

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

**Minimização de Trincas de Solidificação em Liga
de Alumínio Soldada (GTAW) com Corrente
Alternada Pulsada**

Autor : Fábio Martins

Orientador: Roseana da Exaltação Trevisan

06/2000

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL DA
TESE DEFENDIDA POR **FÁBIO MARTINS**
E APROVADA PELA
COMISSÃO JULGADORA EM **12.01.2000**
Roseana da Exaltação Trevisan
ORIENTADOR

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**

**Minimização de Trincas de Solidificação em Liga
de Alumínio Soldada (GTAW) com Corrente
Alternada Pulsada**

Autor : **Fábio Martins**

Orientador: **Roseana da Exaltação Trevisan**

Curso: Engenharia Mecânica.

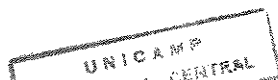
Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE

Tese de doutorado apresentada à comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Campinas, 2000
S.P. - Brasil

0007059



UNIDADE	BC
N.º CHAMADA:	T/UNICAMP
	M366m
V.	Ex.
TOMBO BC/	41079
PROC.	278/00
C	<input type="checkbox"/>
D	<input checked="" type="checkbox"/>
PREÇO	R\$ 11,00
DATA	13-06-00
N.º CPD	

CM-00140601-7

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA - BAE - UNICAMP

M366m Martins, Fábio
Minimização de trincas de solidificação em liga de
alumínio soldada (GTAW) com corrente alternada
pulsada / Fábio Martins.--Campinas, SP: [s.n.], 2000.

Orientadora: Roseana da Exaltação Trevisan.
Tese (doutorado) - Universidade Estadual de
Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Soldagem. 2. Ligas de alumínio. I. Trevisan,
Roseana da Exaltação. II. Universidade
Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia
Mecânica. III. Título.

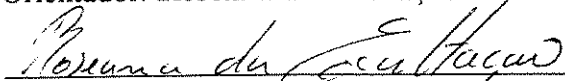
UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO

TESE DE DOUTORADO

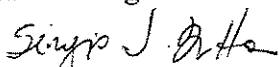
**Minimização de Trincas de Solidificação em Liga
de Alumínio Soldada (GTAW) com Corrente
Alternada Pulsada**

Autor : Fábio Martins

Orientador: Roseana da Exaltação Trevisan



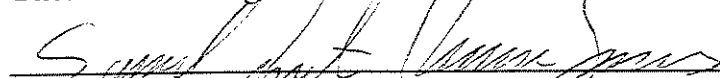
Prof. Dr. Roseana da Exaltação Trevisan, Presidente
Faculdade de Engenharia Mecânica/ UNICAMP




Prof. Dr. Sérgio Tonini Button
Faculdade de Engenharia Mecânica/ UNICAMP



Prof. Dr. Olívio Novaski
Faculdade de Engenharia Mecânica/ UNICAMP



Prof. Dr. Samuel Irati Novaes Gomes
USP/ São Carlos



Prof. Dr. Valtair Antonio Ferraresi
Universidade Federal de Uberlândia

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE

Campinas, 12 de Janeiro de 2000

Dedicatória

Este trabalho é dedicado à minha esposa Marcela e minhas filhas Ana Eliza, Vanessa e Maria Júlia.

AGRADECIMENTOS

Este trabalho não poderia ser concluído sem a colaboração e apoio de diversas pessoas, às quais externo meus agradecimentos:

À minha orientadora, Profa. Dra. Roseana da Exaltação Trevisan, pela orientação, amizade e incentivo à realização deste trabalho.

À minha esposa, Marcela, pois sem ela nada valeria a pena.

Aos meus pais, pelo apoio incondicional em todas as horas.

Aos professores e funcionários do DEF, pela amabilidade e disposição demonstradas.

Aos amigos Claudomiro Alves, Hipólito D. Carvajal Fals, Luciano A. Lourenço, Maximino M. Rovira, pelo apoio técnico e colaboração.

À Escola de Engenharia de São Carlos e ao Centro Tecnológico da Aeronáutica, pelo apoio nas análises metalográficas.

Ao Grupo de pesquisas Labsolda, da Universidade Federal de Santa Catarina, pelo apoio técnico proporcionado.

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo pelo financiamento do projeto de pesquisa.

À CAPES, pela concessão da bolsa de estudos.

À DEUS, fonte de toda luz e sabedoria.

O senhor é o meu pastor, nada me faltará.

Salmo 23:1

RESUMO

MARTINS, F. Minimização de Trinças de Solidificação em Liga de Alumínio Soldada (GTAW) com Corrente Alternada Pulsada, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2000. 127 p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica)

O fenômeno da Trinca de Solidificação tem se configurado como um grave problema de soldagem. Consiste do surgimento de trinças na zona fundida da solda durante a solidificação, quando esta se encontra submetida a tensões de tração. Um dos testes mais utilizados em todo o mundo para determinar a suscetibilidade de um material à trinca de solidificação é o teste Varestraint, que simula o estado de tensões na solda que propicia o surgimento da trinca, sendo, por este motivo, utilizado neste trabalho. As ligas de alumínio vem tendo sua utilização aumentada no mundo todo como material de engenharia, e algumas de suas ligas são bastante suscetíveis à trinca de solidificação. A técnica da soldagem com arco pulsado consiste da utilização de dois níveis de intensidade de corrente alternadamente durante a soldagem, alta e baixa, chamadas, respectivamente, de corrente de pico e de base, produzindo soldas com aparência de pontos fundidos sobrepostos. Neste trabalho foi proposto o uso da corrente alternada com pulsação de arco como forma de minimização da ocorrência de trinças de solidificação na liga de alumínio e magnésio denominada 5052. Os parâmetros variados nesta pesquisa foram a tensão de tração atuante sobre a solda, a variação de potência do arco elétrico de soldagem entre os períodos de pico e base e o espaçamento entre os pontos fundidos da solda. Os experimentos foram planejados com o auxílio da técnica estatística conhecida como planejamento fatorial completo e realizados de forma totalmente aleatorizada, mantendo-se constante o insumo de calor das soldas. Os resultados foram submetidos à análise de variância e análises isoladas dos parâmetros de influência. Concluiu-se que a pulsação de arco exerceu um papel benéfico sobre a ocorrência da trinca de solidificação, desde que sejam controlados os fatores estudados. A tensão de tração mostrou-se diretamente proporcional à ocorrência das trinças, enquanto que a variação de pulsação e o espaçamento entre os pontos fundidos mostraram-se inversamente proporcionais. Realizou-se análise da superfície da trinca com MEV, concluindo-se que o fenômeno observado foi realmente o da trinca de solidificação. Análises metalográficas mostraram que a pulsação de arco provoca o refinamento dos grãos da zona fundida, enquanto que o espaçamento entre os pontos fundidos, em seu nível máximo, provocou o surgimento de trinças internas.

Palavras Chave: Soldagem, Alumínio, Trinças de Solidificação, Teste Varestraint.

ABSTRACT

MARTINS, F. Minimization of Solidification Cracking in Aluminum Alloy welded by pulsed A/C GTAW, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2000. 127 p. Tese (Doutorado)

Solidification cracking is one of the majors welding problems. The cracking occurs in the fusion zone during the solidification, when the stresses act on it. One of the most employed tests to determine the susceptibility of a material to the solidification cracking is the Varestraint test, which simulates the state of tensions in the welds that propitiates the appearance of the cracking. The use of aluminum alloys as engineering materials has grown all over the world, and some alloys are quite susceptible to the solidification cracking. The pulsed arc welding is based on the use of 2 current levels, high and low, respectively called peak and base current, producing welds with appearance of overlapped melted points. In this work the use of the pulsed alternating current was proposed as form of minimization of the occurrence of solidification cracking in the 5052 aluminum alloy. The varied factors studied in this research were the augmented strain, the arc power variation of the electric arc between the peak and base periods and the spacing between the melted points of the welds. The experiments were totally planned with the aid of the statistics technique known as full factorial planning, keeping the heat input constant. The results were submitted to the analysis of variance and isolated analyses of the influence parameters. It was found that the pulsed arc has a beneficial influence on the occurrence of the solidification cracking, since the studied factors are controlled. The augmented strain was shown directly proportional to the occurrence of the cracking, while the pulse variation was inversely proportional. The cracking surface analysis was performed with MEV, and it was found that the observed phenomenon was really the solidification cracking. Metallographic analyses showed that the pulsed arc provokes the grains refinement of the melted zone, while the spacing among the melted points, in its maximum level, provoked the appearance of internal cracking.

Words Key: Welding, 5052 Aluminum Alloy, Solidification cracking, Varestraint Test.

SUMÁRIO

1- Introdução e Objetivos	1
1.1- INTRODUÇÃO	1
1.2- Objetivos	3
2- Revisão da Literatura	4
2.1- Introdução	4
2.2- Classificação das Ligas de Alumínio	5
2.3- Soldagem do Alumínio e Suas Ligas.	9
2.4- O Processo de Soldagem GTAW	12
2.5- Trincas de Solidificação em ligas de alumínio	14
2.5.1- Mecanismo da Trinca de Solidificação	15
2.5.2- Teorias da Trinca de Solidificação	19
2.5.3- Métodos de Minimização da Ocorrência de Trincas de Solidificação	23
2.6- Testes para Determinação da Suscetibilidade à Trinca de Solidificação	26
2.6.1- O Teste Varestraint	29
2.7- Utilização da estatística na pesquisa experimental.	33
3- PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	37
3.1- Introdução	37
3.2- Experimentos Iniciais.	38
3.3- Projeto e Construção do Equipamento de Teste Varestraint.	42
3.3.1- Dispositivos Complementares	52
3.4- Materiais e Métodos	54
3.4.1- Equipamentos para soldagem.	57
3.5- Aferição do Equipamento	60
3.6- Planejamento dos experimentos	62
3.7- Análise das trincas	64
4- RESULTADOS E DISCUSSÕES	66

4.1- Introdução	66
4.2- Experimentos Iniciais	66
4.3- Resultados dos pré-testes.	71
4.3.1- Determinação do Referencial	72
4.3.2- Aferição e Determinação do Número de Réplicas	72
4.3.3- Caracterização do metal base.	74
4.3.4- Ocorrência de Porosidade em Soldagem com Corrente Alternada Pulsada	77
4.4- Previsão do Insumo de Calor	79
4.5- Resultados dos Ensaio com o Teste Varestraint	89
4.5.1- Caracterização das trincas	89
4.5.2- Análise de Variância	91
4.5.3- Efeito da Tensão Tangencial Aumentada	95
4.5.4- Efeito da Variação da Potência do Arco entre os Períodos de Pico e Base.	97
4.5.5- Efeito do Espaçamento entre os Pontos Fundidos.	99
4.5.6- Análise Metalográfica	101
5- Conclusões	114
RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	117
Referências Bibliográficas	118

LISTA DE FIGURAS

Figura 1: Classificação das ligas de alumínio.	5
Figura 2- Variações de microestrutura e propriedades mecânicas devido a soldagem em ligas de alumínio não-tratáveis termicamente (AWS, 1979).	7
Figura 3- Suscetibilidade das ligas de alumínio à trinca de solidificação em função do principal elemento de liga. (DUDAS e COLLINS, 1966)	17
Figura 4- Diagrama de equilíbrio da liga Al-Mg.	18
Figura 5- Estágios da solidificação de uma liga sujeita à trinca de solidificação, de acordo com a teoria da contração por fragilização (BORLAND, 1979).	19
Figura 6- Variações no ciclo de soldagem com arco pulsado.	25
Figura 7- Diagrama esquemático do teste Varestraint.	29
Figura 8 - Cortes realizados nas amostras para análise metalográfica.	41
Figura 9- Blocos de curvatura projetados. (a) $\epsilon_t = 1\%$, (b) $\epsilon_t = 2,5\%$, (c) $\epsilon_t = 4\%$.	44
Figura 10- Placa base do equipamento de teste Varestraint.	45
Figura 11- Diagrama esquemático do equipamento para teste de Varestraint projetado neste trabalho.	46
Figura 12- Fixação do cilindro pneumático à estrutura.	46
Figura 13- Blocos de curvatura para o equipamento de teste.	50
Figura 14- Equipamento de teste de Varestraint.	50
Figura 15- Fonte de soldagem e sistema de monitoramento.	51
Figura 16- Afiador para eletrodos de tungstênio com ângulo de ponta de 60° .	52
Figura 17- Dispositivo de movimentação da tocha de soldagem.	53
Figura 18- Dispositivo para afiação do eletrodo de tungstênio.	54
Figura 19- Corpo de prova para o ensaio de Varestraint.	55
Figura 20- Sistema de monitoramento do teste de Varestraint.	59
Figura 21- Representação esquemática do planejamento fatorial.	63
Figura 22 Macrografias das soldas com morfologia mais próxima. (a)- Corrente alternada pulsada, seção longitudinal, (b)- Corrente alternada constante, seção longitudinal, (c)- Corrente alternada pulsada, seção transversal, (d) Corrente alternada constante, seção transversal.	68
Figura 23- Micrografia de um cordão de solda obtido com corrente alternada constante.	70
Figura 24 Micrografia de um cordão de solda obtido por corrente alternada pulsada.	71
Figura 25- Trincas de solidificação características do teste Varestraint.	74
Figura 26 - Orientação das observações realizadas.	75
Figura 27- Vista superior do metal de base.	75
Figura 28- Vista transversal do metal de base.	76
Figura 29- Vista longitudinal do metal de base.	77
Figura 30- Agrupamento de poros em corrente alternada pulsada.	78
Figura 31 - Valores de tensão correspondentes à corrente em polaridade negativa.	81

<i>Figura 32- Valores de tensão correspondentes à corrente em polaridade positiva.</i>	82
<i>Figura 33- Valores de espaçamento em função de t_p e t_b</i>	85
<i>Figura 34- Imagens da superfície da trinca de solidificação. (A): Vista panorâmica da superfície da trinca com baixa magnificação. (B): Vista da superfície da trinca próxima à borda superior do corpo de prova.</i>	
<i>(B): Idem, em região mais próxima do centro do corpo</i>	90
<i>Figura 35 - Comprimento total de trincas em função da tensão tangencial aumentada.</i>	96
<i>Figura 36 - Comprimento total de trincas em função da variação de pulsação.</i>	98
<i>Figura 37- Comprimento total de trincas em função do espaçamento entre os pontos.</i>	100
<i>Figura 38- Vista superior de uma solda obtida por corrente alternada sem pulsação</i>	102
<i>Figura 39- Vista superior de uma solda obtida por corrente alternada pulsada.</i>	103
<i>Figura 40- Vistas longitudinais das soldas realizadas com diferentes variações de pulsação. (A) Baixa variação de pulsação. (B) Alta variação de pulsação.</i>	105
<i>Figura 41- Vistas transversais de soldas realizadas com diferentes variações de pulsação. (A) Baixa variação de pulsação. (B) Alta variação de pulsação.</i>	107
<i>Figura 42- Vistas longitudinais de soldas com baixo espaçamento e diferentes variações de pulsação. (A) Baixa variação de pulsação. (B) Alta variação de pulsação.</i>	109
<i>Figura 43- Vistas transversais de soldas com baixo espaçamento e diferentes variações de pulsação. (A) Baixa variação de pulsação. (B) Alta variação de pulsação.</i>	110
<i>Figura 44 Comparação de estruturas de soldas realizadas com variação da tensão tangencial aumentada. (A) Ensaios 13 e 14, ϵ_t igual a 1,25%. (B) Ensaios 17 e 18, ϵ_t igual a 5%.</i>	112

LISTA DE TABELAS

<i>Tabela 1 - Classificação das ligas trabalháveis de alumínio em função do principal elemento de liga.</i>	8
<i>Tabela 2- Valores de DR_0 em função do número de elementos da amostra.</i>	35
<i>Tabela 3- Análise de Variância de um planejamento fatorial 3^3.</i>	36
<i>Tabela 4- Composição química nominal da liga 5454</i>	39
<i>Tabela 5- Valores dos parâmetros de soldagem mantidos constantes.</i>	40
<i>Tabela 6 - Composição química do material inicialmente recebido para os ensaios.</i>	55
<i>Tabela 7- Composição química da liga de alumínio 5052 utilizada para os ensaios.</i>	57
<i>Tabela 8 - Parâmetros de ensaio para aferição do equipamento.</i>	62
<i>Tabela 9 - Valores dos níveis para as variáveis de controle.</i>	64
<i>Tabela 10- Parâmetros de soldagem GTAW com CA não pulsada e onda quadrada.</i>	67
<i>Tabela 11- Ensaios realizados com os valores das variáveis e morfologia obtida.</i>	67
<i>Tabela 12 - Parâmetros de soldagem mantidos constantes nos ensaios com o teste Varestraint</i>	83
<i>Tabela 13- Ensaios realizados com o teste Varestraint.</i>	86
<i>Tabela 14- Valores de insumo de calor, teste de Chauvenet e Intervalo de Confiança.</i>	88
<i>Tabela 15 - Valores de Comprimento Total de Trincas (CTT) dos ensaios realizados.</i>	92
<i>Tabela 16- Análise de variância dos valores de CTT.</i>	93
<i>Tabela 17 - Critério para comparação estrutural através de análise metalográfica.</i>	104

NOMENCLATURA

η	- Rendimento de Processo de Soldagem
δ	- Produto da Multiplicação da Média Amostral pelo Intervalo de Confiança
σ_t	- Tensão Tangencial Aumentada
a	- Número de Níveis do Fator A
A	- Variação da Potência do arco entre os Períodos de Pico e Base
A-	- Nível Baixo da Variação da Potência do arco entre os Períodos de Pico e Base
A+	- Nível Alto da Variação da Potência do arco entre os Períodos de Pico e Base
ABNT	- Associação Brasileira de Normas Técnicas
Ao	- Nível Médio da Variação da Potência do arco entre os Períodos de Pico e Base
AWS	- “American Welding Society”
b	- Número de Níveis do Fator B
b	- Dimensão da Base do Elemento estrutural
B	- Espaçamento entre os Pontos Fundidos
B-	- Nível Baixo do Espaçamento entre os Pontos Fundidos
B+	- Nível Alto do Espaçamento entre os Pontos Fundidos
Bo	- Nível Médio do Espaçamento entre os Pontos Fundidos
c	- Número de Níveis do Fator C
C	- Tensão Tangencial Aumentada
C-	- Nível Baixo da Tensão Tangencial Aumentada
C+	- Nível Alto da Tensão Tangencial Aumentada
Co	- Nível Médio da Tensão Tangencial Aumentada
CTT	- Comprimento Total de trincas
DR	- Valor Calculado do Critério de Chauvenet
Dro	- Valor Tabelado para o Critério de Chauvenet
E	- Módulo de Elasticidade do Material
F	- Força Atuante Sobre o Elemento estrutural
GTAW	- “Gas Tungsten Arc Welding”
h	- Dimensão da Altura do Elemento Estrutural
I	- Corrente do Arco Elétrico de Soldagem

I	- Momento de Inércia do Elemento Estrutural
$\bar{y}_i...$	- Média dos Resultados Obtidos pela Fixação do Primeiro Fator e Variação dos Demais
Ib	- Corrente de Base
Ib-	- Corrente do Arco Elétrico no Período de Base em Polaridade Negativa
Ib+	- Corrente do Arco Elétrico no Período de Base em Polaridade Positiva
IC	- Insumo de Calor
ICb-	- Insumo de Calor no Período de Base em Polaridade Negativa
ICb+	- Insumo de Calor no Período de Base em Polaridade Positiva
ICc	- Insumo de Calor em Corrente Alternada não Pulsada
ICp	- Insumo de Calor em Corrente Alternada Pulsada
ICp-	- Insumo de Calor no Período de Pico em Polaridade Negativa
ICp+	- Insumo de Calor no Período de Pico em Polaridade Positiva
Ie	- Corrente Eficaz
Ip	- Corrente de Pico
Ip-	- Corrente do Arco Elétrico no Período de Pico em Polaridade Negativa
Ip+	- Corrente do Arco Elétrico no Período de Pico em Polaridade Positiva
K	- Coeficiente de Partição
l	- Comprimento do Elemento Estrutural
MB	- Metal de Base
n	- Número de Réplicas
R	- Raio de Curvatura de Bloco
RTF	- Região de Temperatura Frágil
S	- Desvio Padrão da Amostra
SS(X)	- Soma de Quadrados para um Determinado Fator
T	- Produto da Soma do Tempo de Pico e Tempo de Base
t	- Espessura do Corpo de Prova
t	- Valor Obtido na Tabela de Distribuição t
t-	- Tempo de Polaridade Negativa
t+	- Tempo de Polaridade Positiva
tb	- Tempo de Base

t_p	- Tempo de Pico
V	- Voltagem do Arco Elétrico de Soldagem
v	- Velocidade de Soldagem
V_{b-}	- Voltagem do Arco Elétrico no Período de Base em Polaridade Negativa
V_{b+}	- Voltagem do Arco Elétrico no Período de Base em Polaridade Positiva
V_{p-}	- Voltagem do Arco Elétrico no Período de Pico em Polaridade Negativa
V_{p+}	- Voltagem do Arco Elétrico no Período de Pico em Polaridade Positiva
W_b	- Potência do Arco Elétrico no Período de Base
W_p	- Potência do Arco Elétrico no Período de Pico
X_L	- Fração Molar do soluto no Líquido
X_s	- Fração Molar do Solute no Sólido
\bar{y}	- Valor da Média Amostral
$\bar{y} \dots$	- Média Geral de Todos os Resultados
y_i	- Valor Testado
y_{MAX}	- Flexão Máxima do Elemento Estrutural
ZAC	- Zona Afetada pelo Calor da Solda
ZF	- Zona Fundida da Solda

1- Introdução e Objetivos

1.1- INTRODUÇÃO

O alumínio é um dos metais mais abundantes na crosta terrestre, e tem sido utilizado pelo homem desde os tempos mais antigos. Como material de engenharia apresenta propriedades bastante úteis, tais como baixa densidade, altas condutividade térmica e elétrica e boa resistência à corrosão. Com a adição de elementos de liga, o alumínio pode atingir altos níveis de resistência mecânica, comparáveis a de alguns aços, o que, aliado à sua baixa densidade, faz com que sua relação resistência/peso seja bastante atraente. Devido a estas características o alumínio e suas ligas tem adquirido uma importância crescente na indústria moderna, necessitando, contudo, que os processos convencionais de fabricação, tais como usinagem, soldagem, fundição e conformação possam ser aplicados a estes materiais sem restrições.

A soldagem do alumínio e suas ligas tem características próprias que a diferenciam da soldagem dos materiais mais comuns, como o aço, e que não podem ser ignoradas para que se obtenha resultados satisfatórios. A trinca de solidificação é um problema que atinge um grande número de ligas de alumínio, e consiste da ocorrência de trincas intergranulares na zona fundida de soldas durante sua solidificação, devido ao aparecimento de filmes líquidos nos contornos de grão, devido à composição química do material, e atuação de tensões trativas sobre o cordão de solda, função da contração do material e da geometria da junta. Este fenômeno tem sido pesquisado já a vários anos, consumindo tempo e recursos ao redor do mundo, numa tentativa de solucionar o problema. Na literatura existem diversas teorias que tentam explicar seu mecanismo, assim como vários recursos práticos para contorná-lo.

A técnica da soldagem com arco pulsado é relativamente recente, e sua aplicação ao problema da trinca de solidificação tem se revelado um campo de pesquisa novo e pouco explorado. Tal técnica consiste da soldagem com dois níveis de corrente que se

alternam durante o processo, uma corrente baixa, chamada corrente de base, e uma corrente de maior intensidade, chamada de corrente de pico. Estes dois valores de corrente vão se alternando durante a soldagem, resultando em um cordão de solda de aparência descontínua, com a forma de pontos fundidos sobrepostos.

Existe um número muito grande de testes de laboratório utilizados para determinar se um material é ou não suscetível a trinca de solidificação, e alguns testes que inclusive quantificam esta suscetibilidade. Um dos testes mais utilizados por pesquisadores do fenômeno é o teste Varestraint, que permite a indução do aparecimento de trincas durante a soldagem pela imposição de uma solicitação externa ao corpo de prova. Esta solicitação traduz-se em uma tensão tangencial sobre o corpo de prova que pode ser quantificada e controlada pelo operador do equipamento, o que permite um grande controle dos parâmetros do ensaio. Pode-se ainda avaliar quantitativamente a suscetibilidade do material ao trincamento pela avaliação da quantidade e do comprimento das trincas surgidas.

Outra técnica que tem sido utilizada com sucesso nos últimos anos é a utilização de ferramentas estatísticas no planejamento e análise dos resultados experimentais. O uso de técnicas estatísticas tem trazido benefícios tais como a minimização do número de ensaios, determinação do número necessário de réplicas de cada experimento e aumento na confiabilidade dos resultados. Neste trabalho utilizou-se um planejamento estatístico dos experimentos pela técnica do planejamento fatorial, aplicado tanto ao planejamento dos ensaios como na pesquisa dos efeitos das variáveis do processo sobre o fenômeno da trinca de solidificação propriamente dito.

1.2- Objetivos

O objetivo principal deste trabalho foi propor a utilização da corrente alternada pulsada, com onda retangular, como forma de minimizar a suscetibilidade à trinca de solidificação da liga de alumínio 5052. Para tanto, buscou-se variar determinados parâmetros de soldagem mantendo-se, ao mesmo tempo, o insumo de calor constante. A verificação da eficácia dos procedimentos propostos foi feita pela comparação dos resultados obtidos com soldas produzidas por soldagem com corrente alternada convencional, ou seja, sem pulsação. Como objetivos secundários deste trabalho, buscou-se ainda:

- O projeto, construção e aferição de um equipamento de teste Varcstraint semi automatizado, acoplado a uma fonte de soldagem do tipo inversora com monitoramento por computador dos parâmetros de soldagem.
- A investigação das alterações macro e microestruturais produzidas nas soldas pelas alterações na forma da onda pulsada e a comparação com soldas obtidas pelo mesmo processo sem pulsação de arco
- A determinação e a quantificação da diferença de insumo de calor entre soldas de mesma morfologia obtidas com e sem pulsação de arco.

2- Revisão da Literatura

2.1- Introdução

O objetivo deste capítulo foi apresentar e comentar as informações mais recentes publicadas no mundo a respeito dos temas deste trabalho. Foram consultadas diversas fontes, das quais a principal foi a base de dados Compendex Plus, que contém o material publicado no Engineering Index. Também foi consultado o próprio acervo desta base por conexão pela Internet. Este meio de comunicação permitiu ainda a pesquisa na base de dados Web of Science. Tais pesquisas foram a intervalos regulares durante todo o decorrer desta pesquisa experimental, e permitiram o levantamento de referências relevantes para o assunto, no período de 1987 a 1999. Outra importante fonte de pesquisa foi o rastreamento das referências bibliográficas dos artigos adquiridos, o que permitiu o levantamento de mais referências, de datas mais antigas, porém também relevantes.

Esta revisão de literatura foi dividida de maneira a facilitar o entendimento dos diversos temas abordados. Seus itens principais abordam a classificação das ligas de alumínio, no item 2.2, a soldagem do alumínio e suas ligas no item 2.3, e as teorias que tentam explicar o fenômeno da trinca de solidificação no item 2.4. Este item é ainda subdividido de forma a apresentar o mecanismo da trinca de solidificação e os métodos usualmente utilizados para minimizar o problema. Os testes para determinação da suscetibilidade de um material a este fenômeno e, mais particularmente o teste Varestraint são abordados no item 2.5, e a utilização da estatística na pesquisa experimental, concentrando-se nas ferramentas estatísticas a serem utilizadas neste trabalho são apresentadas no item 2.6.

2.2-Classificação das Ligas de Alumínio

As ligas de alumínio são classificadas de acordo com o sistema proposto pela Aluminum Association em 1969, que mais tarde, em 1972, foi adotado pela American National Standards Institute como norma, sob o código ANSI H35.1-1972 (KAISER, 1978). No Brasil, a norma que trata da classificação das ligas de alumínio recebeu o código NBR 6834 (ALCAN, 1993). De acordo com este sistema, as ligas de alumínio são divididas em dois grupos básicos, ligas trabalháveis e fundidas, conforme ilustra a figura 1:

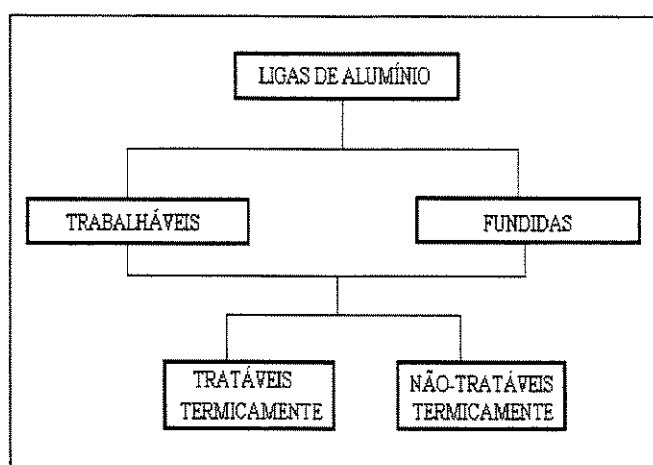


Figura 1: Classificação das ligas de alumínio.

Como pode ser visto na figura 1, os dois grupos básicos se subdividem em ligas tratáveis e não tratáveis termicamente. Ligas trabalháveis são aquelas cuja forma final do material é obtida através do processamento de um produto semi-acabado. Este processamento pode ser, por exemplo, laminação, extrusão, forjamento, etc. Ligas fundidas são aquelas obtidas pelo vazamento do metal líquido em um molde, sem processamentos posteriores que alterem a forma da peça. Ligas tratáveis termicamente são aquelas cujas propriedades mecânicas apresentam sensível melhora pela ação de tratamentos térmicos, quando se verifica o fenômeno da solubilização e precipitação de elementos de liga, conhecido também como envelhecimento. As ligas não tratáveis termicamente não apresentam melhora significativa em suas propriedades mecânicas pela

ação de tratamentos térmicos. Este aperfeiçoamento de propriedades é conseguido pela deformação à frio, pelo encruamento do material, ou, em outras palavras, pelo empilhamento de discordâncias de sua rede cristalina sobre obstáculos tais como contornos de grão. Quanto maior for este acúmulo de discordâncias mais tensionada estará a estrutura cristalina e maior será a resistência do metal à novas deformações.

O encruamento do metal tende a diminuir ou mesmo desaparecer com o aquecimento do material, ou seja, ligas não tratáveis termicamente tem suas propriedades mecânicas deterioradas quando submetidas à soldagem, conforme ilustra a figura 2, onde pode-se ver, de maneira esquemática, a seção transversal de uma solda com suas respectivas regiões, a ZF, ou zona fundida, a ZAC, ou zona afetada pelo calor, e o MB, ou metal 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 do material, e sem adição de material, situação em que a resistência média do material sofrerá queda bastante apreciável. 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, a ZF e a ZAC.

As propriedades mecânicas de uma liga de alumínio não tratável termicamente podem ser recuperadas por trabalho a frio posterior à soldagem, desde que a geometria da junta assim o permita.

As ligas trabalháveis, ao contrário das fundidas, podem ser utilizadas com propósitos estruturais, uma vez que podem ser produzidas na forma de chapas ou perfis, motivo pelo qual tem maior uso na indústria.

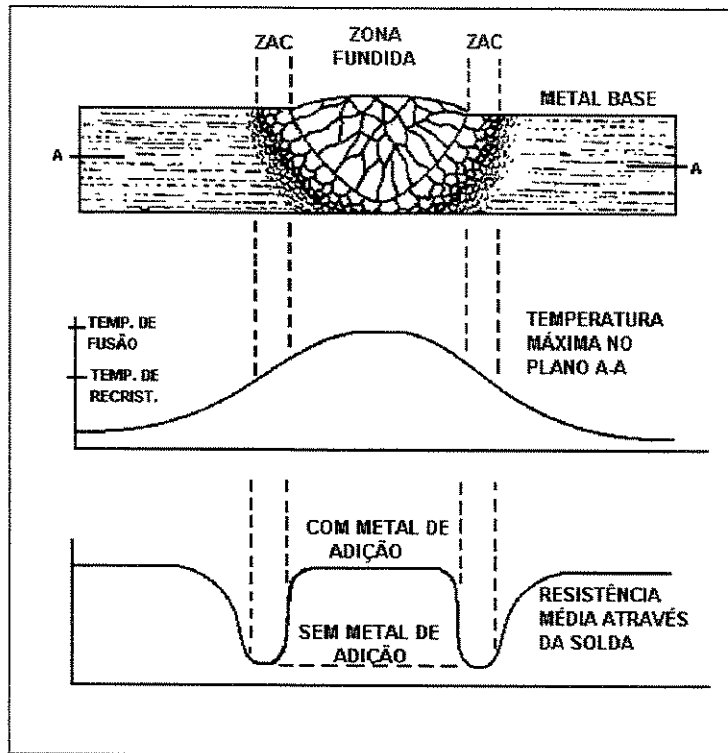


Figura 2- Variações de microestrutura e propriedades mecânicas devido a soldagem em ligas de alumínio não-tratáveis termicamente (AWS, 1979).

O sistema de classificação das ligas trabalháveis utiliza um código alfanumérico conforme o modelo:

XXXX-LXXXX

onde,

X= número

L= letra

Os primeiros quatro números determinam a composição química da liga, enquanto que o segundo grupo de números, juntamente com a letra, está relacionado com as propriedades mecânicas da liga em questão. Na tabela 1 estão listados os grupos de ligas normalizados em função de seu principal elemento de liga.

Tabela 1 - Classificação das ligas trabalháveis de alumínio em função do principal elemento de liga.

LIGA	PRINCIPAL ELEMENTO DE LIGA
1XXX	Alumínio não ligado, com no mínimo 99,00% de pureza
2XXX	Cobre
3XXX	Manganês
4XXX	Silício
5XXX	Magnésio
6XXX	Magnésio e Silício
7XXX	Zinco
8XXX	Outros elementos
9XXX	Série não utilizada

Como se pode ver na tabela 1, o primeiro número está relacionado com o principal elemento de liga presente. Os dois últimos números identificam a liga ou, no caso do alumínio puro, indicam o grau de pureza. O segundo dígito indica modificações na liga original ou nos limites de impurezas. Assim, o alumínio designado como 1050, por exemplo, indica que o alumínio não é ligado e que tem 99,50% de pureza.

