregamento repetido.

2.5.3 Distorções durante a 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.

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. Estas variações dimensionais estão ilustradas na **Figura 8**. (AWS, 2001).

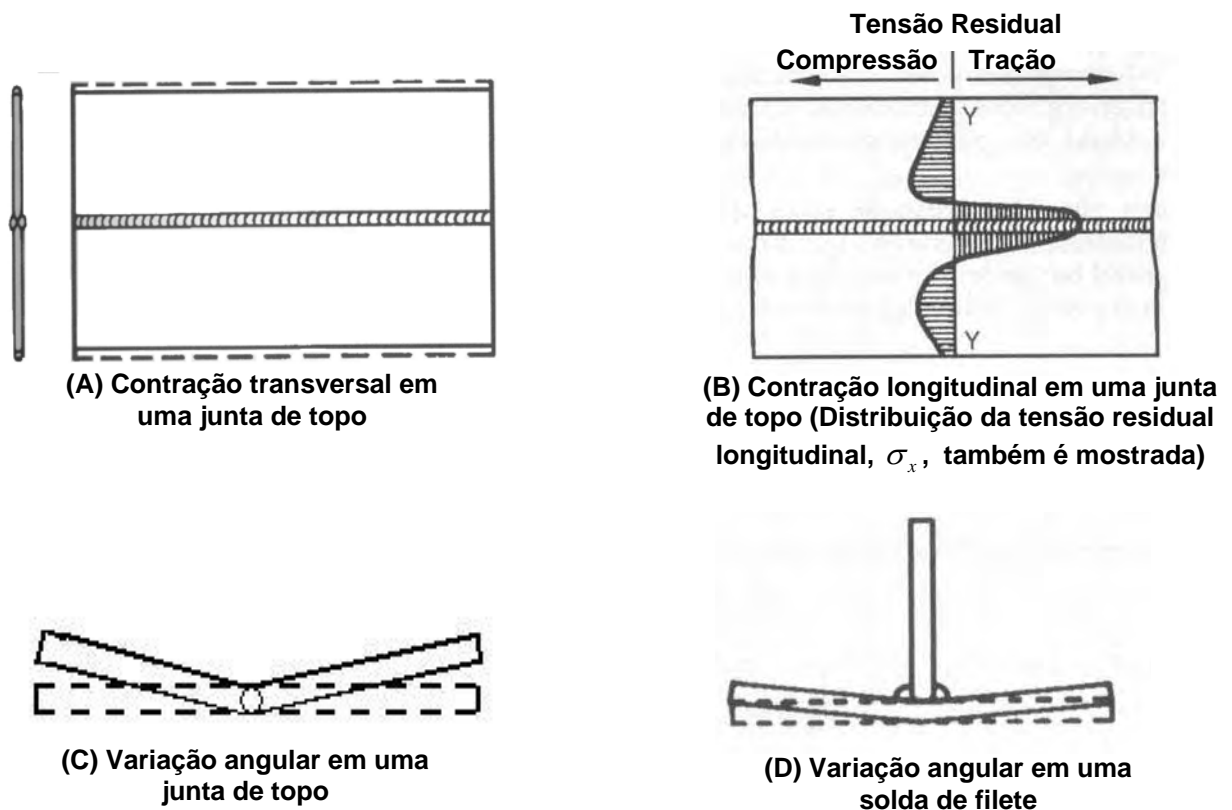


Figura 8- Variações dimensionais fundamentais que ocorrem em soldagem (AWS, 2001)

Contração transversal

A **Figura 8 (A)** ilustra a contração transversal que ocorre em uma junta soldada de topo. A maior parte da contração ocorre após a soldagem, ou seja, em temperaturas inferiores às atingidas durante a realização da solda, durante o processo de resfriamento. Para a soldagem de passes múltiplos em juntas de aço carbono, a contração transversal aumenta com o número de passes e com a quantidade de material depositado. Segundo Kihara e Masubuchi, 1955 (apud AWS, 1991), a contração é relativamente elevada no primeiro passe, diminuindo-se gradativamente até a realização do último passe.

Várias fórmulas têm sido propostas para estimar a quantidade de contração transversal em soldas de topo. Para citar um exemplo, Spraragen e Ettinger (1950) sugeriram que a quantidade de contração transversal em soldas de aço carbono e de baixa liga pode ser estimada utilizando-se a seguinte equação:

$$S = 0,2 \frac{A_w}{e} + 0,05 d \quad (5)$$

onde,

S = contração transversal, (mm);

A_w = Área transversal da solda, (mm²);

e = espessura das chapas, (mm);

d = abertura da raiz, (mm).

De acordo com Spraragen e Ettinger, esta fórmula é particularmente aplicável para espessuras maiores que 1 in. (25,4 mm). Se a espessura da chapa for menor que 25,4 mm, o valor do coeficiente (0,2) deve ser mudado para 0,18, pois a chapa não absorve muito calor.

A **Figura 8 (A)** mostrou 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 são:

- ✓ Distorção rotacional;
- ✓ Restrição não-uniforme da junta;
- ✓ Soldagem com passos múltiplos.

Restrição 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. A quantidade de contração diminui com aumento do grau de restrição. Para um grande número de juntas, a restrição não é uniforme ao longo da junta.

Para se estudar quantitativamente o efeito da restrição na contração transversal de juntas soldadas de topo, é necessário primeiramente se definir analiticamente o grau de restrição da junta de topo. Como um simples exemplo, a **Figura 9** mostra uma junta de topo fixada por duas travas, A-A e A'-A', de tal modo que a largura B permanece imóvel durante a soldagem.

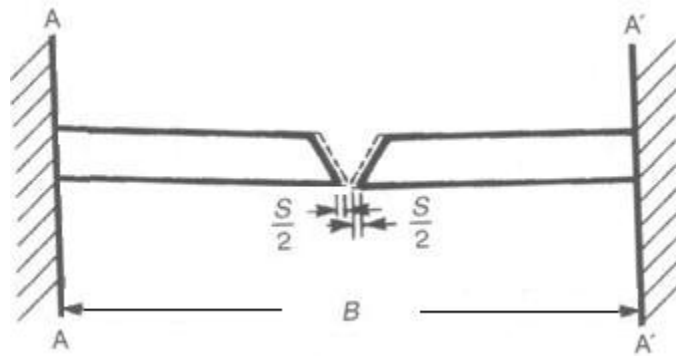


Figura 9 – Definição do grau de restrição, k_s , de uma junta de topo (AWS, 2001)

Quando a contração transversal ocorre, ela causa tensões de reação expressas por:

$$\sigma = E \left(\frac{S}{B} \right) \quad (6)$$

onde,

σ = Tensão de reação (MPa);

E = Módulo de Elasticidade (MPa);

S = Contração transversal (mm);

B = Largura da junta (mm).

O grau de restrição da junta, k_s , é definido como a quantidade de tensão de reação causada pela quantidade de contração transversal em uma unidade, que pode ser expresso por:

$$k_s = \frac{\sigma}{S} = \frac{E}{B} \quad (7)$$

onde k_s é o grau de restrição da junta, MPa/mm.

Por definição, a restrição da junta tem a unidade de (MPa/mm). Pela equação (7) nota-se também que a restrição é inversamente proporcional à quantidade de porções deformáveis da junta, B . Por exemplo, quando a distância entre os pontos de fixação A-A e A'-A' aumentam de B para $2B$, o grau de restrição diminui pela metade (AWS, 2001).

Soldagem com passes múltiplos

A soldagem é feita freqüentemente em um único passe, especialmente para chapas finas. Entretanto, quando a soldagem é feita através de vários passes, particularmente quando se soldam 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 se contrai durante a solidificação.

As **Figuras 10 (A) e (B)** mostram os resultados experimentais obtidos em uma investigação de juntas de topo em aços de baixo carbono (MATSUI, 1964). O eixo "T" representa a variação de temperatura e o eixo "S" representa as contrações transversais. Observa-se que a maioria da contração ocorre depois que a solda está se resfriando, relativamente a baixas temperaturas. Esta Figura indica que para chapas mais grossas, a contração transversal se inicia primeiro, mas a contração final é menor do que para chapas finas. Deve ser notado, entretanto, que isso é verdade quando a mesma quantidade de *heat inputs* é utilizada, independente da espessura. A soldagem de chapas mais grossas geralmente requer mais que um passe.

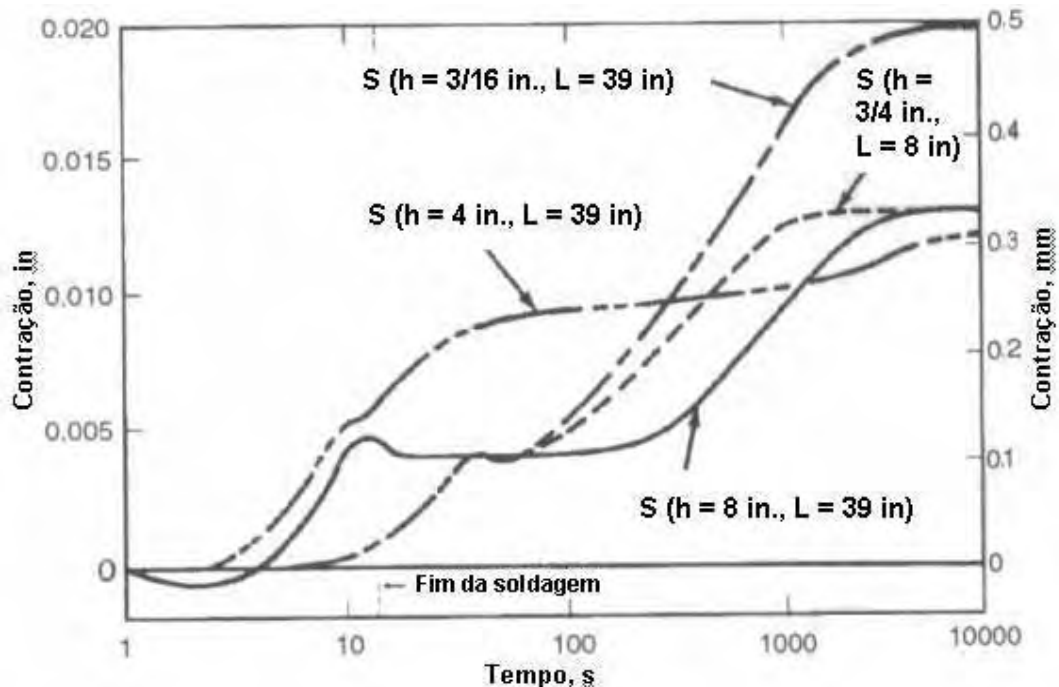


Figura 10 (A) Contração vs tempo

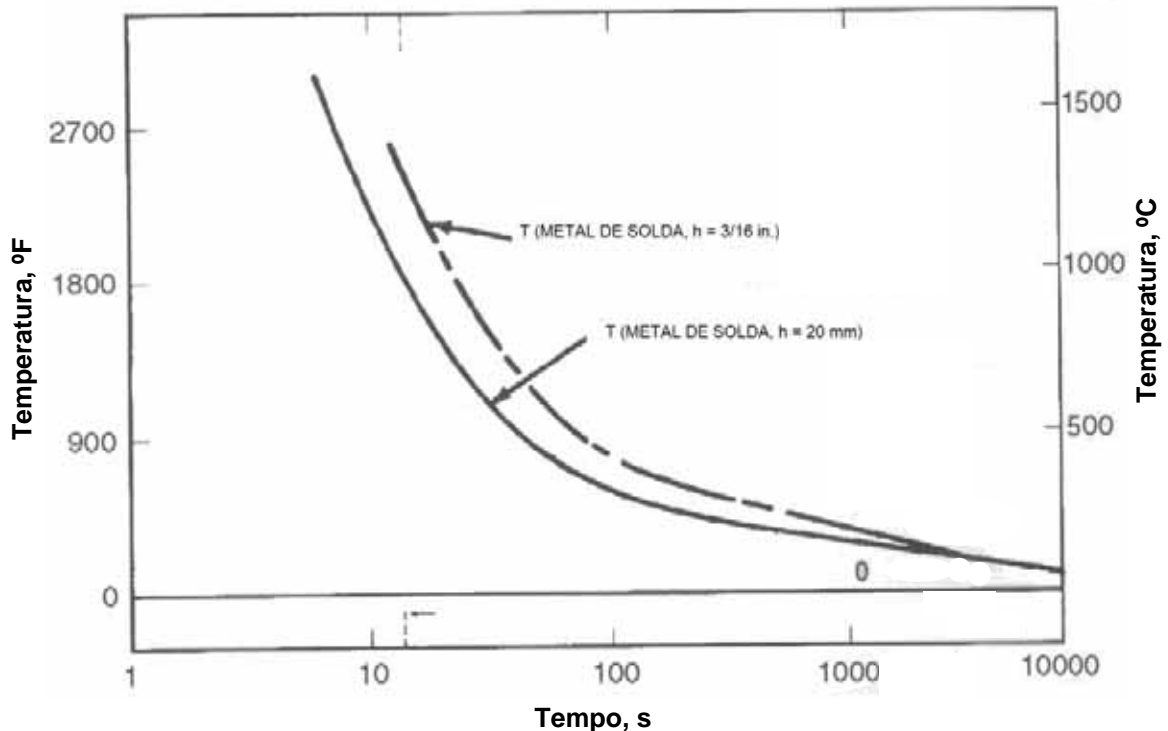


Figura 10 (B) Temperatura vs tempo

Figura 10 – Efeito do tempo e da Temperatura na contração: (AWS, 2001)

Por outro lado, durante a soldagem com passes múltiplos de juntas de topo de aço carbono com restrição, a contração transversal aumenta com cada passe de solda (MATSUI, 1964). A **Figura 11(A)** mostra a relação entre o peso do eletrodo consumido por unidade de comprimento de solda, w , que é proporcional à área da seção transversal do metal de solda, e a contração transversal, S . A contração é relativamente alta durante o primeiro passe, mas diminui durante os passes seguintes, por que a resistência à contração aumenta devido ao aumento da área da seção transversal do metal de solda. Uma relação linear existe entre a contração transversal total e o logaritmo do peso total de metal de solda depositado, como mostra a **Figura 11 (B)**.