Além dos códigos apresentados na tabela 1, as ligas de alumínio são designadas por um código de têmpera, sendo que este termo, para a nomenclatura das ligas de alumínio, tem o significado de modificação das propriedades do material, a quente ou a frio. A designação de têmpera tem os seguintes códigos:

- F- Como fabricado
- O- Recozido
- H- Encruado
- W- Solubilizado
- T- Tratado termicamente

O código H refere-se apenas às ligas não-tratáveis termicamente e pode ser subdividido em:

H1- Apenas encruada

H2- Encruada e recozida parcialmente

H3- Encruada e estabilizada

Pode-se ainda seguir o código H com mais um número, variável de 0 a 9, para indicar o grau de encruamento.

O código T também pode ser subdividido em 10 subcódigos, variando de T1 a T10, indicando a seqüência de tratamentos a que o material foi submetido. Este código pode ainda ser seguido por dois algarismos para indicar uma alteração significativa nas características do material.

A série 5000, entre as ligas não tratáveis termicamente, é a que alcança as melhores propriedades mecânicas, sendo que, das quatro ligas de alumínio mais utilizadas em todo o mundo, três são desta série (IRVING, 1994). A liga 5052, que está incluída neste grupo, é utilizada na indústria marítima e como material estrutural na forma de chapas (DICKERSON e IRVING, 1992). Em sua composição química o teor de magnésio está por volta de 2,5%, o que, como veremos a seguir, torna esta liga bastante suscetível à trinca de solidificação.

2.3- Soldagem do Alumínio e Suas Ligas.

A soldagem das ligas de alumínio tem algumas características específicas que não podem ser ignoradas por quem deseja executar esta atividade com sucesso. A principal característica deste material é a presença de uma camada de óxido extremamente fina (25 a 50 Å) que se forma sobre a sua superfície, resultante da oxidação do alumínio em contato com a atmosfera. Este óxido, Al_2O_3 , tem características diferentes do metal, tais como um elevado ponto de fusão (acima de 2000°C), o que faz com que, durante um processo de soldagem, o metal sob a superfície seja fundido muito antes que a camada de

óxido, dificultando ou mesmo inviabilizando a união das superfícies. Além disso, o óxido de alumínio tem elevada dureza, sendo, depois do diamante, o material mais duro conhecido pelo homem. Tem também baixas condutividades elétrica e térmica, fatores que dificultam a soldagem a arco. Por fim, esta camada é porosa, e retém umidade e sujeira que podem contaminar o cordão de solda. Por todas estas características a camada superficial de óxido deve ser retirada para que o material possa ser satisfatoriamente soldado por processos de soldagem a arco elétrico.

Esta retirada pode ser feita por três maneiras distintas (ALCAN, 1993; KAISER, 1978): retirada mecânica, ataque químico ou ataque catódico. A mais simples é a retirada mecânica por meio de escovação ou esmerilhamento, momentos antes da soldagem. Este método, apesar de reduzir a camada de óxido e permitir o estabelecimento do arco de soldagem, não a elimina totalmente, pois ela se forma continuamente em função do contato do alumínio com o ar, com poucos segundos de contato, o que faz com que este método tenha pouca durabilidade. Outra maneira de se retirar a camada de óxido é a limpeza química do material, que pode ser feita pela aplicação de bases e ácidos alternadamente, a temperaturas variadas, intercaladas por lavagens com água. Este método é mais duradouro que a retirada mecânica, porém mais demorado e caro. Os dois primeiros métodos implicam em procedimentos de preparação da junta antes da soldagem, consumindo tempo para estas operações e aumentando o custo final do processo. O terceiro método consiste do estabelecimento de um arco elétrico, que pode ser o próprio arco de soldagem, entre a peça e um eletrodo, com o fluxo de corrente elétrica atuando no sentido peça-eletrodo, arrancando a camada superficial de óxido.

O mecanismo envolvido na retirada da camada superficial de óxido não foi ainda determinado com exatidão, mas existem teorias que tentam explicar o fenômeno. PATEE et al. (1968) e TUTTLE (1991) comentam que quando a corrente elétrica se estabelece no sentido da peça para o eletrodo tem-se um fluxo de elétrons saindo da peça e chocando-se com o eletrodo, e um fluxo de íons positivos saindo do eletrodo e chocando-se com a peça. Os elétrons, de massa desprezível, alcançam velocidades altíssimas e, ao se chocarem contra um obstáculo, no caso, o eletrodo, transformam sua energia cinética em

calor. Por este motivo, o calor da soldagem tende a se concentrar no eletrodo, produzindo soldas com baixa penetração. O fluxo de íons positivos, por sua vez, tem maior massa, alcançando velocidades menores. Ao se chocar com a peça, o fluxo teria uma ação abrasiva, semelhante a um jato de areia, removendo a camada de óxido.

DUTRA et al. (1991) baseiam-se no conceito de que óxidos em geral tem maior facilidade para emitir elétrons do que metais puros ou ligas, sendo responsável pela manutenção do arco de soldagem durante o ciclo positivo. Ocorre que, ao liberar elétrons o óxido se aquece devido à sua própria resistividade elétrica, por efeito joule, além de sua temperatura de decomposição, sendo eliminada. A presença de uma proteção gasosa, caso bastante comum em soldagem a arco elétrico, isola o metal descoberto da atmosfera, evitando a formação de nova camada de óxido e garantindo uma soldagem eficiente.

PANG et al. (1994) propõem um mecanismo, chamado de quebra dielétrica, segundo o qual a camada de óxidos funcionaria como um capacitor durante a soldagem. Quando a diferença de potencial entre o eletrodo e o alumínio sob a camada de óxido atingisse um determinado patamar, esta teria sua resistência ultrapassada e arrancada por meio de uma série de micro explosões na região sob a ação do arco elétrico.

Independentemente do mecanismo que atue, o ataque catódico é bastante eficiente para a maioria das ligas de alumínio, contudo, como este processo de retirada da camada de óxido exige o estabelecimento de um arco elétrico entre eletrodo e peça, seu uso fica restrito a processos de soldagem a arco que utilizam corrente alternada, onde a polaridade é revertida a curtos intervalos de tempo e propiciando, em parte, a ação de limpeza necessária, e em parte a penetração do fluxo de elétrons na peça a ser soldada, ou corrente contínua com polaridade reversa, onde o fluxo de corrente é mantido permanentemente no sentido peça-eletrodo, proporcionando maior limpeza superficial em prejuízo da eficiência da soldagem, uma vez que a maior parte da energia de soldagem (por volta de 80 %) se concentra no eletrodo, enquanto que a peça recebe uma parcela bem menor (por volta de 20 %).

2.4- O Processo de Soldagem GTAW

O processo GTAW com corrente alternada é um dos mais indicados para a soldagem do alumínio e suas ligas, tanto em produção quanto na pesquisa científica. Para estudos da soldabilidade dos materiais dá-se preferência ao processo autógeno, isto é, sem adição de material. O processo GTAW com pulsação de arco é relativamente recente, datando das décadas de 50 e 60 (BECKER e ADAMS, 1978). Esta técnica surgiu na antiga União Soviética, da necessidade de se soldar chapas pouco espessas, da ordem de 1 mm, que não poderiam ser soldadas pelos processos de soldagem a arco elétrico convencionais, por não suportarem o elevado insumo de calor. Consiste da soldagem com dois valores de corrente, chamados de corrente de base (I_b), e corrente de pico (I_p), que são variados no decorrer do tempo em que o arco de soldagem é mantido (BECKER e ADAMS, 1978; MACHADO, 1996; GONZALEZ et al., 1995; TROYER et al., 1977). Com a utilização de dois níveis de corrente, foi constatado que durante o período em que a corrente assume os valores de pico (tempo de pico, t_p), ocorre a fusão do material, enquanto que no período de corrente de base (tempo de base, t_b), ocorrem a solidificação e o resfriamento da poça de fusão. Desta forma, um cordão de solda obtido por corrente soldada é formado por pontos fundidos sobrepostos. O tempo de base tem também como função manter a estabilidade do arco durante os picos de corrente. De acordo com as pesquisas realizadas desde o surgimento desta técnica, sua utilização traz uma série de vantagens, tais como:

Possibilidade de se soldar em todas as posições (TROYER et al., 1977), uma vez que a corrente pulsada produz pontos fundidos, permitindo a sua solidificação durante o tempo de base, não dando tempo para que a poça de fusão escorra pela força da gravidade. Possibilidade de soldagem de materiais de pequena espessura (DUTRA et al., 1996; GONZALEZ et al., 1995). Maior controle da geometria do cordão de solda obtido (GONZALEZ et al., 1995; MACHADO, 1996). Menor distorção da peça ou estrutura soldada (MACHADO, 1996; BECKER e ADAMS, 1978; GONZALEZ et al., 1995; TOMSIC e BARHORST, 1984). Diminuição do insumo de calor, uma vez que no tempo de base a corrente assume níveis mais baixos de intensidade (DUTRA et al., 1996;

MACHADO, 1996; TROYER et al., 1977). Melhor controle da microestrutura do cordão de solda (BECKER e ADAMS, 1978; GONZALEZ et al., 1995; MACHADO, 1996; TROYER et al., 1977).

A maioria destas vantagens decorre do fato da corrente pulsada ceder menos energia à peça durante a soldagem. A grandeza que mede esta energia, chamada neste trabalho de insumo de calor (IC), é obtida tradicionalmente pela razão entre a potência do arco e a velocidade de soldagem, sendo que a potência do arco é obtida pela multiplicação da voltagem do arco pela corrente.(MACHADO, 1996), conforme a expressão n.º 1:

$$IC = \frac{V \times I}{v} \times \eta \quad (1)$$

onde,

V= voltagem do arco.

I= corrente de soldagem.

v= velocidade de soldagem.

η = rendimento térmico do processo

Este cálculo torna-se fácil para situações em que os valores de V, I, e v não sofram alterações, o que não se verifica na prática, quando corrente e voltagem oscilam, ainda que ligeiramente. Na soldagem com arco pulsado as variações são ainda mais pronunciadas, criando a necessidade de se obter um valor que possa ser utilizado na expressão (1). De acordo com Dutra et al. (1995), para a soldagem com arco pulsado os valores de corrente e voltagem eficazes podem, em determinadas situações, representar melhor uma determinada soldagem. O cálculo da corrente eficaz (I_e) é feito com a seguinte expressão:

$$I_e = \left[(I_p^2 \times t_p + I_b^2 \times t_b) \div T \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2)$$

onde,

I_p = corrente de pico.

I_b = corrente de base.

T_p = tempo de pico.

T_b = tempo de base.

$T = t_p + t_b$.

O cálculo da voltagem eficaz é feito de maneira análoga.

Por outro lado, NEEDHAM (1986) afirma que os valores médios, e não os eficazes, são os mais indicados para o cálculo do insumo de calor. A obtenção dos valores médios se daria pelo cálculo da média aritmética dos valores de pulso e de base.

Outro método para se obter os valores de corrente e voltagem necessários para o cálculo do insumo de calor, surgido recentemente em função do progresso dos sistemas de monitoramento do processo, é a aquisição dos valores instantâneos destas grandezas, que, segundo BOLSWORTH (1991), devem ser multiplicados. A média aritmética do valor calculado (potência média do arco) seria o melhor valor para se calcular o insumo de calor da solda.

2-5- Trincas de Solidificação em ligas de alumínio

O fenômeno Trinca de Solidificação consiste do surgimento de trincas intergranulares e/ou interdendríticas na zona fundida de soldas durante sua solidificação. É um dos principais problemas de soldagem a ser enfrentado nos dias de hoje, e atinge vários tipos de materiais metálicos, dos quais os principais são as ligas de alumínio, ligas de níquel, ligas de titânio e aços inoxidáveis austeníticos.

De acordo com NELSON et al. (1997), este é um problema que vem sendo estudado desde a década de 30. Os primeiros estudos, na antiga União Soviética, tratavam o fenômeno como um problema ligado à fundição dos metais. Mais tarde, o problema

começou a ser relacionado à soldagem (BORLAND, 1979). No ocidente, pesquisas paralelas começaram a ser realizadas por volta de 1938 (GOODWIN, 1990 a).

Inicialmente o fenômeno recebeu o nome de trinca a quente, sendo que até hoje alguns pesquisadores utilizam este termo (GOODWIN, 1990 a; LIU et al., 1996; SAVAGE e LUNDIN, 1965, 1966; TRETYAK et al., 1995; ZACHARIA, 1994). Atualmente, contudo, existe a tendência da utilização do termo trinca a quente como um termo geral, para designar toda e qualquer trinca que ocorra após a soldagem e durante a solidificação. De acordo com WILKEN e KLEISTNER (1990), as trincas que são formadas na zona fundida da solda recebem o nome de Trincas de Solidificação, e as que se formam próximas à zona fundida, na zona afetada pelo calor, são chamadas de Trincas de Liqueação. Esta terminologia vem sendo bastante usada, e a tendência é que ela predomine sobre a primeira, por se mostrar mais precisa.

Nos últimos anos vem sendo publicados numerosos trabalhos de pesquisa a respeito da trinca de solidificação, provando que existe um considerável esforço no mundo todo no sentido de entender suas causas, prever sua ocorrência, através de testes de suscetibilidade, e minimizar seus efeitos.

Para que se possa entender o fenômeno trinca de solidificação é necessário compreender as transformações metalúrgicas que ocorrem na zona fundida de uma solda durante a solidificação, mais precisamente a segregação de soluto para os contornos de grão. Este assunto será resumidamente discutido no item 2.5.1. As teorias que tentam explicar seu mecanismo serão abordadas no item 2.5.2.

2.5.1- Mecanismo da Trinca de Solidificação

Durante a solidificação da zona fundida, os elementos de liga presentes na matriz metálica, assim como as impurezas do metal, são segregados em direção da frente de solidificação, tornando a fase líquida remanescente cada vez mais rica em soluto. Esta fase fica com composição cada vez mais próxima do eutético, que tem o menor ponto de

fusão entre os compostos da liga. Como resultado, grãos parcialmente solidificados ficam rodeados por líquido, o que faz com que a junta soldada, durante este estágio da solidificação, perca grande parte de sua resistência mecânica. INOUE e OGAWA (1995) afirmam que o fenômeno Trinca de Solidificação está intimamente relacionado às condições de desequilíbrio durante a solidificação, que provocam a microsegregação. Além disso, conforme o metal esfria, passa a contrair, contração que também ocorre durante a mudança de fase de líquido para sólido. Isto se verifica para todos os metais, porém é mais crítico para as ligas de alumínio, que tem seu coeficiente de expansão linear e a contração devido a mudança de fase duas vezes maiores que o dos aços. BORLAND (1979) afirma que a expansão do material na região à frente da poça de fusão, combinada com a contração na região posterior à solda é um dos fatores principais para a ocorrência de trincas. Esta contração, que pode ou não agir em conjunto com tensões externas atuantes na junta soldada, faz com que ocorram trincamentos na junta soldada, na região da zona fundida.

A quantidade de líquido que circunda os contornos de grão durante a solidificação exerce importante papel na ocorrência da trinca de solidificação (BORLAND, 1979; DUDAS E COLLINS, 1966). Se o líquido estiver presente em pequena quantidade durante a solidificação, os contornos de grão se unirão rapidamente, gerando uniões sólidas de grande resistência mecânica, diminuindo a possibilidade de ocorrência da trinca. Se, por outro lado, houver grande quantidade de líquido, a resistência da junta será pequena, o que propiciaria o aparecimento de trincas, que, contudo, seriam preenchidas pelo metal líquido, prevenindo a ocorrência do problema. A trinca de solidificação ocorre, então, em metais cuja composição química seja tal que permita o aparecimento de um filme líquido entre os grãos parcialmente fundidos, diminuindo a resistência da junta, porém não em quantidade suficiente para selar as trincas que surgirem. Nas ligas de alumínio estas faixas de composições críticas foram determinadas empiricamente e estão representadas esquematicamente na figura 3.

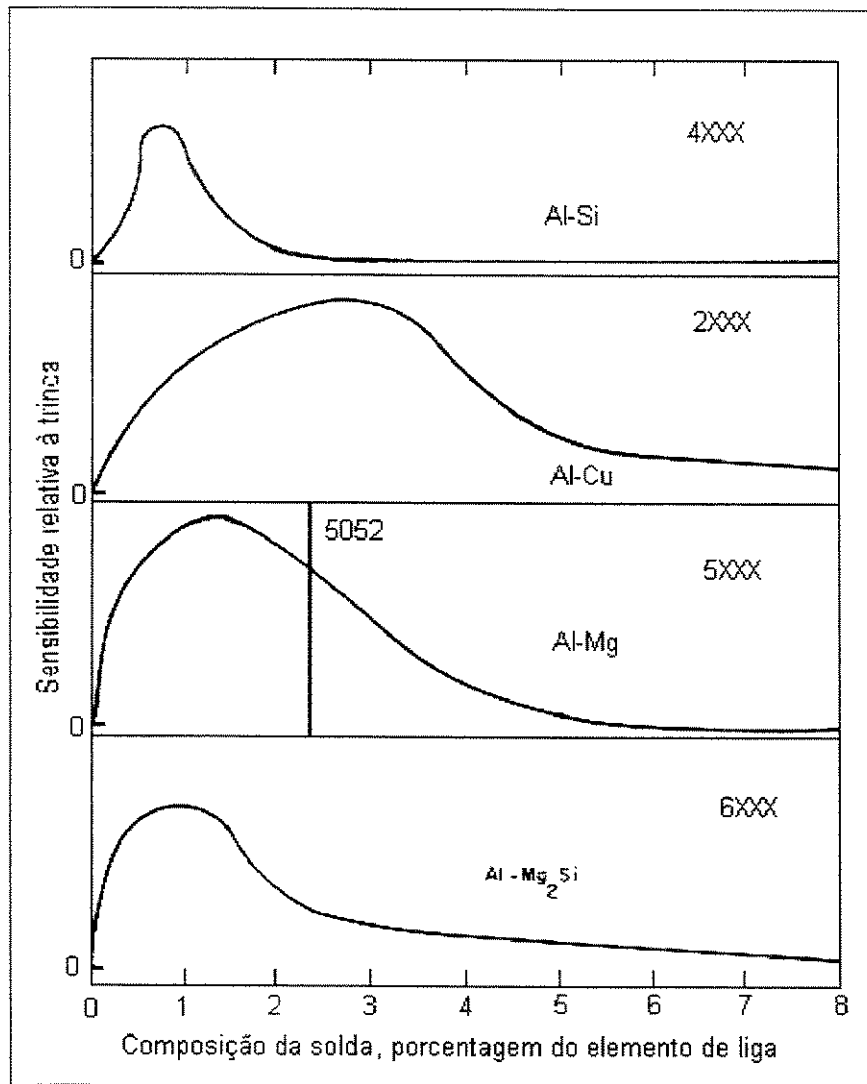


Figura 3- Suscetibilidade das ligas de alumínio à trinca de solidificação em função do principal elemento de liga. (DUDAS e COLLINS, 1966)

Nesta figura pode-se perceber que a suscetibilidade à trinca de solidificação é máxima para determinadas faixas de concentração do principal elemento de liga. Para a série 5000 a faixa de ocorrência da trinca de solidificação se localiza entre pouco mais de 0 (alumínio comercialmente puro) e 5% de magnésio, sendo máxima por volta de 1,4%. Pode-se notar também que a suscetibilidade aumenta até o ponto de máxima suscetibilidade (0 a 1,4%), diminuindo a partir daí. Esta faixa crítica de concentração, de 0 a 5%, está bastante distante do ponto eutético, conforme pode ser visto no diagrama de equilíbrio binário da liga, na figura 4.

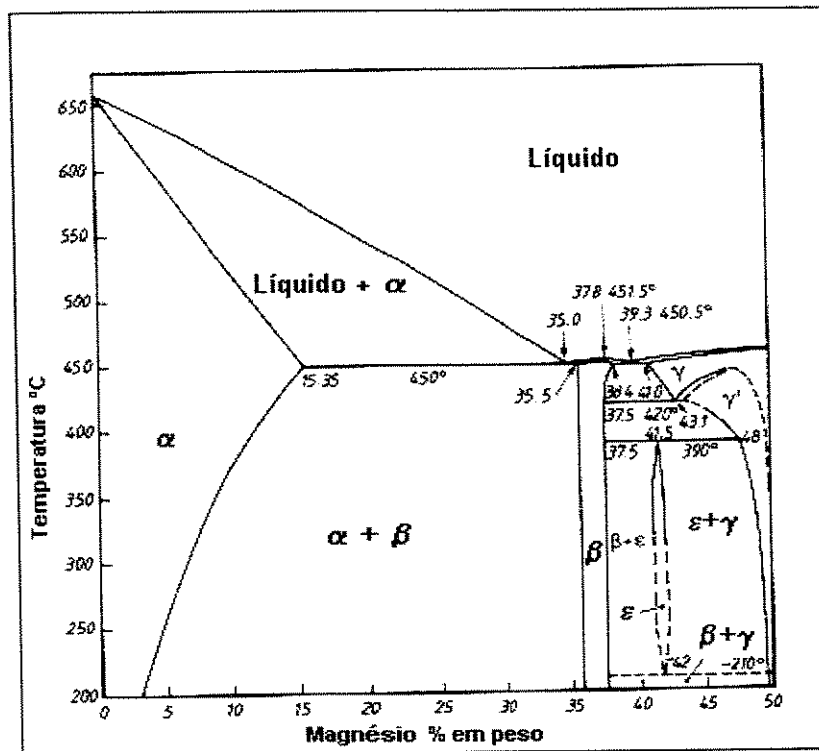


Figura 4- Diagrama de equilíbrio da liga Al-Mg.

Como se pode ver na figura 4, o ponto eutético ocorre para uma concentração de magnésio de 35%. Apesar disso, podemos notar que existe um intervalo de solidificação, que é a fase em que sólido e líquido coexistem e que se inicia a partir da linha liquidus e termina na linha solidus, abaixo da qual só existe sólido. Este intervalo é também conhecido como zona pastosa (mushy zone), e apesar de não ser muito extensa para as concentrações consideradas críticas, propicia a quantidade de líquido suficiente para o surgimento das trincas. Concentrações maiores de magnésio, até o limite de 15,35%, alargariam o intervalo de solidificação, porém a quantidade de líquido ao redor dos contornos de grão seria tal que selaria as trincas que surgissem.

2.5.2- Teorias da Trinca de Solidificação

A trinca de solidificação é um fenômeno bastante estudado, e existem várias teorias que tentam explicar seu mecanismo (BORLAND, 1979; PEREIRA, 1992). A teoria da fragilização por contração (*shrinkage-brittleness theory*), surgida na Rússia no final da década de 40, postula que existe uma faixa de temperaturas durante a solidificação de uma liga, chamada de região de temperatura frágil, R.T.F., compreendida entre as linhas de liquidus e solidus do diagrama de equilíbrio da liga, cujo limite superior coincidiria com os estágios iniciais da solidificação, quando os grãos cresceriam conjuntamente, evitando que o líquido remanescente circulasse entre eles, e o limite inferior ocorreria quando a resistência dos contornos de grão fosse suficiente para suportar as cargas impostas a eles. Dentro destes limites a solidificação da liga seria dividida em 4 estágios, como ilustra a figura 5:

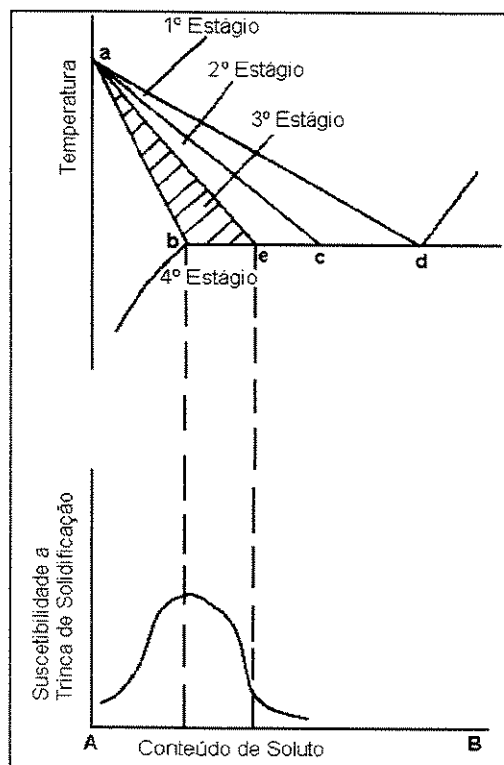


Figura 5- Estágios da solidificação de uma liga sujeita à trinca de solidificação, de acordo com a teoria da contração por fragilização (BORLAND, 1979).

Conforme a figura 5, no primeiro estágio as dendritas estariam livremente dispersas no líquido, não existindo tensão atuando sobre a junta soldada. No segundo estágio, já se formariam uniões sólidas entre os contornos de grão, mas o líquido circundante ainda seria capaz de selar as trincas que ocorressem. No terceiro estágio, com menor quantidade de líquido disponível, não seria possível o preenchimento das trincas caso a tensão atuante superasse o limite de resistência das uniões sólidas. Seria o momento mais crítico. No quarto estágio a solidificação seria total, não existindo a possibilidade de ocorrência de trincas de solidificação. A R.T.F. estaria localizada entre os pontos *a-c-b*. A ocorrência de trincas de solidificação estaria relacionada à ruptura de pontos de união sólido-sólido.

De acordo com a teoria da tensão (*strain theory*) (BORLAND, 1979), originada nos Estados Unidos no início dos anos 50, a trinca é causada por esforços localizados, gerados por gradientes térmicos, e que tendem a separar as massas sólidas (grãos ou grupos de grãos) separadas por filmes líquidos. Segundo esta teoria, o trincamento não ocorreria na fase pastosa da solidificação, quando as tensões estariam uniformemente distribuídas, mas sim nos estágios finais, quando a fração sólida seria maior, assim como as tensões localizadas, sem que ocorressem pontos de união sólido-sólido.

A teoria generalizada de BORLAND (1979) tenta englobar conceitos das duas teorias anteriores, sugerindo que, para que ocorresse o trincamento a existência de um grande intervalo de solidificação não seria condição suficiente, mas que além disso o líquido deveria estar presente durante um grande intervalo de temperaturas, de modo a permitir que as tensões crescessem e atuassem entre os grãos. A quantidade de líquido seria uma função da concentração inicial de soluto antes do início da solidificação, da concentração de soluto segregado para o líquido durante a solidificação e do coeficiente de partição k , que tem a seguinte expressão (EASTERLING, 1983):

$$K = \frac{X_s}{X_L} \quad (3)$$

onde,

X_S = Fração molar do soluto no sólido

X_L = Fração molar do soluto no líquido

De acordo com esta teoria, o trincamento poderia ocorrer em três situações diferentes:

- No estreitamento dos filmes líquidos ao redor dos contornos de grão.
- Nos contornos de grão onde existam filmes líquidos muito finos, insuficientes para selar as trincas, sem pontos de contato entre os grãos.
- Quando já existam uniões entre os contornos de grão em alguns pontos, chamados de pontes sólidas ou uniões sólido-sólido, e a fração líquida remanescente exista em quantidade suficiente para que as tensões atuantes recaiam apenas sobre os pontos de união sólido-sólido. Seria o tipo de situação mais comum em situações de soldagem industrial.

De acordo com KOU (1987), as teorias que tentam explicar o mecanismo da trinca de solidificação são basicamente idênticas e unânimes em afirmar que a trinca ocorre quando da formação de uma rede sólida coerente, formada pelos grãos semisolidificados, separada por finos filmes líquidos que se rompem pela ação de tensões trativas. ZACHARIA (1994) observou que existe uma interdependência entre os fatores mecânicos e metalúrgicos necessários para a ocorrência da trinca de Solidificação, e que estes fatores podem ser influenciados pelas condições de soldagem e restrição da junta. Os fatores metalúrgicos que concorreriam para a ocorrência da trinca de solidificação seriam:

- Tamanho do intervalo de solidificação e quantidade de segregados de baixo ponto de fusão. Para ligas de alumínio, este fator seria função da composição química, conforme mostram as figuras 3 e 4.
- Fase de solidificação primária, que se verifica principalmente em aços.
- Tensão superficial do líquido no contorno de grão, que determina como será a distribuição deste líquido pelos contornos de grão. Se a tensão superficial for alta o líquido formará glóbulos, não molhando os contornos de grão. Desse modo a suscetibilidade do material a trinca de solidificação será baixa. Se, por outro lado a tensão superficial for baixa, o líquido molhará os contornos de grão e formará um filme líquido que aumenta a suscetibilidade a trinca.
- Estrutura dos grãos na zona de fusão. Grãos colunares grosseiros, de maneira geral, são mais suscetíveis a trinca de solidificação do que grãos equiaxiais finos (KOU, 1987), devido a melhor capacidade que estes tem em acomodar tensões. Grãos maiores também oferecem menores obstáculos a propagação de trincas. Além disso, a estrutura equiaxial permite uma melhor circulação de líquido entre os grãos, facilitando o preenchimento das trincas pelo líquido remanescente. Por fim, a área de contorno de grão, ou seja, o perímetro do grão é maior para a estrutura equiaxial, o que permite uma melhor distribuição de segregados.

Os fatores mecânicos que concorrem para a trinca de solidificação são:

- Tensões de contração, que podem ocorrer devido à contração térmica ou à contração por mudança da fase líquida para a fase sólida, ou ambas. Estas contrações são características para cada material e são bastante apreciáveis para ligas de alumínio, cujas contrações são duas vezes maiores do que as dos aços.
- Grau de restrição da junta, que é função da geometria da junta e da espessura do material a ser soldado.

2.5.3- Métodos de Minimização da Ocorrência de Trincas de Solidificação

A literatura lista vários métodos de se contornar ou minimizar o problema da trinca de solidificação, que podem ser agrupados de acordo com a causa a que o método se relaciona.

De acordo com ALCAN (1993), DUDAS e COLLINS (1966) E KAISER (1978), um dos métodos para se minimizar o trincamento é a utilização de metais de adição com composições tais que, adicionados ao metal base, resultem em zonas fundidas com composição química com baixa tendência ao trincamento, de acordo com os diagramas da figura 3. Para processos de soldagem que adicionam material à poça de fusão é um método bastante utilizado. Deve-se contudo, atentar para as possíveis mudanças nas propriedades mecânicas da junta decorrentes das alterações da composição química da solda.

Em casos onde não se pode, por um motivo qualquer, mudar a composição da Z.F., é recomendado mudar o metal base para um que, ainda de acordo com a figura 3, tenha uma menor susceptibilidade à trinca de solidificação. Este método apresenta a deficiência de, as vezes, não se conseguir obter as mesmas propriedades do material substituído com o material substituto.

ALCAN (1993) e ZACHARIA (1994) citam que para se diminuir o grau de restrição, a imposição de tensões compressivas durante a solidificação da solda ou a utilização de dispositivos mecânicos para aliviar a tensão na junta durante a solidificação tem obtido bons resultados na minimização da ocorrência de trincas de solidificação. Não é incomum, porém, situações em que tal imposição de tensões ou o emprego de dispositivos não tem caráter prático.

KOU e LE (1988) estudaram a influência do insumo de calor e da velocidade de soldagem na estrutura de solidificação da Z.F., concluindo que um certo aumento dessas duas grandezas é benéfico para as propriedades da solda em geral, e particularmente para

a minimização da susceptibilidade à trinca de solidificação, pois diminuem o tempo de resfriamento da solda, produzindo estruturas com menor granulação e diminuindo o tempo de existência da fase líquida intergranular.

KOU e LE (1987) também pesquisaram o efeito da oscilação magnética do arco sobre a susceptibilidade à trinca de solidificação, concluindo que esta técnica também apresentou resultados positivos na minimização do trincamento, pela alteração da estrutura de solidificação do cordão de solda e principalmente do modo como os grãos se unem no centro do cordão, dificultando, dessa maneira, a propagação da trinca

A utilização de refinadores de grão, de acordo com PEREIRA et al. (1994) tem se mostrado benéfica para a minimização do problema da trinca de solidificação, pois incentiva o surgimento de grãos finos equiaxiais no centro do cordão, o que, conforme visto anteriormente, diminui a susceptibilidade à trinca de solidificação.

A retirada forçada do calor da solda também é uma técnica citada em literatura (MALIN, 1994) que melhora a microestrutura do cordão, pois não dá tempo para os grãos crescerem, gerando uma estrutura de grãos finos, e também diminui o tempo em que existe um filme líquido entre os grãos semisolidificados.

A técnica da pulsação de arco, a mais nova entre as citadas na literatura, consiste da utilização de uma corrente que varia entre dois valores, um mais alto, chamado de corrente de pico, e um mais baixo, chamado de corrente de base (DUTRA et al., 1995; NORRISH e OOI, 1993; PEREIRA et al., 1994; TOMSIC e BARHOST, 1984; TROYER et al., 1977). A corrente de pico é a responsável pela maior parte do insumo de calor da solda, enquanto que a corrente de base é responsável pela manutenção e estabilidade do arco entre os picos. O resultado imediato da utilização de corrente pulsada em uma solda é a diminuição do insumo de calor, o que traz resultados positivos para as propriedades mecânicas da solda em geral. Existem relatos de que a utilização do arco pulsado em ligas de alumínio diminui a susceptibilidade à trinca de solidificação, de acordo com as

variáveis do processo utilizadas, tais como frequência de pulsação, tempo de pico, tempo de base, amplitude de pico e de base, etc.

Por outro lado, é bastante recente o aparecimento de fontes de soldagem controladas eletronicamente, que apresentam várias inovações em relação às convencionais, como por exemplo a utilização de inversores de frequência (DESTEFAN, 1995; USHIO et al., 1994), que aumentam a frequência do arco elétrico de 50 ou 60 Hz, que é a frequência fornecida pela rede pública, para mais de 100 kHz, melhorando a capacidade de controle do arco, diminuindo o tempo de resposta da fonte e também seu tamanho e peso. Além disso, as novas fontes permitem a programação do ciclo de soldagem por computador, podendo-se alterar certas variáveis que anteriormente eram muito difíceis de se alterar, tais como a forma da onda, o número de pulsos de corrente, as amplitudes dos picos, etc. A figura 6 exemplifica tais variações no ciclo de soldagem.

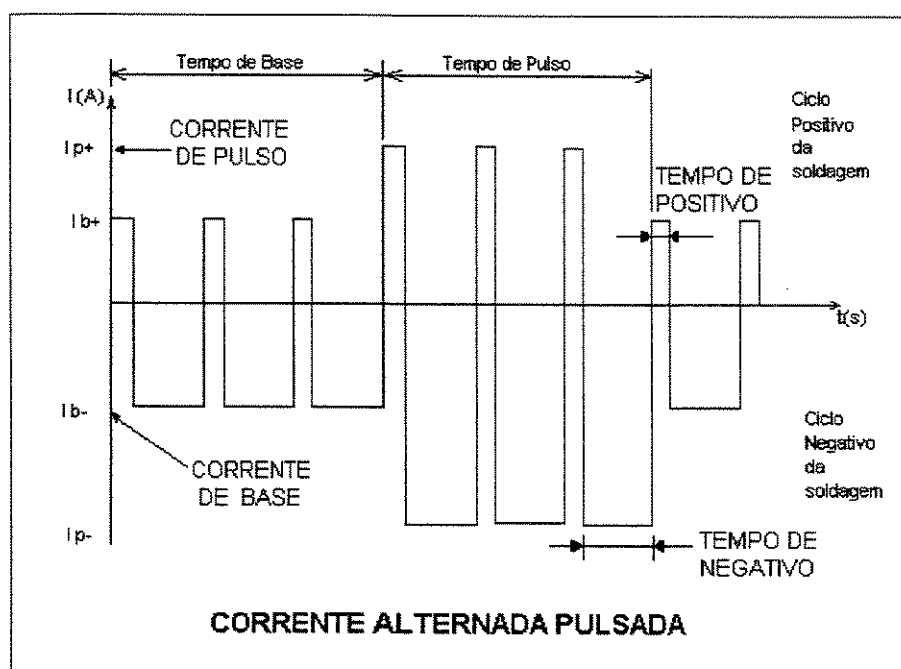


Figura 6- Variações no ciclo de soldagem com arco pulsado.

A utilização destas novas fontes, com sua ampla gama de possibilidades, vem crescendo dia a dia, contudo não se tem notícia, até agora, de pesquisas relacionando a aplicação de formatos de onda variáveis à problemas específicos de soldagem, tais como

trincas de solidificação e porosidade em ligas de alumínio, e ao estudo das causas dos fenômenos envolvidos nestes problemas de soldabilidade. Por este motivo, constitui-se um campo de estudos de grande potencial e relativamente inexplorado a utilização de fontes de soldagem controladas eletronicamente como forma de aumentar a soldabilidade dos materiais de engenharia.

2.6- Testes para Determinação da Suscetibilidade à Trinca de Solidificação

A determinação da suscetibilidade de um determinado material a ocorrência de trincas é assunto de grande importância para pesquisadores e pessoas ligadas à soldagem do alumínio atualmente. De acordo com LIPPOLD et al. (1996), a despeito dos numerosos estudos realizados na pesquisa da trinca de solidificação, ainda não se conseguiu entender completamente este fenômeno, e a predição da suscetibilidade de um material a este problema, em função dos fatores metalúrgicos e mecânicos atuantes ainda não é possível. Por esta razão, um grande número de testes de suscetibilidade à trinca de solidificação tem surgido no decorrer dos anos. Esta medida pode ser obtida por quantificação numérica ou por comparação com outros materiais. Para se determinar se um material apresenta este problema, tem-se dois caminhos: experimentação prática, com o estudo do fenômeno em situações reais, ou simulação do problema em condições controladas em laboratório. Utilizar-se do primeiro curso de ação significaria arcar com prejuízos materiais, correndo ainda o risco de não se poder tirar conclusões devido à falta de rigor científico na pesquisa. De acordo com GOODWIN (1990 b), as técnicas mais utilizadas na observação *in loco* são a observação direta, onde o objetivo é simplesmente constatar a ocorrência do defeito. Técnicas como análise visual, potencializada pelo uso de líquido penetrante ou partícula magnética, ou técnicas radiográficas ou ultra-sônicas. O segundo método, seguido na prática por pesquisadores em todo o mundo, consiste em tentar reproduzir, da maneira mais fiel possível, as condições encontradas na prática, porém em condições controladas que permitam o uso de metodologia científica na pesquisa. Porém, dificilmente consegue-se tal repetibilidade das condições práticas, pois normalmente os

ensaios realizados em laboratório tendem a trabalhar com estruturas ou corpos de prova de reduzidas dimensões, por razões de praticidade e economia.

Para se testar um material ou processo quanto a ocorrência da trinca de solidificação existem, citados em literatura, um número bastante grande de ensaios de laboratório (PEREIRA, 1992). Atualmente não existe um teste considerado padrão para este propósito, e mesmo os testes mais utilizados não contam com normalização a respeito. Isto torna bastante difícil a comparação de resultados entre materiais testados com ensaios diferentes ou mesmo com os mesmos ensaios, porém realizados com diferentes equipamentos.

Existem muitas maneiras de se classificar os testes existentes, contudo a classificação mais utilizada separa os ensaios em duas categorias: Ensaios auto restritivos e ensaios com restrição externa.

Nos ensaios auto restritivos a tensão sobre a junta soldada é auto aplicada, pelas tensões provenientes da soldagem e pela geometria da junta. Os resultados deste tipo de ensaio são do tipo trinca ou não trinca, e estão sujeitos à variabilidade intrínseca aos processos de soldagem e heterogeneidades do material, não permitindo a quantificação dos resultados.

Nos ensaios com restrição externa a tensão atuante sobre a junta soldada provém de uma fonte externa, e as tensões internas são minimizadas de modo a não interferir no resultado dos ensaios. Um exemplo desta minimização é a técnica de soldagem sobre chapa (bead-on-plate) sem chanfro, de maneira a se desprezar as tensões provenientes da contração do material e da geometria da junta. A utilização de ensaios com restrição externa permite a quantificação dos esforços atuantes sobre a junta, dado importante na quantificação da suscetibilidade a trinca de solidificação de um material e na comparação desta suscetibilidade entre materiais.

PEREIRA (1992) e GOODWIN (1990 a) citam a existência de aproximadamente 140 ensaios, listados até 1989, dos quais 95 são auto restritivos e 45 do tipo restrição externa. os ensaios mais utilizados são:

- Teste Varestraint
- Ensaios realizados com a máquina Gleeble
- Teste Houldcroft (também conhecido como “Fishbone”, ou espinha de peixe)
- Teste do caminho circular
- Teste do T invertido
- Ensaio Murex
- Teste Fisco
- Teste Lehigh Restraint
- Teste Finger

Segundo WILKEN e KLEISTNER (1990), existe uma tendência atualmente para o uso de ensaios com restrição externa, e que estes devem satisfazer as seguintes condições:

1. As condições de carga sobre o corpo de prova devem ser bem definidas.
2. O equipamento deve permitir grandes variações das variáveis do ensaio.
3. Reprodutibilidade.
4. Grande sensibilidade.
5. Devem permitir a classificação quantitativa dos materiais em função de sua suscetibilidade.
6. Devem permitir a manutenção das condições de soldagem que se desejem manter constantes.

A grande maioria dos trabalhos publicados atualmente utiliza o teste Varestraint e, em menor escala, o teste Houldcroft. O teste Houldcroft é do tipo auto restritivo, enquanto que o teste Varestraint é do tipo restrição externa. Segundo a Associação Americana de Soldagem, AWS, o teste Varestraint está em vias de ser normalizado (AWS, 1998).

2.6.1- O Teste Varestraint

Este ensaio tem sido utilizado por muitos pesquisadores para o estudo da trinca de solidificação e também da trinca de liquação, fenômeno análogo que ocorre na zona afetada pelo calor. Foi desenvolvido por SAVAGE e LUNDIN (1965), e sua primeira citação data de 1965, tendo recebido este nome pela contração dos termos VARiable rESTRAINT, ou numa tradução livre, solicitação variável. Este teste consiste do dobramento de um corpo de prova sobre um bloco de curvatura conhecida, previamente calculada, durante a soldagem, de forma a induzir o surgimento de trincas na solda durante sua solidificação. A figura 7 mostra um esquema deste ensaio.

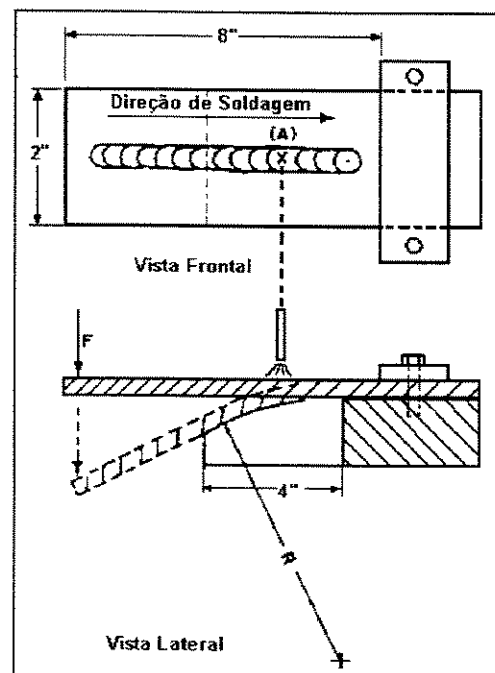


Figura 7- Diagrama esquemático do teste Varestraint.

Como mostra a figura 7, o corpo de prova é uma chapa de forma retangular, que é dobrado quando a tocha de soldagem se encontra perto do ponto de tangência do bloco de curvatura com a horizontal. Este bloco é removível e pode ser trocado por outros blocos de curvaturas diferentes. A curvatura do bloco é responsável pela tensão que atua sobre o

corpo de prova, chamado de tensão tangencial aumentada (ε_t), e que é calculada de acordo com a expressão (4):

$$\varepsilon_t = \frac{t}{2R} \times 100 (\%) \quad (4)$$

onde,

t= espessura do corpo de prova

R= raio de curvatura do bloco

Alguns pesquisadores (LIN, 1992; LIN et al., 1993) utilizam uma variante desta fórmula, que tem a seguinte expressão:

$$\varepsilon_t = \frac{t}{2R + t} \times 100 (\%) \quad (5)$$

A tensão tangencial aumentada está diretamente relacionada com o nível de trincamento do corpo de prova, e permite a quantificação da suscetibilidade do material testado à trinca de solidificação.

O equipamento de testes é composto por uma estrutura metálica e um sistema de tração. A estrutura metálica consiste de uma base sustentada por pernas onde são fixados os blocos de curvatura e o bloco fixo, cuja superfície deve concordar com a do bloco de curvatura. À estrutura é ainda fixado o sistema de tração, que consiste de um cilindro pneumático, da válvula de controle do cilindro, de acionamento manual, e da união entre o cilindro e o corpo de prova. O cilindro pneumático é montado na estrutura de maneira a atuar sobre o corpo de prova, dobrando-o repentinamente sobre o bloco de curvatura.

O procedimento de teste consiste da soldagem de um corpo de prova preso ao bloco fixo, de maneira a simular uma viga engastada em uma das extremidades. A soldagem deve ser realizada no sentido longitudinal do corpo de prova, sobre a linha de centro da chapa, e deve ser iniciada a 2 polegadas (50,8 mm) de sua extremidade livre. O cilindro pneumático é acionado quando o arco de soldagem se encontra próximo ao ponto

de tangência, entre o bloco de curvatura e o bloco fixo. A soldagem continua até que a tocha chegue próxima ao bloco fixo. O arco deve avançar a uma velocidade constante, com ou sem adição de material, e, após o dobramento e a extinção do arco, deve-se esperar que o corpo de prova esfrie para retirá-lo do equipamento. Devido à tendência que os materiais metálicos tem em dobrar-se no ponto onde o arco de soldagem, pelo aquecimento pontual do material, reduz a resistência do material, existe o risco do corpo de prova dobrar-se sem acompanhar o perfil. Por este motivo, SAVAGE e LUNDIN (1965) sugeriram a utilização de placas de dobramento auxiliares, que são colocadas sobre o corpo de prova, dos dois lados, forçando o corpo de prova a dobrar-se sobre o perfil desejado.

Após a retirada do corpo de prova do equipamento, este deve ser inspecionado visualmente ou com o auxílio de lupa ou estereoscópio, e na avaliação dos resultados do ensaio devem ser levados em conta os seguintes fatores (LUNDIN et al., 1982, SCOTTI, 1987):

- O comprimento de cada trinca, a ser totalizado posteriormente para se determinar o comprimento total de trincas.
- O comprimento máximo de trincas.
- A localização das trincas (se na ZF ou na ZAC).
- O valor da tensão tangencial aumentada.
- A composição química do metal base e do metal de solda (caso tenha sido utilizado metal de adição).
- A espessura do corpo de prova.
- As condições metalúrgicas e de superfície do corpo de prova.
- Parâmetros de soldagem, tais como:
 - Processo de soldagem.
 - Tipo e tamanho do eletrodo.
 - Comprimento do arco.
 - Fluxo e tipo de gás de proteção.
 - Corrente e voltagem do arco.
 - Velocidade de soldagem.

A análise metalográfica do corpo de prova também é uma ferramenta útil na avaliação da resposta do material ao teste de Varestraint, conforme pesquisas recentes tem mostrado (VAROL et al., 1989; LIPPOLD et al., 1996), por ajudar a caracterizar fenômenos metalúrgicos tais como segregação e modos de solidificação, que são fatores importantes na trinca de solidificação.

A tensão tangencial aumentada, de acordo com SCOTTI (1987), deve variar entre 0 e 4%. KIM et al. (1996), tem aplicado valores numa faixa mais ampla, até 7%, no entanto as maiores variações nos resultados foram alcançados até 4%. SOARES et al. (1997) utilizaram 4,3% para ϵ_t no estudo da trinca de solidificação sobre a liga 3003, alcançando resultados satisfatórios.

Desde o surgimento do teste de Varestraint tem aparecido uma certa quantidade de variantes deste ensaio. O teste, tal como originalmente concebido, propunha a utilização de corpos de prova medindo 2 polegadas (50,4 mm) de largura por 12 pol. (304,8 mm) de comprimento, com espessuras de $\frac{1}{4}$ de polegada (6,35 mm) ou $\frac{1}{2}$ polegada (12,7 mm), com a realização das soldas longitudinais e paralelas ao sentido de laminação do material. A realização do ensaio com a soldagem perpendicular ao sentido de laminação do material é denominada de ensaio Transvarestraint (INOUE e OGAWA, 1995). A aplicação do teste à uma soldagem estacionária é denominada teste Spot-Varestraint (LUNDIN et al., 1982, WILKEN e KLEISTNER., 1990; ERNST et al., 1977). A aplicação desta mesma variante, porém com a diminuição das dimensões do corpo de prova é chamado de teste TIG-A-MA-JIG (SAVAGE et al., 1977). A simples redução das dimensões do corpo de prova, sem outras alterações no teste de Varestraint original é conhecida como mini-Varestraint, ou teste de Varestraint em escala reduzida (VAROL et al., 1989).

2.7- Utilização da estatística na pesquisa experimental.

Nos últimos anos tem havido um crescimento do número de trabalhos que tem se utilizado de ferramentas estatísticas no planejamento de seus experimentos. Esta utilização tem trazido benefícios que podem ser sintetizados como economia de tempo e de recursos materiais, pela diminuição do número de ensaios, e pela sustentação matemática da interpretação dos resultados obtidos. A utilização da estatística tem tornado o trabalho de pesquisa mais racional, ao mesmo tempo em que permite que se tire conclusões científicas baseadas e sustentadas por conceitos matemáticos.

De acordo com BUTTON (1999), o objetivo do uso da estatística é permitir que os experimentos possam ser conduzidos de forma a serem reproduzidos sob condições controladas, obtendo-se resultados confiáveis e com alto grau de repetibilidade.

A estatística tem-se mostrado valiosa não apenas na análise dos dados obtidos (cálculos de média, desvio padrão, etc.), mas principalmente no planejamento dos experimentos. De acordo com BARROS et al. (1995), um bom planejamento consiste no modelamento dos experimentos de maneira que o experimentador possa chegar à conclusão de sua pesquisa com um número mínimo de experimentos que lhe permita ter confiabilidade em seus resultados.

O planejamento fatorial é uma das técnicas mais utilizadas no planejamento dos experimentos em pesquisa científica, em que são explorados os efeitos das variáveis isoladamente e os efeitos das suas interações sobre a variável de resposta. Segundo MILLER e FREUND (1977), o planejamento fatorial é particularmente útil quando se deseja verificar o efeito de mais de uma variável sobre um determinado fenômeno, chamado de variável de resposta.

Entre os pesquisadores que tem feito uso destas técnicas pode-se citar SOARES et al. (1997), SAVAGE et al. (1977) e GONZALEZ et al. (1995), que se utilizaram delas para investigar fenômenos ligados à soldagem, tais como trinca de solidificação e morfologia do cordão de solda

Na análise dos resultados, além dos cálculos de média e desvio padrão, algumas ferramentas tem se mostrado particularmente úteis. Uma delas é o critério de Chauvenet, que permite descartar resultados cujo valor esteja por demais distante do valor da média dos resultados obtidos até então (BUTTON, 1999). Este critério utiliza a seguinte expressão:

$$DR = \frac{y_i - y}{S} \quad (6)$$

onde,

y_i = valor testado

y = valor da média amostral

S = Desvio padrão da amostra

O dado é rejeitado se o valor obtido para DR for maior que o valor de DR_0 , que é determinado em função do número de experimentos, conforme mostra a tabela 2.

Outra ferramenta importante é o teste de Student, que permite a determinação do número de réplicas de um experimento, ou seja, quantas vezes o experimento deve ser repetido para um determinado nível de confiança em seus resultados. Este teste usa a seguinte expressão:

$$n = \left(t \frac{S}{\delta} \right)^2 \quad (7)$$

onde,

n = número de réplicas do experimento

t = valor obtido na tabela de distribuição t de Student em função dos graus de liberdade dos experimentos e do intervalo de confiança adotado (usualmente 95%).

δ = valor obtido pela multiplicação do valor da média amostral pelo valor do intervalo de confiança.

Tabela 2- Valores de DR_0 em função do número de elementos da amostra.

Número de elementos da amostra	DR_0
2	1,15
3	1,38
4	1,54
5	1,65
7	1,80
10	1,96
15	2,13
25	2,33
50	2,57
100	2,81
300	3,14
500	3,29

De acordo com BUTTON, (1999) a ferramenta estatística que melhor se aplica para avaliar os resultados de um planejamento fatorial é a Análise de Variância. De forma resumida, pode-se dizer que nesta forma de análise são calculadas a variabilidade de cada fator de influência do experimento, assim como das suas interações. Estas variabilidades são calculadas por meio de somas de quadrados, que, divididas pelos graus de liberdade de cada variável, resultam em um valor de um fator da distribuição F que é comparado com um valor de F tabelado de acordo com o nível de confiança desejado (usualmente 95%), o número de graus de liberdade da variável e do erro. Se o valor do Fator F calculado for maior do que o tabelado, conclui-se que a variável em questão tem influência sobre o fenômeno estudado.

A análise de variância de um planejamento fatorial 3^3 é composta por uma série de cálculos complexos e trabalhosos. Segundo WALPOLE (1993), esta análise se faria de acordo com a tabela 3:

Tabela 3- Análise de Variância de um planejamento fatorial 3^3 .

Fonte de Variação	Soma de Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	F computado
<i>Efeitos Principais</i>				
A	SSA	a-1	S_1^2	$F_1=S_1^2/S^2$
B	SSB	b-1	S_2^2	$F_2=S_2^2/S^2$
C	SSC	c-1	S_3^2	$F_3=S_3^2/S^2$
<i>Interações de 2 Fatores</i>				
AB	SS(AB)	(a-1)(b-1)	S_4^2	$F_4=S_4^2/S^2$
AC	SS(AC)	(a-1)(c-1)	S_5^2	$F_5=S_5^2/S^2$
BC	SS(BC)	(b-1)(c-1)	S_6^2	$F_6=S_6^2/S^2$
<i>Interação dos 3 Fatores</i>				
ABC	SS(ABC)	(a-1)(b-1)(c-1)	S_7^2	$F_7=S_7^2/S^2$
ERRO	SSE	abc(n-1)	S^2	
TOTAL	SST			

Na tabela 3, as fontes de variação indicadas com os símbolos A, B e C são as variáveis de influência utilizadas neste trabalho, que serão melhor abordadas no próximo capítulo. Os símbolos AB, AC, etc., são as interações entre as variáveis, as somas de quadrados identificadas por SS tem a seguinte expressão, exemplificada pela primeira soma de quadrados (SSA):

$$SSA = bcn \sum_{i=1}^a (\bar{y}_{i...} - \bar{y}_{....})^2$$

onde,

SSA= Soma de quadrados do Fator A

a= número de níveis da variável A.

b= número de níveis da variável B.

c= número de níveis da variável C.

n= número de réplicas

$y_{i...}$ = média dos valores dos resultados dos ensaios em que não se variou unicamente a primeira variável, variando-se as restantes.

$y_{....}$ = média geral de todos os resultados.

3- PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

3.1- Introdução

Uma vez delineados os objetivos deste trabalho, tratou-se de planejar e executar as tarefas e procedimentos necessários para alcançá-los com eficiência. Estas tarefas consistiram em projetar, construir e aferir um equipamento de teste de Varestraint capaz de ensaiar não apenas o material utilizado neste trabalho, mas também outros materiais sujeitos à trinca de solidificação e com diferentes espessuras, de maneira a se obter um equipamento versátil que possa servir para pesquisas posteriores. Além disso, ao se obter tal equipamento de teste com um nível satisfatório de operacionalidade, foi necessário adquirir a destreza necessária para operá-lo simultaneamente ao sistema de monitoramento e a fonte de soldagem durante o curto espaço de tempo do ensaio.

O aprendizado da operação da fonte de soldagem, a aquisição do “know-how” necessário para se determinar os parâmetros de soldagem que permitissem a soldagem de ligas de alumínio de forma satisfatória e a obtenção e aprendizagem da operação do sistema de monitoramento do processo, assim como dos softwares relacionados foram tarefas que consumiram razoável quantidade de tempo e esforço.

Foram realizados ensaios preliminares com o objetivo de determinar a variação de insumo de calor entre soldas de mesma morfologia obtidas com e sem pulsação de arco. Também nesta fase inicial procurou-se determinar eventuais mudanças micro e macroestruturais nas soldas obtidas pelas duas técnicas.

Outra etapa foi a aquisição do material a ser ensaiado. Optou-se pela liga 5052, a base de magnésio e das mais utilizadas em todo o mundo. Esta liga mostra-se bastante suscetível ao problema da trinca de solidificação. Obteve-se o material por doação da empresa Alcoa, e este foi recebido na forma de chapas de 6,35 mm de espessura, que tiveram de ser cortadas na forma dos corpos de prova. Foi executada, em seguida, a caracterização do material.

A adaptação da técnica de inspeção visual por líquido penetrante para facilitar a medição das trincas foi também realizado no decorrer deste trabalho, assim como pré-testes que levaram à adoção de barras auxiliares para o dobramento dos corpos de prova, de maneira a forçar o acompanhamento do perfil dos blocos de curvatura por parte dos corpos de prova.

Realizou-se ampla série de ensaios, onde se verificou a suscetibilidade da liga 5052 ao trincamento utilizando-se arco pulsado e corrente alternada convencional, esta última servindo como base de comparação para a ocorrência de trincas nos corpos de prova soldados por arco pulsado.

Após a realização dos ensaios, procedeu-se à medição das trincas dos corpos de prova, bem como das análises matemática e metalográfica, esta última compreendendo microscopia óptica e eletrônica.

3.2- Experimentos Iniciais.

No início deste trabalho algumas incertezas ainda persistiam, mesmo tendo sido realizada extensa revisão bibliográfica. Algumas destas dúvidas eram de natureza operacional, que só poderiam ser dirimidas com experimentação prática, enquanto que outras, de natureza mais complexa, não tiveram resposta na literatura. Buscou-se, então, realizar uma pesquisa experimental preliminar que, ao mesmo tempo servisse para eliminar dúvidas a respeito de aspectos operacionais, tais como determinar períodos de polaridades positiva e negativa, tempos de pulso e base tais que se permitisse a realização de soldas contínuas, porém com o aspecto de pontos fundidos superpostos, fluxo de gás, etc., e também responder a perguntas no campo teórico. Partindo-se da afirmação feita em vários trabalhos consultados (DUTRA et al., 1996; MACHADO, 1996; TROYER et al., 1977) de que a técnica de pulsação de arco reduz o insumo de calor em soldas feitas pelo processo GTAW, realizou-se uma série de ensaios, em triplicata, buscando-se

determinar e, principalmente quantificar a diferença de insumo de calor entre soldas com a mesma morfologia, ou seja, mesmas profundidade e largura, feitas com e sem pulsação de arco em liga de alumínio. Esta pesquisa preliminar foi empreendida devido à falta de informações exatas na literatura, onde só se encontrou afirmativas vagas e a nível qualitativo a respeito da diminuição do insumo de calor ao se utilizar arco pulsado.

Tentou-se ainda identificar diferenças macro e microestruturais entre as soldas obtidas pelas duas técnicas de maneira a fornecer informações que permitissem direcionar a pesquisa da trinca de solidificação.

A metodologia seguida para este experimento foi a seguinte: O material de base foi a liga de alumínio 5454-H34, à base de magnésio. Os corpos de prova foram cortados a partir de uma chapa de 4,7 mm de espessura e mediram 100 x 150 mm. A tabela 4 mostra a composição química nominal do material.

Tabela 4- Composição química nominal da liga 5454

Elemento	Mg	Mn	Cr	Al
% em peso	2,7	0,8	0,12	restante

As soldas realizadas foram iniciadas e finalizadas a 20 mm das bordas. Cada corpo de prova foi utilizado para apenas um cordão, que foi localizado no centro da chapa e seguiu o sentido de laminação do material. Os valores de tensão e corrente foram aquisitados e posteriormente processados de modo a se obter os valores de potência do arco para cada experimento, posteriormente utilizados para os cálculos de insumo de calor, que seguiram o seguinte procedimento: Os valores de corrente e tensão instantâneos foram multiplicados entre si, de maneira a resultarem em valores de potência elétrica instantâneos, ponto a ponto. Calculou-se depois o valor médio desta potência e dividiu-se o valor encontrado pelo valor da velocidade de soldagem. Multiplicou-se ainda este valor por um coeficiente de rendimento (r) para se obter o valor do insumo de calor de cada solda. O valor adotado para r foi de 60%, uma vez que a literatura cita, para o processo GTAW, rendimentos de 70% para corrente contínua e eletrodo negativo

(CCEN), 30% para corrente contínua e eletrodo positivo e 50% para corrente alternada simétrica, ou seja, tempos e intensidades de corrente iguais para ambas polaridades (AWS, 1991). Como a forma de onda adotada assemelha-se à da polaridade direta, ou seja, eletrodo negativo, com períodos muito curtos de polaridade reversa (eletrodo positivo), o valor de r deveria ser próximo ao de r em CCEN.

As variáveis adotadas foram a corrente de pulso na polaridade negativa, o tempo de pulso e o tempo de base, ilustradas pela figura 6, por serem parâmetros que podem ser ajustados diretamente na fonte e, portanto, de fácil controle. Estas variáveis foram combinadas de modo a se estudar a influência de cada uma delas na morfologia do cordão. Os demais parâmetros, definidos anteriormente em pré testes e baseados em literatura (AWS, 1991) foram mantidos constantes e estão expressos na tabela 5.

Tabela 5- Valores dos parâmetros de soldagem mantidos constantes.

Velocidade de soldagem	2,5 mm/s
Fluxo de gás	16 l/min
Diâmetro do eletrodo	3,2 mm
Ângulo da tocha	-15°
Ângulo da ponta do eletrodo	60°
Diâmetro do bocal	12,7 mm (½ pol.)
Distância eletrodo-peça	3,5 mm
Tempo de polaridade positiva	2,0 ms.
Tempo de polaridade negativa	20,0 ms.
Corrente de base na polaridade positiva	50 A
Corrente de base na polaridade negativa	80 A
Corrente de pico na polaridade positiva	120 A

As soldas obtidas foram comparadas com as produzidas sem pulsação de arco, adotadas como referencial de morfologia. Para se obter este referencial foram realizados pré-testes até que se obtivesse um cordão de solda com dimensões de penetração e largura tais que variações para mais ou para menos pudessem ser observadas com

facilidade, motivo pelo qual procurou-se evitar a penetração total. Para tanto, definiu-se como referencial uma penetração de aproximadamente 40% da espessura da chapa. Os parâmetros de soldagem utilizados para este referencial foram: ciclo positivo: 100 A e 2,0 ms., no ciclo negativo: 130 A e 20,0 ms. Com a utilização destes valores, obteve-se uma penetração de 1,5 mm e largura de 5,8 mm. Foram realizados 24 ensaios com corrente alternada pulsada e 3 ensaios sem pulsação de arco.

Com o objetivo de observar a morfologia dos cordões de solda obtidos, e compara-los com o referencial de corrente alternada não pulsada, procedeu-se à análise metalográfica após a realização dos ensaios. Os cortes foram feitos a 100 mm do início da solda e de cada cordão foram retiradas duas amostras, em cortes longitudinais e transversais, conforme ilustra a figura 8.

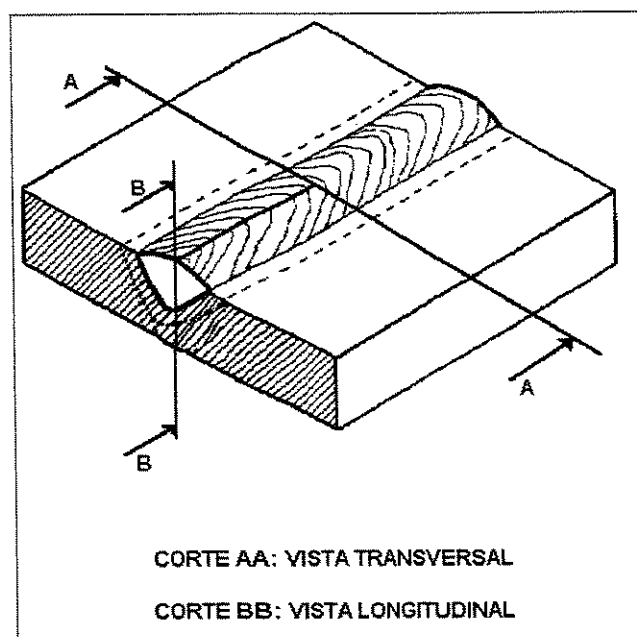


Figura 8 - Cortes realizados nas amostras para análise metalográfica.

As amostras obtidas foram embutidas em baquelite, submetidas a lixamento com granulometrias de 220, 400, 600 e 1200 Merph. Em seguida foram atacados por reagente de Keller e observados em microscópio óptico com sistema de aquisição de imagens acoplado a um microcomputador.

3.3- Projeto e Construção do Equipamento de Teste Vastrestraint.

O projeto deste equipamento foi baseado na proposta original do ensaio (SAVAGE e LUNDIN, 1965), que previa corpos de prova medindo 50,4 por 304,8 mm, com espessuras entre 6,35 e 12,7 mm. Buscando garantir maior versatilidade ao equipamento, foram projetados 3 blocos de curvatura, com raios diferentes. Também o sistema de tração (cilindro, válvula e conexões pneumáticos) foi dimensionado de maneira a garantir ao equipamento capacidade para ensaiar ampla faixa de materiais com diferentes espessuras.

O ponto de partida para o projeto do equipamento foi a determinação do raio de curvatura dos blocos de maneira a impor a tensão tangencial aumentada que se deseje que atue sobre o corpo de prova. Após ampla revisão bibliográfica, na qual se constatou que as maiores variações na incidência da trinca de solidificação se verificavam na faixa de 1 a 4%, optou-se pelo projeto de 3 blocos de curvatura que cobrissem esta faixa (CHOU e LEE, 1989; ERNST et al., 1989; KIM e NAM, 1995). Para o cálculo dos raios optou-se pela expressão (4), que foi proposta originalmente pelos idealizadores do teste e tem sido universalmente utilizada desde então.

Os valores de ε_t foram escolhidos como 1; 2,5 e 4%, para corpos de prova com 6,35 mm de espessura, de maneira a se obter blocos com curvaturas cobrindo uniformemente a faixa de 1 a 4% de tensão tangencial aumentada, com variações entre os raios dos blocos que permitissem uma boa sensibilidade quanto aos resultados dos testes. Desta maneira, temos:

$$\begin{aligned}\varepsilon_t &= \frac{t}{2R} \times 100 (\%) \\ R &= \frac{t}{2\varepsilon_t} \times 100\end{aligned}\quad (4)$$

Para $\varepsilon_t = 1\%$:

$$R = \frac{50 \times 6,35}{1} = 317,5 \text{ mm}$$

Para $\epsilon_t = 2,5\%$:

$$R = \frac{50 \times 6,35}{2,5} = 127,0 \text{ mm}$$

E para $\epsilon_t = 4\%$:

$$R = \frac{50 \times 6,35}{4} \cong 79,4 \text{ mm}$$

A figura 9 mostra um esquema do projeto dos blocos de curvatura, em vistas frontal e lateral, onde pode-se ver que o projeto dos blocos prevê sua fixação por parafusos fixados nas faces inferiores. Estes parafusos fazem a fixação entre os blocos e a placa base, que é onde as pernas do equipamento são fixadas, que por sua vez são fixadas entre si e com o cilindro pneumático. Na placa base também é fixada a válvula de alavanca, de acionamento manual, que comanda o cilindro pneumático. A placa base, por conseguinte, é um elemento central do equipamento, e sua concepção teve que visar o aproveitamento do equipamento no teste Vastrestraint.

Na determinação dos materiais para a estrutura buscou-se trabalhar com materiais de baixo custo, porém boa resistência, que pudesse ser facilmente usinado e soldado. Baseado nestes conceitos, optou-se pelo aço ABNT 1020. A placa base deveria também ser dimensionada para suportar os esforços inerentes ao ensaio. Contudo, encontrou-se uma solução de projeto para que as forças de dobramento não atuassem sobre a placa com toda a sua intensidade.

Os projetos da placa base e dos blocos de curvatura foram feitos de tal maneira que os blocos de curvatura, ao serem fixados à placa base, ficassem sustentados pela pernas da estrutura. Desta maneira, a espessura dos blocos se somariam à espessura da placa base, que descarregariam os esforços sobre as pernas dianteiras da estrutura. Por este motivo não houve maiores preocupações com a resistência da placa base à flexão, optando-se por uma chapa com 12,7 mm de espessura. A figura 10 mostra um esquema da placa base projetada.