A equação que expressa esta relação é a seguinte:

$$S = S_0 + b(\text{Log } w - \text{Log } w_0) \quad (8)$$

onde,

S = Contração transversal total, mm;

S_0 = Contração transversal depois do primeiro passe, mm;

- b = Coeficiente;
- w = Peso total de eletrodo consumido por unidade de comprimento de metal de solda, g/mm;
- w_0 = Peso de eletrodo consumido por unidade de comprimento de metal de solda para o primeiro passe, g/mm.

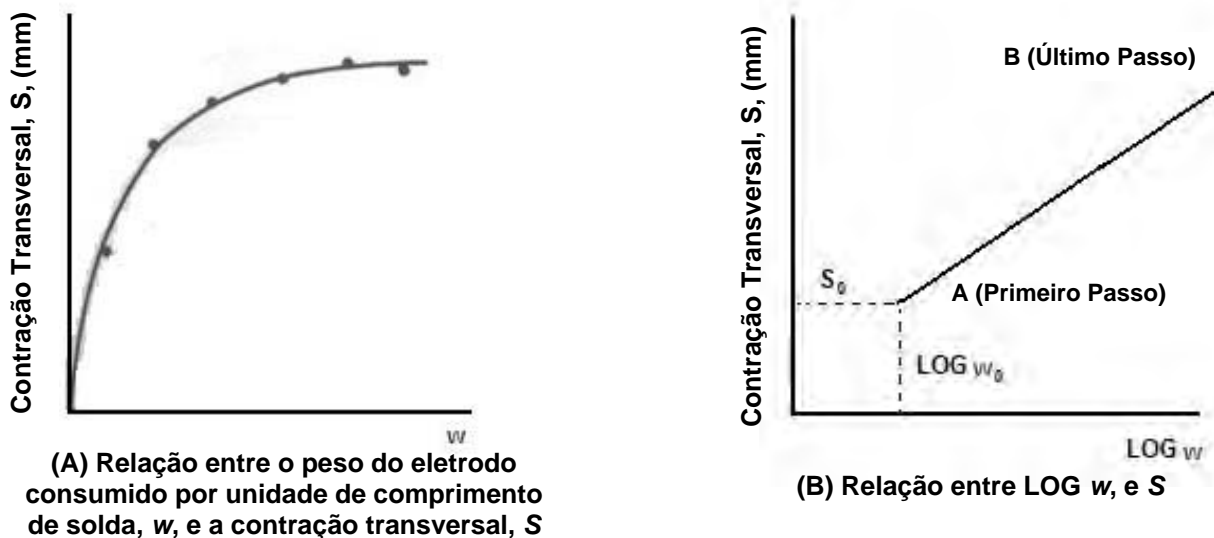


Figura 11 – Aumento da contração transversal de uma soldagem multipasse em uma junta de topo (AWS,

Contração longitudinal

A distribuição da tensão residual longitudinal, σ_x , discutida anteriormente, é mostrada na **Figura 8 (B)**. Esta tensão causa a contração longitudinal, que também é mostrada nesta Figura (AWS, 2001). Esta deformação é resultado da desigual distribuição de temperatura entre o metal de solda e região adjacente e o restante do metal-base, sendo fortemente influenciada pela seção transversal da junta e pela energia de soldagem (SPRARAGEN, W.; CORDOVI, M. A., 1944, GUYOT, F. 1947, SPRARAGEN, W.; ETTINGER, W.G. 1950, CLINE, C., L. 1965, OKERBLOM, N., O. 1958 apud MAZZAFERRO, J. A. E., MACHADO, I. G., 1990).

A quantidade de contração longitudinal que ocorre em juntas de topo é de aproximadamente 1/1000 do comprimento de solda, ou seja, muito menor que a contração transversal (AWS, 2001). A seguinte equação foi proposta para estimar a contração longitudinal em juntas de topo (KING, 1944):

$$\Delta L = \frac{C_3 I L}{e} 10^{-7} \quad (9)$$

onde

ΔL = contração longitudinal, mm;

$C_3 = 12$ e 305 quando L e e estão em polegada e milímetro, respectivamente;

I = corrente de soldagem, A;

L = comprimento de solda, mm; e

e = espessura da chapa, mm.

Distorção Angular

A distorção angular (**Figura 8**) é gerada pelas diferenças de temperatura entre as faces 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). Na soldagem de chapas finas a distorção angular é pequena, no entanto, caso seja utilizada uma chapa extremamente grossa, a distorção será menor devido às restrições impostas pelo próprio metal-base.

A magnitude da distorção angular depende dos seguintes fatores (Vinokurov, 1977):

- ✓ Largura e profundidade da zona de fusão relativa à espessura da chapa;
- ✓ Tipo de junta;
- ✓ Sequência de soldagem;
- ✓ Propriedades termomecânicas do material;
- ✓ Parâmetros do processo de soldagem.

Kihrra e Masubuchi (1956) fizeram uma investigação experimental de como os parâmetros de soldagem, incluindo a forma do chanfro e o grau de restrição, afetam a distorção angular em juntas de topo.

Hirai e Nakamura (1955) investigaram uma forma para determinar os valores da distorção angular e coeficiente de rigidez considerando a variação angular como uma função da espessura da chapa e o peso do eletrodo consumido por unidade de comprimento de solda.

Watanabe e Satoh (1961) usaram uma combinação de métodos analíticos e empíricos para estudar os efeitos das condições de soldagem na distorção de estruturas soldadas.

Taniguchi e Masubuchi (1972) compararam a distorção angular no processo de soldagem do alumínio e do aço para soldagem em juntas livres e com grau de restrição, chegando às principais conclusões:

- 1) As distorções angulares no alumínio são maiores que no aço, desde que elas sejam comparadas tendo-se o peso do metal de solda como parâmetro;
- 2) 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;
- 3) 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;
- 4) A ocorrência da máxima distorção angular no alumínio foi em juntas mais finas enquanto que, para o aço, aconteceu o contrário.

Okumura e Taniguchi (1982) fizeram testes em juntas do tipo T e constataram que a distorção angular é proporcional ao número de passes ou à quantidade de material depositado. Foi constatado também que o aumento do diâmetro do eletrodo, mantendo-se constantes os parâmetros de soldagem, não influencia na distorção da chapa.

Murugan e Guinaraj (2005) desenvolveram modelos matemáticos para estabelecer uma relação dos parâmetros de soldagem, tempo entre passes subsequentes (t), número de passes (N) e velocidade de alimentação do arame (F) com a distorção angular em chapas de aço no processo GMAW. Eles verificaram que o número de passes tem uma grande influência na distorção angular, onde há uma tendência do aumento da distorção angular com o aumento do número de passes e que o tempo entre passes e a velocidade de alimentação do arame têm um efeito negativo na distorção angular.

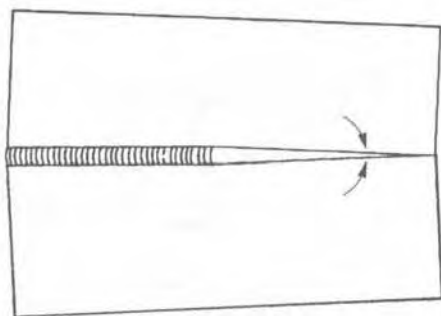
Camilleri e Gray (2005) verificaram que a evolução da deformação angular pode ser tratada através de análises estáticas não-lineares, enquanto que a deformação de flexão longitudinal pode ser estabelecida via algoritmos que tratam um comportamento do material termo-elastoplástico. Estes autores observaram 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.

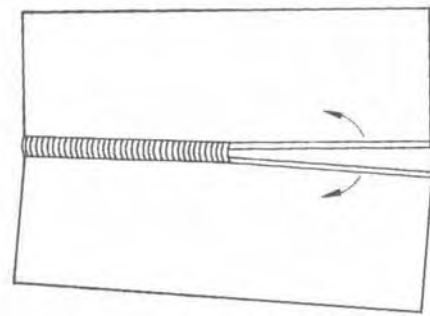
Segundo, Deng, Liang e Murakawa (2007), a quantidade de distorção devido à soldagem, no caso, a distorção angular (ou deflexão) que ocorre paralela ao cordão de solda, foi reduzidomsignificativamente quando a espessura da chapa foi aumentada de 9mm para 12mm. Segundo os autores, os resultados simulados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

Distorção rotacional

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 distorção rotacional. Quando duas chapas livres são soldadas de topo, as porções do metal ainda não soldado ou se fecham na extremidade, como mostrado na **Figura 12 (A)**, ou se abrem, como mostrado na **Figura 12 (B)**.



(A) Porções não-soldadas da junta se fecham
(Soldagem com eletrodo revestido)



(B) Porções não-soldadas da junta se abrem
(Soldagem a arco submerso)

Figura 12 – Distorção rotacional em uma junta de topo: (A) Soldagem com eletrodo revestido e (B) Soldagem a arco submerso (AWS, 2001)

Este fenômeno de distorção pode ser explicado pela **Figura 13**, que ilustra a contração ao longo do tempo da deflexão de uma chapa sob a ação de uma fonte de calor se movendo longitudinalmente. Se as deformações das porções não-soldadas

da junta são similares àquelas além do Ponto B, as extremidades finais irão se fechar. Este fenômeno frequentemente ocorre durante a soldagem de chapas de aço no processo de eletrodo revestido. Por outro lado, se a deformação nas regiões próximas ao arco começam a se fechar no Ponto A, as extremidades da junta irão se abrir. Este fenômeno geralmente ocorre em soldagem de chapas de aço utilizando-se os processos MIG/MAG e arco-submerso, resultando em várias dificuldades.

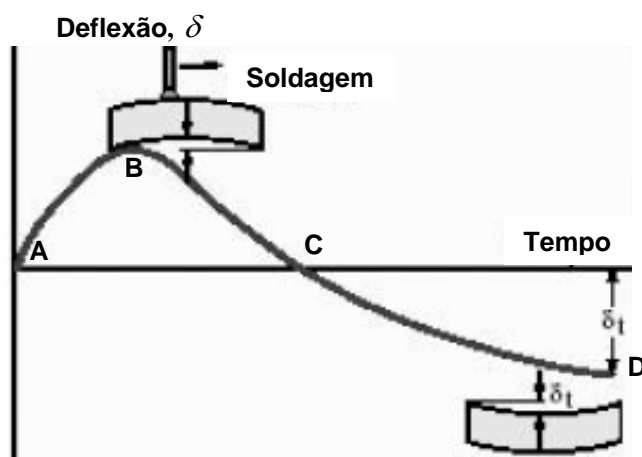


Figura 13 – Deflexão longitudinal de uma barra devido à ação de uma fonte de calor.

δ_f : Deflexão (Distorção) Final (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 derreter completamente os pontos de solda durante a operação de soldagem subsequente. Uma outra dificuldade é que os pontos de solda geralmente se quebram devido às tensões térmicas causadas pela soldagem.

Flexão Longitudinal

Quando a linha de solda não coincide com a linha neutra da estrutura, a contração longitudinal do metal de solda produz um momento de flambagem, resultando em flexão longitudinal. Se a solda for realizada em uma posição acima do eixo neutro, a chapa irá curvar-se para cima. Caso a solda seja realizada em uma posição abaixo do eixo neutro, a chapa irá se curvar para baixo. Entretanto,

realizando-se um cordão de solda em uma posição simétrica em relação ao eixo neutro, não significa que não haverá distorção, apesar dos momentos de contrações terem magnitudes iguais e de sentidos opostos. Por exemplo, na soldagem de chapas finas, realizada nos dois lados da chapa, mantendo-se as mesmas condições de soldagem, após o completo resfriamento do segundo cordão de solda, geralmente resulta em uma pequena curvatura. Os testes realizados até o momento indicam que isto seja devido a uma desordem no material na sua zona plástica, causada pelo primeiro cordão de solda que não é completamente compensado pelo segundo cordão de solda, realizado no lado oposto (Blodgett, 1976). A **Figura 14** ilustra a flexão longitudinal em uma junta soldada.

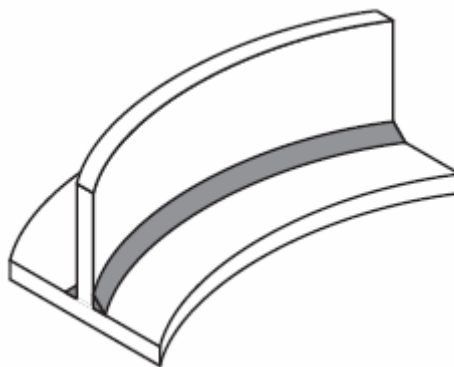


Figura 14 –Flexão longitudinal (MASUBUCHI, 1980)

Distorção devido à instabilidade

Na soldagem de chapa fina ocorrem tensões residuais de compressão em regiões afastadas da zona fundida, causando flambagem. A flambagem ocorre quando o comprimento do corpo-de-prova excede o comprimento crítico para uma determinada espessura específica do mesmo. Se as tensões térmicas produzirem diferentes formas de chapa após o resfriamento, mantendo-se o mesmo procedimento de soldagem para as chapas, diz-se que essas tensões produziram, na chapa, uma distorção devido à instabilidade.

Experimentos mostram que a distorção por flambagem vai aumentando com o tempo, após o término do processo de soldagem, até atingir a condição de estabilidade ou condição de equilíbrio. O aumento da quantidade de calor também aumenta a deflexão da chapa, fazendo com que o efeito de distorção seja maior (AWS, 1991). A **Figura 15** a seguir ilustra a distorção devido à instabilidade.