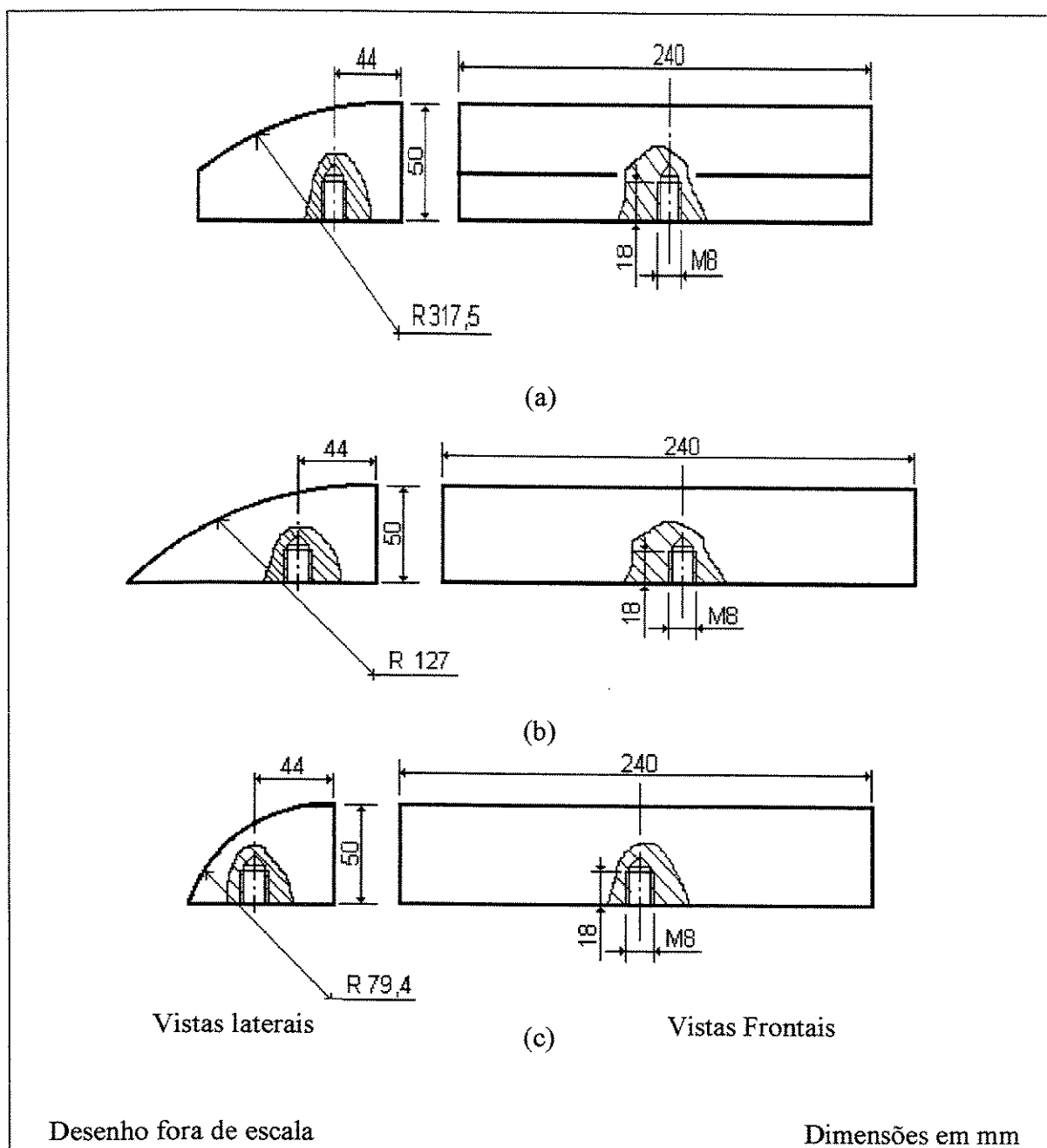


Figura 9- Blocos de curvatura projetados. (a) $\epsilon t = 1\%$, (b) $\epsilon t = 2,5\%$, (c) $\epsilon t = 4\%$.

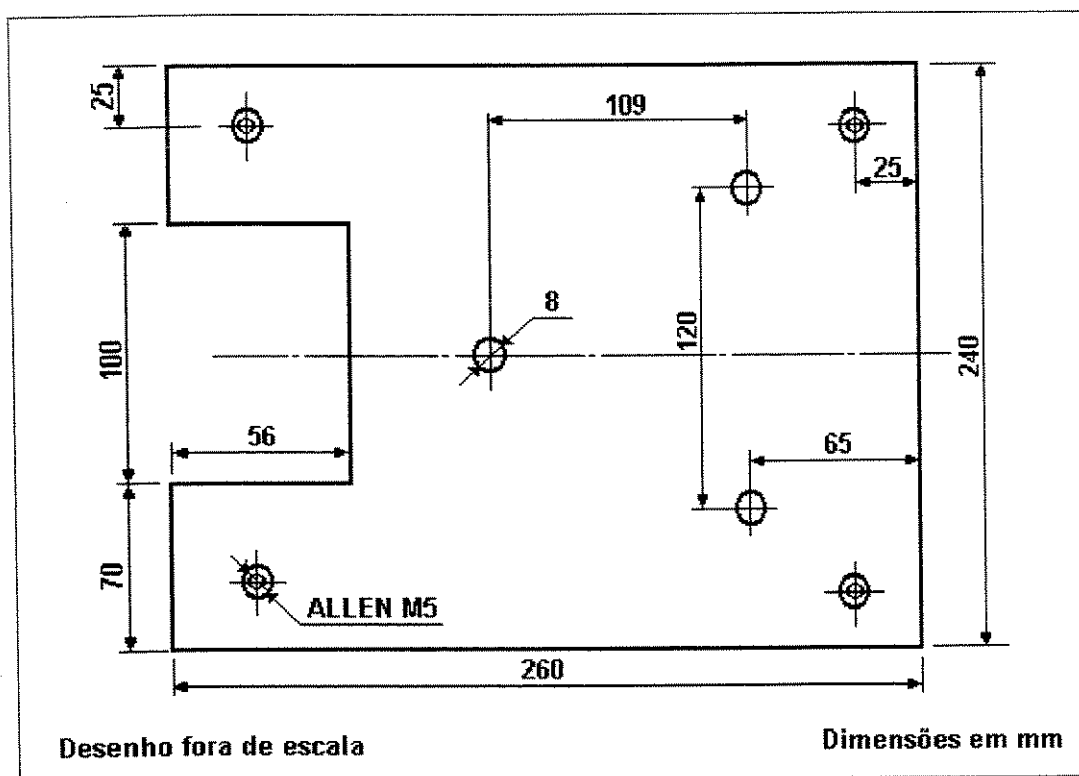


Figura 10- Placa base do equipamento de teste Varestraint.

Pela observação da figura 10, percebe-se que a placa tem formato retangular , e que conta com um recuo central. Este recuo foi projetado devido ao pequeno comprimento do bloco de curvatura de raio 79,4 mm. Se não houvesse este recuo o corpo de prova, ao ser dobrado, chocaria-se com a placa base. Os furos periféricos, para a fixação das pernas da estrutura, devem acomodar parafusos do tipo allen, não sendo, todavia, roscados. Os furos centrais, para a fixação dos blocos fixo e de curvatura, também não são roscados. Todos os furos são passantes.

As pernas da estrutura estariam sujeitas à esforços de tração, compressão e flexão, de pequena intensidade. Por questões de segurança, facilidade de manuseio e estética, optou-se por perfis metálicos de seção quadrada. Por serem interligados entre si por barras soldadas, foram adotados perfis com espessura de parede igual a 3 mm. A figura 11 mostra um esquema do equipamento projetado.

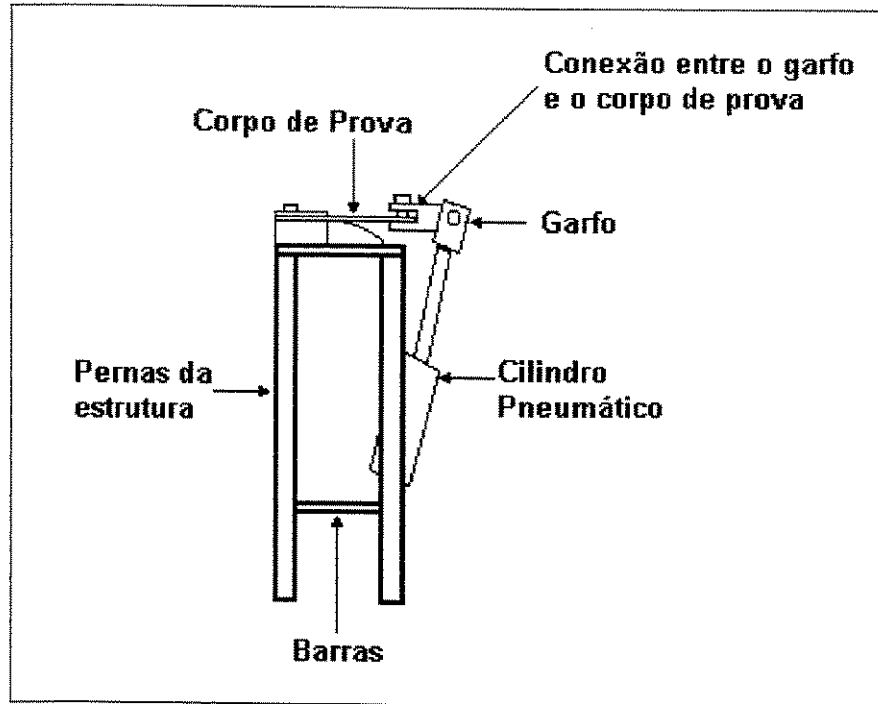


Figura 11- Diagrama esquemático do equipamento para teste de Varestreint projetado neste trabalho.

Na figura 11 vemos que as pernas são fixadas umas às outras por meio de barras. Estas barras são maciças e tem seção transversal quadrada de lado 25,4 mm. O cilindro pneumático é fixado a uma destas barras, por meio de pinos móveis, conforme pode ser visto na figura 12.

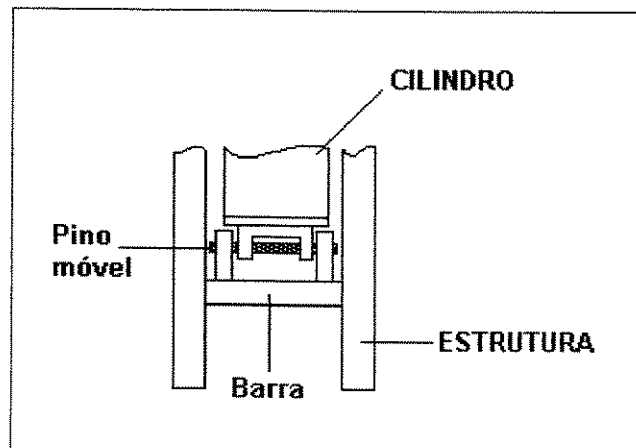


Figura 12- Fixação do cilindro pneumático à estrutura.

A solicitação sobre esta barra é de flexão, contudo a localização das cargas, conforme se vê na figura 12, é perto das extremidades soldadas, o que dificulta a deformação do elemento. Aliado a este fator, existe também o pequeno comprimento da barra e o fato dela ser fixa nas duas extremidades. Por estes motivos foi desconsiderada qualquer possibilidade de deformação plástica ou elástica do elemento, dando-se maior importância ao fato da barra necessitar ser soldada à uma peça que permitisse a passagem do pino de fixação do cilindro pneumático, razão pela qual se optou por uma barra quadrada de 25,4 mm, com dimensões que permitissem o escoamento de calor proveniente da soldagem sem que houvesse o empenamento da barra.

Para o dimensionamento do cilindro pneumático foi necessário o cálculo da força necessária para fletir o corpo de prova na condição de máxima tensão tangencial aumentada, que seria quando se verificaria a maior deformação do corpo de prova. Para este cálculo foi utilizada a expressão (8) (SHIGLEY, 1988):

$$y_{\max} = \frac{-Fl^3}{3EI} \quad (8)$$

onde,

y_{\max} = Flecha máxima, ou seja, a flexão máxima sofrida pelo elemento [mm].

F = Força atuante sobre o elemento estrutural [N].

l = Comprimento do elemento estrutural [cm].

E = Módulo de elasticidade do material [GPa].

I = Momento de inércia do elemento estrutural [mm⁴].

O sinal negativo refere-se ao sentido de flexão da chapa, não tendo importância neste caso. A flexão do corpo de prova foi estimada por meio de um desenho feito em escala, medindo-se a distância entre o ponto onde o corpo de prova estaria no início do ensaio e o ponto onde estaria ao final do ensaio, utilizando-se o bloco de menor raio de curvatura. Esta distância foi estimada em 170 mm.

O momento de inércia do corpo de prova foi calculado pela expressão (9) (SHIGLEY, 1988):

$$I = \frac{bh^3}{12} \quad (9)$$

onde,

b= medida da base do corpo de prova [mm].

h= medida da altura do corpo de prova [mm].

O valor obtido do momento de inércia foi de $1075,4 \text{ mm}^4$. O valor do módulo de elasticidade foi obtido em livros texto de engenharia (SHIGLEY, 1988), que definem um valor médio para as ligas de alumínio em geral, igual a 71,0 GPa. O comprimento l, de acordo com a figura 7, deve ser de 8 polegadas, ou 20,32 cm, e a força necessária para se obter a flexão do corpo de prova é obtida pelo desenvolvimento da expressão (8), substituindo-se os valores:

$$y_{max} = \frac{-Fl^3}{3EI}$$

$$F = \frac{-3y_{max}EI}{l^3}$$

$$F = \frac{-3 \times 170 \times 71 \times 1075,4}{20,32^3} = -4641,17 \text{ N}$$

Não se deve deixar de notar, contudo, que este valor de F serve apenas como referência, uma vez que o módulo de elasticidade do material diminui com o aumento da temperatura, e o corpo de prova será ensaiado durante a soldagem, consequentemente bastante aquecido. A este valor de F deve-se somar o valor da força necessária para fletir as barras auxiliares de dobramento, que é obtida pelo mesmo cálculo. O cilindro escolhido para o equipamento fornece 11.310 N para o sistema, força mais do que suficiente para o funcionamento do equipamento. Esta força deverá ser aplicada no retorno do cilindro.

Uma vez concluído o projeto do equipamento, passou-se à construção do mesmo. As pernas da estrutura, feitas de perfil tubular, foram cortadas e adaptadas para fixação.

Esta adaptação consistiu do fechamento, por soldagem, das extremidades de cada perna por uma chapa de aço medindo 51x51x5 mm, previamente furada no centro e rosqueada por macho para a fixação por parafusos. As partes superiores das pernas foram fixadas à placa base por meio de parafusos do tipo allen. As partes inferiores tiveram sapatas do tipo “vibra-stop” fixadas, com o objetivo de conferir maior estabilidade e equilíbrio à estrutura, além de corrigir eventuais desníveis.

A placa base foi adquirida já cortada com o formato descrito na figura 9, sendo então furada e esmerilhada nos cantos. Após a fixação das pernas na placa base, foram soldadas as barras de fixação entre as pernas, sendo que a barra à qual o cilindro seria fixado foi adaptado para este fim, conforme mostrado na figura 11. Os blocos de curvatura foram usinados conforme a figura 9, e após a montagem procedeu-se a pintura de toda a estrutura.

O sistema pneumático de tração foi adquirido conforme o dimensionamento e montado na estrutura. A válvula de controle do cilindro foi fixada à estrutura por meio de uma chapa de aço com furos para a fixação da válvula. Esta chapa foi soldada na estrutura. Para a conexão entre a extremidade do cilindro e o corpo de prova foi construída uma peça que prende o corpo de prova por parafuso e é presa ao cilindro por meio de um garfo rosqueado ao cilindro e um pino entre o garfo e a peça, como ilustrado na figura 11.

A usinagem dos blocos curvatura foi realizada por terceiros, devido a necessidade de precisão. Depois de recebidos e inspecionados, foram pintados para prevenir a oxidação. A figura 13 mostra os 3 blocos de curvatura.

A estrutura construída, assim como o sistema de tração estão mostrados na figura 14.

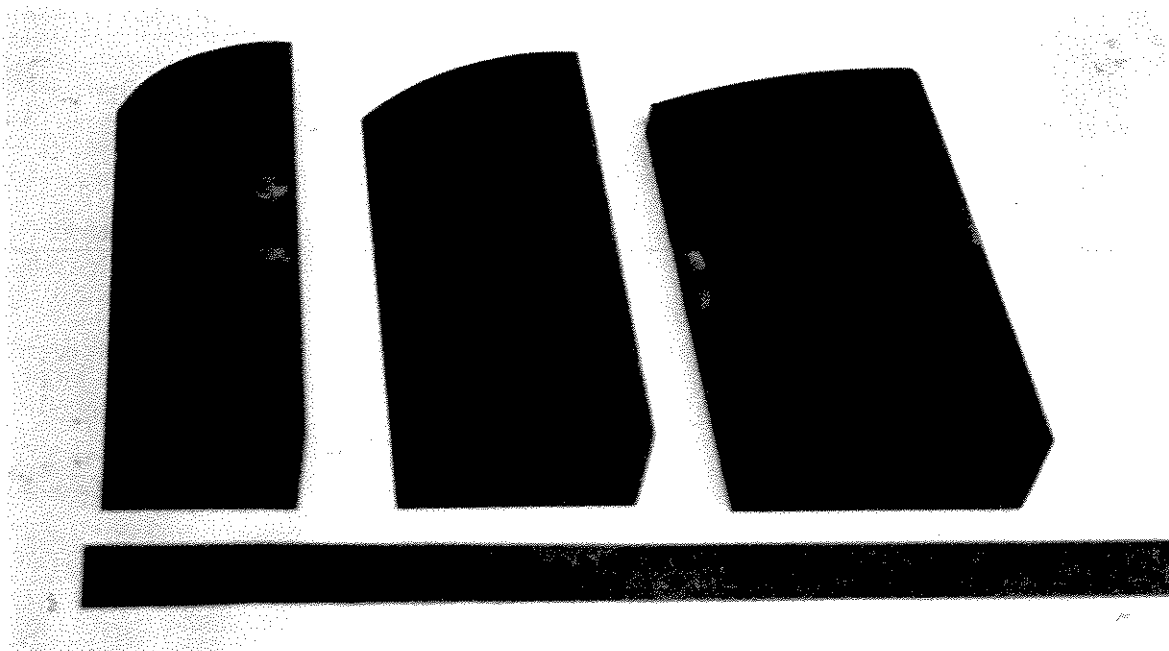


Figura 13- Blocos de curvatura para o equipamento de teste.

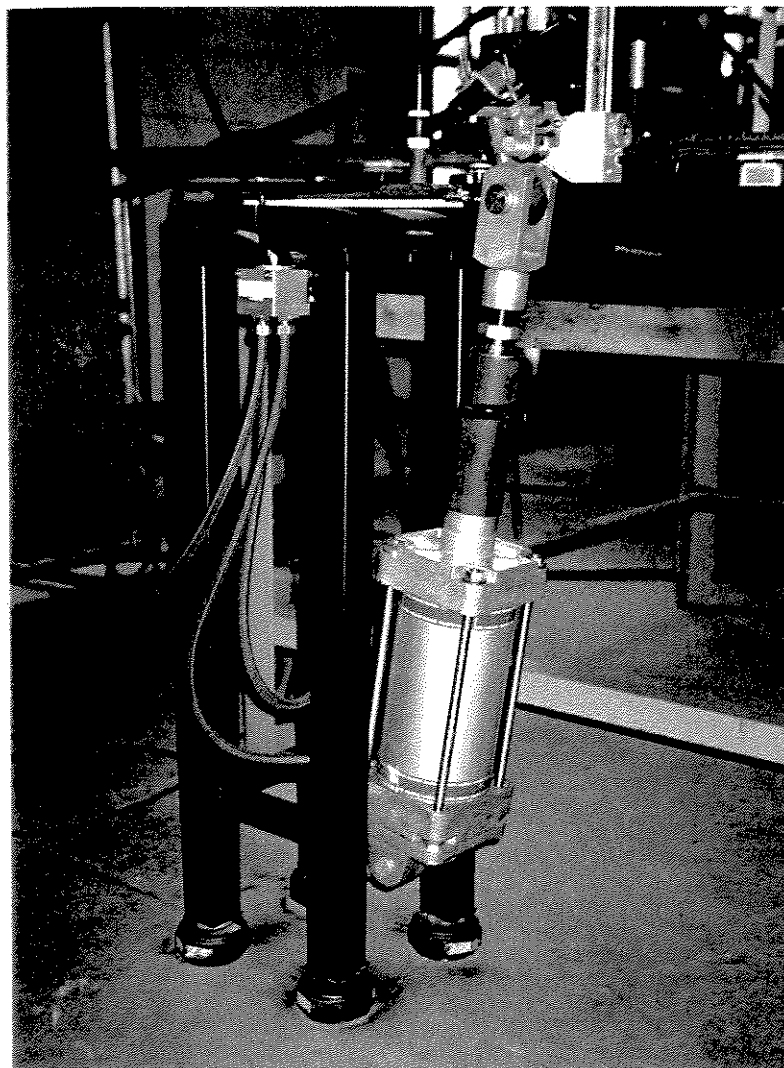


Figura 14- Equipamento de teste de Varestraint.

Na figura 14 se pode ver o cilindro pneumático, de proporções suficientes para a aplicação da força de dobramento, controlado por uma válvula do tipo alavanca, de acionamento manual. Esta válvula tem 3 posições, avanço, retorno e neutra, para a movimentação manual do cilindro. Foi adaptada, na haste do cilindro, um tubo de aço de modo a funcionar como um obstáculo ao retorno . Desse modo, ao se utilizar blocos de maior raio de curvatura, previne-se o dobramento excessivo do corpo de prova e, consequentemente, a imposição de tensões tangenciais aumentadas maiores que as desejadas, o que certamente produziria resultados errôneos. O equipamento mostrado na figura 14 trabalhou em conjunto com a fonte de soldagem e o sistema de monitoramento, que são mostrados na figura 15, permitindo a aquisição dos valores de corrente e tensão do arco elétrico durante os ensaios realizados, para posterior processamento para cálculo dos valores de insumo de calor, detecção de instabilidade do arco e visualização da forma de onda.

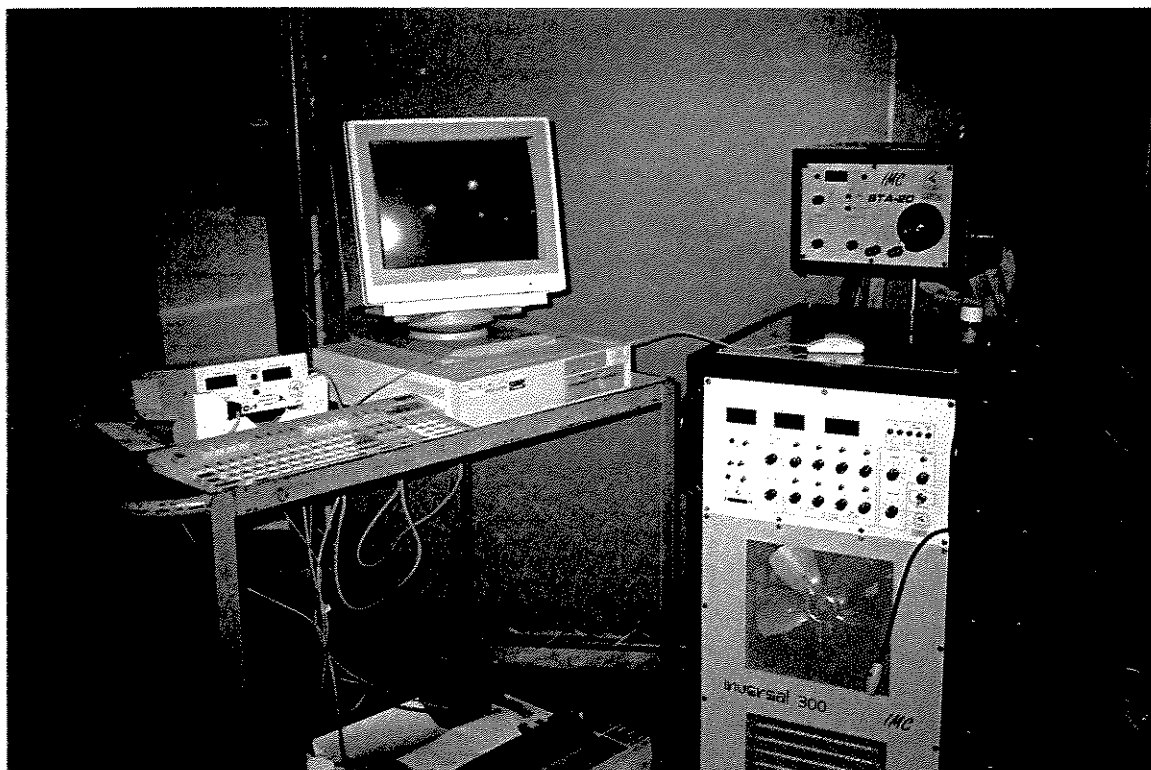


Figura 15- Fonte de soldagem e sistema de monitoramento.

3.3.1- Dispositivos Complementares

Para se obter uma melhor confiabilidade no processo de soldagem, adotou-se a estratégia de fixar um ângulo de ponta do eletrodo de tungstênio e mante-la constante para todos os ensaios, de modo a não haver influência da geometria do eletrodo sobre a morfologia das soldas realizadas (SAVAGE et al., 1965). O ângulo escolhido foi o de 60° , indicado para uma faixa de correntes de 20 a 300 A (CAMPBELL E LACOURSIERE, 1995), e foi necessário projetar-se um dispositivo para a afiação do eletrodo, conforme mostra a figura 16.

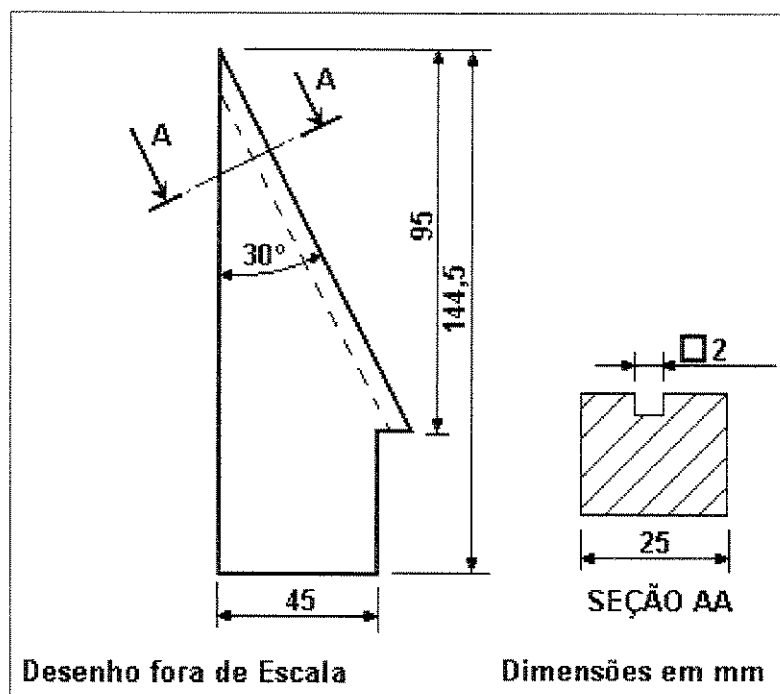


Figura 16- Afiador para eletrodos de tungstênio com ângulo de ponta de 60° .

O afiador mostrado na figura 16 é acoplado a um esmeril de bancada, ao lado do rebolo, e a afiação é feita girando-se o eletrodo com sua ponta em contato com o rebolo. Desta maneira consegue-se uma afiação confiável, com as estrias no sentido longitudinal do corpo de prova.

A tocha de soldagem foi fixada em um dispositivo de movimentação eletromecânico, mostrada na figura 17, o que permitiu o controle da velocidade de soldagem e a manutenção da posição e altura da tocha. A afiação dos eletrodos foi feita com o auxílio do equipamento mostrado na figura 18, de maneira a se garantir que o ângulo da ponta do eletrodo não se alterasse de ensaio para ensaio.

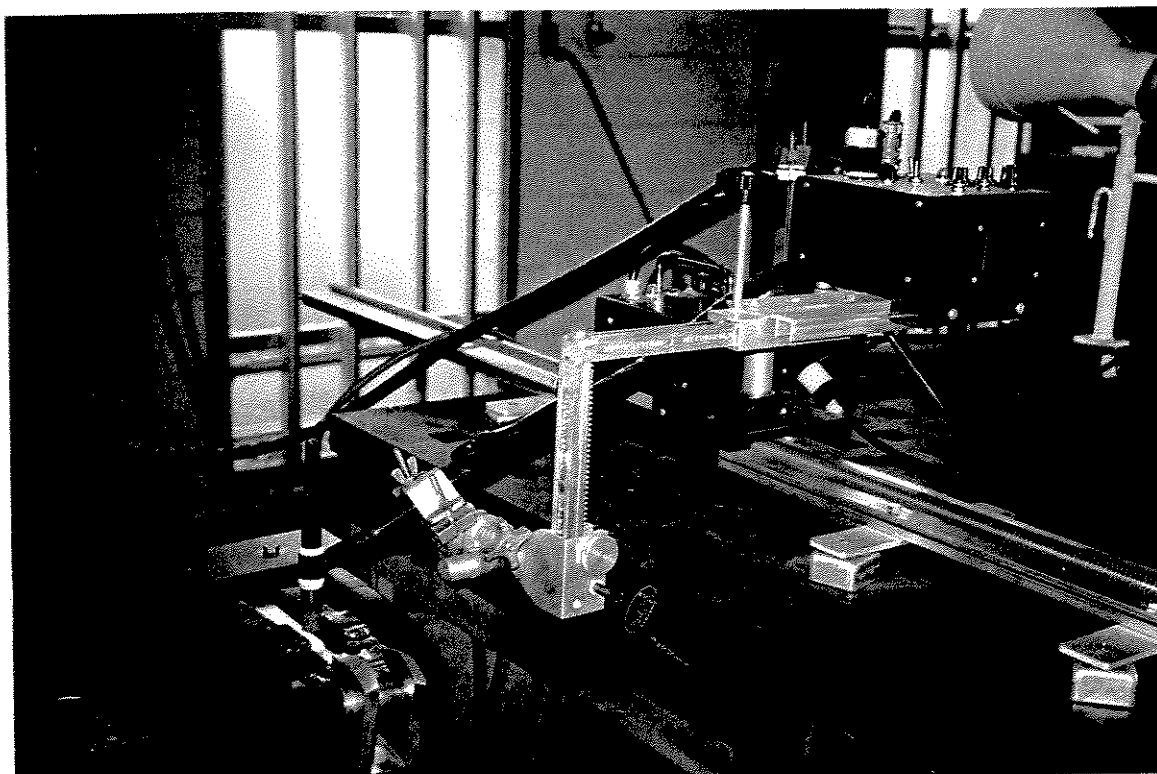


Figura 17- Dispositivo de movimentação da tocha de soldagem.

Na figura 18 vemos que o dispositivo mostrado é utilizado em conjunto com um esmeril, com o eletrodo tocando a face lateral do rebolo, que é uma superfície plana. Desta maneira, as estrias de afiação ficam no sentido longitudinal do eletrodo.

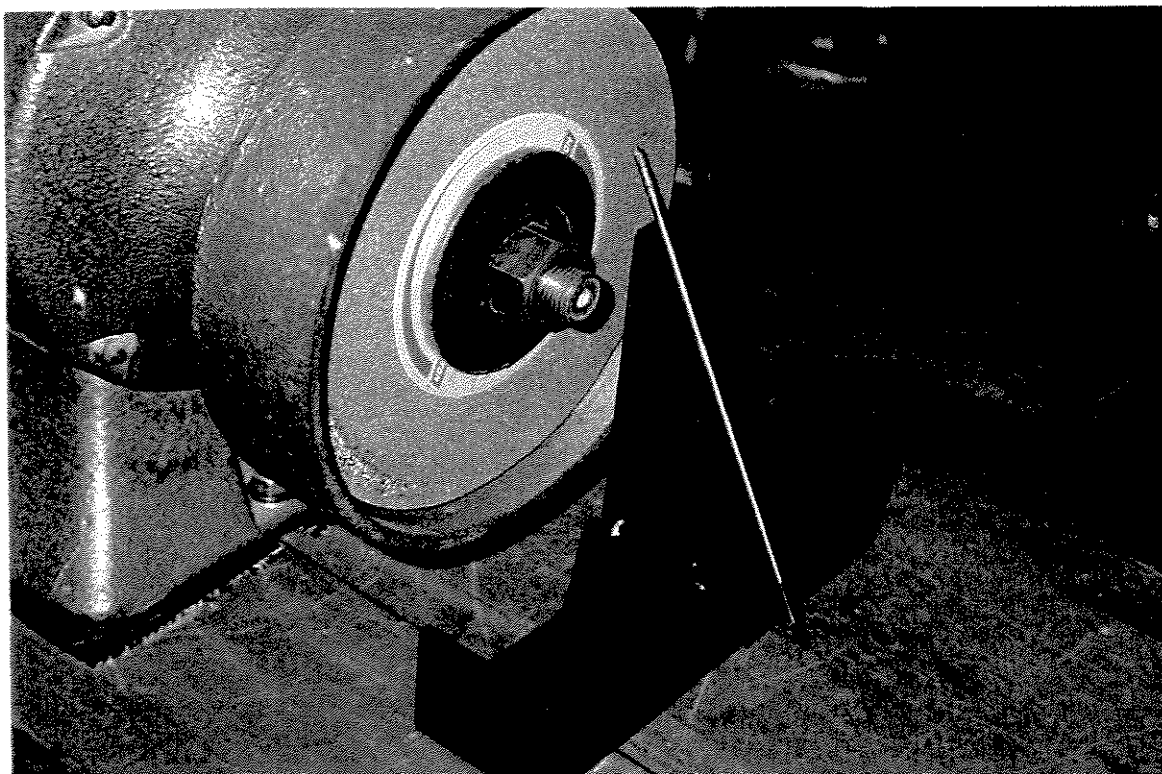


Figura 18- Dispositivo para afiação do eletrodo de tungstênio.

3.4- Materiais e Métodos

Para a confecção dos corpos de prova tomou-se o cuidado de se fazer os cortes paralelos ao sentido de laminação, de modo a se ter os grãos ordenados no mesmo sentido da solicitação de tração. Os cortes foram feitos em uma guilhotina e foram obtidos 218 corpos de prova para os ensaios de Varestraint. A figura 19 mostra um dos corpos de prova para o ensaio de Varestraint.

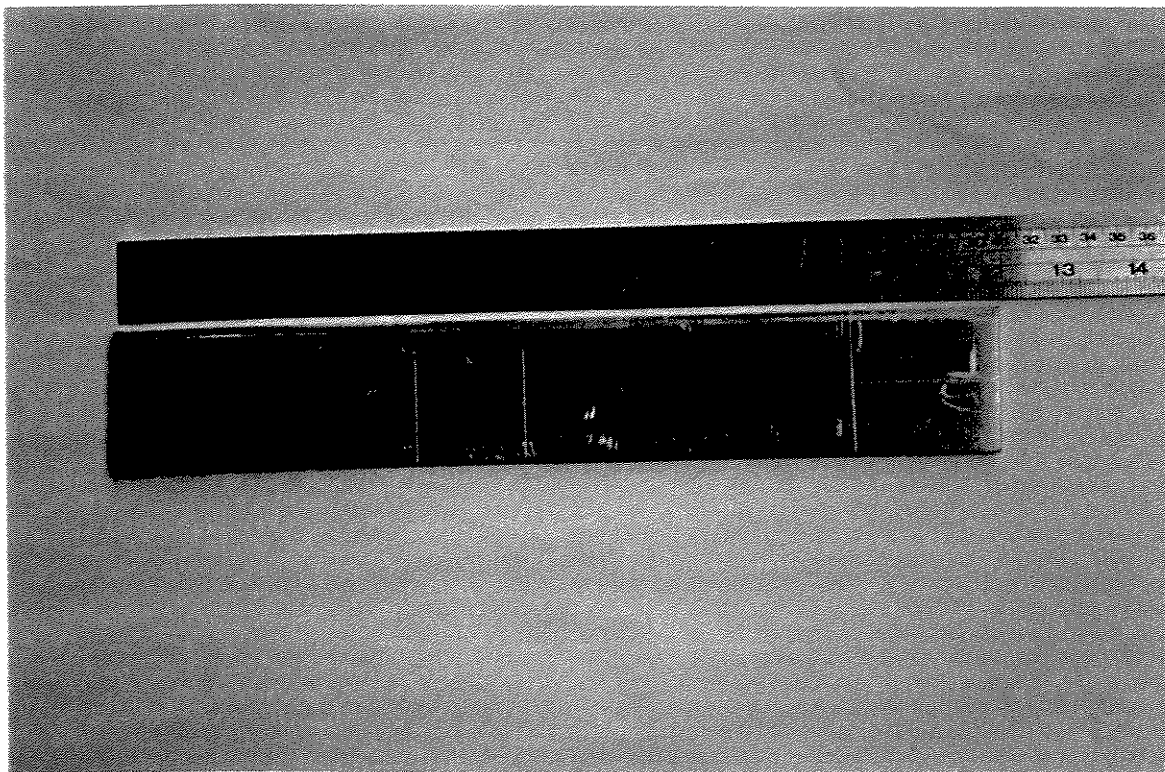


Figura 19- Corpo de prova para o ensaio de Varestraint.

Os corpos de prova foram obtidos a partir de duas chapas, da mesma corrida, de medidas 2x1 m, com espessura de 6,35 mm, e foram cortados em uma guilhotina. Após os cortes foi realizada a análise química do material, que trouxe uma surpresa desagradável. O material que nos havia sido doado como sendo da liga 5052 revelou-se como sendo alumínio comercialmente puro, como mostra a tabela 6.

Tabela 6 - Composição química do material inicialmente recebido para os ensaios.

Elemento	% em peso
alumínio	99,4
magnésio	0,009
manganês	0,041
ferro	0,50
cobre	0,010

Os resultados expressos na tabela 6 foram obtidos em ensaios de absorção atômica e fluorescência de raios-x, realizados no Instituto de Química da Unicamp. Estes resultados fizeram com que este trabalho sofresse um retrocesso: de um ponto onde se poderia iniciar os testes preliminares para a aferição do equipamento, retornamos para a arregimentação de material. Fez-se então nova pesquisa de mercado, cuja principal dificuldade foi encontrar fornecedor que se dispusesse a vender, no máximo, duas chapas de 2x1 m e que contasse com o material em questão, liga 5052, na espessura desejada. A aquisição do material em maiores quantidades facilitaria a questão, porém se configuraria em desperdício de recursos. Finalmente, depois de intensa procura, conseguiu-se adquirir duas chapas da liga 5052, com medidas de 2x1 m, porém com espessura de 7,93 mm. esta mudança de espessura trouxe duas mudanças ao trabalho. A primeira foi o aumento na força necessária para fletir o corpo de prova com as barras de dobramento auxiliares. Felizmente o sistema pneumático tinha sido dimensionado para uma ampla faixa de materiais e espessuras. A segunda mudança foi a alteração dos valores de tensão tangencial aumentada, que conforme se pode constatar pela expressão (4), é dependente da espessura do corpo de prova, e diretamente proporcional a esta, de modo que um aumento no valor da espessura t acarretaria em aumento no valor de ε_t . Para o novo valor de espessura do corpo de prova, os blocos de curvatura produziram os seguintes valores de tensão tangencial aumentada:

- $R = 79,4 \text{ mm} \Rightarrow \varepsilon_t = 4,99\%$
- $R = 127,0 \text{ mm} \Rightarrow \varepsilon_t = 3,12\%$
- $R = 317,5 \text{ mm} \Rightarrow \varepsilon_t = 1,25\%$

Com esta alteração, os valores de ε_t passaram a cobrir uma faixa de 1,25% até aproximadamente 5%, com um valor intermediário de 3,12%, equidistante dos extremos. Constata-se, portanto, que o aumento na espessura dos corpos de prova acarretou um aumento na faixa de ε_t , com um distanciamento entre os valores testados, o que fez com que os testes realizados apresentassem maiores diferenças entre os resultados obtidos com cada bloco, facilitando a análise dos resultados.

As novas chapas foram então adquiridas e cortadas para a realização dos ensaios. Fez-se também nova análise química do material junto ao Instituto de Química da Unicamp, pelo método da absorção atômica, cujos resultados estão expressos na tabela 7.

Tabela 7- Composição química da liga de alumínio 5052 utilizada para os ensaios.

Elemento	% em peso	Elemento	% em peso
magnésio	2,14	cobre	0,011
ferro	0,25	cobalto	0,005
cromo	0,17	titânio	0,005
manganês	0,033	níquel	0,002
estanho	0,018	silício	0,002
zinco	0,015	antimônio	≥0,001
vanádio	0,012	bismuto	≥0,001
cálcio	≥0,001	alumínio	Restante

Nota-se, pela observação da tabela 7, que os teores de magnésio estão abaixo dos teores citados na literatura, por volta de 2,5% (ALCAN, 1993). De acordo com a figura 3, o teor de magnésio da liga adquirida, 2,14%, torna-a ligeiramente mais suscetível à trinca de solidificação.

3.4.1- Equipamentos para soldagem.

A fonte de soldagem utilizada neste trabalho, Inversal 300, é uma fonte inversora com capacidade de soldagem pelos processos GTAW, GMAW (gas metal arc welding), SMAW (shielded metal arc welding) e PAW (plasma arc welding), com corrente contínua ou alternada, nas formas pulsada ou não pulsada, com capacidade de corrente de 300 A para 100% de fator de serviço, podendo chegar a 450 A para soldagem em curtos períodos de tempo. No processo GTAW, esta fonte permite a variação dos valores de corrente de pico e de base, dos tempos de pico e base, em ambas polaridades, e os tempos de polaridade positiva e negativa. Estudos preliminares (MARTINS e

TREVISAN., 1997, 1998) mostraram a capacidade da fonte na soldagem de ligas de alumínio. Ligada a um sistema de monitoramento, conforme mostrado na figura 17, permite a aquisição de valores de corrente e tensão do arco elétrico em tempo real. A fixação da tocha de soldagem a um dispositivo eletromecânico de movimentação garantiu a manutenção da velocidade de soldagem durante os ensaios, conforme mostrado na figura 17.

Foi utilizado um sistema de monitoramento, acoplado à fonte de soldagem, composto por um sensor de efeito Hall, que mede os valores de corrente, e um sensor de voltagem, ligados a um indicador digital, que permite a leitura dos valores e transmite os sinais a uma placa analógico/digital ligada a um microcomputador que armazena os dados. O software utilizado, denominado Oscilos2, adquirido juntamente com o sistema de monitoramento, tem as seguintes variáveis de entrada:

- Tipo de sinal a adquirir (corrente, tensão ou ambos).
- Número de bits para a aquisição (8 ou 12).
- Frequência de aquisição (programável, de 1 Hz a 12,83 kHz, ou máxima, de 14,25 kHz).
- Tempo de base (tempo de aquisição, que é dependente da frequência de aquisição, em proporção inversa).
- Escala dos valores de corrente.
- Escala dos valores de tensão, ambos para a visualização gráfica.

A utilização do Oscilos2 permitiu a visualização da forma de onda de corrente e tensão e a gravação dos dados adquiridos. Outro software, chamado Migmagpt, calculou a potência do arco pela multiplicação dos valores instantâneos de corrente e tensão, dado de grande importância para a determinação do insumo de calor da soldagem. O intercâmbio de dados entre os dois softwares se dá com o uso de programas auxiliares. O Revtomag transforma os dados adquiridos pelo Oscilos2 em um padrão compatível com o Migmagpt. O Dad_txt transforma os dados convertidos para o formato Migmagpt em arquivos texto, que podem ser lidos em planilhas eletrônicas do tipo Excel. A figura 20 mostra um esquema do sistema de monitoramento.

Para a inspeção dos corpos de prova e medição das trincas utilizou-se um sistema computadorizado de aquisição de imagens que conta com um estereoscópio acoplado a uma câmera digital que adquire as imagens ampliadas pelo estereoscópio e as transmite a um computador que, por sua vez, processa as imagens, permitindo a medição do comprimento das trincas, sua quantidade, a área relativa onde ocorreu o trincamento, etc. Contudo, testes preliminares constataram que a alta refletividade do alumínio dificultava a visualização das regiões soldadas. Por este motivo, foram feitas diversas tentativas para melhorar a visualização.

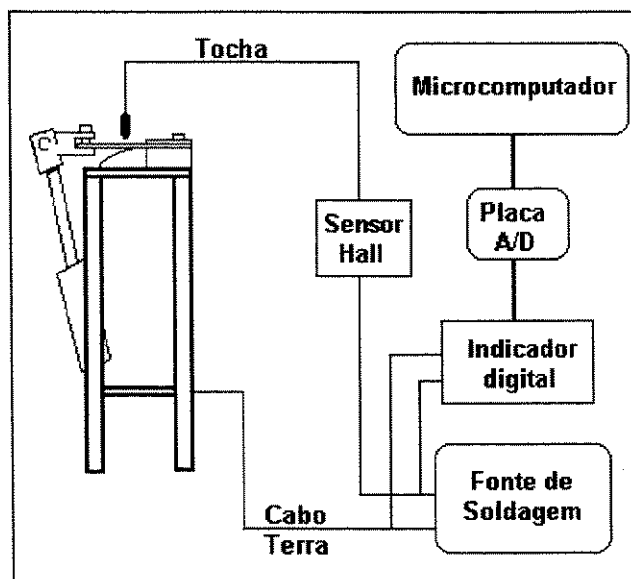


Figura 20- Sistema de monitoramento do teste de Varestraint.

Tentou-se, em primeiro lugar, a aplicação de líquido penetrante e de revelador, que é um pó branco que, em contato com o líquido penetrante, mostra a localização da trinca. O uso do revelador diminuiu efetivamente a reflexão da luz por parte do metal, porém dificultou a medição das trincas, pois seus contornos ficaram borrados. Tentou-se, em seguida, obstruir com papel vegetal translúcido a fonte de luz do estereoscópio, que é uma lâmpada fluorescente de formato circular que circunda o corpo de prova, iluminando-o de todos os lados. A adoção do papel vegetal diminuiu a luminosidade da lâmpada, diminuindo, por consequência, a reflexão de luz do material. Porém, com a

diminuição da luminosidade não se conseguiu um contraste satisfatório entre as trincas entre as trincas e as superfícies não trincadas. Optou-se, por fim, por uma solução intermediária: a utilização do líquido penetrante sem a aplicação do revelador juntamente com o papel vegetal sobre a lâmpada, de maneira a se obter uma diminuição de luminosidade (e da reflexão da luz) sem perda de contraste da imagem.

3.5- Aferição do Equipamento

Para a aferição do equipamento de teste adotou-se a seguinte estratégia: realizou-se uma bateria de 10 ensaios com corrente alternada não pulsada sobre a liga 5052, ensaiando os corpos de prova no equipamento de Vareststraint sem alterações das variáveis de ensaio, fazendo-se em seguida a medição das trincas, totalizando-se o comprimento total de trincas, o número total de trincas e o comprimento da maior trinca, que são as variáveis de resposta citadas em literatura (ERNST et al., 1989). A variação de cada um destes valores foi então analisada, de maneira a se definir qual seria a mais confiável. Após a análise, optou-se pelo comprimento total de trincas (CTT), que é a soma do comprimento de todas as trincas observadas na zona fundida das soldas dos corpos de prova, a qual apresentou o menor desvio padrão

A repetição dos ensaios, além de comprovar a funcionalidade do equipamento, serve também para determinar a média e o desvio padrão dos resultados, determinando, assim, com o auxílio da expressão (7), o número de réplicas para cada experimento. Por fim, nesta fase definiu-se o cordão de solda obtido por corrente alternada sem pulsos a ser utilizado como referencial, e calculou-se o insumo de calor correspondente a esta solda, que utilizou os valores instantâneos de corrente e tensão, aquisitados com a utilização do sistema de monitoramento. A realização destes ensaios serviu também para a determinação dos níveis de algumas variáveis de controle escolhidas para os ensaios propriamente ditos, que foram posteriormente combinados por meio de um planejamento fatorial completo com o objetivo de comparar o efeito das técnicas de arco pulsado e não pulsado sobre a ocorrência da trinca de solidificação, verificando a minimização ou não

do problema. Para tanto, é importante comparar cordões de solda similares, onde se altere apenas as variáveis que se deseje estudar.

Estas variáveis foram escolhidas com base no conhecimento acumulado até então e na capacidade da fonte de soldagem. Foram elas a tensão tangencial aumentada (ϵ_t), variada com a troca dos blocos de curvatura no equipamento de teste Varestraint, o espaçamento entre os pontos fundidos, cuja variação foi conseguida pela alteração dos tempos de base, e a variação da potência do arco de soldagem entre os períodos de pico e base, mantendo a potência média constante, o que resultaria em um insumo de calor constante, uma vez que de acordo com pesquisas realizadas no decorrer deste trabalho (Martins e Trevisan, 1998), para o processo GTAW com corrente alternada, para se conseguir cordões de solda com morfologias próximas, a diferença de insumo de calor é mínima, com ou sem pulsação de arco.

Para a realização dos ensaios, seguiu-se uma rotina bem definida: Primeiramente o corpo de prova recebia marcações, com um riscador de metais, que determinavam a linha de centro do cordão, as localizações de início e final do cordão de solda e do ponto onde a tocha de soldagem deveria estar para a aplicação da força de dobramento. Em seguida o corpo de prova era lavado com água e detergente, para a retirada de sujeira e/ou graxa, sendo depois secado com ar comprimido e limpo com algodão embebido em acetona. Após este procedimento, o corpo de prova era fixado ao equipamento de teste, juntamente com as barras auxiliares de dobramento. A tocha era posicionada sobre a linha de centro do corpo de prova, próxima ao ponto de início do cordão. A cada soldagem era utilizado um eletrodo previamente afiado com o dispositivo mostrado na figura 13. A distância eletrodo-peça também foi mantida constante pelo uso de um calibrador colocado sobre o corpo de prova. A tabela 8 mostra os parâmetros de ensaio mantidos fixos nesta etapa.

Tabela 8 - Parâmetros de ensaio para aferição do equipamento.

Processo	GTAW A/C
Metal base	Al 5052, 7,93 mm de espessura
Gás de proteção	Ar (99,999%)
Velocidade de soldagem	2,5 mm/s
Vazão de gás	10 l/min
Diâmetro do eletrodo	3,2 mm (tungstênio 2% tório)
Distância eletrodo-peça	3,5 mm
Ângulo de ponta do eletrodo	60°
Diâmetro do bocal	12,7 mm (½ pol.)
Tempo de positivo	2,0 ms.
Tempo de negativo	20,0 ms.
Corrente de positivo	100 A
Corrente de negativo	185 A

3.6- Planejamento dos experimentos

Ao se fazer o planejamento dos experimentos, o objetivo principal foi o de se minimizar o número de ensaios e maximizar a quantidade de informações extraídas, com confiança estatística. Optou-se então pela ferramenta conhecida como planejamento fatorial completo, com 3 variáveis a 3 níveis, com ensaios em duplicata. A figura 18 ilustra didaticamente este tipo de planejamento, onde as letras A, B e C representam, respectivamente, a Tensão tangencial aumentada, o Espaçamento entre os pontos fundidos e a Variação de potência do arco entre os períodos de pico e base, e os símbolos +, o e -, os níveis alto, médio e baixo de intensidade das variáveis.

Na figura 21 pode-se notar que com o planejamento fatorial consegue-se organizar os ensaios de modo a experimentar todas as combinações possíveis das 3 variáveis a 3 níveis, totalizando 27 ensaios. Estes ensaios, e suas réplicas, foram

realizados de forma totalmente aleatória, de modo a prevenir a ocorrência de erros sistemáticos.

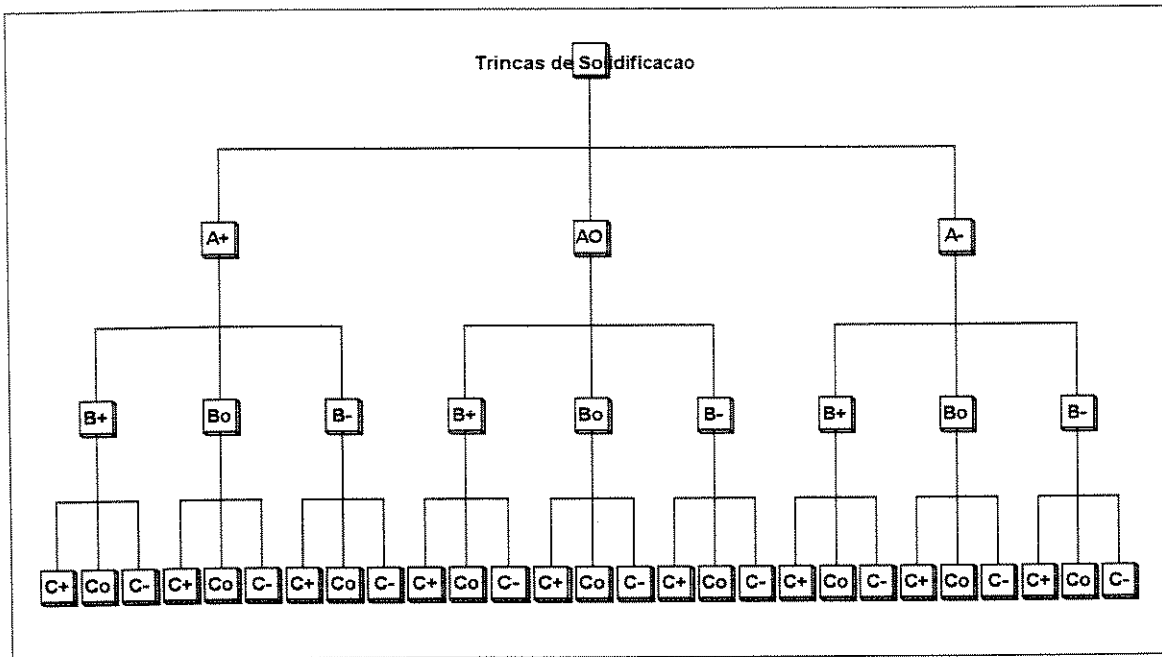


Figura 21- Representação esquemática do planejamento fatorial.

As variáveis escolhidas para esta pesquisa foram a tensão tangencial aumentada, o espaçamento entre os pontos fundidos e a variação entre a potência do arco nos períodos de base e de pulso. Para estas variáveis foram utilizados 3 níveis de intensidade, arbitrariamente chamados de alto (+), médio (o) e baixo (-), caracterizando um planejamento fatorial completo 3^3 , com a realização de 27 ensaios. Com a execução das réplicas, chegou-se a 54 ensaios. Foram ainda realizados ensaios com corrente alternada sem pulsação, de modo a compor um referencial para comparação com a corrente pulsada. Realizou-se 1 ensaio, em duplicata, para cada nível de tensão tangencial aumentada, totalizando, deste modo, 60 ensaios. Os níveis foram escolhidos de forma a cobrirem uma ampla faixa de valores, de modo a facilitar a percepção de alterações da variável de resposta, que neste trabalho foi o comprimento total de trincas, que é o resultado da medição e soma de todas as trincas observadas na superfície do corpo de prova. A tabela 9 mostra os valores escolhidos para cada nível das variáveis.

Tabela 9 - Valores dos níveis para as variáveis de controle.

Variável	Níveis		
	Baixo (-)	Médio (o)	Alto (+)
ϵ_t	1,25%	3,1%	5%
Espaçamento	4,5 mm	6,5 mm	7,5 mm
Variação	60% Wp/40% Wb*	70% Wp/30% Wb*	80% Wp/20% Wb*

*Wp= Potência do arco no período de pulso

Wb= Potência do arco no período de base

Na tabela 9 pode-se ver que a tensão tangencial aumentada (ϵ_t) assume os valores de 1,25%, 3,1% e 5%. Tais valores foram obtidos a partir da espessura dos corpos de prova, conforme a expressão [1]. O espaçamento entre os pontos fundidos foi controlado alterando-se os valores do tempo de base, e a potência do arco nos ciclos de base e de pulso foi determinada com o auxílio da equação desenvolvida para esta finalidade, abordada mais a frente, no item 4.4.

3.7- Análise das trincas

Após as soldagens os corpos de prova foram examinados quanto ao comprimento total de trincas. As medições foram feitas com o auxílio de um sistema computadorizado de aquisição de imagens acoplado a um estereoscópio.

Na análise estatística dos resultados foi feita a análise de variância dos valores de CMT de acordo com o modelo citado por WALPOLE (1993).

A análise metalográfica realizada neste trabalho consistiu da investigação de amostras selecionadas. Nos experimentos preliminares, com a liga 5454, após a execução dos cortes ilustrados na figura 8, as amostras foram embutidas em baquelite e lixadas com granulometrias gradativamente menores (400, 600 e 1200 mesh). Após o lixamento

as amostras foram polidas com pasta de diamante de 6 μ m e 1 μ m, e atacadas com reativo de Keller. Realizado este procedimento, realizou-se a análise e registro fotográfico em microscópio óptico.

Após lixamento e polimento, foram testados vários reagentes, de modo a se verificar qual permitiria a melhor visualização da estrutura da zona fundida. Nesse ponto deparou-se com um problema: algumas das amostras reagiam bem a um determinado ataque e outras não. Foram experimentados diversos ataques, químicos e eletroquímicos, e o problema continuava se verificando. Somado a isto, o microscópio óptico de nossas instalações encontrava-se avariado, não sendo capaz de utilizar polarização de luz na observação das amostras, o que provocou viagens para São Carlos e São José dos Campos para utilizar as instalações dos laboratórios metalográficos da USP e do Centro Tecnológico da Aeronáutica, respectivamente, que nos foram graciosamente colocados à disposição.

Infelizmente o problema das respostas diferenciadas continuava se verificando, o que forçou a apresentação e mesmo a análise das amostras com técnicas diferentes. Os ataques utilizados foram o reativo de Keller com observação sob luz polarizada e uma combinação de dois ataques, primeiramente a imersão em uma solução aquosa de HF a 40%, por 20 segundos, seguido pela lavagem das amostras em água corrente e subsequente imersão em uma solução de 75% de HCl e 25% de HNO₃, também por 20 segundos. A observação e o registro fotográfico se deram com uma câmara fotográfica comum equipada com lente close-up.

Após estes procedimentos, procedeu-se à análise com microscópio eletrônico de varredura, com o objetivo de caracterizar as trincas observadas como trincas de solidificação. Para tanto, procedeu-se à abertura mecânica dos corpos de prova de maneira a expor a superfície da trinca para análise.

4- RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1- Introdução

Os resultados obtidos com os procedimentos descritos no capítulo anterior serão agora descritos e comentados. No item 4.2 são apresentados os resultados obtidos nos experimentos iniciais, tais como a quantificação do insumo de calor com e sem pulsação de arco para soldas de mesma penetração e largura. No item 4.3 é apresentado o resultado dos pré-testes e as informações resultantes daí, tais como a aferição do equipamento a determinação do número de réplicas e dos níveis das variáveis de controle e do referencial com corrente alternada convencional. Neste item também é mostrada a caracterização do metal base e se faz referência ao problema da porosidade enfrentado neste trabalho. No item 4.4 são mostrados a equação de previsão de insumo de calor desenvolvida neste trabalho e os resultados obtidos pela sua aplicação e finalmente, no item 4.5, são analisados os resultados dos ensaios propriamente ditos, com análises estatística e metalográfica.

4.2- Experimentos Iniciais

Neste estágio do trabalho procurou-se compreender até que ponto a utilização do arco pulsado em baixa frequência afetaria as soldas produzidas, numa comparação com a estrutura e o insumo de calor das soldas feitas sem pulsação de arco. Para poder se comparar um cordão de solda com outro, seria necessário que estes cordões tivessem mesma morfologia, ou seja, em nosso caso, penetração e largura iguais ou próximas.

Para se obter o referencial de morfologia para corrente alternada não pulsada foram realizados pré-testes até que se obteve um cordão com dimensões tais que variações para mais ou para menos pudessem ser observadas facilmente. Os parâmetros utilizados, bem como os valores de penetração e largura estão listados na tabela 10.

Tabela 10- Parâmetros de soldagem GTAW com CA não pulsada e onda quadrada.

Corrente no positivo (I+)	Corrente no negativo (I-)	Tempo no positivo (t+)	Tempo no negativo (t-)	Penetração (P)	Largura (L)
100 A	130 A	2,0 ms.	20,0 ms	1,5 mm	5,8 mm

Os ensaios realizados neste trabalho, bem como os valores de penetração máxima (P), largura máxima (L) e espaçamento entre os pontos fundidos estão listados na Tabela 11.

Tabela 11- Ensaios realizados com os valores das variáveis e morfologia obtida.

n.º do ensaio	Ip	tp	tb	Penetração máxima	Largura máxima	Espaçamento entre os pontos
1, 2, 3	180	1,0	1,0	2,7	8,0	5,0
4, 5, 6	180	1,0	0,25	4,7	9,5	3,0
7, 8, 9	180	0,25	1,0	1,2	5,4	3,0
10, 11, 12	180	0,25	0,25	2,1	7,0	1,0
13, 14, 15	130	1,0	1,0	1,2	5,0	5,0
16, 17, 18	130	1,0	0,25	1,5	5,8	3,0
19, 20, 21	130	0,25	1,0	0,5	3,0	3,0
22, 23, 24	130	0,25	0,25	1,0	4,5	1,0

Uma vez analisados os cordões de solda obtidos neste trabalho, constatou-se que o cordão de morfologia, a nível macroscópico, mais próxima ao referencial adotado foi aquele obtido com os seguintes valores para as variáveis: $I_p = 130$ A, $t_p = 1,0$ s e $t_b = 0,25$ s. A figura 22 mostra os cordões obtidos com corrente alternada pulsada e corrente alternada constante.

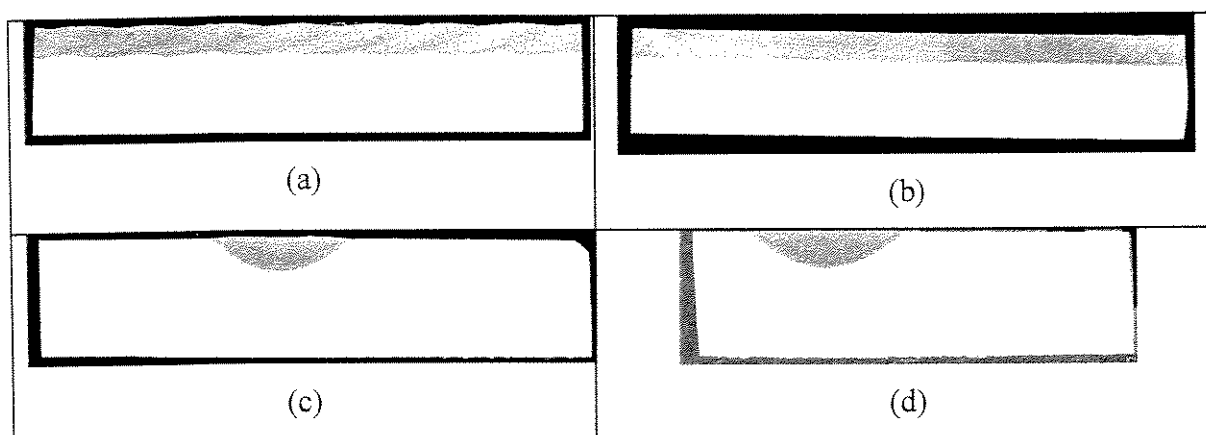


Figura 22 Macrografias das soldas com morfologia mais próxima. (a)- Corrente alternada pulsada, seção longitudinal, (b)- Corrente alternada constante, seção longitudinal, (c)- Corrente alternada pulsada, seção transversal, (d) Corrente alternada constante, seção transversal.

Os valores adotados para as variáveis permitiram obter um cordão de solda com penetração máxima de 1,5 mm, largura de 5,8 mm e espaçamento entre os pontos fundidos de 3,0 mm, enquanto que o referencial obtido com C.A. não pulsada alcançou os mesmos valores de penetração e largura., com espaçamento evidentemente igual a zero, uma vez que o espaçamento é a distância entre os pontos fundidos produzidos pela pulsação do arco de soldagem. Uma vez determinado o cordão mais próximo do referencial, procedeu-se ao cálculo do insumo de calor nas duas soldas, chamados, para melhor diferenciação, de ICp e IC, ou seja, insumo de calor em corrente pulsada e insumo de calor para corrente não pulsada, respectivamente. Para tanto, foi utilizada a expressão (1), substituindo-se os valores de V por Vef. Os valores eficazes foram obtidos via software.

$$IC = \frac{679,13}{2,5} \times 0,6 = 162,99 \text{ J/mm}$$

$$ICp = \frac{649,07}{2,5} \times 0,6 = 155,78 \text{ J/mm}$$

O valor adotado para o rendimento térmico foi de 60%, uma vez que a literatura cita rendimentos de 70% para corrente contínua em polaridade direta, 30% para corrente contínua em polaridade reversa e 50% para corrente alternada simétrica, ou seja, tempos e intensidades de corrente iguais para os ciclos positivo e negativo da soldagem (AWS, 1991).

A variação de insumo de calor calculada entre os dois tipos de corrente foi de aproximadamente 4,42%. Tal constatação, embora coerente com a literatura consultada, mostrou-se surpreendente, pois uma redução desta ordem de grandeza dificilmente pode ser relevante. Não se pode, contudo, afirmar que o resultado desta pesquisa preliminar contraria a literatura mundial (BECKER e ADAMS, 1978, MACHADO, 1996), que afirma que a corrente pulsada diminui o insumo de calor, sem todavia quantificar esta diminuição. Realmente foi verificada uma diminuição, porém pequena, e pode-se, a partir destes dados, concluir-se que para se conseguir valores idênticos de penetração e largura, seja com arco pulsado ou sem pulsação, deve-se ceder a mesma quantidade de energia à solda. Tal resultado contribuiu significativamente para o desenvolvimento deste trabalho, permitindo, a partir daí, que se definissem parte dos rumos que esta pesquisa teria. Para que se pudesse comparar soldas obtidas por pulsação de arco ou não, ou mesmo soldas obtidas apenas por pulsação de arco, porém com alterações nos parâmetros de soldagem, seria necessário que se mantivesse constante o insumo de calor. Tal necessidade motivou o desenvolvimento de uma equação que pudesse prever o insumo de calor em soldas produzidas pelo processo GTAW com corrente alternada, com ou sem pulsação. Este desenvolvimento e seus resultados serão descritos no item 4.4.

A nível microscópico verificou-se uma diferenciação entre as microestruturas das soldas obtidas com arcos pulsado e não pulsado. Enquanto aquele caracteriza-se pela alternância entre valores altos e baixos de corrente, produzindo pontos fundidos sobrepostos, este é produzido sem qualquer alteração dos parâmetros de soldagem, resultando em soldas com orientação de solidificação constante. A comparação entre as figuras 23 e 24 caracteriza, a nível estrutural, as diferenças produzidas pelas duas

técnicas. A figura 23 mostra a micrografia representativa da seção longitudinal de uma solda obtida por corrente alternada sem pulsação.

As micrografias exibidas nas figuras 23 e 24 foram obtidas por ataque com reagente de Keller e observação com luz normal. As imagens foram aquisitadas por um sistema computadorizado acoplado a um microscópio óptico.