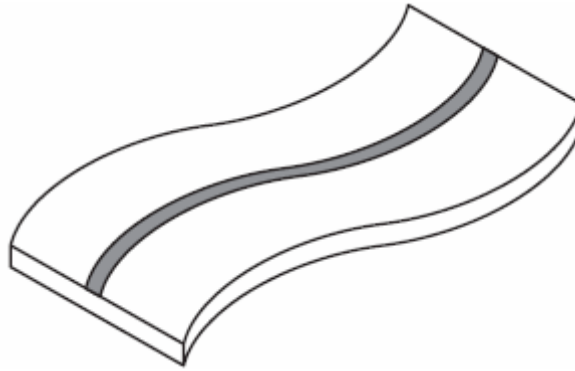


Figura 15 – Distorção devido à instabilidade (MASUBUCHI, 1980)

2.6 - Ligas de alumínio-magnésio (Efeito das têmperas de alumínio)

Além de aumentar a resistência mecânica de todos os tipos de ligas de alumínio, através do encruamento, que aumenta a densidade de discordâncias, o trabalho mecânico, adicionalmente, nas ligas endurecíveis por precipitação, acelera o aumento de dureza associado com a formação de precipitados. Entretanto, produtos endurecidos por encruamento podem ter sua baixa dureza original restaurada, parcial ou completamente, pelo tratamento térmico de recozimento, ao modificar a microestrutura resultante do encruamento (ASM, 1990).

As ligas não tratáveis termicamente, a liga Al 5052 é uma destas ligas, são produzidas em várias têmperas, de acordo com o grau de encruamento.

O encruamento é designado pela letra H, que é seguido de dois dígitos. O primeiro dígito que se segue à letra “H” indica combinação das operações básicas, conforme abaixo:

✓ “H1” (apenas encruada)

As propriedades mecânicas do material são obtidas exclusivamente por trabalho a frio, sem nenhum tratamento suplementar.

✓ “H2” (encruada e recozida parcialmente)

As propriedades mecânicas são aumentadas mais do que o nível desejado e depois são diminuídas por recozimento parcial.

✓ “H3” (encruada e estabilizada)

Aplica-se somente àquelas ligas que amolecem com o passar do tempo após terem sido deformadas plasticamente a frio ou seja, encruada. Esse amolecimento pode

ser acelerado e estabilizado com tratamento térmico após encruamento. (Alcan, 1993).

O segundo número indica o grau de encruamento, ou seja, a quantidade de deformação aplicada ao material. No caso H34, o número 4 indica a classificação “meio-duro”.

O encruamento do metal tende a diminuir ou mesmo desaparecer com o aquecimento do material, ou seja, ligas não-tratáveis termicamente têm suas propriedades mecânicas deterioradas quando submetidas à soldagem, conforme ilustra a **Figura 16** a seguir, onde pode-se verificar, de maneira esquemática, a seção transversal de uma solda com suas respectivas regiões, a ZF ou zona fundida, a ZTA, zona termicamente afetada pelo calor, e o MB ou metal de base. Ainda na mesma Figura é mostrado esquematicamente a variação de temperatura em função da região do metal, e como as propriedades mecânicas de um material encruado variam em função do aporte de calor. A resistência média do material é mostrada na zona fundida para soldagem com adição de material, onde, pela ação de elementos de liga consegue-se uma maior resistência de material. O mesmo não se verifica quando se solda uma liga não-tratável termicamente que não tenha sofrido encruamento. Neste caso não se verificarão grandes variações nas propriedades mecânicas entre o metal base, ZTA e a zona fundida.

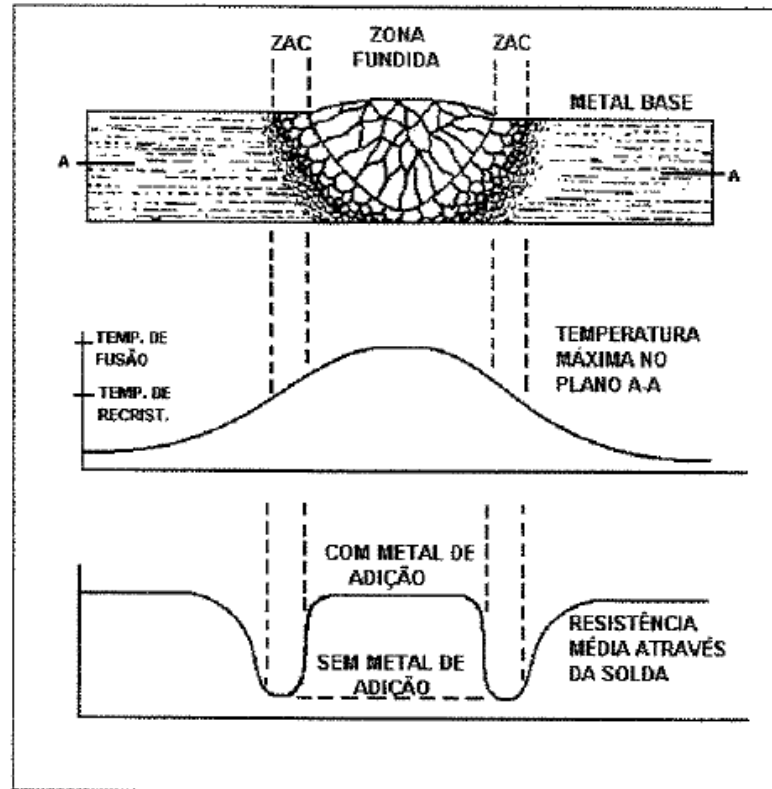


Figura 16 – Variações de microestrutura e propriedades mecânicas devido à soldagem em ligas de alumínio não-tratáveis termicamente (AWS, 1979)

CAPÍTULO III

PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

Neste capítulo serão mostrados os materiais e equipamentos utilizados para a realização dos testes.

3.1 Materiais e equipamentos utilizados

Os testes foram realizados em corpos-de-prova constituídos da liga Al-Mg 5052 H34, compostos de 02 chapas de 380 x 180 x 8mm com chanfro de 45° e 2 mm de nariz, soldados com eletrodo ER 5554 ϕ 1,2mm.

Como gás de proteção, foi utilizado o gás hélio, numa vazão de 14 l/min em todos os ensaios.

Utilizou-se o equipamento de soldagem inversora multi-processo MAXTRON 450 com cabeçote alimentador microprocessado, como mostra a **Figura 17**.



Figura 17 - Fonte de energia multiprocessos, microprocessada

Nos ensaios realizados, a tocha permaneceu estática e as chapas sofreram movimento, velocidade de soldagem, através de um dispositivo mecanizado acoplado a uma máquina de translação. A **Figura 18**, a seguir, mostra esquematicamente a máquina de translação.



Figura 18 – Equipamento de translação utilizado na soldagem

Para realização da coleta e análise dos dados, utilizou-se um sistema de aquisição de dados interligado a um microcomputador e um software denominado MIG-MAG, desenvolvido pela Universidade Federal de Santa Catarina.

A medição da distorção angular foi realizada por uma máquina de medição tridimensional portátil de braço articulado ARM 100 – Modelo Lx, com volume de medição X=2500, Y=2.500 e Z=2500 mm e incerteza de medição de 0,070 mm.

A **Figura 19** mostra a máquina de medição utilizada.



Figura 19 – Máquina de medição tridimensional

3.2 Métodos Experimentais

Foram realizados alguns testes iniciais, com o mesmo material base, no entanto, utilizando-se chapas de menores dimensões, mas com mesma espessura.

Para a obtenção da velocidade de soldagem, foram realizados 05 experimentos com deslocamento da máquina de translação, medindo-se o tempo para o equipamento percorrer uma distância de 10 cm. Esta prática foi adotada a cada dia de ensaio, antes do início dos testes e depois da soldagem, tanto para os testes iniciais quanto para os ensaios reais.

O objetivo dos testes iniciais foi encontrar uma combinação de parâmetros de soldagem que conduzissem a uma **condição padrão**, onde o corpo-de-prova apresentasse melhor aspecto visual. Estes testes levaram aos seguintes parâmetros, denominados parâmetros padrões:

- Distância do bocal à mesa: 21,2 mm;
- Inclinação da tocha: 7°;
- Velocidade de alimentação do arame: 10, 2 MPM
- Velocidade de soldagem: 210 mm/min;
- Corrente de pico (I_p) = 392 A;
- Corrente de base (I_b) = 85 A;
- Pulsos por segundo (PPS) = 130;
- Largura do pulso (LP) = 2,6 ms.

A partir destas condições padrões, foram realizados ensaios com corpos-de-prova de dimensões reais para esta condição padrão e posteriormente variando os 04 últimos parâmetros, I_p , I_b , PPS e LP. Cada parâmetro foi variado mantendo-se os demais inalterados.

Inicialmente foram soldados 03 corpos para a **condição padrão** e 02 corpos de prova para cada condição de interesse.

Para cada parâmetro analisado, foram verificadas 03 condições de interesse, mantendo-se os demais parâmetros inalterados, exceto para o número de pulsos, onde foram verificadas 04 condições, conforme abaixo:

1) Variação da corrente de pico:

- ✓ Condição 1: $I_p = 392$ A (condição padrão)
- ✓ Condição 2: $I_p = 410$ A
- ✓ Condição 3: $I_p = 418$ A

2) Variação da corrente de base:

- ✓ Condição 1: $I_b = 85$ A (condição padrão)
- ✓ Condição 2: $I_b = 103$ A
- ✓ Condição 3: $I_b = 118$ A

3) Número de pulsos por segundo:

- ✓ Condição 1: PPS = 130 (condição padrão)
- ✓ Condição 2: PPS = 115
- ✓ Condição 3: PPS = 145
- ✓ Condição 4: PPS = 100

4) Largura do pulso

- ✓ Condição 1: LP = 2,6 ms (condição padrão)
- ✓ Condição 2: LP = 2,3 ms
- ✓ Condição 3: PPS = 2,9 ms

Tabela 2: Corpos-de-prova soldados para cada variação do parâmetro de pulso

N° CDP	Ip (A)	Ib (A)	PPS	LP (ms)
CDP1	392	85	130	2,6
CDP2	392	85	130	2,6
CDP3	392	85	130	2,6
CDP4	410	85	130	2,6
CDP5	410	85	130	2,6
CDP6	418	85	130	2,6
CDP7	418	85	130	2,6
CDP8	392	103	130	2,6
CDP9	392	103	130	2,6
CDP10	392	118	130	2,6
CDP11	392	118	130	2,6
CDP13	392	85	145	2,6
CDP14	392	85	145	2,6
CDP15	392	85	115	2,6
CDP16	392	85	115	2,6
CDP17	392	85	130	2,3
CDP18	392	85	130	2,3
CDP19	392	85	130	2,9
CDP20	392	85	130	2,9

Posteriormente, devido a variações nos resultados, foram soldados mais alguns corpos-de-prova para a condição de $I_p = 410$ A, e $LP = 2,9$ ms, como será mostrado a seguir.

Em relação ao número de pulsos (PPS), os resultados mostraram que o valor da distorção angular encontrado foi da mesma ordem de grandeza para as condições de $PPS = 130$ e 145 . Esse foi o motivo que levou a investigação da distorção angular para $PPS = 100$, criando uma quarta condição para avaliação deste parâmetro, conforme mencionado anteriormente e que será mostrado a seguir.

Tabela 3: Corpos-de-prova adicionais

N° CDP	Ip (A)	Ib (A)	PPS	LP (ms)
CDP24	410	85	130	2,6
CDP25	410	85	130	2,6
CDP27	392	85	100	2,6
CDP28	392	85	100	2,6
CDP29	392	85	130	2,9
CDP30	392	85	130	2,9

Os corpos-de-prova 12, 21, 22, 23 e 26 foram descartados, pois apresentaram problemas durante a execução dos ensaios, onde não foram capturados os sinais de corrente e de tensão pelo sistema de aquisição de dados.

Para cada ensaio, as chapas foram ponteadas em suas extremidades, sendo que uma dessas chapas foi engastada à mesa através de sargentos enquanto que a outra chapa distorcia-se livremente, conforme a Figura 20.



Figura 20 – Corpo-de-prova utilizado nos ensaios

Foram demarcados pontos espaçados de 10 mm ao longo do perímetro da chapa que distorceu. Através do braço tridimensional, foi medida a altura destes pontos em relação a um **plano padrão**, plano obtido na chapa que permaneceu engastada, vide Figura 21.

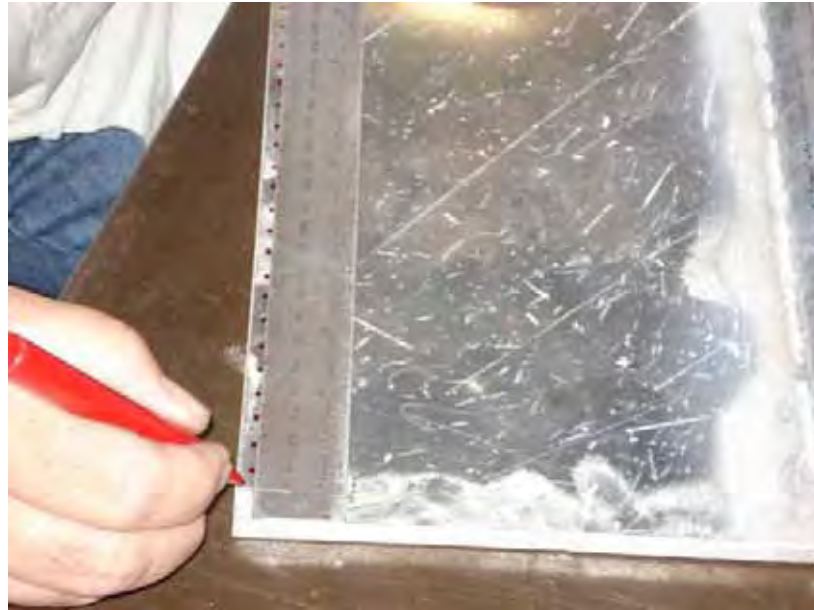


Figura 21 – Demarcação dos pontos a serem medidos

Para facilitar a análise dos dados, foram definidas 03 regiões: Primeira região – Perpendicular ao cordão de solda, ao longo da largura da chapa, onde se inicia o processo de soldagem. Segunda região – Paralela ao cordão de solda, ao longo do comprimento da chapa. Terceira região - Perpendicular ao cordão de solda, ao longo da largura da chapa, onde se finaliza o processo de soldagem, conforme mostra a Figura 22.