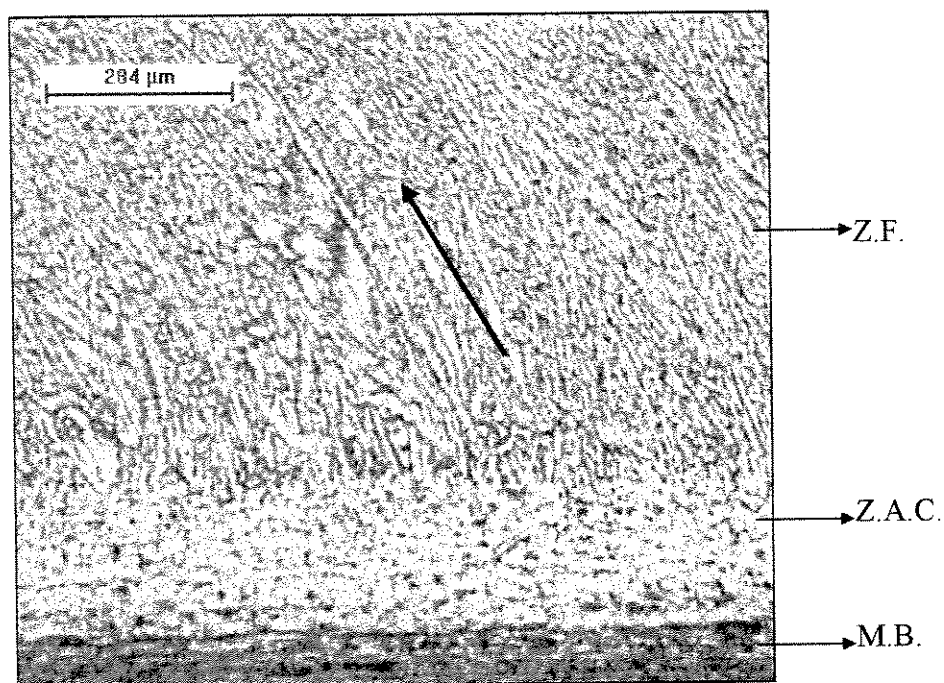


Figura 23- Micrografia de um cordão de solda obtido com corrente alternada constante.

Na figura 23 pode-se notar as dendritas da zona fundida orientadas em um único padrão, caracterizando que a solidificação ocorreu em direção à fonte de calor, ou seja, do arco de soldagem, e que esta direção mostrou-se invariante por toda extensão do cordão.

A figura 24 mostra variações bem definidas na direção de solidificação. Isto ocorreu devido a variações na corrente de soldagem, que tornam a fonte de calor intermitente, características do arco pulsado em baixa frequência, que deram origem à superposição dos pontos fundidos. Estes pontos, ao solidificarem na direção da fonte de

calor tem suas orientações na direção de solidificação divergindo, como mostra a figura 24, onde se pode notar duas direções de solidificação distintas.

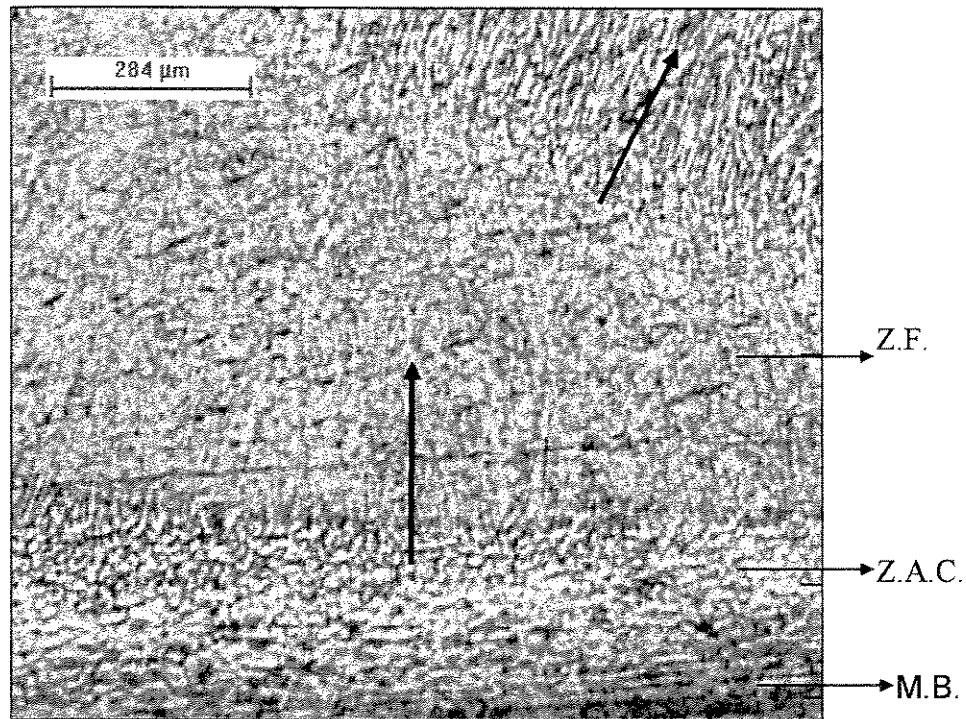


Figura 24 Micrografia de um cordão de solda obtido por corrente alternada pulsada.

Na figura 24 pode-se notar que enquanto que a região inferior à esquerda da micrografia (ponto de solda anterior) tem sua solidificação dirigida para cima, a região superior direita (ponto de solda posterior), que se sobrepõe ao primeiro ponto tem sua direção de solidificação também para cima, porém na diagonal, configurando a mudança na direção de solidificação da solda.

4.3- Resultados dos pré-testes.

Foram realizados ensaios preliminares de modo a definir um cordão de solda de referência, obtido com corrente alternada sem pulsação. Este cordão tinha a finalidade de ser comparado com os cordões de solda produzidos por corrente alternada pulsada em função da ocorrência da trinca de solidificação.

Nesta fase realizou-se também a aferição do equipamento de teste e, simultaneamente, a determinação do número de réplicas dos experimentos, com auxílio de técnicas estatísticas.

4.3.1- Determinação do Referencial

A obtenção de um cordão de solda de referência produzido com corrente alternada sem pulsação permitiu a determinação do insumo de calor necessário para a execução das demais soldas, realizadas com corrente alternada pulsada. Para se determinar o cordão de referência foram executadas soldas com diferentes valores de corrente na polaridade negativa, mantendo-se constantes os demais parâmetros (velocidade de soldagem, tempos de polaridade positiva e negativa e valor de corrente na polaridade positiva), que já haviam sido definidos nas fases anteriores. Os cordões obtidos foram inspecionados quanto à penetração e largura, e optou-se pelo cordão que apresentou as maiores dimensões sem atingir a penetração total, de modo a facilitar a identificação e medição das trincas que ocorreriam no decorrer dos ensaios principais. O cordão de solda escolhido foi produzido com um arco elétrico cuja potência média foi de 2.200 W. Este valor de potência serviu de base para a definição dos parâmetros de soldagem dos ensaios com arco pulsado, conforme será visto mais adiante, no item 4.4.

4.3.2- Aferição e Determinação do Número de Réplicas

Após a definição do referencial, passou-se à aferição do equipamento de teste projetado e construído e, concomitantemente, à determinação do número de réplicas dos experimentos.

A aferição do equipamento de teste teve como objetivo garantir que o equipamento de teste Varestreint estivesse funcionando a contento e devidamente integrado com a fonte de soldagem e o sistema de monitoramento. Para tanto, realizou-se ensaios no equipamento de teste sem mudança de parâmetros, de modo a se observar a

variabilidade dos resultados obtidos, no caso, o comprimento total de trincas de cada corpo de prova.

A primeira tentativa de aferição foi parcialmente bem sucedida: O equipamento mostrou ter capacidade para executar os ensaios e sua operação, simultânea com a da fonte de soldagem e do sistema de monitoramento, mostrou-se fácil. Contudo, por não se ter utilizado as barras auxiliares de dobramento, citadas no item 2.5.1, os primeiros resultados mostraram uma dispersão muito grande, com um desvio padrão muito elevado. Ao se aplicar o teste de Student (item 2.5), o número de réplicas resultante foi muito elevado, considerado inaceitável para um trabalho de pesquisa experimental. O problema identificado foi o dobramento aleatório da chapa, no ponto de maior aquecimento, não acompanhando o perfil do bloco de dobramento. Por consequência, a variável de resposta adotada (comprimento total de trincas) também apresentava um padrão aleatório. SAVAGE et al. (1965), na criação do teste, já alertavam para este risco, porém considerou-se que a não utilização das barras auxiliares se configuraria como economia de tempo e de recursos. Infelizmente tal tentativa não alcançou êxito. Com a adoção das barras auxiliares de dobramento novos testes foram realizados com melhores resultados. Com a realização de 10 ensaios, obteve-se um valor médio de 18,025 mm para o comprimento total de trincas, com um desvio padrão igual a 1,184. Com a aplicação do teste de Student, chegou-se a um valor para o número de réplicas igual a 2, para um intervalo de confiança de 90%, o que se mostrou bastante satisfatório. A figura 25 mostra um dos cordões de solda realizados, com as trincas localizada na zona de fusão. Nela pode se perceber o padrão semicircular característico de localização das trincas obtidas pelo teste de Vareststraint. Algumas destas trincas iniciaram-se na zona fundida e avançaram pela ZAC, mas nem por isso deixam de ser classificadas como trincas de solidificação.

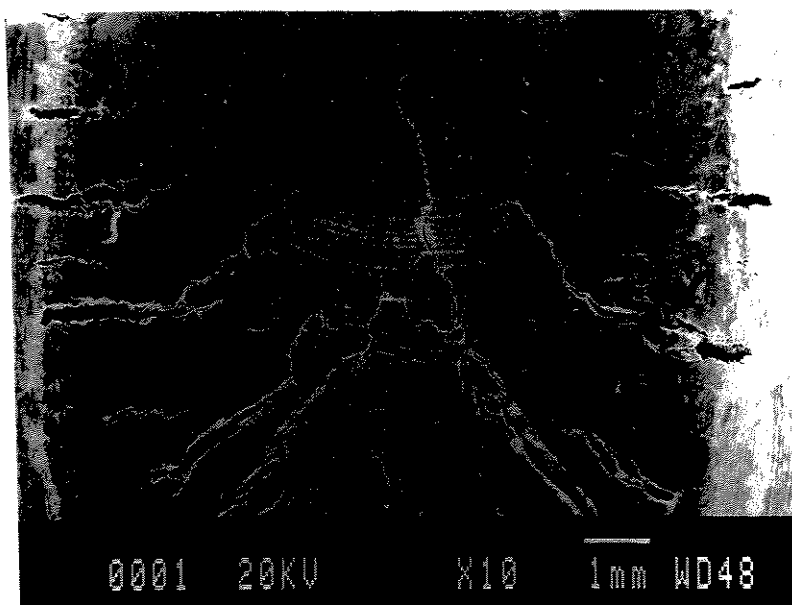


Figura 25- Trincas de solidificação características do teste Varestraint.

4.3.3- Caracterização do metal base.

A caracterização da estrutura do material antes de passar pelo processo de soldagem pode fornecer informações úteis, principalmente se o processo de soldagem em questão não adicionar material à poça de fusão. Como o crescimento epitaxial ocorre a partir de grãos parcialmente fundidos na borda da zona fundida, o tamanho do grão do metal de base pode exercer influência sobre o tamanho de grão da zona fundida. Se o metal base apresentar grãos grosseiros, a zona afetada pelo calor apresentará grãos maiores ainda, e os grãos da zona fundida serão grosseiros (KOU, 1987). Baseado nisto, realizou-se a investigação metalográfica do metal de base em 3 orientações espaciais: superior, transversal e longitudinal, conforme ilustra a figura 26

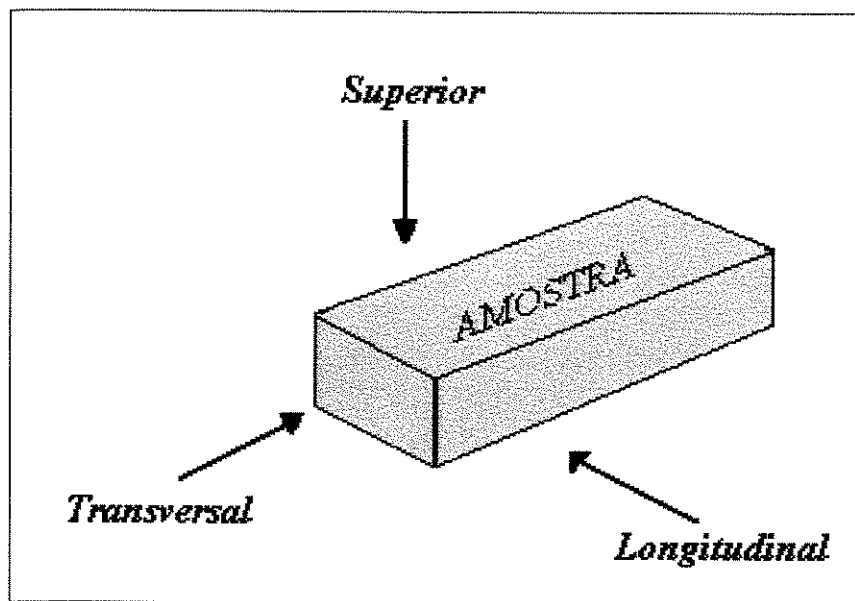


Figura 26 - Orientação das observações realizadas.

As observações realizadas de acordo com as orientações mostradas na figura 26 tiveram como objetivo a caracterização tridimensional da estrutura do material. As figuras 27, 28 e 29 mostram os resultados destas observações.

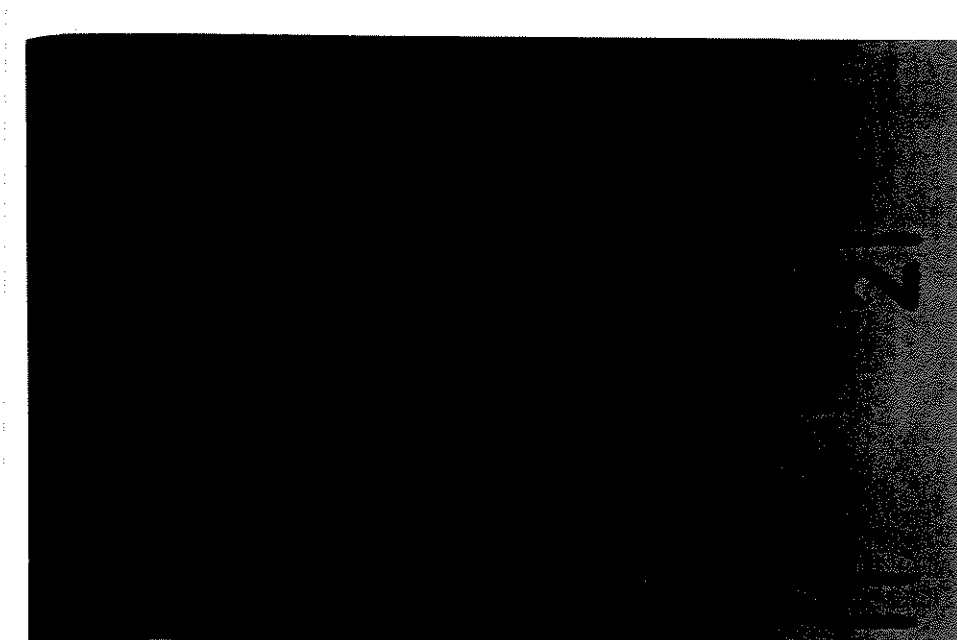


Figura 27- Vista superior do metal de base.

Nas figuras 28 e 29, os traços mostrados na parte inferior da figura estão distanciados de 1 mm, funcionando, assim, como escala. As amostras do metal de base foram atacados com reativo de Keller, examinadas sob luz normal, isto é, sem polarização e fotografadas com máquina fotográfica comum equipada com lente close-up.

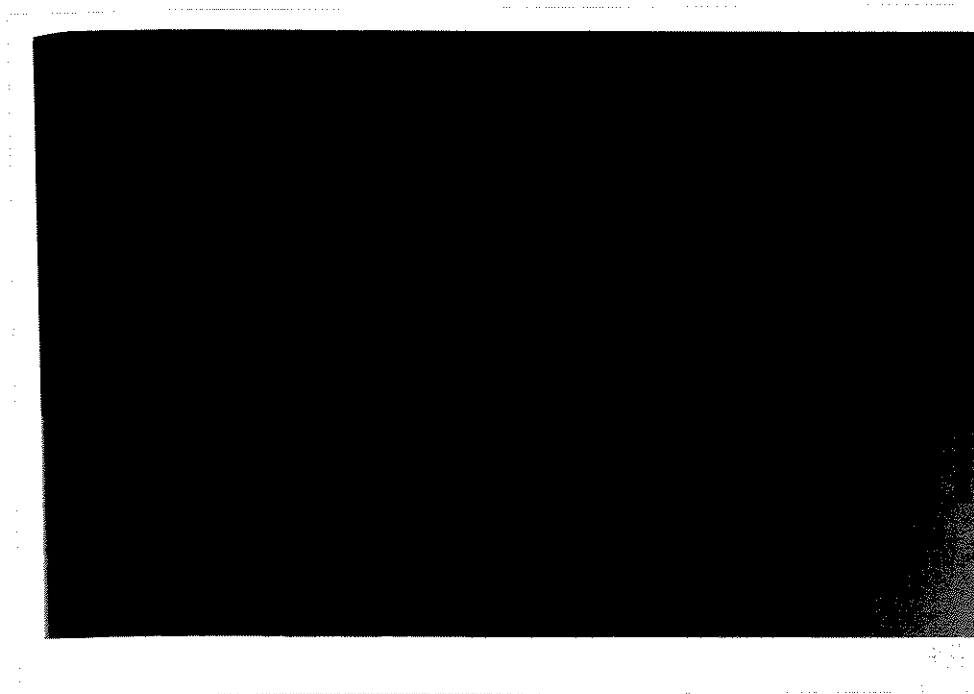


Figura 28- Vista transversal do metal de base.

A figura 29 foi obtida em microscópio óptico, por meio de um sistema de aquisição digital de imagens, também com luz normal.

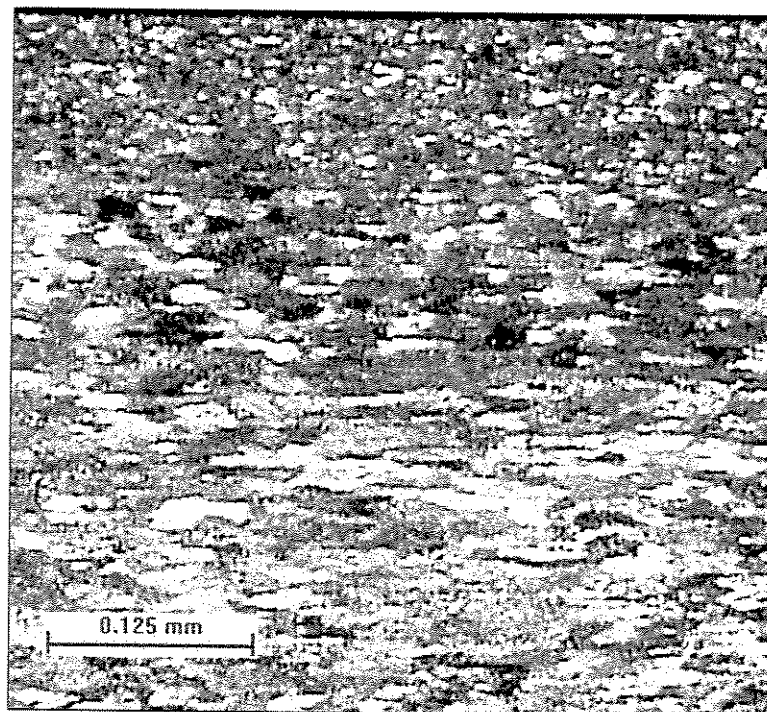


Figura 29- Vista longitudinal do metal de base.

Pela análise das figuras 27, 28 e 29 percebe-se que o material apresenta uma estrutura de grãos refinados nas superfícies inferior e superior, com grãos mais grosseiros no interior da chapa. Tal estrutura é típica de materiais que passaram pelo processo de laminação. A estrutura grosseira do material no interior dos corpos de prova terá influência no surgimento de grãos epitaxiais grosseiros na zona fundida, que é o tipo de estrutura mais suscetível à trinca de solidificação (KOU, 1987).

4.3.4- Ocorrência de Porosidade em Soldagem com Corrente Alternada Pulsada

Durante a realização desta pesquisa experimental notou-se a ocorrência constante de um problema indesejável: a incidência de porosidade nos cordões de solda. Por se tratar de um defeito de soldagem, ainda que não relacionado à trinca de solidificação, tentou-se solucioná-lo ou, pelo menos, minimizar sua ocorrência. Foram feitas diversas tentativas, tais como a substituição do gás de proteção utilizado (argônio ultra puro) por argônio comercial, por se suspeitar de problemas com a produção ou engarrafamento do produto. Tentou-se, ainda, a alteração do diâmetro do bocal da tocha, utilizando-se bocais maiores e menores, a mudança da inclinação da tocha, com ângulos positivos e negativos,

e diversas vazões de gás. Chegou-se a tentar, inclusive, a alteração das condições de superfície dos corpos de prova, jateando-os com areia, granalha de aço e simples escovação, com escova de aço inoxidável. Infelizmente, nenhuma das tentativas deu resultado, o que nos leva a acreditar que este problema seja mais complexo do que inicialmente parecia. Ao se realizar as análises metalográficas, notou-se a incidência de poros também no interior das soldas, porém em quantidade menor do que na superfície. As fotos exibidas anteriormente neste capítulo trazem a confirmação deste fato. Notou-se, ainda, que a soldagem com arco pulsado provocou um efeito de agrupamento destes poros. A figura 30 ilustra este agrupamento.

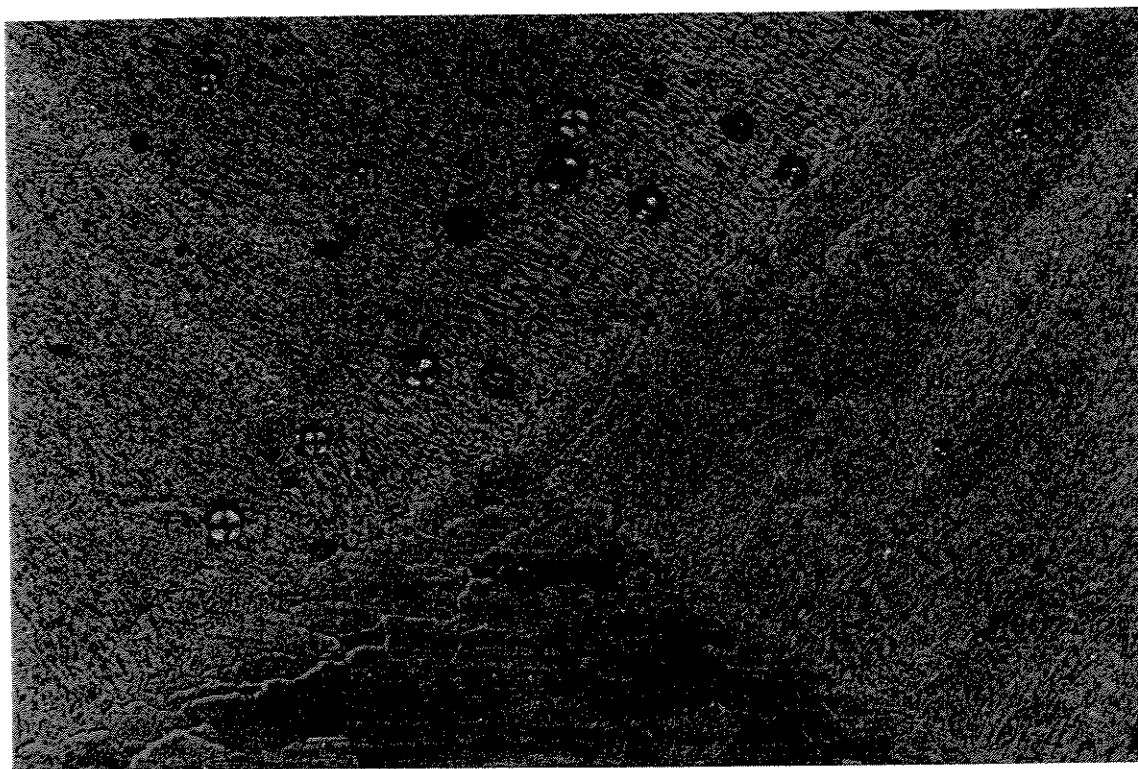


Figura 30- Agrupamento de poros em corrente alternada pulsada.

A figura 30 mostra a imagem de um corte longitudinal de uma das soldas realizadas com corrente alternada pulsada, mais precisamente o ensaio identificado como 53 na tabela 12. Nesta figura pode-se notar claramente o fenômeno verificado constantemente no decorrer deste trabalho: o agrupamento de poros na região de

sobreposição entre um ponto fundido e o subsequente. Talvez isto possa estar ocorrendo devido a uma possível turbulência no gás de proteção na ocasião da pulsação do arco, com o súbito aumento no fluxo de corrente, que provocaria vórtices no gás de proteção, permitindo a entrada do ar atmosférico, ou então à solidificação mais rápida, característica do arco pulsado, que não permitiria o escape do hidrogênio aprisionado na matriz metálica após a soldagem. Com o decorrer desta pesquisa, optou-se por não pesquisar este fenômeno, uma vez que não era este o objetivo do trabalho. As justificativas foram que o surgimento de porosidade não está ligado diretamente ao fenômeno da trinca de solidificação e que este trabalho baseou-se grandemente na comparação entre arco pulsado e não pulsado, ambos atingidos pelo surgimento de poros, não prejudicando, portanto, a comparação dos resultados. Contudo, o fenômeno foi constatado e deve ser estudado com mais profundidade no futuro.

4.4- Previsão do Insumo de Calor

Uma vez confrontado com a necessidade de prever o insumo de calor antes da realização dos ensaios, empreendeu-se extensa revisão bibliográfica a respeito, no período de 1987 a 1999, utilizando-se bases de dados eletrônicas, tais como Compendex Plus e Web of Science. Com as referências obtidas, realizou-se o rastreamento de mais informações sobre publicações, em um período mais intenso, com referência obtidas desde a década de 60. Concluiu-se que a soldagem com arco pulsado não contava com um método confiável para esta previsão, sendo necessário o desenvolvimento de uma equação para este fim. Este desenvolvimento partiu da conhecida equação para cálculo de insumo de calor (equação 1). Esta equação, bastante conhecida, não pode ser utilizada para a previsão do insumo de calor em corrente alternada pulsada, pois trabalha com valores médios de corrente e tensão, enquanto que neste caso seria necessário trabalhar com valores separados para os períodos de base e pico. O desenvolvimento de uma equação que satisfizesse esta necessidade baseou-se na segmentação da equação [1] nos períodos de base e pulso, e ainda nova segmentação nos períodos de polaridade positiva e negativa. Desta maneira, a equação deveria permitir o cálculo do insumo de calor nos períodos de pico e base, em ambas polaridades. Teríamos então:

$$IC = IC_{p+} + IC_{p-} + IC_{b+} + IC_{b-} \quad (10)$$

Onde,

IC= Insumo de Calor

p= Período de pulso

b= Período de base

+ = período de polaridade positiva

- = período de polaridade negativa

Como neste trabalho manteve-se constante a velocidade de soldagem e adotou-se um valor de rendimento também constante, as variáveis seriam a corrente e a voltagem de cada período. O trabalho resumiu-se então, em determinar a potência do arco elétrico em cada período. A expressão obtida foi a seguinte:

$$P = \frac{\frac{[(V_{b+} I_{b+} t_+) + (V_{b-} I_{b-} t_-)]}{(t_+ + t_-)} t_b + \frac{[(V_{p+} I_{p+} t_+) + (V_{p-} I_{p-} t_-)]}{(t_+ + t_-)} t_p}{t_p + t_b} \quad (11)$$

onde,

V= voltagem do arco de soldagem

I= corrente

t= valores de tempo

b= períodos de base

p= períodos de pico

+ = períodos de polaridade positiva

- = períodos de polaridade negativa.

Com o desenvolvimento da expressão (11) ficou claro que o número de incógnitas aumentou bastante. Para se contornar tal problema, optou-se por escolher arbitrariamente alguns destes valores e variar-se os restantes de modo a se obter os valores de potência desejados. Os valores dos tempos de pico, positivo e negativo, assim como os valores de corrente de pico e base na polaridade positiva foram escolhidos arbitrariamente, de modo a minimizar o número de incógnitas. Estas escolhas se justificam pois, no período de

aprendizado realizado antes dos ensaios, percebeu-se que o tempo de base é o que tem mais influência sobre o espaçamento entre os pontos fundidos, os tempos de positivo e negativo foram definidos tendo como meta a melhor estabilidade do arco, e os valores de corrente nos períodos de polaridade positiva pouco afetam a quantidade de energia cedida à peça, tendo papel preponderante na remoção da camada de óxido. Restaram como incógnitas, portanto, os valores de tempo de base, correntes de pico e base na polaridade negativa e os valores de tensão correspondentes às respectivas correntes. Estes últimos não poderiam ser ajustados na fonte de soldagem, sendo função da corrente do arco e da distância eletrodo-peça. Como esta última foi constante em todo o trabalho, tratou-se do levantamento dos valores de tensão do arco elétrico para vários valores de corrente nas duas polaridades. Para tanto, foram executadas diversas soldas com diferentes valores de corrente sobre o metal base. Utilizou-se corrente contínua nas polaridades positiva e negativa e os valores de tensão do arco foram aquisitados e processados em computador. As figuras 31 e 32 mostram as curvas obtidas, traçadas a partir dos valores médios de tensão aquisitados.

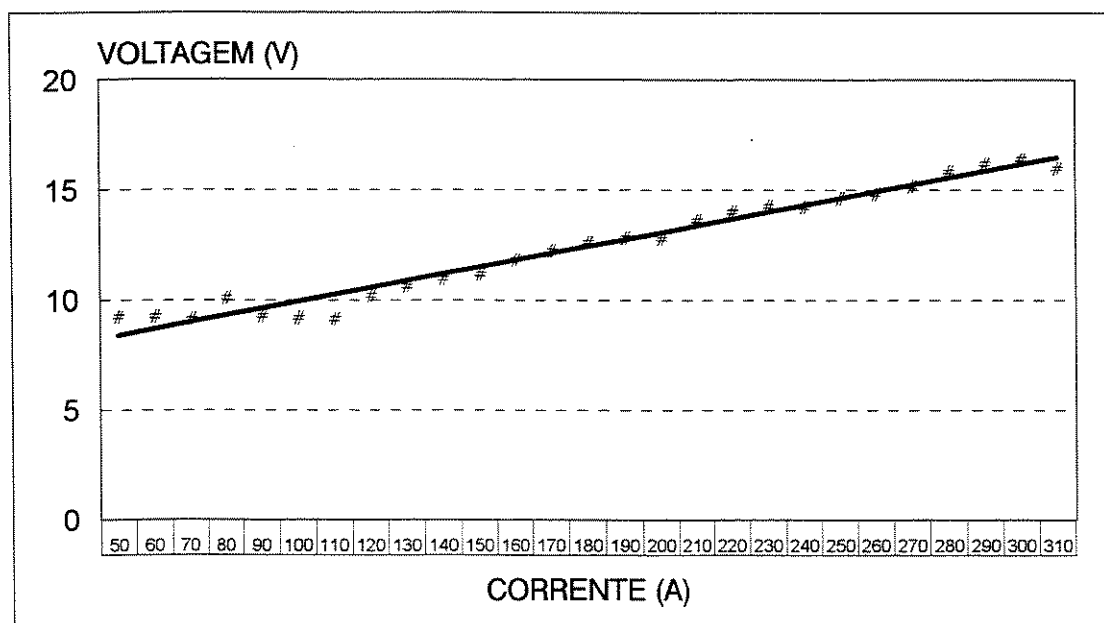


Figura 31 - Valores de tensão correspondentes à corrente em polaridade negativa.

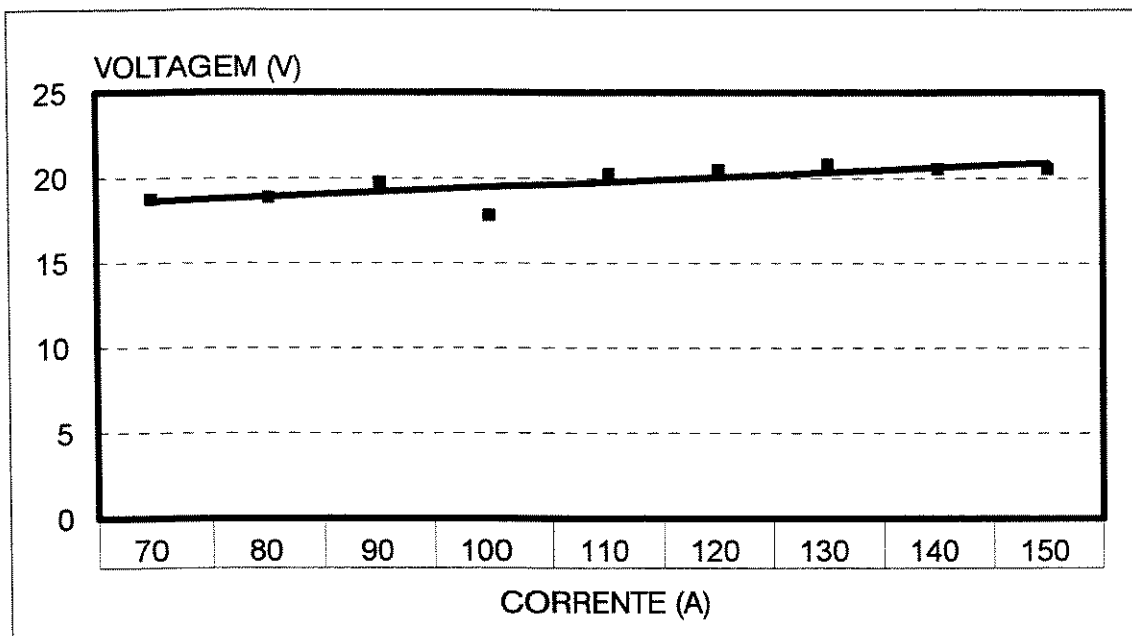


Figura 32- Valores de tensão correspondentes à corrente em polaridade positiva.

Como pode ser visto nas figuras 31 e 32, as curvas traçadas mostram as tendências dos pontos em ambas polaridades. Os valores de tensão foram obtidos com base nas curvas traçadas, e não com base nos pontos simplesmente. A curva traçada na figura 32 exibe menor quantidade de pontos do que a curva da figura anterior devido ao fato da corrente contínua em polaridade reversa criar uma alta concentração de calor no eletrodo de tungstênio, fazendo com que sua ponta se deteriore rapidamente, sendo porém suficientes para o objetivo pretendido, que era o de traçar curvas de tensão dentro de um intervalo de valores de corrente.