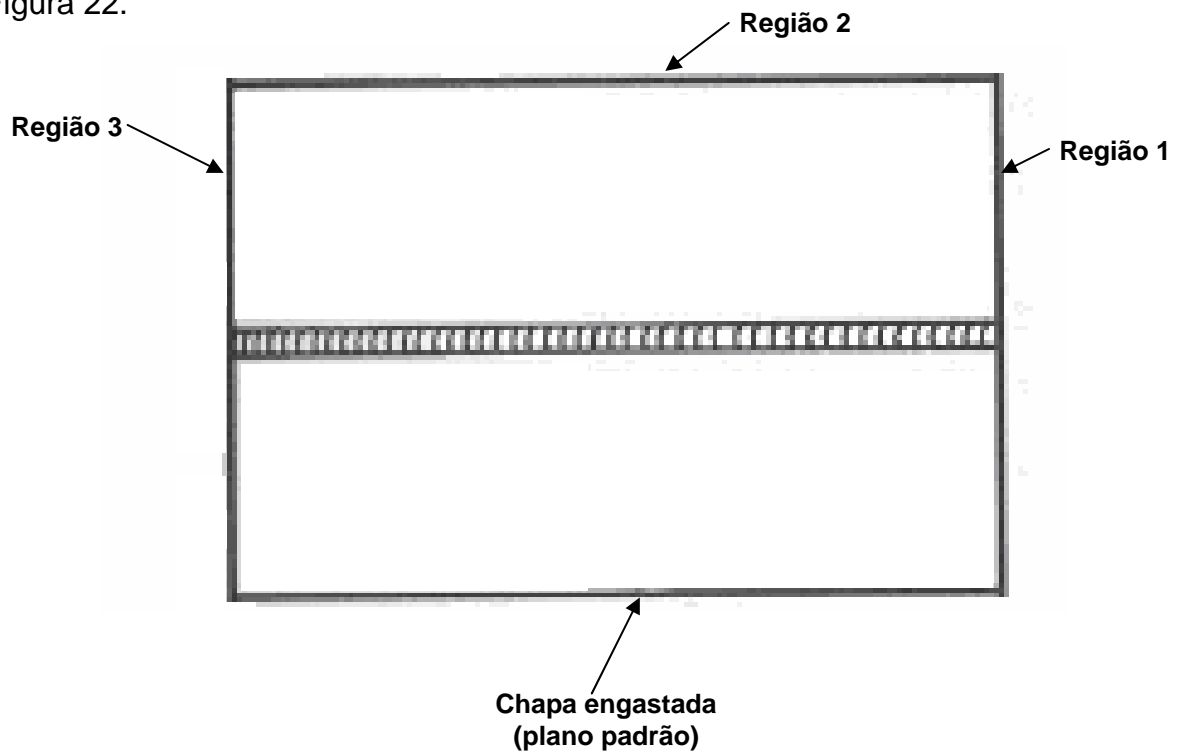


Figura 22 – Representação esquemática do corpo-de-prova.

Energia de soldagem

O objetivo principal deste trabalho foi avaliar a influência de cada parâmetro de pulso, I_p , I_b , PPS e LP na distorção angular do alumínio. Os testes foram realizados mantendo-se a velocidade de soldagem constante, 210 mm/min e ajustando-se o parâmetro da máquina de soldagem denominado TRIM – Controle de comprimento do arco no equipamento de soldagem, de modo que a energia de soldagem permanecesse na mesma ordem de grandeza para cada condição analisada

Para análise estatística dos dados, foi realizado o método de análise de Variâncias (ANOVA) com fator único, utilizando o a ferramenta análise de dados, do software *Microsoft Excel do Windows XP*.

A ANOVA permite comparar dispersão, uma relativa aos tratamentos, resultados entre os tratamentos e outra relativa aos blocos, resultados dentro dos tratamentos. Caso a variação entra as amostras seja significativamente superior à variação dentro das amostras, a técnica da ANOVA acusará alguma diferença entre os tratamentos.

Não obstante, este método não identifica entre quais tratamentos ocorre diferença significativa, sendo necessária para isto a utilização de um procedimento denominado Teste de Tukey, conforme apresentado na equação 10, a seguir.

$$T = q \cdot \sqrt{\frac{MQ_i}{r}} \quad (10)$$

onde q é um valor tabelado, valor crítico da amplitude Studentizada, para um nível de significância determinado, graus de liberdade e número de tratamentos. Neste trabalho, o número de tratamentos é o número de condições para cada parâmetro utilizado. MQ_i é a média dos quadrados das interações e r é o número de repetições para cada combinação.

São chamadas significativas as diferenças das medias que ultrapassem o valor de T. Neste trabalho o nível de significância utilizado foi 5%.

Ensaio de Tração

Na tentativa de se explicar o fenômeno de diferentes formas de distorção das chapas, ora propagação no sentido positivo, ora no sentido negativo, como mostrará o Capítulo 4, foi realizado um ensaio de tração em corpos-de-prova que apresentaram estas características. Os corpos-de-prova escolhidos foram aqueles utilizados para a variação do número de pulsos, CDPs 2, 14, 16 e 28, vide tabela 8, Capítulo 4.

Para cada corpo-de-prova foram retirados outros 06 corpos-de-prova para ensaio de tração e outros 02 para micrografia.

Foi realizada micrografia para cada um destes CDPs, mas os resultados mostraram uma homogeneidade em toda a superfície analisada, não levando a nenhum resultado interessante.

A Figura 23, a seguir, mostra um esquema para o corte dos corpos-de-prova.

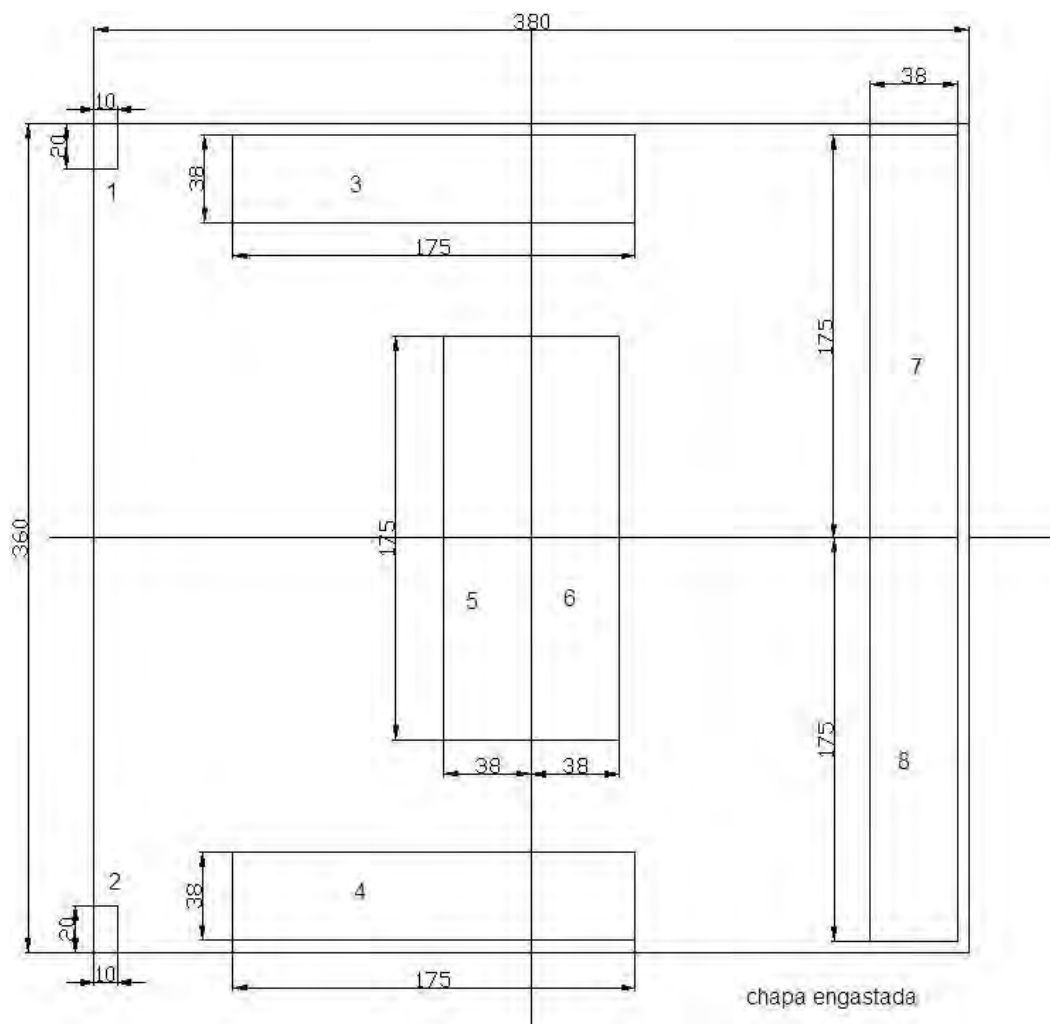


Figura 23 – Esquema para retirada dos CDPs de micrografia e de tração

Os CDPs 1 e 2, 10 x 20 mm, foram retirados para o ensaio de micrografia, enquanto que os demais, 38 x 175 mm, foram retirados para o ensaio de tração.

Os corpos-de-prova 5 e 6 foram retirados de tal forma que a solda estivesse no centro de seu comprimento, enquanto que os demais foram retirados sem o cordão de solda, conforme ilustra a Figura 23.

A idéia de se retirar CDPs nos sentido transversal e longitudinal foi de verificar possível soldagem de duas chapas com sentidos de laminação diferentes.

A seguir, na Figura 24, tem-se uma fotografia do corte das chapas.



Figura 24 – Corte dos corpos-de-prova para ensaio de tração

Os corpos-de-prova para ensaio de tração foram usinados até obterem as dimensões da Figura 25, abaixo, de acordo com a norma AWS D1.1/D1.1M:2004.

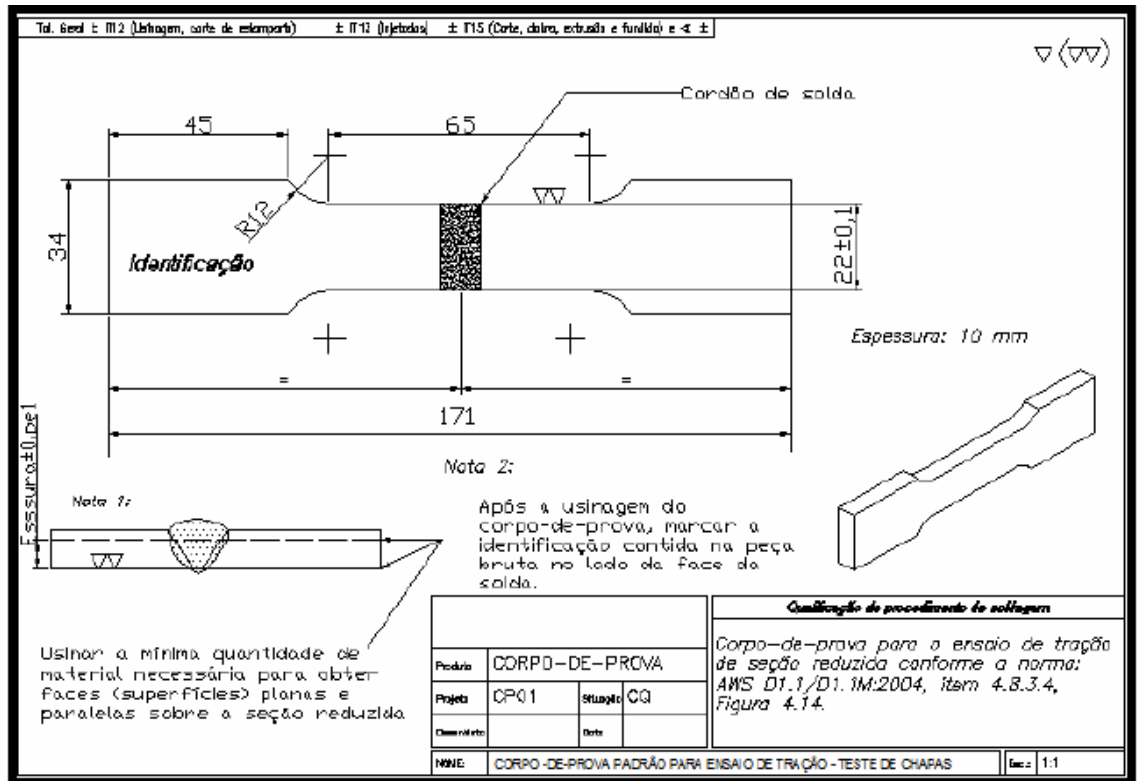


Figura 25 – Dimensões dos corpos-de-prova para ensaio de tração

Para a realização do ensaio de tração, foi utilizada uma Máquina de tração Kratos, com célula de carga K-15000 (15000 kgf) e velocidade de ensaio de 10 mm/min, conforme mostram as Figuras 26 (A) e (B).