A tendência crescente das curvas exibidas nas figuras 31 e 32 deve-se ao fato da corrente e tensão serem diretamente proporcionais, ou seja, o arco elétrico de soldagem necessita de maiores valores de tensão para proporcionar correntes mais elevadas. Os valores de tensão mostraram-se diferentes entre os dois gráficos porque, em polaridade negativa a emissão de elétrons é feita pelo eletrodo de tungstênio, cuja capacidade de emissão é maior que a do metal base. Já em polaridade positiva, a emissão de elétrons é feita pelo metal base, cuja emissividade é menor, necessitando, portanto, de maiores voltagens para a abertura do arco.

Para a aplicação da equação (11), partiu-se de um valor de potência desejado, que foi determinado em pré-testes com corrente alternada sem pulsação de modo a se obter um cordão de solda com dimensões que permitissem a fácil visualização de trincas sem que ocorresse a penetração total.

Com o valor da potência do arco definido, foi necessário definir-se também os valores de tempo de base que proporcionassem os espaçamentos desejados entre os pontos fundidos. Para esta definição, realizou-se alguns ensaios variando-se os valores de tempo de base e realizou-se a medição dos espaçamentos obtidos. Após a realização destes ensaios, optou-se pelos valores de 0,5, 1,0 e 1,5 segundos para tempo de base.

A partir da definição do valor desejado de potência do arco e dos tempos de base, utilizou-se a equação (11) a fim de se determinar os valores de corrente de base no ciclo negativo (I_{b-}) e corrente de pulso no ciclo negativo (I_{p-}), mantendo-se os outros valores constantes. A tabela 12 lista os parâmetros mantidos constantes. Os parâmetros restantes (ângulo de ponta do eletrodo, vazão de gás, distância eletrodo-peça, etc.) foram os mesmos utilizados na aferição do equipamento e estão listados na tabela 8.

Tabela 12 - Parâmetros de soldagem mantidos constantes nos ensaios com o teste Varestaint

I_{b+}	100 A
I_{p+}	100 A
$t+$	3,0 ms.
$t-$	20,0 ms.
t_p	1,0 s

Nota-se, na tabela 12, que o valor do tempo de polaridade positiva ($t+$) foi alterado em relação aos testes anteriores. Isto ocorreu devido a uma alteração no desempenho da fonte de soldagem. Com 2,0 ms, valor utilizado no início dos testes, a limpeza catódica mostrava-se satisfatória, contudo, depois de algum tempo, este valor mostrou-se insuficiente para a limpeza pretendida, razão pela qual o valor de $t+$ foi

aumentado. Tal alteração foi considerada desprezível do ponto de vista do insumo de calor.

A realização dos cálculos utilizando a equação (11) permitiu a determinação e conjugação dos valores de corrente de pico na polaridade negativa (I_{p-}), corrente de base na polaridade negativa (I_{b-}) e tempo de base (t_b) que melhor se adequassem aos níveis de intensidade determinados para a variação de pulsação. Foi necessário levar em conta também a capacidade da fonte de soldagem, pois de nada adiantaria escolher um valor de corrente de 400 A, por exemplo, se a fonte de soldagem fornece 300A. Estes valores foram utilizados para o planejamento dos experimentos, que, combinados, estão expressos na tabela 13. Esta tabela serviu para direcionar os ensaios realizados neste trabalho. Os ensaios listados estão numerados apenas para facilitar o entendimento, não tendo relação com a sequência dos ensaios, realizada de maneira aleatória. A primeira parte da tabela mostra as variáveis utilizadas nos ensaios, assim como seus valores para os níveis baixo, médio e alto. A Segunda parte da tabela mostra os ensaios a serem realizados e os valores de cada variável a serem utilizados. A coluna de observações mostra alguns valores a serem ajustados a fim de se conseguir alcançar os níveis desejados para as variáveis dos ensaios.

Os valores de tempo de pulso (t_p) e tempo de base (t_b) foram determinados empiricamente, com a realização de ensaios em que se determinou as melhores condições para estes valores. A figura 33 mostra os resultados destes ensaios.

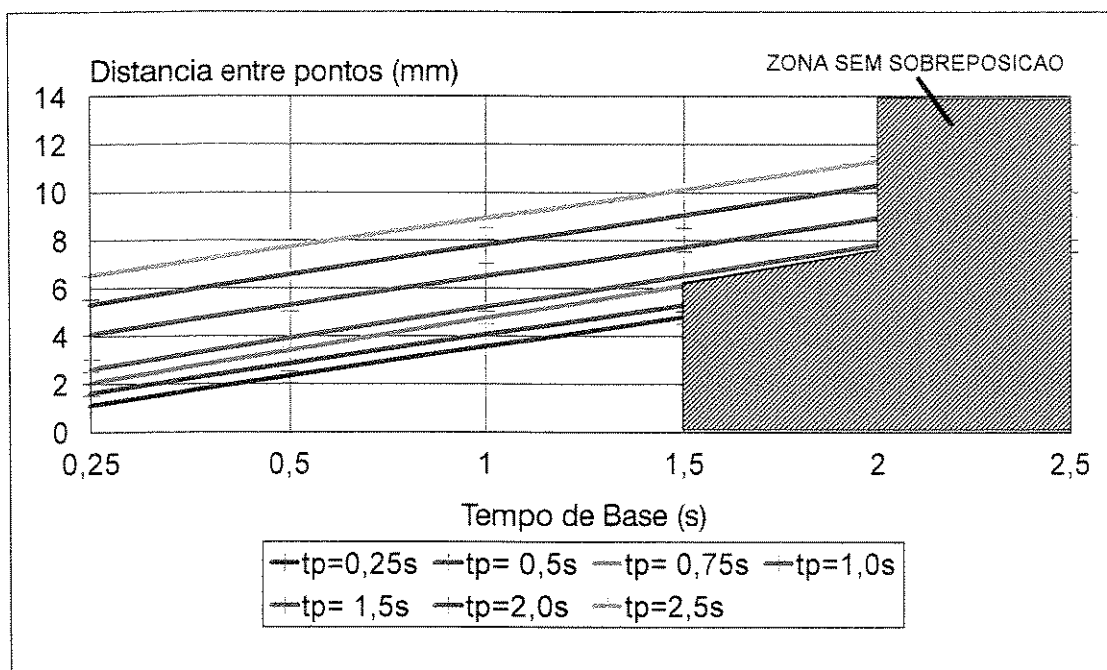


Figura 33- Valores de espaçamento em função de t_p e t_b

A figura 33 mostra os espaçamentos obtidos entre os pontos fundidos para uma série de valores experimentados para tempo de pulso e tempo de base. A região hachurada representa as soldas em que não existiu ponto de contato entre os pontos fundidos produzidos pela pulsação de arco. Baseado nestes resultados, optou-se por um valor de tempo de pulso igual a 1,0 segundo, e valores de tempo de base iguais a 0,5, 1,0 e 1,5 segundos, respectivamente para os níveis baixo, médio e alto de espaçamento entre os pontos fundidos.

Baseado nos valores obtidos e apresentados na tabela 13, procedeu-se à realização de 60 ensaios, executados de maneira aleatória. Após a realização dos ensaios, procedeu-se à coleta dos dados referentes à potência do arco elétrico de cada ensaio, que foram tabulados e submetidos ao teste estatístico de intervalo de confiança, a 95% de confiança. Esta análise está expressa na tabela 14. Este procedimento foi adotado com o objetivo de verificar a eficácia da equação (11) como ferramenta de previsão de insumo de calor.

Tabela 13- Ensaios realizados com o teste Varestraint.

FATORES	NÍVEIS		
	BAIXO (-)	MÉDIO (O)	ALTO (+)
VARIAÇÃO DE PULSAÇÃO (A)	Wp= 60% W Wb= 40% W	Wp= 70% W Wb= 30% W	Wp= 80% W Wb= 20% W
ESPAÇAMENTO DOS PONTOS (B)	PEQUENO tp= 1,0 s tb= 0,5 s	MÉDIO tp= 1,0 s tb= 1,0 s	ALTO tp= 1,0 s tb= 1,5 s
TENSÃO TANGENCIAL AUMENTADA (ϵ_t) (C)	1,25%	3,1%	5%

ENSAIO	A	B	C	Observações
1 e 2	-	-	-	Ib= 130 A, Ip= 210 A
3 e 4	-	-	O	idem
5 e 6	-	-	+	idem
7 e 8	-	O	-	Ib= 160 A, Ip= 210 A
9 e 10	-	O	O	idem
11 e 12	-	O	+	idem
13 e 14	-	+	-	Ib= 135 A, Ip= 250 A
15 e 16	-	+	O	idem
17 e 18	-	+	+	idem
19 e 20	O	-	-	Ib= 100 A, Ip= 220 A
21 e 22	O	-	O	idem
23 e 24	O	-	+	idem
25 e 26	O	O	-	Ib= 120 A, Ip= 240 A
27 e 28	O	O	O	idem
29 e 30	O	O	+	idem
31 e 32	O	+	-	Ib= 100 A, Ip= 280 A
33 e 34	O	+	O	idem
35 e 36	O	+	+	idem
37 e 38	+	-	-	Ib= 90 A, Ip= 230 A
39 e 40	+	-	O	idem
41 e 42	+	-	+	idem
43 e 44	+	O	-	Ib= 90 A, Ip= 260 A
45 e 46	+	O	O	idem
47 e 48	+	O	+	idem
49 e 50	+	+	-	Ib= 60 A, Ip= 310 A
51 e 52	+	+	O	idem
53 e 54	+	+	+	idem

Obs.: Ib+ = Ip+ = 100 A

Potência do arco (referência)= 2200 W

Pode-se verificar pela análise da tabela 14 que o valor médio entre os valores de potência obtidos durante os ensaios foi de 2110,8 W, valor pouco abaixo do valor utilizado para os cálculos, que foi de 2200 W. Esta queda pode ter sido devida a perdas na condução de energia nos cabos da tocha ou a outros fatores cuja análise não caberia neste trabalho. Contudo, os resultados obtidos exibiram um desvio padrão baixo, de 65,1, e os limites inferior e superior foram fixados em 1870 W e 2346 W, respectivamente. Como os valores de potência obtidos se encontram dentro desta faixa, acreditamos que a equação 11, desenvolvida neste trabalho, mostrou sua eficácia como ferramenta de previsão de insumo de calor para o processo GTAW em corrente alternada, desde que se levante as curvas de tensão da fonte nos ciclos positivo e negativo.

Na tabela 14 ainda pode ser visto que o teste de Chauvenet foi aplicado aos valores de potência. De fato, um dos valores obtidos, 2783 W, foi descartado por este teste, não sendo levado em consideração para os cálculos de média, desvio padrão e intervalo de confiança, motivo pelo qual não foi listado na tabela em questão. Pode-se verificar ainda que o valor de insumo de calor para cada um dos ensaios também foi calculado, pela divisão do valor de potência do arco pela velocidade de soldagem (2,5 mm/s) e pela multiplicação pelo rendimento térmico do processo (60%).

Tabela 14- Valores de insumo de calor, teste de Chauvenet e Intervalo de Confiança.

Ensaio	Chauvenet	Insumo de Calor	Ensaio	Chauvenet	Insumo de Calor
2114	0,048566	507,36	2166	0,897138	519,84
2146	0,539861	515,04	2158	0,773395	517,92
2094	-0,21655	502,56	2043	-1,00541	490,32
2080	-0,4331	499,2	2071	-0,57231	497,04
2076	-0,49497	498,24	2132	0,37123	511,68
2128	0,309358	510,72	2104	-0,06187	504,96
2035	-1,12916	488,4	2009	-1,53132	482,16
2072	-0,55684	497,28	2161	0,819799	518,64
2117	0,139211	508,08	2213	1,62413	531,12
2106	-0,03094	505,44	2006	-1,57773	481,44
2097	-0,17015	503,28	2184	1,175561	524,16
2227	1,840681	534,48	2201	1,438515	528,24
2139	0,479505	513,36	2115	0,108275	507,6
2097	-0,17015	503,28	2097	-0,17015	503,28
2178	1,082753	522,72	2114	0,092807	507,36
2093	-0,23202	502,32	2024	-1,2993	485,76
2125	0,262954	510	2102	-0,09281	504,48
2049	-0,91261	491,76	2089	-0,29389	501,36
2027	-1,2529	486,48	2019	-1,37664	484,56
2246	2,134571	539,04	2044	-0,98995	490,56
2213	1,62413	531,12			
2141	0,510441	513,84			
2117	0,139211	508,08			
2091	-0,26295	501,84			
2168	0,928074	520,32			
1967	-2,18097	472,08			
2112	0,061872	506,88			
2152	0,680588	516,48			
2038	-1,08275	489,12			
2124	0,247486	509,76			
2094	-0,21655	502,56			
2191	1,283836	525,84			
2122	0,216551	509,28			
1975	-2,05723	474			
2040	-1,05182	489,6			
2202	1,453983	528,48			
2023	-1,31477	485,52			
2021	-1,34571	485,04			
2071	-0,57231	497,04			
2164	0,866203	519,36			
2135	0,417633	512,4			
2188	1,237432	525,12			
2076	-0,49497	498,24			
2000	-1,67053	480			
2148	0,618716	515,52			
2113	0,07734	507,12			
2239	2,026295	537,36			
2170	0,95901	520,8			
2090	-0,27842	501,6			

Teste de Chauvenet		
DRo = 2,67		
MÉDIA	DESVIO PADRÃO	
2110,837	65,13395	
Intervalo de confiança (95%)		
Limite inferior	MÉDIA	Limite Superior
1870	2110,8	2346

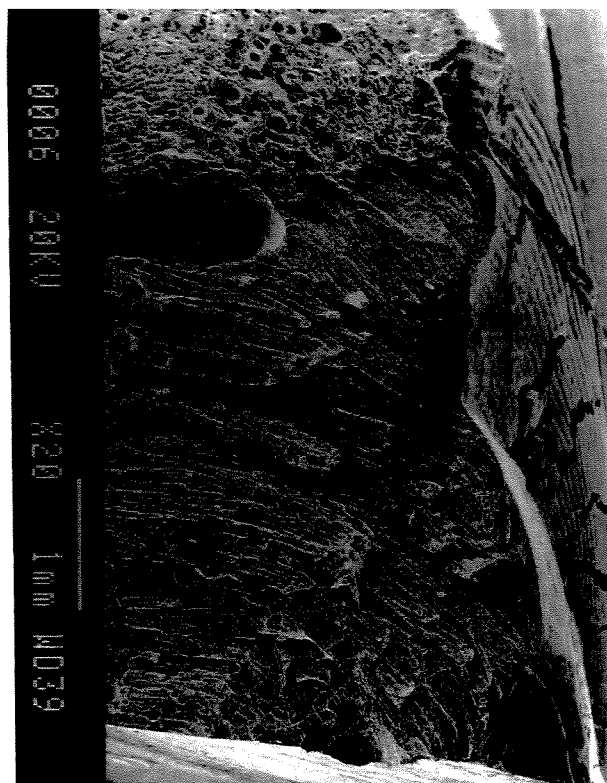
4.5- Resultados dos Ensaios com o Teste Varestraint

4.5.1- Caracterização das trincas

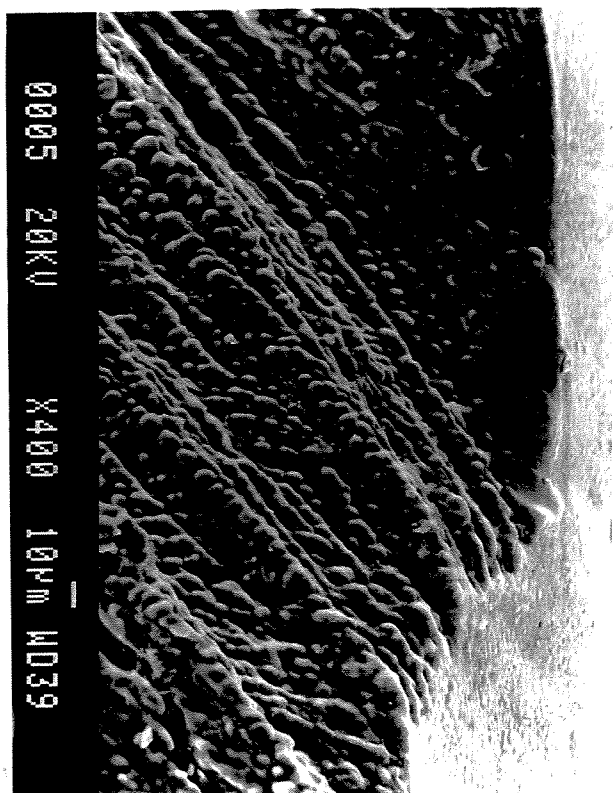
Realizou-se a caracterização da superfície da trinca com o objetivo de garantir que o fenômeno estudado fosse realmente o da trinca de solidificação e não qualquer outro tipo de fenômeno alheio a este estudo. Para tanto, as superfícies das trincas foram observadas em microscópio eletrônico de varredura, produzindo fotos geralmente denominadas fractografias. Por não concordarmos com esta terminologia, usaremos neste trabalho o termo superfície da trinca, uma vez que o fenômeno da trinca de solidificação não envolve fratura mecânica, e sim separação de filmes líquidos, característica bastante citada em literatura e que será caracterizado neste item. A figura 34 mostra 3 fotos feitas em microscópio eletrônico, apresentadas de maneira a facilitar o entendimento. A foto 34(A) mostra a superfície da trinca de um corpo de prova soldado por corrente alternada pulsada, em uma foto com baixo aumento (20 vezes). Podemos ainda visualizar as regiões representadas nas fotos 34(B) e 34(C), obtidas com aumentos maiores (400 vezes).

A região localizada à esquerda da foto 34(A) mostra uma superfície de fratura dúctil, caracterizada pela presença de dimples. Esta região não faz parte da trinca, tendo sido produzida pela abertura mecânica da trinca. Na mesma figura pode-se perceber a existência de dois pontos fundidos sobrepostos, com nítida variação na direção de solidificação do material, alteração estrutural típica da soldagem GTAW com pulsação de arco em baixas frequências. A figura 34(B) mostra a superfície da trinca com uma topografia plana, com dendritas pouco definidas. De fato, não é possível enxergar as dendritas secundárias, apenas as primárias. Na figura 34(C) já é possível a visualização das dendritas primárias e secundárias, sem vestígio de fratura dúctil, o que evidenciaria a presença de uniões sólido-sólido.

(A)



(B)



(C)

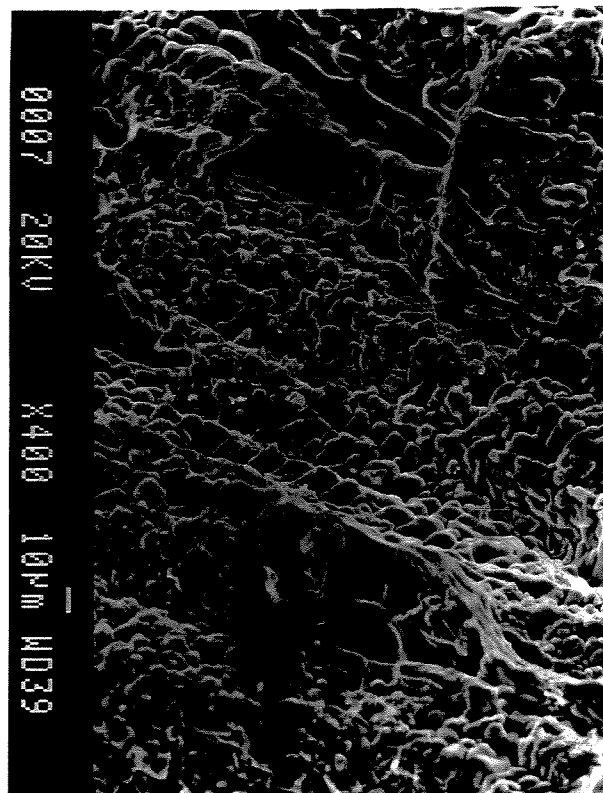


Figura 34- Imagens da superfície da trinca de solidificação. (A): Vista panorâmica da superfície da trinca com baixa magnificação. (B): Vista da superfície da trinca próxima à borda superior do corpo de prova. (C): Idem, em região mais próxima do centro do corpo

As topografias exibidas na figura 34 são características da trinca de solidificação. A superfície nitidamente dendrítica mostra que a solidificação ocorreu primeiro ali, enquanto que, próximo à superfície do corpo de prova, a topografia plana exibida indica a existência de um filme líquido de menor ponto de fusão, formado de elementos segregados para a interface sólido-líquido durante a solidificação. Este filme líquido recobre as dendritas e dá a aparência plana exibida. Tal constatação, segundo a literatura (INOUE e OGAWA, 1995, LIPPOLD et al., 1996), caracteriza as trincas verificadas como trincas de solidificação e também concordam com a teoria Unificada de Borland (1979), na segunda situação descrita, ou seja, a separação de finos filmes líquidos entre grãos adjacentes em situações de alta sollicitação mecânica.

Embora BORLAND (1979) tenha citado como a situação mais comum em soldagens industriais aquela em que há pontos de ruptura de uniões sólido-sólido, com regiões de fratura dúctil que certamente seriam expostas na análise com o microscópio eletrônico de varredura, tais indícios de ruptura não foram encontrados neste trabalho, talvez devido ao ponto de fusão das ligas de alumínio, que necessitariam de um tempo maior para que os grãos semisolidificados da zona fundida se tocassem.

4.5.2- Análise de Variância

Após a realização dos ensaios no equipamento de teste Varestraint visando verificar como a ocorrência de trincas respondia à atuação das variáveis escolhidas, efetuou-se a medição dos corpos de prova. Os valores médios de cada ensaio e sua réplica foram tabulados e tratados estatisticamente de modo a se determinar se houve influência das variáveis adotadas e, em caso positivo, como se deu esta influência.

Na tabela 15 estão expressos todos os resultados obtidos com os ensaios realizados com o teste Varestraint aplicado à liga 5052. Na coluna de ensaios estão listados os ensaios e suas réplicas, numerados sequencialmente, de modo a facilitar o entendimento.

Tabela 15 - Valores de Comprimento Total de Trincas (CTT) dos ensaios realizados.

ENSAIO	VARIAÇÃO (A)	ESPAÇAMENTO (B)	ϵ_t (C)	CTT	METALOGRAFIA
1 e 2	–	–	–	5,55	SIM
3 e 4	–	–	O	14,20	
5 e 6	–	–	+	40,35	SIM
7 e 8	–	O	–	10,60	
9 e 10	–	O	O	36,77	
11 e 12	–	O	+	51,30	
13 e 14	–	+	–	4,20	SIM
15 e 16	–	+	O	11,17	
17 e 18	–	+	+	37,30	SIM
19 e 20	O	–	–	2,40	
21 e 22	O	–	O	13,30	
23 e 24	O	–	+	48,60	
25 e 26	O	O	–	6,50	
27 e 28	O	O	O	16,60	
29 e 30	O	O	+	21,10	
31 e 32	O	+	–	0,70	
33 e 34	O	+	O	0,97	
35 e 36	O	+	+	1,85	
37 e 38	+	–	–	2,70	SIM
39 e 40	+	–	O	10,50	
41 e 42	+	–	+	30,25	SIM
43 e 44	+	O	–	3,80	
45 e 46	+	O	O	4,80	
47 e 48	+	O	+	32,90	
49 e 50	+	+	–	0,20	SIM
51 e 52	+	+	O	2,85	
53 e 54	+	+	+	33,85	SIM
55 e 56	Corrente Alternada (REFERENCIAL)		–	14,25	
57 e 58			O	25,10	SIM
59 e 60			+	45,35	

Na tabela 15, as colunas de variação (fator A), espaçamento (fator B) e ϵ_t (fator C) mostram, respectivamente, os níveis para variação de potência do arco entre os períodos de pico e base, espaçamento entre os pontos fundidos e tensão tangencial aumentada, denominados baixo (–), médio (O) e alto (+), de acordo com a tabela 8. A coluna CTT lista os valores médios de Comprimento Total de Trincas de cada ensaio e sua respectiva réplica, e os corpos de prova selecionados para análise metalográfica estão identificados

na coluna metalografia. O critério utilizado foi o de selecionar os níveis máximo e mínimo de cada variável, em todas as condições experimentadas de modo a se estabelecer a influência de cada variável sobre a ocorrência de trincas.

Os valores de CTT tabulados foram então submetidos à análise de variância, cujos resultados são expressos na tabela 16 na forma de um fator F calculado, que é comparado com um valor da tabela da distribuição F para o nível de confiança adotado, ou seja, 95 % e os graus de liberdade das variâncias do fator em questão e da variância total dos dados. Se o valor de F calculado fosse maior que o de F tabelado, entende-se que a variável em questão, ou a interação de 2 ou mais variáveis, teve efeito significativo no fenômeno estudado, em nosso caso, a ocorrência de trincas de solidificação.

A tabela 16 mostra o resultado da análise de variância realizado a partir dos resultados dos ensaios com o teste Varestraint. Na coluna de fonte de variação estão listados todos os fatores com capacidade para influenciar a variável de resposta, em nosso caso o comprimento total de trincas médio de cada ensaio e sua réplica. Levou-se em conta, para efeito de cálculo, o efeito isolado de cada variável, as interações duas a duas e a interação entre todas elas.

Tabela 16- Análise de variância dos valores de CTT.

FONTE DE VARIAÇÃO	SOMA DE QUADRADOS	GRAUS DE LIBERDADE	F CALCULADO	F TABELADO
EFEITOS PRINCIPAIS				
ϵ_t (A)	SSA= 8.053,35	2	169,63	3,35
Espaçamento (B)	SSB= 561,31	2	11,82	3,35
Variação (C)	SSC= 1469,45	2	30,95	3,35
INTERAÇÕES DE 2 FATORES				
AB	SS(AB)= 415,40	4	4,37	2,73
AC	SS(AC)= 486,09	4	5,12	2,73
BC	SS(BC)=1205,28	4	12,69	2,73
INTERAÇÕES DE 3 FATORES				
ABC	SS(ABC)= 1210,92	8	6,38	2,31
ERRO	SSE= 640,92	27		
TOTAL	SST= 14.042,72			

Na tabela 16, pela comparação entre os valores do fator F calculado para cada uma das variáveis e interações com o valor de F tabelado, pode-se notar que todas as variáveis adotadas, assim como as interações de segundo e terceiro nível, tiveram influência sobre a incidência de trincas. Analisando-se separadamente cada uma delas, nota-se que a maior influência foi exercida pela tensão tangencial aumentada, com um valor para F calculado de 169,63 para um valor de F tabelado de 3,35. Tal resultado é justificável, pois a tensão tangencial aumentada simula a influência dos fatores mecânicos que concorrem para a ocorrência da trinca (SAVAGE e LUNDIM, 1965; SAVAGE et al., 1977), e quanto mais severa for a solicitação na junta, logicamente maior será a incidência de trincas na solda. As demais variáveis, espaçamento entre os pontos fundidos e variação de potência de pulso e base também mostraram ser notavelmente influentes.

As interações de segundo nível, ou seja, as interações de duas variáveis, também mostraram influência sobre o comprimento total de trincas, onde o maior resultado foi alcançado pela interação entre espaçamento e variação de pulsação, com um F calculado de 12,69 para um F tabelado de 2,73. Curiosamente, esta interação mostrou exercer maior influência sobre a ocorrência de trincas do que o espaçamento isoladamente, cujo valor de F calculado foi de 11,82. Por fim, a interação dos 3 fatores mostrou-se também significativamente influente na variável de resposta, com um valor de F calculado (6,38) quase 3 vezes maior que o F tabelado (2,31). É interessante notar que nem sempre a interação de duas ou mais variáveis representa a soma ou subtração dos efeitos destas variáveis tomados isoladamente, podendo, muitas vezes, representar um efeito diferente dos anteriores. Neste trabalho isto foi verificado, visto que as interações mostraram-se influentes sobre o fenômeno e seus respectivos valores de F calculado mostraram-se bastante diferentes dos valores das variáveis isoladas, como pode se notar pela análise da tabela 16.

A análise de variância, exibida na tabela 16, forneceu uma visão global da influência das variáveis principais e suas interações, porém, para se determinar com

maior precisão a influência de cada variável sobre o fenômeno é preciso analisar separadamente cada uma das variáveis. Para se realizar estas análises, optou-se por traçar os resultados mais representativos em diagramas da variável em questão em função do comprimento máximo de trincas.

4.5.3- Efeito da Tensão Tangencial Aumentada

Com o objetivo de isolar a influência da tensão tangencial aumentada sobre a ocorrência de trincas de solidificação, buscou-se relacionar estas duas grandezas de maneira gráfica. A figura 35 mostra as curvas mais representativas obtidas nos ensaios com o teste Varestraint. O gráfico traçado relaciona o Comprimento Total de Trincas, no eixo das ordenadas, com a tensão tangencial aumentada, em seus 3 níveis, no eixo das abcissas.

As curvas apresentadas na figura 35 são representativas de condições de ensaio em que se variou apenas a tensão tangencial aumentada, mantendo-se fixos os outros fatores. Assim temos, por exemplo, uma curva em que se representa 3 valores de CTT, obtidos para os valores de 1,25%, 3,1% e 5% de ϵ_t , em que a variação de pulsação foi mantida no nível alto e o espaçamento entre os pontos fundidos, no nível médio. Outras curvas representariam mais 3 valores de CTT, para os 3 níveis de ϵ_t , com outras condições para a variação de pulsação e o espaçamento. Estas condições são mostradas na figura em uma tabela abaixo do gráfico, onde a variação de pulsação entre os valores de pico e base é representada pela letra A, o espaçamento entre os pontos fundidos, pela letra B, e os níveis baixo, médio e alto de cada variável, pelos símbolos -, 0 e +, respectivamente.

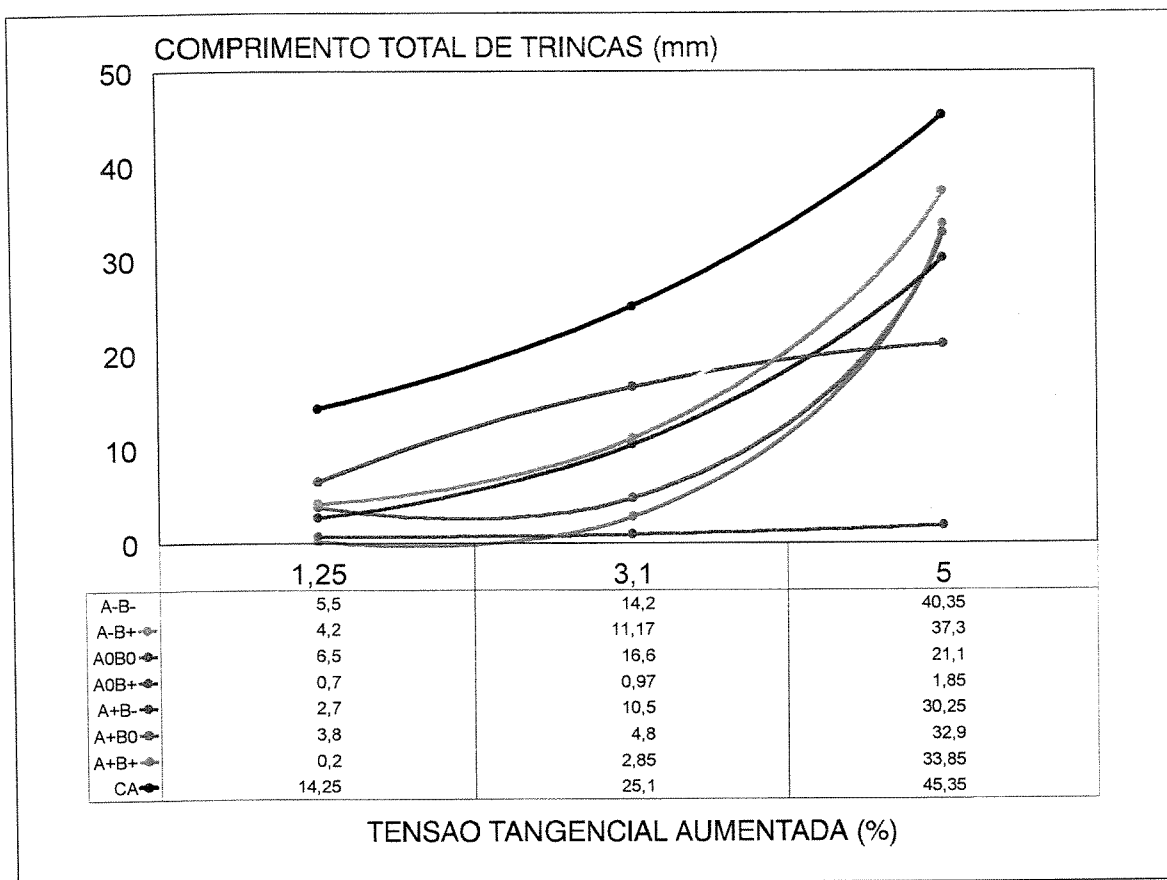


Figura 35 - Comprimento total de trincas em função da tensão tangencial aumentada.

Pela análise das curvas exibidas na figura 35, pode-se notar que o fator de maior influência, ϵ_t , mostrou-se diretamente proporcional à ocorrência de trincas. Traçou-se ainda, a título de referência, uma curva obtida por corrente alternada convencional.

Pela variação apresentada entre os níveis alto (5%), médio (3,1%) e baixo (1,25%), verifica-se que os níveis de intensidade escolhidos para ϵ_t ficaram suficientemente distantes um do outro para permitir uma boa percepção do fenômeno.

Na figura 35 pode-se notar, pela distribuição dos pontos relativos às condições de ensaio com corrente alternada pulsada, que com o uso desta a incidência de trincas de solidificação foi menor do que com corrente sem pulsos. De fato, ao analisar-se a tabela 15, nota-se que 51 ensaios realizados com corrente alternada pulsada apresentaram valores de Comprimento Máximo de Trincas inferiores aos obtidos com corrente

alternada sem pulsação, enquanto que apenas 3 ensaios apresentaram valores de comprimento total de trincas superior ao da corrente alternada convencional. Em termos relativos, isto significa que aproximadamente 94,5% dos ensaios realizados com corrente alternada pulsada resultou em diminuição da ocorrência de trincas. Pode-se perceber, ainda na figura 34, o cruzamento de várias curvas, o que é um fator indicativo da interdependência, ou da interação das variáveis de influência.

4.5.4- Efeito da Variação da Potência do Arco entre os Períodos de Pico e Base.