Figura 26 (A) – Máquina para ensaio de tração



Figura 26 (B) –Ensaio de tração

Neste trabalho analisaram-se apenas os resultados do limite de resistência à tração obtida no ensaio. Essa tensão é calculada dividindo-se a força máxima suportada pela área inicial da seção transversal do corpo de prova. É importante observar que o limite de resistência a tração é baseado na área original da seção transversal e um material dúctil pode ter sua seção transversal relativamente reduzida quando a carga máxima for excedida. (Van Vlack, 1984).

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo serão mostrados e discutidos os resultados experimentais obtidos variando-se, separadamente, os seguintes parâmetros de pulso: Corrente de pico (I_p), Corrente de base (I_b), Pulsos por segundo (PPS) e Largura do pulso (LP). Foram analisadas 03 regiões distintas:

Região 1 – Perpendicular ao cordão de solda, ao longo da largura da chapa, onde se inicia o processo de soldagem;

Região 2 – Paralela ao cordão de solda, ao longo do comprimento da chapa.;

Região 3 – Perpendicular ao cordão de solda, ao longo da largura da chapa, onde se finaliza o processo de soldagem.

Os resultados são mostrados a seguir.

4.1 Variação da corrente de pico (I_p)

Foram analisadas 03 situações diferentes para a corrente de pico ($I_p = 392$ A, 410 A e 418 A).

Foram soldados 02 corpos-de-prova para cada situação. Os valores das distorções, para o corpo-de-prova que apresentou maior distorção, são mostrados nas Figuras a seguir:

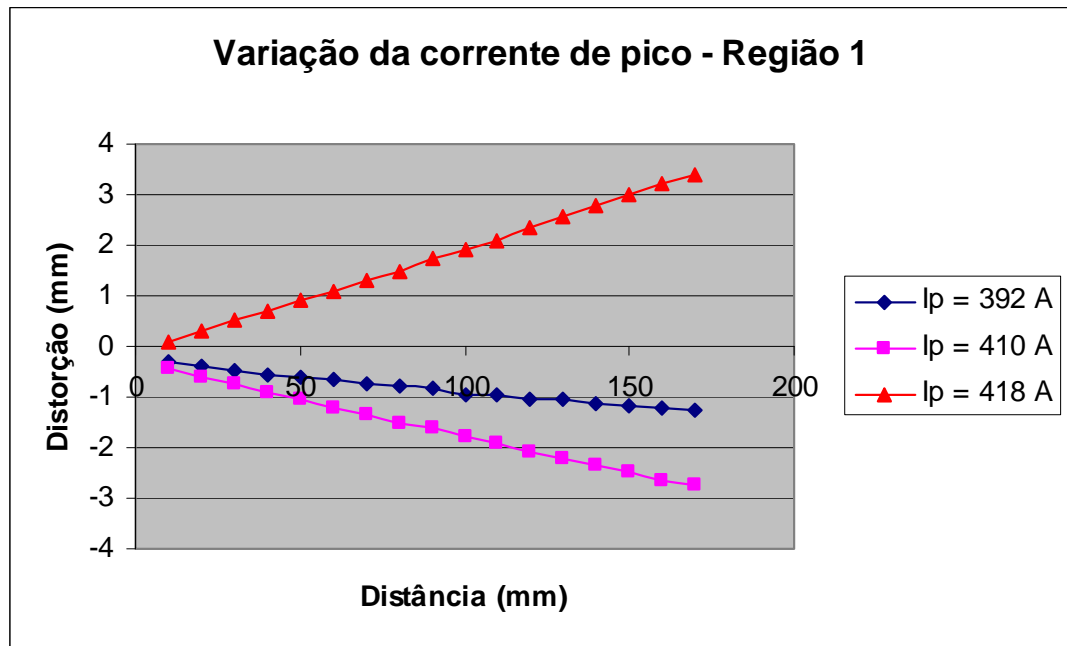


Figura 27 – Variação da distorção em função da corrente de pico – Região 1

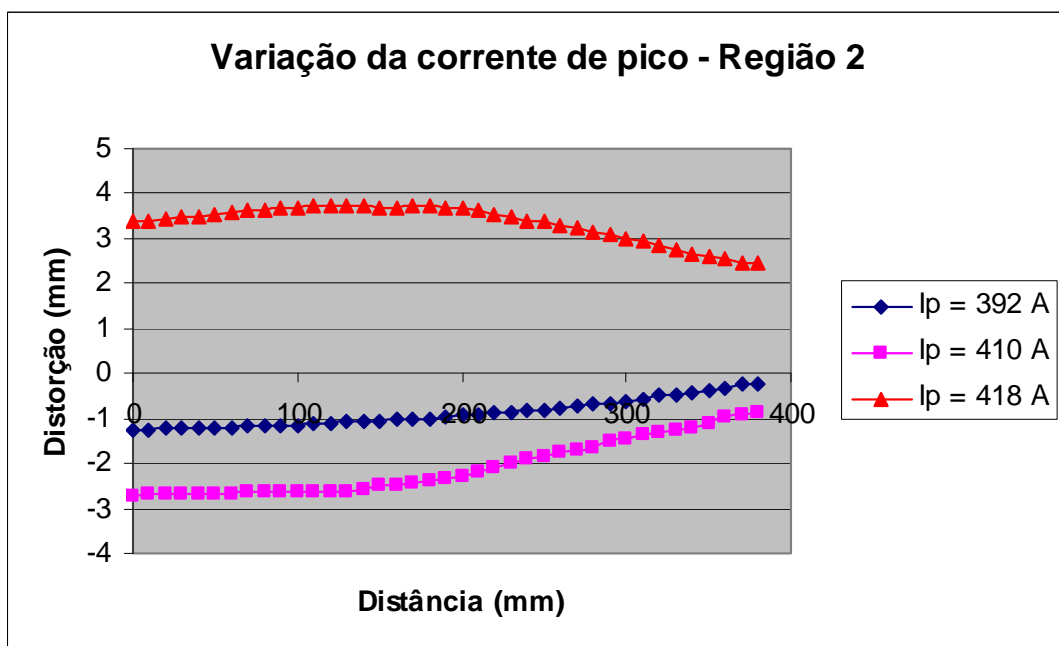


Figura 28 – Variação da distorção em função da corrente de pico – Região 2

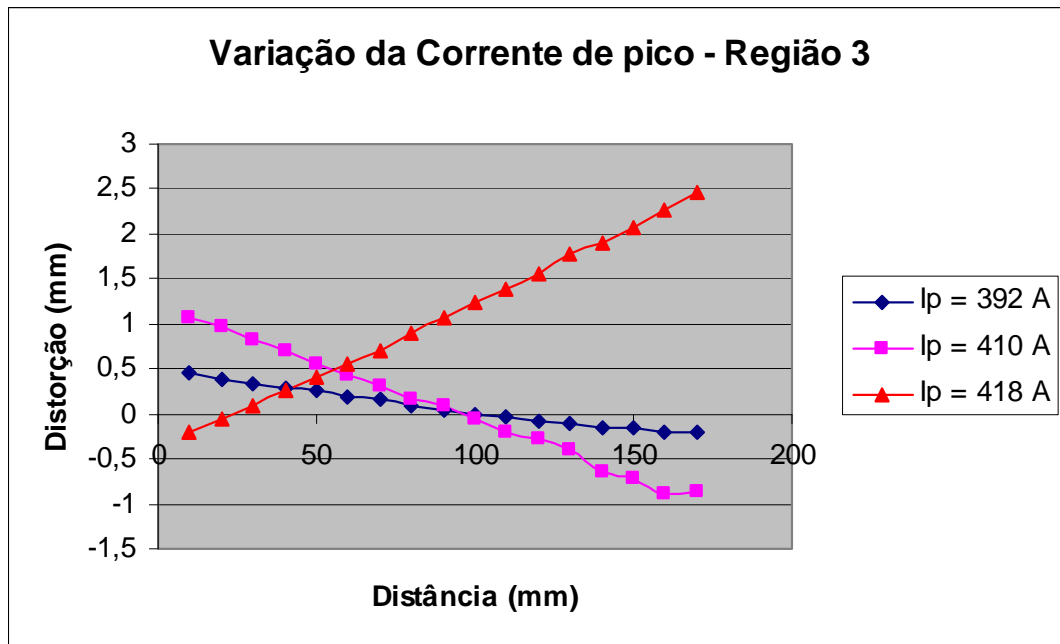


Figura 29 – Variação da distorção em função da corrente de pico – Região 3

Verifica-se que ao aumentar a corrente de pico, aumenta-se a distorção. Através da Figura 28 nota-se que ao final do comprimento da chapa, a diferença de distorção diminui.

Os valores de energia, para cada condição analisada, são mostrados na tabela a seguir.

Tabela 4 – Efeitos da corrente de pico (I_p) sobre a energia de soldagem

N° CDP	I_p (A)	I_b (A)	PPS	LP (ms)	(I_m) (A)	(U_m) (V)	(V_s) (mm/s)	($I_m * U_m$)	Energia (KJ/m)
CDP1	392	85	130	2,6	184	19,8	3,5	3643	1041
CDP2*	392	85	130	2,6	172	19,7	3,5	3388	968
CDP3	392	85	130	2,6	184	20,7	3,5	3809	1088
CDP4	410	85	130	2,6	186	20,9	3,5	3887	1111
CDP5	410	85	130	2,6	188	20,9	3,5	3929	1123
CDP24	410	85	130	2,6	178	25,5	3,5	4539	1297
CDP25*	410	85	130	2,6	179	25	3,5	4475	1279
CDP6*	418	85	130	2,6	187	20,6	3,5	3852	1101
CDP7	418	85	130	2,6	190	21,7	3,5	4123	1178

* Corpos-de-prova que tiveram maior distorção e foram utilizados nas Figuras anteriores.

Aplicando-se o método ANOVA e o teste de Tukey tem-se:

Tabela 5: Análise de Variância fator único. Influência de I_p na energia de soldagem

<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	65902,21	2	32951,11	5,022685	0,044383	4,737414
Dentro dos grupos	45923,2	7	6560,46			
Total	111825,4	9				

Através da equação 10, tem-se:

$$T = 238,26$$

Diferença entre as médias:

M1-M2	M1-M3	M2-M3
-187,24	-106,89	80,35

Comparando-se a variação das médias com T, nota-se que para um nível de significância igual a 5%, a variação não foi significativa. Ou seja, pode-se afirmar que a energia permaneceu a mesma para as três condições de corrente de pico analisadas.

4.2 Variação da corrente de base (I_b)

Foram analisadas 03 situações diferentes para a corrente de base ($I_b = 85$ A, 103 A e 118 A).

Foram soldados 02 corpos-de-prova para cada situação. Os valores das distorções, para o corpo-de-prova que apresentou maior distorção, são mostrados nas Figuras a seguir:

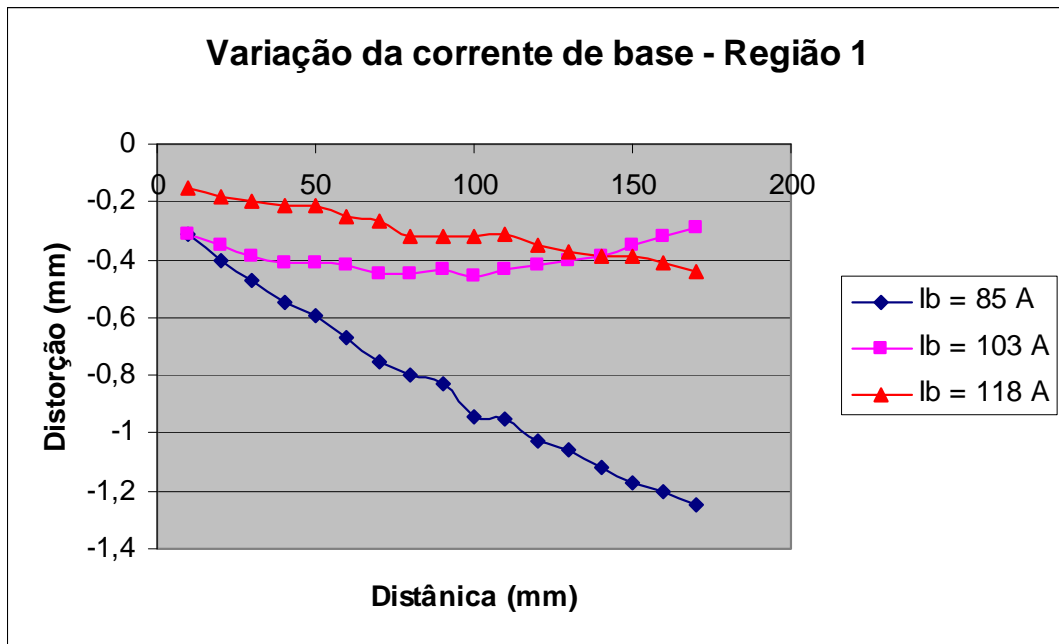


Figura 30 – Variação da distorção em função da corrente de base – Região 1

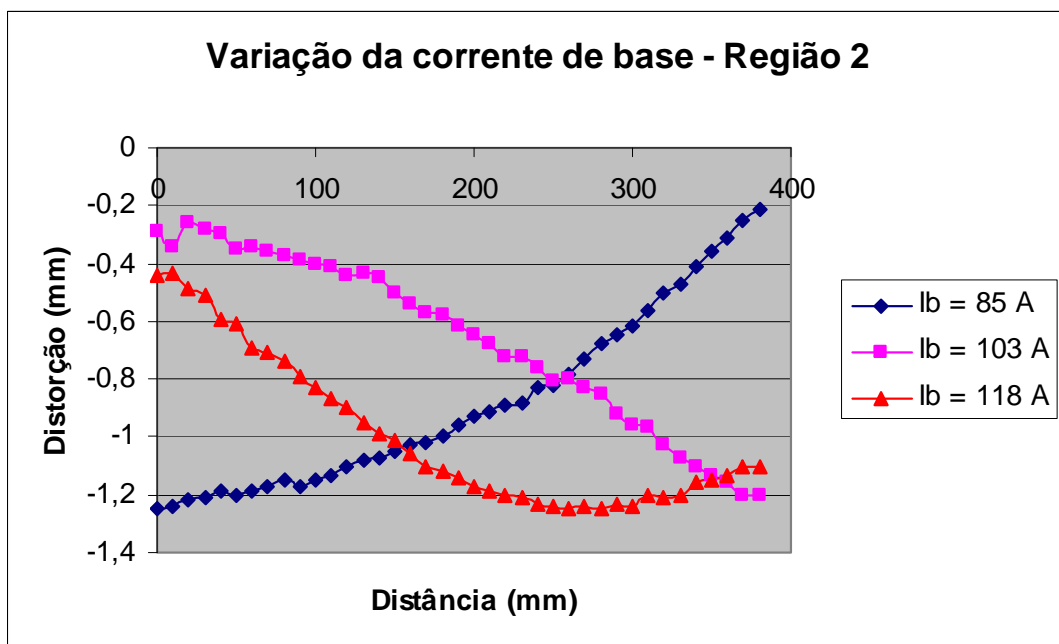


Figura 31 – Variação da distorção em função da corrente de base – Região 2

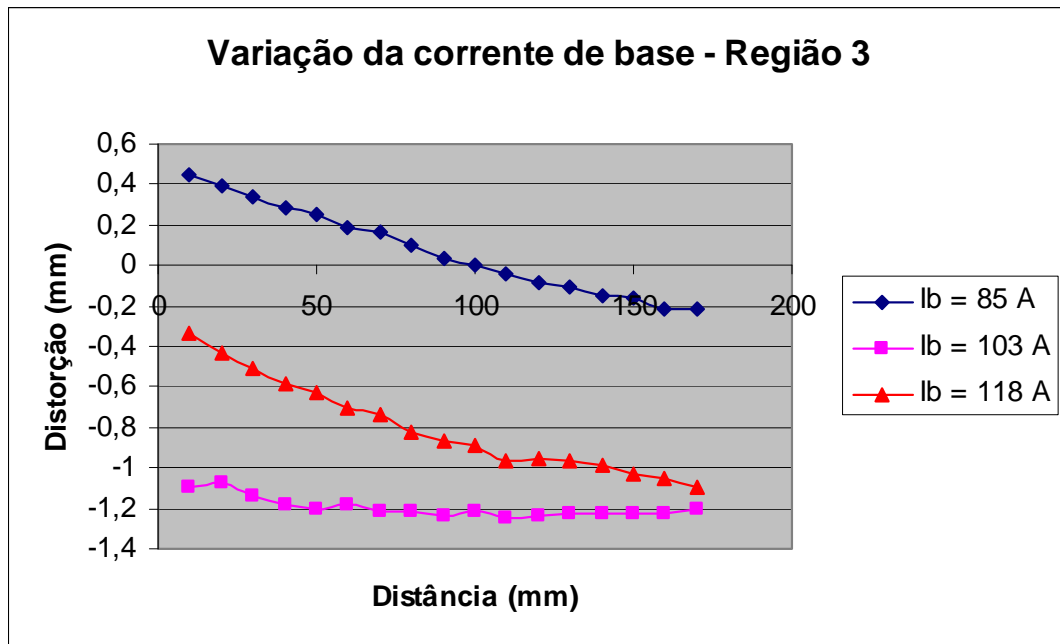


Figura 32 – Variação da distorção em função da corrente de base – Região 3

Verifica-se, através da Figura 30, que a menor corrente de base leva a uma maior distorção na região 1, início da soldagem. No entanto, pela Figura 31, ao longo do comprimento da chapa, esta distorção vai diminuindo, passando pelo ponto de zero e depois ficando positiva (Figura 32). O inverso acontece com os outros dois corpos-de-prova onde, ao longo do comprimento, a distorção vai aumentando no sentido negativo, vide Figura 31. Em módulo, a máxima distorção de ambas as condições não se alterou.

Os valores de energia, para cada condição analisada, são mostrados na tabela a seguir.

Tabela 6 – Efeitos da corrente de base (I_b) sobre a energia de soldagem

N° CDP	I_p (A)	I_b (A)	PPS	LP (ms)	(I_m) (A)	(U_m) (V)	(V_s) (mm/s)	($I_m * U_m$)	Energia (KJ/m)
CDP1	392	85	130	2,6	184	19,8	3,5	3643	1041
CDP2*	392	85	130	2,6	172	19,7	3,5	3388	968
CDP3	392	85	130	2,6	184	20,7	3,5	3809	1088
CDP8*	392	103	130	2,6	190	23,6	3,5	4484	1281
CDP9	392	103	130	2,6	192	23,7	3,5	4550	1300
CDP10*	392	118	130	2,6	194	23,8	3,5	4617	1319
CDP11	392	118	130	2,6	197	23,8	3,5	4689	1340

* Corpos-de-prova que tiveram maior distorção e foram utilizados nas Figuras anteriores.

Tabela 7: Análise de Variância fator único. Influência de lb na energia de soldagem

<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	133604,6	2	66802,28	34,65742	0,002977	6,944272
Dentro dos grupos	7710,012	4	1927,503			
Total	141314,6	6				

Através da equação 10, tem-se:

$$T = 156,46$$

Diferença entre as médias:

M1-M2	M1-M3	M2-M3
-258,21	-296,98	-38,77

Comparando-se a variação das médias com T, nota-se que para um nível de significância igual a 5%, a variação nas duas primeiras condições é significativa, ou seja a energia não permaneceu estatisticamente constante.

Este resultado é bastante interessante, pois mostra que, mesmo aumentando-se a energia de soldagem, a máxima distorção encontrada na chapa não se alterou.

4.3 Variação do número de pulsos por segundo (PPS)

Inicialmente foram analisadas 03 situações diferentes para o número de pulsos (PPS = 115, 130 e 145). Foram soldados 02 corpos-de-prova para cada situação. Os resultados mostraram que a distorção é da mesma ordem de grandeza para as duas últimas condições (PPS = 130 e 145). Adicionalmente foi também estudada a condição com PPS = 100. Os resultados são mostrados a seguir.

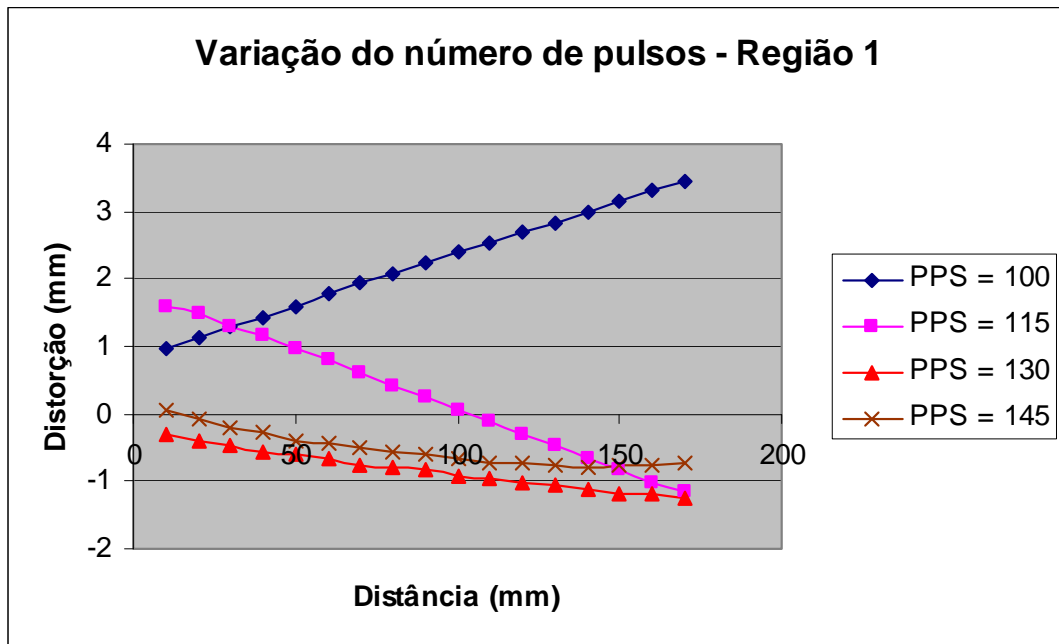


Figura 33 – Variação da distorção em função do número de pulsos – Região 1

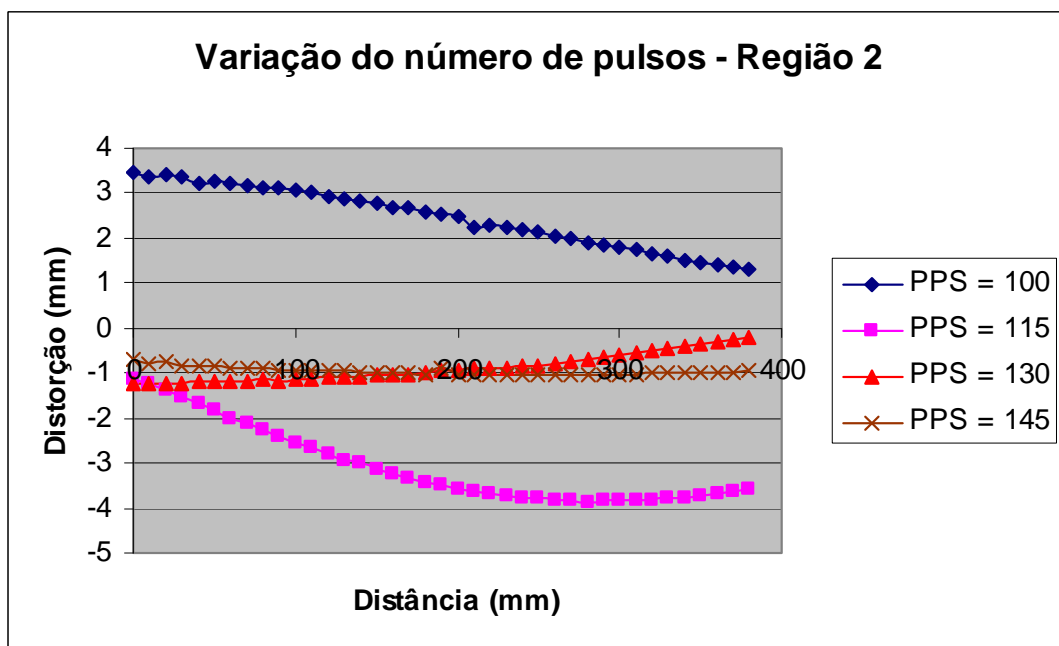


Figura 34 – Variação da distorção em função do número de pulsos – Região 2

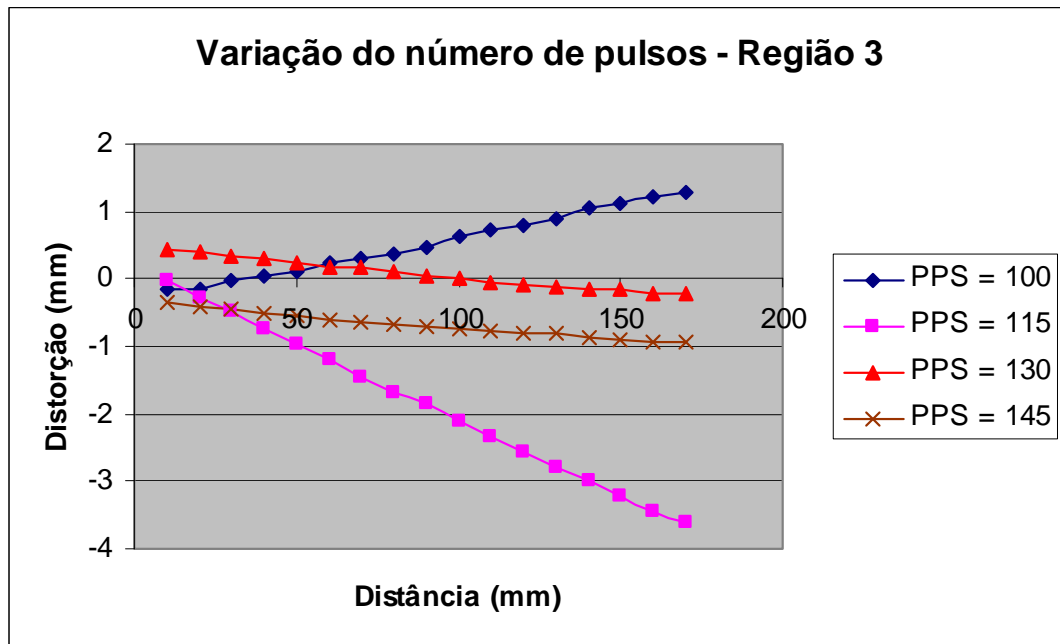


Figura 35 – Variação da distorção em função do número de pulsos – Região 3

Verifica-se que para os maiores valores de PPS (130 e 145) as distorções são bem próximas. No entanto, na medida em que se diminui a quantidade de pulsos, a distorção aumenta. Para os valores mais baixos de PPS (100 e 115), ocorrem as maiores distorções. A máxima distorção nestes dois casos também é semelhante, em torno de 3,5 a 4 mm (Figura 34).

Os valores de energia, para cada condição analisada, são mostrados na tabela a seguir.

Tabela 8 – Efeitos do número de pulsos por segundo (PPS) sobre a energia de soldagem

N° CDP	Ip (A)	Ib (A)	PPS	LP (ms)	(Im) (A)	(Um) (V)	(Vs) (mm/s)	(Im * Um)	Energia (KJ/m)
CDP27	392	85	100	2,6	158	23,5	3,5	3713	1061
CDP28*	392	85	100	2,6	158	23,4	3,5	3697	1056
CDP15	392	85	115	2,6	171	19,5	3,5	3335	953
CDP16*	392	85	115	2,6	170	19,5	3,5	3315	947
CDP1	392	85	130	2,6	184	19,8	3,5	3643	1041
CDP2*	392	85	130	2,6	172	19,7	3,5	3388	968
CDP3	392	85	130	2,6	184	20,7	3,5	3809	1088
CDP13	392	85	145	2,6	193	23,4	3,5	4516	1290
CDP14*	392	85	145	2,6	191	23,2	3,5	4431	1266

* Corpos-de-prova que tiveram maior distorção e foram utilizados nas Figuras anteriores.

Tabela 9: Análise de Variância fator único. Influência de PPS na energia de soldagem

<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	119841,496	3	39947,165	26,1346	0,001754	5,409451
Dentro dos grupos	7642,58218	5	1528,5164			
Total	127484,078	8				

Através da equação 10, tem-se:

$$T = 144,31$$

Diferença entre as médias:

M1-M2	M1-M3	M1-M4	M2-M3	M2-M4	M3-M4
108,68	26,18	-219,60	-82,49	-328,27	-245,78

Comparando-se a variação das médias com T, nota-se que para um nível de significância igual a 5%, a variação das médias nas três primeiras condições (PPS = 100, 115 e 130) não é significativa. Porém, quando se comparam estas condições com a condição de PPS = 145, as variações são significantes. Ou seja, para a condição PPS = 145 a energia se alterou, e manteve-se constante para as demais condições.

Este resultado mostra, da mesma forma que no item 4.2, que mesmo a energia aumentando, a distorção não aumentou. Neste caso, a distorção diminuiu.

4.4 Variação da largura do pulso (LP)

Foram analisadas 03 situações diferentes para a largura do pulso (LP = 2,3 ms, 2,6 ms e 2,9 ms).

Foram soldados 02 corpos-de-prova para cada situação. Os valores das distorções, para o corpo-de-prova que apresentou maior distorção, são mostrados nas Figuras a seguir:

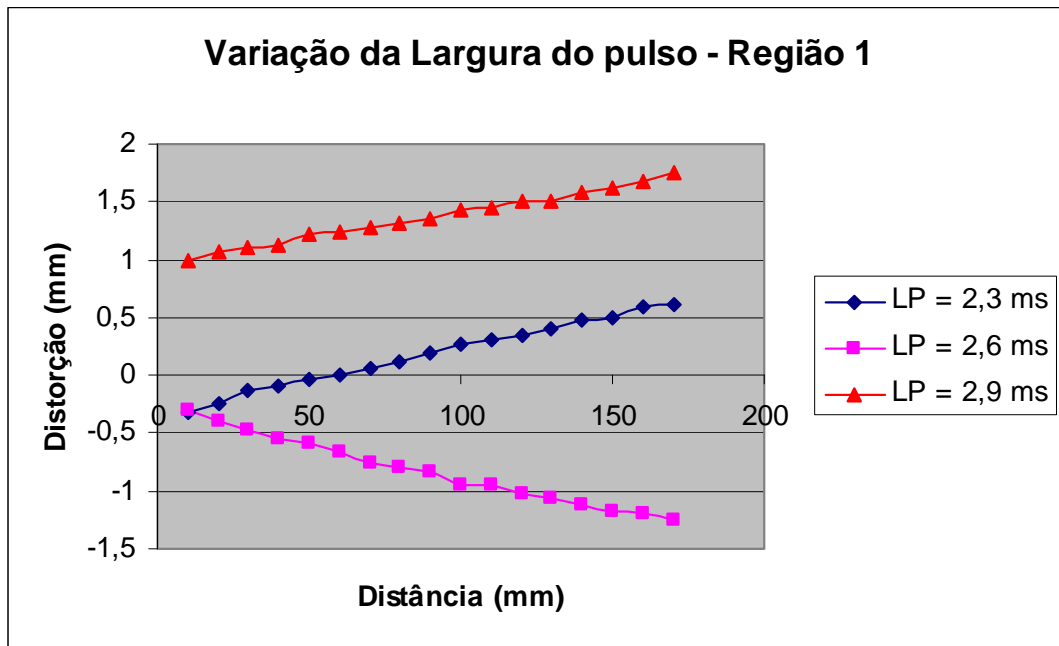


Figura 36 – Variação da distorção em função da Largura do pulso – Região 1

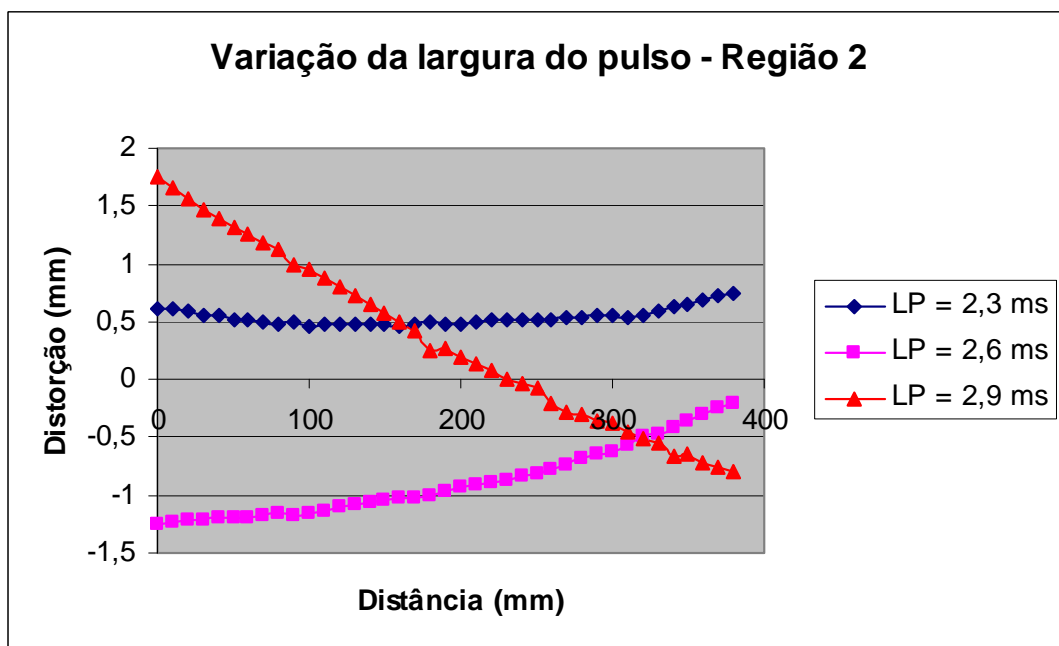


Figura 37– Variação da distorção em função da Largura do pulso – Região 2

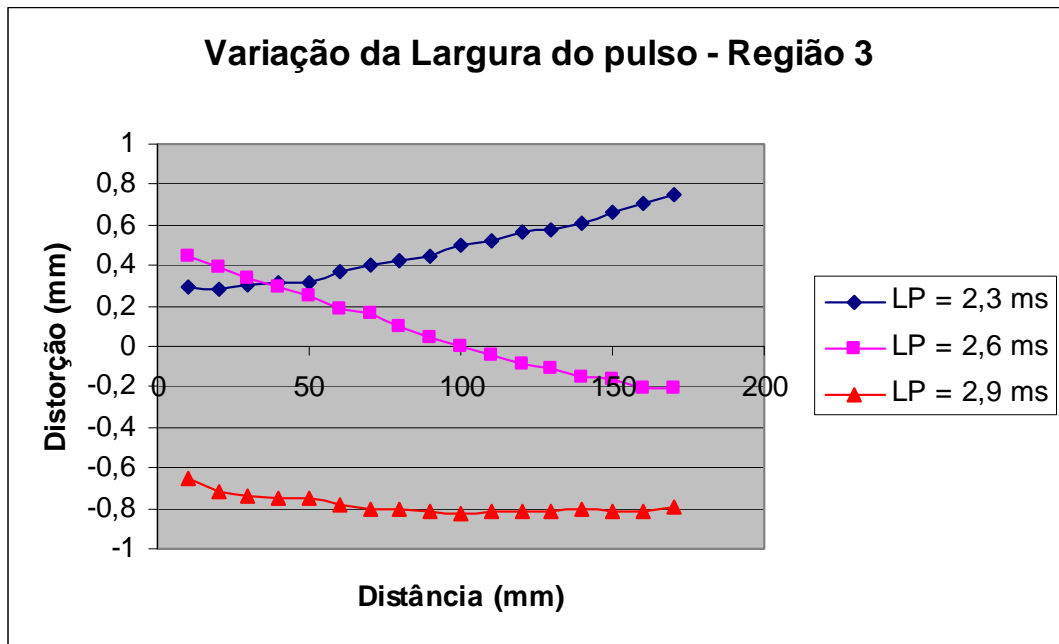


Figura 38 – Variação da distorção em função da Largura do pulso – Região 3

É possível notar que aumentando-se a Largura do pulso (LP), a distorção também aumenta, vide Figuras 36 e 37. A menor distorção ocorreu para LP = 2,3 ms, que permaneceu praticamente constante ao longo do comprimento, vide Figura 37. É possível avaliar também que a máxima distorção ocorreu para LP = 2,9ms, no início da soldagem, a qual foi diminuindo ao longo do comprimento, passando por um ponto de zero. Para o caso de 2,6 ms, a distorção inicial é negativa e tende também para zero, conforme mostrado na Figura 37.

Os valores de energia, para cada condição analisada, são mostrados na tabela a seguir.

Tabela 10 – Efeitos da largura do pulso (LP) sobre a energia de soldagem

N° CDP	Ip (A)	Ib (A)	PPS	LP (ms)	(Im) (A)	(Um) (V)	(Vs) (mm/s)	(Im * Um)	Energia (KJ/m)
CDP17	392	85	130	2,3	172	19,4	3,5	3337	953
CDP18*	392	85	130	2,3	169	19,6	3,5	3312	946
CDP1	392	85	130	2,6	184	19,8	3,5	3643	1041
CDP2*	392	85	130	2,6	172	19,7	3,5	3388	968
CDP3	392	85	130	2,6	184	20,7	3,5	3809	1088
CDP19	392	85	130	2,9	194	21,7	3,5	4210	1203
CDP20	392	85	130	2,9	193	22,8	3,5	4400	1257
CDP29*	392	85	130	2,9	191	26,7	3,5	5100	1457
CDP30	392	85	130	2,9	191	26,1	3,5	4985	1424

* Corpos-de-prova que tiveram maior distorção e foram utilizados nas Figuras anteriores.

Tabela 11: Análise de Variância fator único. Influência de LP na energia de soldagem

<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	258981,5732	2	129490,8	14,45706	0,005075	5,143253
Dentro dos grupos	53741,54422	6	8956,924			
Total	312723,1175	8				

Através da equação 10, tem-se:

$$T = 290,44$$

Diferença entre as médias:

M1-M2	M1-M3	M2-M3
-82,53	-385,47	-302,94

Comparando-se a variação das médias com T, nota-se que para um nível de significância igual a 5%, a variação nas duas primeiras condições não é significativa, mas para a última condição, houve variação. Ou seja, a energia permaneceu estatisticamente constante para LP = 2,3 e 2,6 ms, mas variou para a condição LP = 2,9 ms.

É possível afirmar, de acordo com os dados, que aumentando-se a largura de pulso, a distorção também aumenta. No entanto, além da influência da largura de pulso, há a influência da energia de soldagem, para a condição 2,9 ms. Neste caso, aumentou-se a energia introduzida e a distorção também aumentou.

O principal objetivo deste trabalho foi avaliar a influência de cada parâmetro de pulso na distorção angular. Através das Figuras e tabelas anteriores pôde-se constatar que a distorção ora se propagava no sentido negativo, ora no sentido positivo. Além disso, em alguns casos, mesmo a máxima distorção estando próxima, em módulo, para as condições analisadas, ela não ocorreu nas mesmas regiões, vide Figura 31, como exemplo. Pôde-se constatar que em todos os casos apareceram deformações complexas, como mostram as Figuras 28, 31, 34 e 37, que correspondem à região 2, paralela ao cordão de solda, ao longo do comprimento da chapa. Os fenômenos indicaram flexão e distorção devido à flambagem.

A tabela 12 a seguir mostra as condições para os quais a distorção absoluta (maior valor – menor valor) foram máxima e mínima na região 2.

Tabela 12: Análise da distorção absoluta (Região 2)

Parâmetro	Maior Distorção absoluta (mm)	Menor Distorção absoluta (mm)	Diferença (mm)
Corrente de pico (Ip)	Ip = 410 A (1,85)	Ip = 392 A (1,04)	0,81
Corrente de base (Ib)	Ib = 85 A (1,04)	Ib = 118 A (0,82)	0,22
Pulsos por segundo (PPS)	PPS = 115 (2,72)	PPS = 145 (0,34)	2,38
Largura do pulso (LP)	LP = 2,9 ms (2,54)	LP = 2,3 ms (0,3)	2,24

A tabela 12 mostra, que em termos de distorção absoluta, a variável que mais influencia na distorção angular é o número de pulsos por segundo (PPS), seguida da largura do pulso (LP), corrente de pico (Ip) e corrente de base (Ib).

Resultados do ensaio de tração

Os dados encontrados no do ensaio de tração são mostrados na tabela 13, a seguir.

Tabela 13: Resultados do ensaio de tração

Nº do Corpo de Prova	Largura (mm)	Espessura (mm)	Área (mm ²)	Carga de Ruptura (kgf)	Tensão de Ruptura (kgf/mm ²)	OBS
28.3 (s/solda)	22	7,9	173,8	3692,61	21,25	PPS = 100
28.4 (s/solda)	22	7,85	172,7	3737,64	21,64	
28.5	22	7,75	170,5	2912,06	17,08	
28.6	22,05	7,85	173,093	3347,36	19,34	
28.7 (s/solda)	22	7,9	173,8	3617,55	20,81	
28.8 (s/solda)	22	7,8	171,6	3662,59	21,34	
16.3 (s/solda)	22,0	8,0	174,90	3648	20,86	PPS = 115
16.4 (s/solda)	22,0	8,0	176,00	3663	20,81	
16,5	22,0	8,0	176,00	3392	19,27	
16,6	22,0	7,9	173,80	3422	19,69	
16.7 (s/solda)	22,1	7,9	173,09	3603	20,81	
16.8 (s/solda)	22,0	8,0	174,90	3648	20,86	
2.3 (s/solda)	22,0	7,9	173,80	3753	21,59	PPS = 130
2.4 (s/solda)	22,0	7,9	172,70	3678	21,29	
2.5	22,0	8,0	174,90	3317	18,97	
2.6	22,0	7,9	173,80	3422	19,69	
2.7 (s/solda)	22,0	7,9	173,80	3633	20,90	
2.8 (s/solda)	22,0	7,8	171,60	3648	21,26	
14.3 (s/solda)	22,0	7,9	173,80	3738	21,51	PPS = 145
14.4 (s/solda)	22,0	8,0	176,00	3663	20,81	
14,5	22,0	8,1	177,10	3392	19,16	
14,6	22,0	8,1	177,10	3392	19,16	
14.7 (s/solda)	22,0	7,9	173,80	3648	20,99	
14.8 (s/solda)	22,0	7,9	173,80	3603	20,73	

Os resultados da tabela acima mostram uma uniformidade dos dados, indicando que, após o processo de soldagem, durante o resfriamento, houve um recozimento do metal e as propriedades mecânicas, tanto no metal base, quanto na ZTA, possuem, agora, a mesma ordem de grandeza.

Além das tensões residuais provenientes dos processos de fabricação para preparação dos corpos-de-prova, uma dificuldade adicional encontrada foi o encruamento H-34 na liga 5052.

Conforme citado no Capítulo 2, item 2.6, o encruamento do metal tende a diminuir ou mesmo desaparecer com o aquecimento do material, ou seja, ligas não-

tratáveis termicamente têm suas propriedades mecânicas deterioradas quando submetidas à soldagem, conforme ilustra a Figura 16.

A idéia deste trabalho foi estudar uma liga de alumínio, Al 5052 H34, que é utilizada em algumas máquinas da empresa Máquinas Agrícolas JACTO S/A, onde houve a necessidade de se conhecer as distorções, principalmente para evitar problemas de montagem e falhas pré-maturas em campo.

A aplicação da empresa exige uma liga com encruamento H34, porém, é possível que este encruamento tenha influenciado fortemente os resultados deste trabalho, principalmente devido às grandes variações nas propriedades mecânicas que podem ocorrer em neste tipo de liga durante o processo de soldagem.

Por último, a quantidade de material depositado pode ter influenciado na distorção do alumínio, durante o resfriamento da chapa (contração), aliado ainda ao peso do material, já que a chapa utilizada é consideravelmente larga (180mm x 8mm) e encontrava-se em balanço.

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES

Ao final deste trabalho, é possível concluir que para a soldagem de uma liga de alumínio-magnésio 5052 H34:

- a) A distorção angular ao final da soldagem pode ser positiva ou negativa em relação a um plano padrão;
- b) Aumentando-se a corrente de pico, a distorção angular aumenta;
- c) Variando-se a corrente de base, os valores máximos de distorção encontrados, estão muito próximos para as condições analisadas;
- d) Aumentando-se o número de pulsos, a distorção angular diminui;
- e) Aumentando-se a largura do pulso, a distorção angular aumenta;
- f) 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).

CAPÍTULO VI

PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS

A fim de complementar este trabalho e aumentar o conhecimento sobre o fenômeno da distorção, são sugeridas as seguintes propostas de trabalho futuros:

- 1) Investigar a influência dos parâmetros de pulso na distorção angular, utilizando a soldagem MIG pulsada, de uma liga de alumínio 5052 sem encruamento e de outros metais;
- 2) Comparar a distorção obtida na soldagem MIG pulsada com a soldagem MIG convencional;
- 3) Simular computacionalmente a distorção angular do alumínio e de outros metais.

CAPÍTULO VII

REFERÊNCIAS

Alcan, 1993, Manual de Soldagem, Alcan Alumínio do Brasil S/A, 1a Edição.

Alcântara N.G. de. Tecnologia de Soldagem. Universidade Federal de São Carlos, DEMA, São Carlos – SP, 1991, 192 p.

Altshuller, B., 1998, “A Guide to GMA Welding of Aluminum”, Welding Journal, volume 77, no 6, June, pp. 49-55.

ASM, 1990, Aluminum: Properties and Physical Metallurgy, J.E.Hatch, ASM, Metals Park, USA.

ASTM B209M: Standard Specification for Aluminum and Aluminum-Alloy Sheet and Plate. AMERICAN SOCIETY FOR TESTING and MATERIALS. 2001. 29 p.

AWS, 1979, Introductory Welding Metallurgy, American Welding Society 3^a Edição , Miami, USA.

AWS, 1991, Welding Handbook, volume 2, Welding Processes, American Welding Society, 8^a edição, USA.

AWS, 1996, Welding Handbook, volume 3, Materials and Applications – Part 1, American Welding Society, 8^a edição, USA.

AWS, 2001, Welding Handbook, volume 1, Welding Science & Technology, American Welding Society, 9^a edição, USA.

American Welding Society. *Structural Welding Code Steel*, AWS D1.1, 2004.

Biloni, H., Pérez, T.E., Saggese, M.E. & Solari, M.J.A., 1981, “Manual de Soldadura de Aluminio”, Proyecto Especial de Aluminio OEA – CNEA, Gerencia de Investigacion y Desarrollo, Aluar Aluminio Argentino, Buenos Aires, Argentina.

Blewett, R.V., 1982, “Técnicas Modernas para Soldagem do Alumínio”, ALCAN, Rio de Janeiro, Brasil.

Blodgett, O. W. **Design of weldments**, 8^a edição. Ohio (USA): Lincoln Arc Welding Foundation, 1976. 8.1-6p.

- BRAY, J.W. *Aluminum Mill and Engineered Wrought Products. In: Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials*, v. 2, **ASM Handbook, ASM International**, 1992. p. 118-222.
- 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.
- Castner, H.R., 1995, "Gas Metal Arc Welding Fume Generation Using Pulsed Current", *Welding Journal*, February, pp 59s-68s.
- Craig, E. (1987). "A Unique Mode of GMAW Transfer", *Welding Journal*, setembro de 1987, pp 51 - 56.
- Cunha, J. A. R. da and Grundmann, J. (1995). "A Influência dos Gases de Proteção nos Regimes de Transferência Metálica em Soldagem SAMG", *Anais do XXI ENTS - Vol. II, Caxias do Sul - RS, 20 a 24 de junho de 1995*, pp 513 - 528.
- DENG, D.; LIANG, W.; MURAKAWA, H. Determination of welding deformation in filletwelded joint by means of numerical simulation and comparison with experimental measurements. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 183, p. 219–225, 2007.
- Dillenbeck, V.R. & Castagno, L., 1987, "The Effects of Various Shielding Gases and Associated Mixtures in GMA Welding of Mild Steel", *Welding Journal*, September, pp. 45-49.
- Easterling, K. *Introduction to the physical metallurgy of welding*. Butterworths & Co. Ltd., London, 1983, 231 p.
- Ghosh, P.K. et al, 1991, "Influence of Pulse Parameters on Bead Geometry and HAZ During Bead on Plate Deposition by MIG Welding Process", *Zeitschrift Fur Metallkunde*, V82, N°10, Outubro.
- Grubic, K. e Andric, S., 1995, "Factors at Pulsed MIG Welding, Their Relationships and Effects", *Proceedings of the International Conference on the Joining of Materials, JOM-7*, pp 360-367.
- Hirai, S., and Nakamura, I. 1955. Research on angular change in fillet welds, *Ishikawajima Review*, pp. 59-68.
- Jönsson, P.G. et al, 1995, "Heat and Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding Using Argon and Helium", *Metallurgical and Materials Transactions*, Volume 26B, Abril, pp 383-395.
- Kihara, H. and Masubuchi, K. 1956. Studies on the shrinkage and residual welding stress of constrained fundamental joint. Report N°24, Transportation Technical Research Institute, N° 7.

Kim, Y. -S. and Eagar, T. W. (1993). "Metal Transfer in Pulsed Current Gas Metal Arc Welding", Welding Research Supplement - Welding Journal, julho de 1993, pp 279-s 287-s.

King, C.W.R., 1944, n.t. Transactions of Institute of Engineers and Shipbuilders in Scotland 87:233-255; Masubuchi, K, 1970, Control of Distortion and Shrinkage in Welding, Welding Research Council Bulletin 149, New York: Welding Research Council.

Kohno R. & Jones, S. B. An initial study of arc energy and thermal cycles in the submerged-arc welding of steel. The Welding Institute Research Report 81/1978/PE, December 1978.

Linnert, G. E. Welding Metallurgy; Carbon and alloy steels. V. 1, Fundamentals, Published by American welding Society, New York, 1967, 474 p.

Liu, S., 1997, "Curso Soldagem de Ligas de Alumínio", ABAL, Outubro.

Liu, S. & Bracarense, A. Q. Desenvolvimento da soldagem de aços de alta resistência e baixa liga. Soldagem & Materiais, Arquivo Técnico 2(2), 6(2), Abr/Jun. 1994.

Lucas, W., 1992, "Choosing a Shielding Gas – part 2", Welding and Metal Fabrication, July, pp. 269-276.

Lyttle, K.A. and Stapon, W.F.G., 1990, "Select the Best Shielding Gas Blend for the Application", Welding Journal, November, pp. 21-27.

Mazzaferro, J. A. E., Machado, I. G. Distorções e Ciclo Térmico em Chapas de Alumínio Soldadas à Topo; Medição e Desenvolvimento de Métodos Computacionais para Previsão. **Dissertação de Mestrado**, Porto Alegre, 1990.

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, Jan./Mar. 1992.

Masubuchi, K. and Martin, D. C. "Investigation of residual stresses by use of hydrogen cracking", Welding Journal, 40 (12), Research Supplement, 553s to 563s (1961); and Final Report on Investigation of Residual Stresses in Steel Weldments, to Bureau of Ships on Contract No. Nobs-92521 from Battelle Memorial Institute (1965).

Masubuchi, K. 1980. Analysis of welded structures – Residual stresses, distortion, and their consequences. New York: Pergamon Press.

Matsui, S., 1964, Investigation of Shrinkage, Restraint Stress, and Cracking in Arc Welding, Ph.D. diss., Osaka University.

Miranda, H.C. e Ferraresi, V.A., 1999, "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.

Muller, L. R. & Alcântara, N. G. de. Obtenção e caracterização das curvas de resfriamento direto em metais de solda. In: Encontro Nacional de Tecnologia de Soldagem, XII, Campos do Jordão, 5 - 8 Out. 1986, Anais.

Murugan, V. V, Guinaraj, V. (2005). *Effects of Process Parameters on Angular Distortion of Gas Metal Arc Welded Structural Steel Plates*, Welding Research, AWS.

Norrish, J., 1992, "Advanced Welding Process", Institute of Physics Publishing, Bristol, Philadelphia and New York, pp 131-173;

Norrish, J. and Richardson, I. F. (1988). "Metal Transfer Mechanisms", *Welding & Metal Fabrication*, janeiro e fevereiro de 1988, pp 17 - 22.

Okumura, T. & Taniguchi, C., 1982, "Engenharia de Soldagem e Aplicações", LTC, Rio de Janeiro, Brasil.

Pandey, S. et al, 1995, "Metal Transfer and V-I Transients in GMAW of Aluminium", Proceedings of the 4th International Conference, Gatlinburg, Tennessee, 5-8 June, pp 385-397.

Pierre, E.R., 1987, "Shielding Gases for Welding", *Welding Design & Fabrication*, March, pp. 63- 65.

Póvoa, A.A., 1988, "Seminário Técnico de Soldagem do Alumínio e suas Ligas", Associação Brasileira do Alumínio, 26/10 a 17/11.

Rebello, J.M.A. Soldagem II. Instituto Brasileiro de Qualidade Nuclear. 1985, 270 p.

Reis, R.A., 1996, "Determinação de Parâmetros de Soldagem TIG com Arame Frio e Onda Retangular", Uberlândia: Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, 1996. (Tese, Mestrado).

Sadler, H., 1999, "A Look at the Fundamentals of Gas Metal Arc Welding", *Welding Journal*, May;

Saunders, H.L., 1989, "Welding Aluminum: Theory and Practice", Chapter 1-9, 1ª edição, The Aluminum Association.

Spragen, W., and W.G. Ettinger, 1950a, Shrinkage Distortion in Welding, *Welding Journal* 29(6): 292-s-294-s and Spragen, W., and W.G. Ettinger, 1950b, Shrinkage Distortion in Welding, *Welding Journal* 29(7): 323-s-335-s.

Taniguchi, C. Masubuchi K. (1972), "Out-of-Plane Distortion Caused by Fillet Welds in Aluminum", Massachusetts Institute of Technology, September 1972.

Van Vlack, L. H., *Princípios de Ciência e Tecnologia dos Materiais*. Rio de Janeiro, Editora Campus, 1984.

Vinokurov, V. A. 1977. *Welding Stresses and Distortion*. Wetherby. British Library.

Wainer. E., Brandi, S.D., Melo, F.D.H., et. al., 1992, "Soldagem: Processos e Metalurgia", Editora Edgard Blücher Ltda, São Paulo, Brasil.

Watanabe, M., and Satoh, K. 1961 Effect of welding conditions on the shrinkage and distortion in welded structures. *Welding Journal* 40(8): 377-s to 384-s.

Zhang, X. and Apps, R. L. (1990). "Influence of Droplet Transfer Parameters on Bead Fusion Behaviour and Alloying Effect During Pulsed MIG Welding", *International Journal for the Joining of Materials*, Vol 2, fevereiro de 1990, pp 38 - 45.

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