Para melhor visualizar a influência da variação de pulsação sobre a ocorrência de trincas de solidificação, traçou-se um gráfico das curvas mais representativas de variação de pulsação versus comprimento total de trincas, ilustrado na figura 36. As curvas representadas são indicativas de condições de ensaios em que o único fator alterado foi a variação de pulsação. Deste modo, a curva representada por BoCo, por exemplo, representa os ensaios realizados com o fator B, ou seja, o espaçamento entre os pontos fundidos, no nível médio, o mesmo acontecendo com o fator C, que é a tensão tangencial aumentada. Esta curva apresenta 3 pontos, correspondentes aos níveis baixo, médio e alto assumidos pela variação de pulsação.

Pela observação das curvas da figura 36, pode-se perceber que a variação de pulsação mostrou-se inversamente proporcional à ocorrência de trincas, ou seja, quanto maior a diferença de intensidade entre a potência do arco elétrico entre os períodos de pico e base, menor é a ocorrência de trincas de solidificação. Todas as curvas apresentadas foram obtidas por corrente alternada pulsada, uma vez que não haveria sentido em se admitir variação de pulsação em corrente sem pulsos.

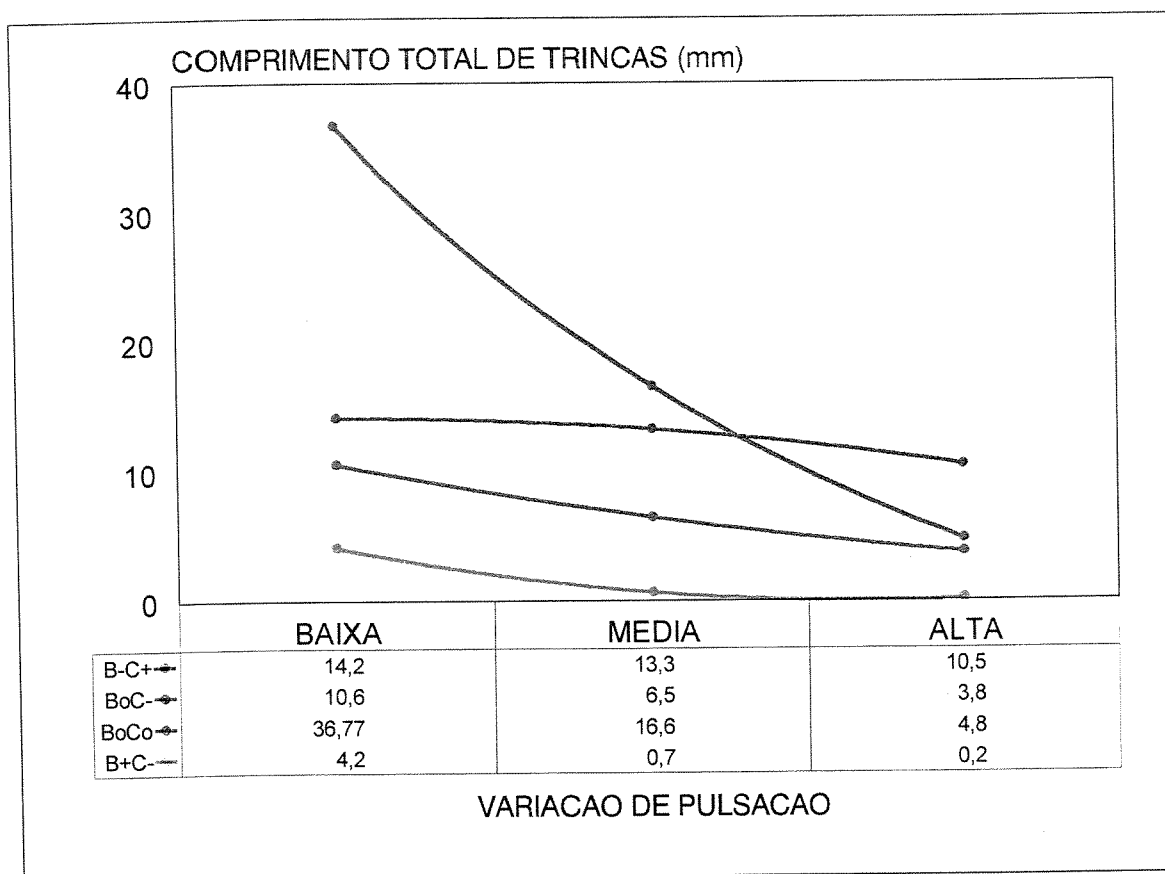


Figura 36 - Comprimento total de trincas em função da variação de pulsação.

A diminuição da ocorrência de trincas é devida à ação mais enérgica do arco de soldagem. Para se obter maiores diferenças de intensidade entre os períodos de pico e base, foi necessário adotar valores muito altos para a corrente de pico na polaridade negativa, e valores muito baixos para a corrente de base, também nesta polaridade. Esta diferença, nos casos mais extremos, chegava até a comprometer a estabilidade do arco, não chegando, contudo, a extingui-lo. Nos períodos de pico, onde a corrente na polaridade negativa chegou, em certos casos, até a 310 A, o mecanismo metalúrgico que ocorreu foi a quebra de pedaços das dendritas pela ação do arco de soldagem, que eram arrastadas para o centro da zona de fusão, onde atuavam como agentes nucleadores de novos grãos, favorecendo o surgimento de estruturas equiaxiais no centro da zona fundida

Nota-se ainda, na figura 36, que as curvas exibem diferentes inclinações, o que significa que as condições adotadas tiveram diferentes influências sobre a variável de resposta. A curva correspondente aos ensaios identificados como BoCo tem a maior inclinação de todas, o que significa que para estas condições a variação de pulsação teve uma influência muito grande. As curvas identificadas como B-Co e BoC- mostram que para estas condições a ocorrência de trincas de solidificação foi intermediária, entre as condições testadas. A curva que exibiu menor incidência de trincas foi aquela identificada como B+C-. Este padrão demonstra que a tensão tangencial aumentada exerce uma influência negativa sobre a ocorrência da trinca de solidificação, conforme já havia sido mostrado no item anterior, enquanto que o espaçamento entre os pontos fundidos parece ser um fator de inibição para as trincas. O papel do espaçamento será visto com mais profundidade no próximo item.

4.5.5- Efeito do Espaçamento entre os Pontos Fundidos.

A relação entre o espaçamento entre os pontos fundidos e o comprimento total de trincas é apresentado de forma gráfica na figura 37. Nela foram traçadas curvas representativas de condições de ensaio em que foram variados os níveis de espaçamento, que adotaram os valores baixo (0,5 mm), médio (1,0 mm) e alto (1,5 mm). Diferentemente dos fatores analisados anteriormente (tensão tangencial aumentada e variação de pulsação), o espaçamento entre os pontos fundidos não mostrou uma tendência unicamente crescente ou decrescente. A ocorrência de trincas mostrou aumento entre os níveis baixo e médio, e diminuição entre os níveis médio e alto, alcançando os menores valores de comprimento total de trincas no nível alto.

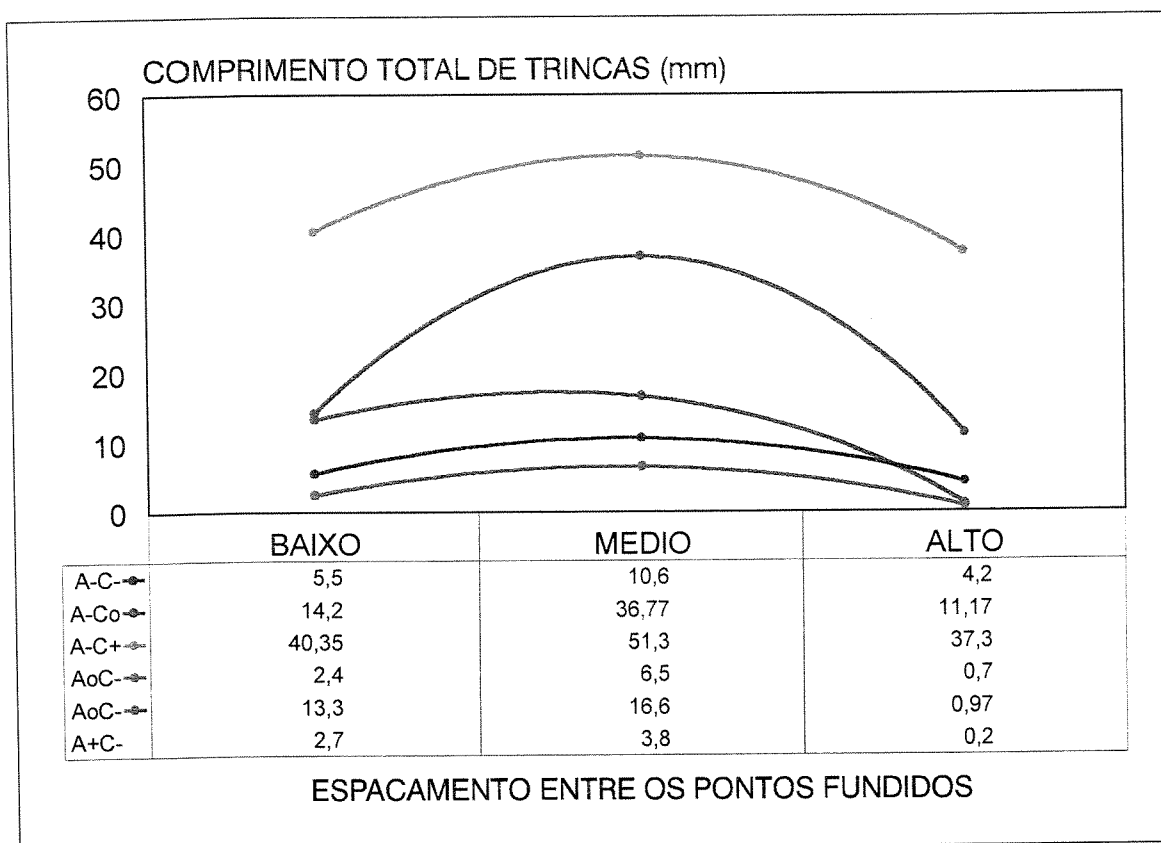


Figura 37- Comprimento total de trincas em função do espaçamento entre os pontos.

Na figura 37 nota-se, entre os níveis baixo e médio, a tendência de aumento da incidência de trincas, tendência esta que se reverte entre os níveis médio e alto. Isto se deve ao fato de que, para um espaçamento de 0,5 mm, a sucessão de pulsos é tão rápida que o metal não tem muito tempo para solidificar, conferindo pouca ou nenhuma resistência mecânica à solda, pelo fato da existência de grande quantidade de líquido no ponto de aplicação da carga. As trincas que surgissem seriam parcialmente preenchidas pela fase líquida presente e pela fusão produzida pelo pulso subsequente.

Com um espaçamento maior (1,0 mm) o tempo para a poça de fusão solidificar se torna maior, não suficiente porém, para o surgimento de uniões sólido-sólido. O preenchimento das trincas que surgissem no metal de solda ocorre em menor escala, pela menor disponibilidade de líquido remanescente, razão pela qual a incidência de trincas aumenta.

Para um espaçamento maior ainda (1,5 mm), o tempo de solidificação entre um pulso e outro já é grande o suficiente para que surjam pontos de contato entre os grãos semisolidificados, sem contudo ocorrer a solidificação total, visto que ainda ocorrem trincas, mesmo que em menor quantidade. Estes pontos de contato conferem maior resistência mecânica à solda, motivo pelo qual a ocorrência de trincas diminui.

Devido a estes resultados pode-se dizer que a pulsação de arco, conforme utilizada neste trabalho, pode levar à minimização da ocorrência de trincas de solidificação, não se constituindo, contudo, em uma solução milagrosa e definitiva para o problema. Esta minimização dependerá de uma escolha minuciosa dos parâmetros do processo de soldagem.

Baseado nos resultados obtidos pelas análises realizadas, encontrou-se a melhor condição para a minimização da ocorrência de trincas de solidificação com a utilização de arco pulsado com corrente alternada em onda quadrada. Tal condição é a de baixa tensão tangencial aumentada, alta variação de pulsação e baixo espaçamento.

4.5.6- Análise Metalográfica

Realizou-se a análise metalográfica de determinados corpos de prova submetidos ao teste Varestreint com o objetivo de verificar as alterações microestruturais na zona fundida das soldas decorrentes da variação dos parâmetros do arco pulsado já discutidos anteriormente, relacionando-as com a maior ou menor ocorrência da trinca de solidificação. O critério adotado para a seleção dos corpos de prova submetido a metalografia foi o de comparar os níveis máximo e mínimo de cada variável, de modo a se obter a melhor visualização possível do efeito de cada uma das variáveis, como mostrado na tabela 15.

Buscou-se, em um primeiro momento, comparar as microestruturas de 1 solda realizada com corrente alternada sem pulsação e uma solda realizada com arco pulsado, uma vez que a tabela 16 mostra que a adoção da pulsação de arco tem influência

estatisticamente significativa sobre o fenômeno da trinca de solidificação. Selecionou-se, da tabela 15, 1 corpo de prova obtido com corrente alternada sem pulsação, identificado como ensaios 55 e 56, e 1 corpo de prova do ensaio que teve a menor ocorrência de trincas, no caso os ensaios 49 e 50.

As figuras 38 e 39 mostram duas micrografias feitas sob as mesmas condições, com vistas superiores das soldas obtidas com corrente alternada sem pulsação e com corrente alternada pulsada, do ensaio 49, 50, respectivamente. Estas imagens foram obtidas em um microscópio óptico com luz polarizada.

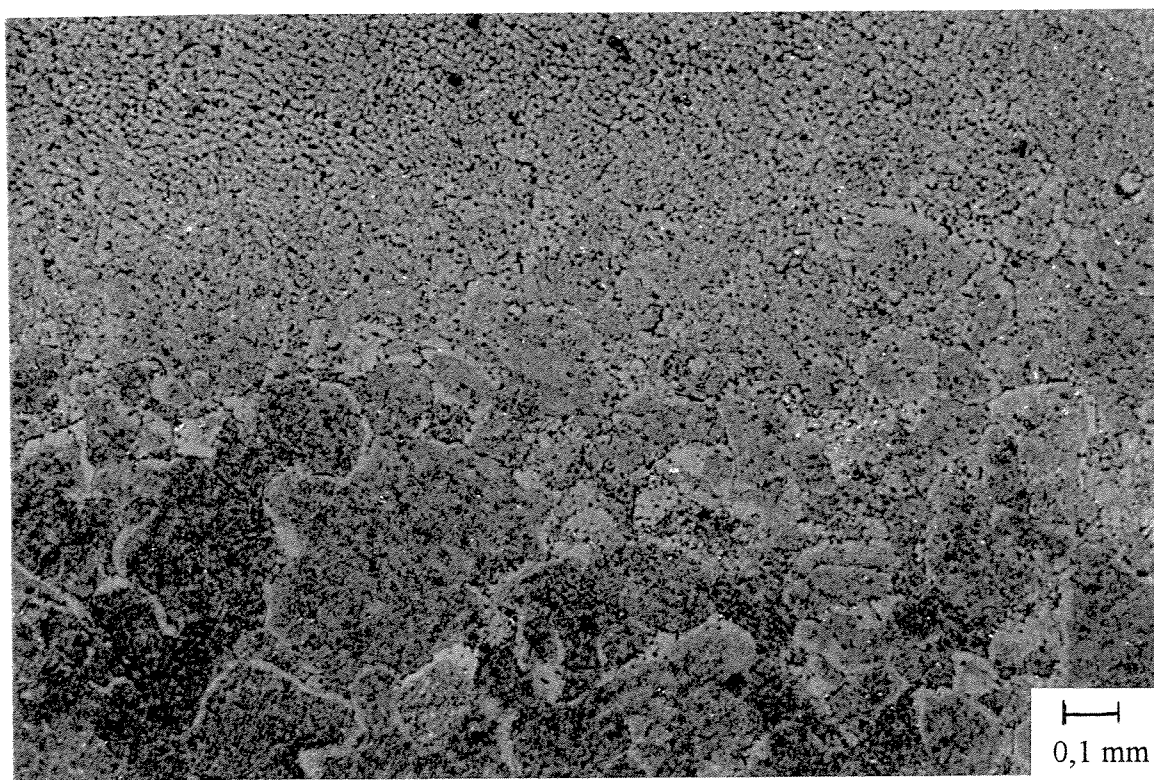


Figura 38- Vista superior de uma solda obtida por corrente alternada sem pulsação

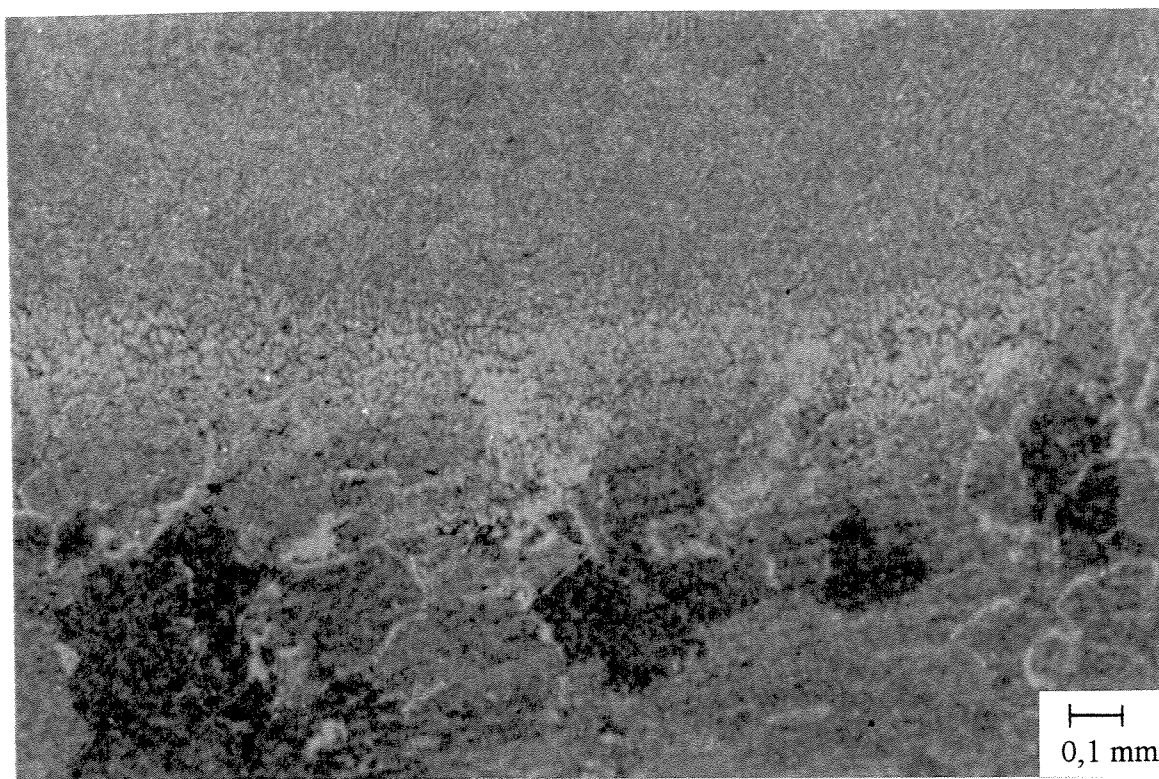


Figura 39- Vista superior de uma solda obtida por corrente alternada pulsada.

As regiões superiores das fotos 38 e 39 mostram a zona fundida, enquanto que as inferiores mostram o metal de base. A análise comparativa das duas amostras parece mostrar que a corrente alternada convencional produz maior segregação entre os contornos de grão do que a corrente alternada pulsada, representada nas fotos como traços escuros na zona fundida. Isto ocorreria devido ao fato da corrente alternada aportar calor continuamente à solda, retardando a solidificação do material e permitindo que a segregação de soluto para os contornos de grão seja mais intensa, enquanto que a pulsação de arco, por aportar calor de forma intermitente, permite a solidificação do material durante a realização da soldagem, minimizando, desta forma, o tempo para a segregação. Desta forma, a corrente alternada sem pulsação, por seu maior grau de segregação, apresentaria maior suscetibilidade à trinca de solidificação. Contudo, seria necessário realizar análise mais aprofundada para se poder concluir a respeito da influência do arco pulsado sobre a segregação.

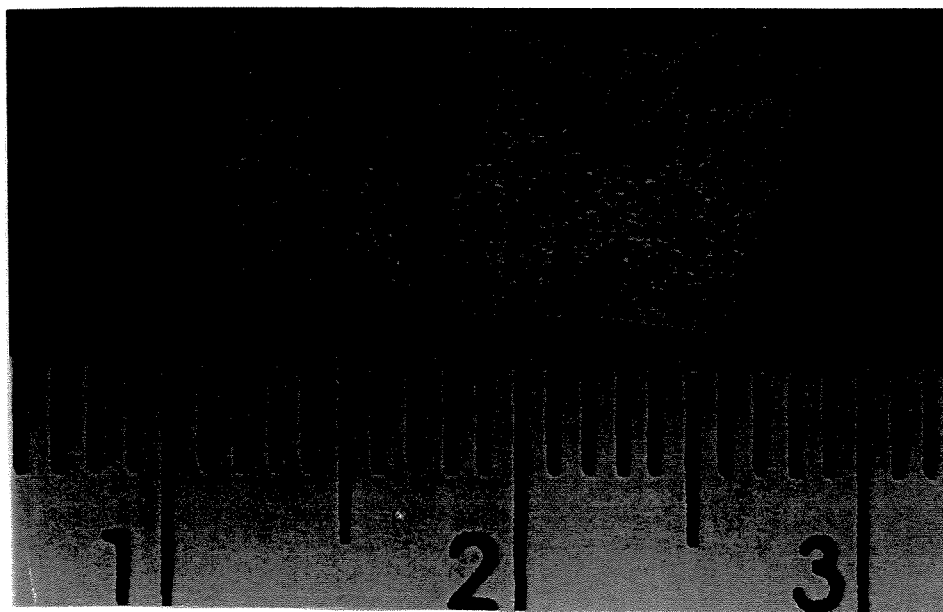
A análise metalográfica visa determinar diferenças metalúrgicas entre as amostras estudadas, provocadas pela variação de parâmetros que tenham influência metalúrgica. Como a tensão tangencial aumentada, por ser um fator mecânico e não metalúrgico, não promove alterações estruturais nas soldas, para efeitos de comparação estrutural esta variável não será levada em conta, sendo que as amostras selecionadas para análise metalográfica serão agrupadas de acordo com a tabela 17.

Tabela 17 - Critério para comparação estrutural através de análise metalográfica.

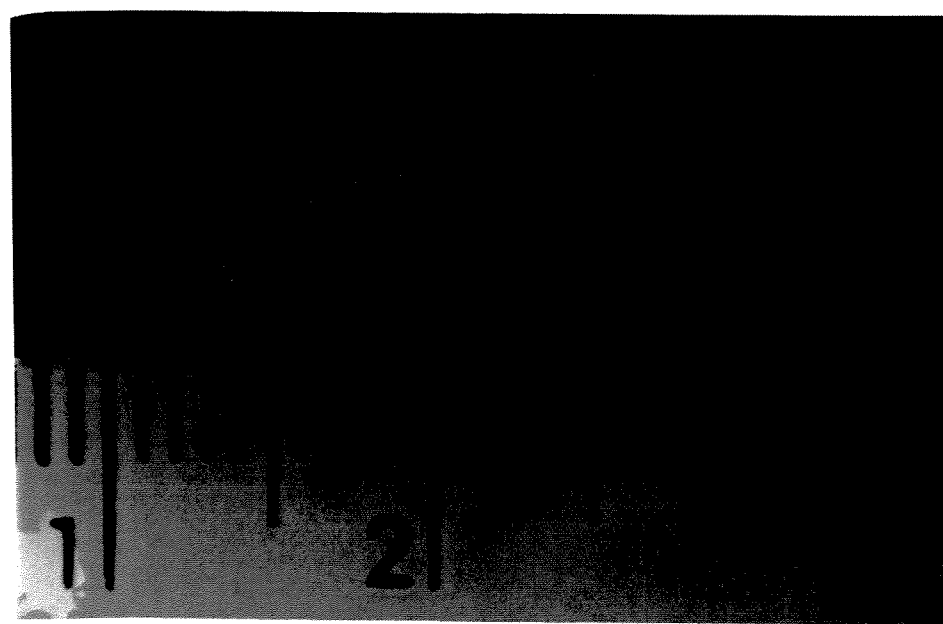
ENSAIOS	VARIÁVEL	
	VARIAÇÃO	ESPAÇAMENTO
1 e 2 = 5 e 6	–	–
13 e 14 = 17 e 18	–	+
37 e 38 = 41 e 42	+	–
49 e 50 = 53 e 54	+	+

A tabela 17 agrupa as amostras selecionadas originalmente para análise de acordo com o fator metalúrgico variado. Desta maneira, do ponto de vista estrutural, as amostras retiradas dos ensaios 1 e 2, com variação de potência do arco e espaçamento entre os pontos fundidos em nível baixo são iguais às amostras retiradas dos ensaios 5 e 6. A única alteração entre estes ensaios foi a da tensão tangencial aumentada, ocorrendo o mesmo para os outros ensaios listados na tabela.

A análise metalográfica dos ensaios 13, 14, 17 e 18, representativos da condição de espaçamento alto com variação de pulsação baixa, em comparação com os ensaios 49, 50, 53 e 54, com espaçamento alto e variação baixa mostra a influência da variação da potência do arco entre os períodos de pico e base sobre a estrutura da zona fundida. Em condições de baixa variação de pulsação a mudança na orientação de solidificação se dá de maneira suave, enquanto que para condições de alta variação de pulsação esta mudança é mais brusca. A figura 40 ilustra esta constatação.



(A)

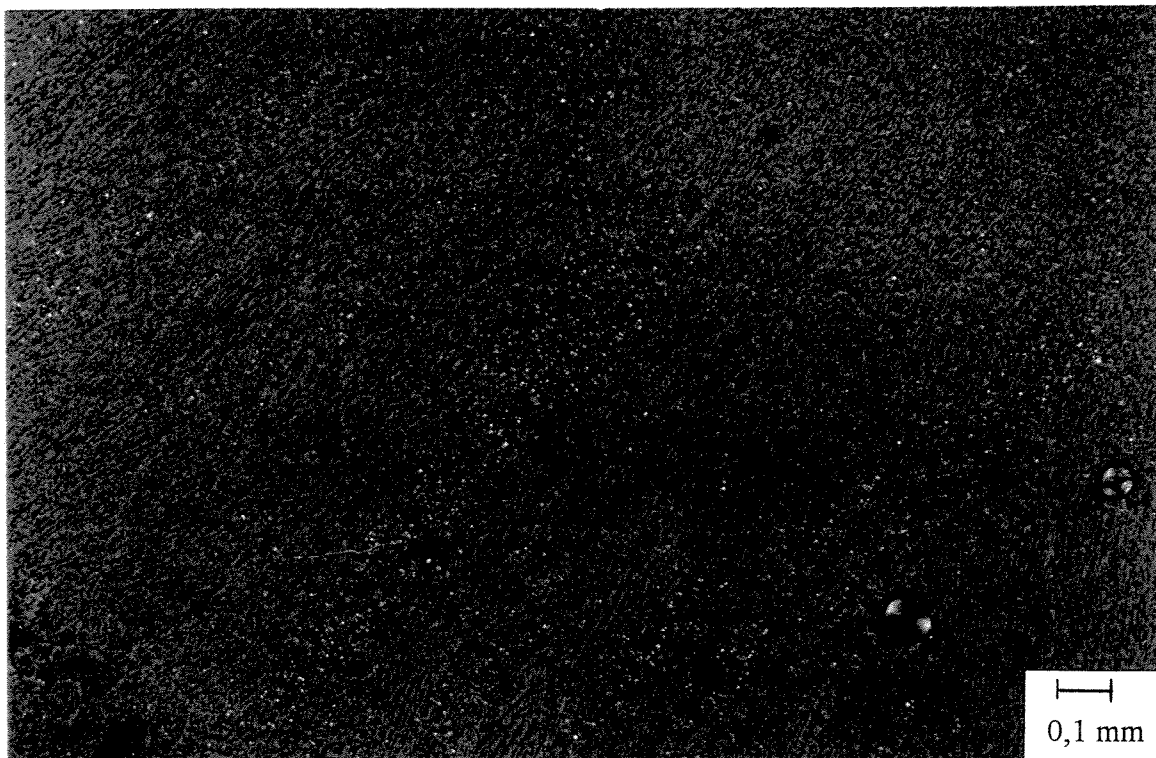


(B)

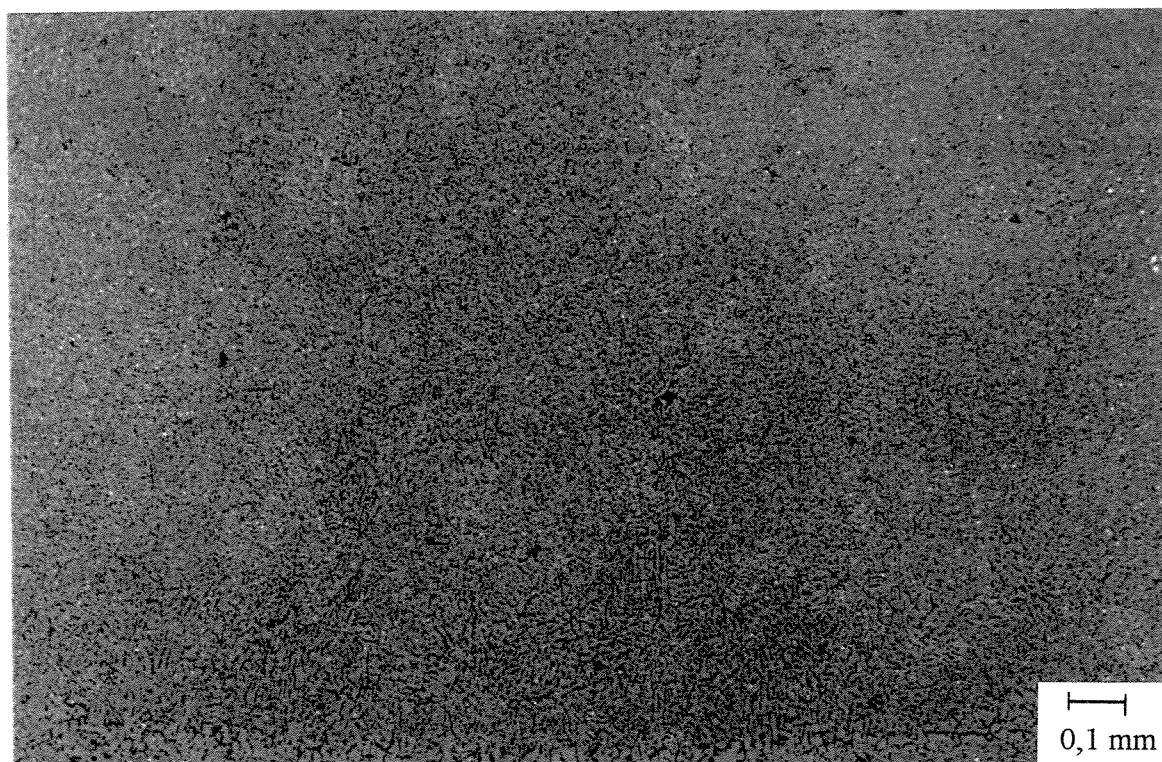
Figura 40- Vistas longitudinais das soldas realizadas com diferentes variações de pulsação. (A) Baixa variação de pulsação. (B) Alta variação de pulsação.

Na figura 40, as soldas representadas foram realizadas em condições de espaçamento alto, sendo que a figura 40 (A) exemplifica a condição de baixa variação de pulsação, enquanto que na figura 40 (B) a variação é alta. Pode-se perceber que a sobreposição dos pontos fundidos é mais nítida quando a variação de pulsação é alta.

A explicação para este fato é que, com uma maior parcela da potência total durante o tempo de pulso, a potência restante para o tempo de base torna-se muito baixa, fazendo com que neste período a solidificação da poça seja bastante rápida, passando pela fase pastosa também rapidamente, diminuindo a incidência de trincas. O exame das vistas transversais das soldas trouxe informações interessantes, como pode ser visto na figura 41.



(A)



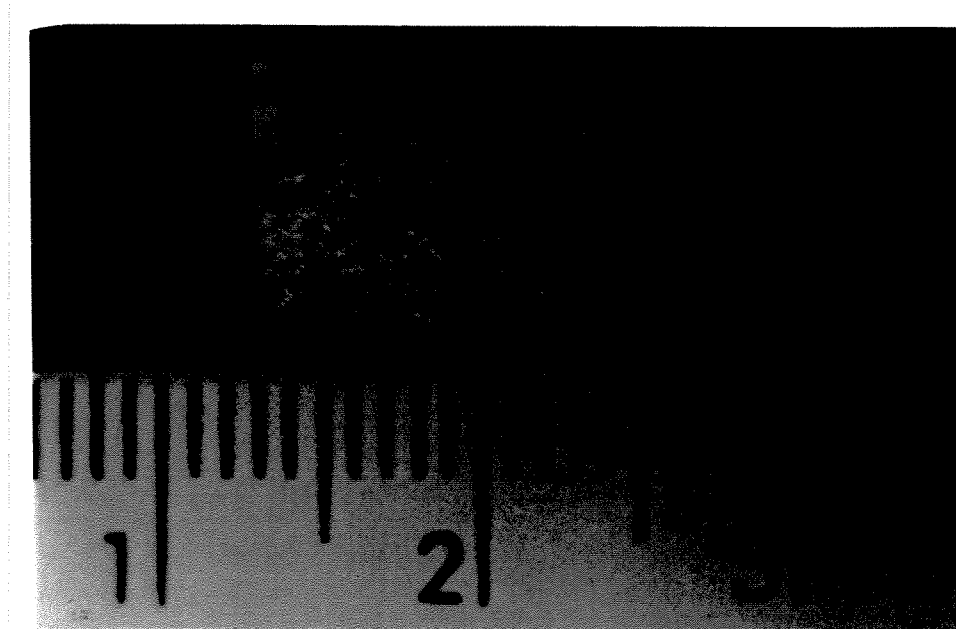
(B)

Figura 41- Vistas transversais de soldas realizadas com diferentes variações de pulsação. (A) Baixa variação de pulsação. (B) Alta variação de pulsação.

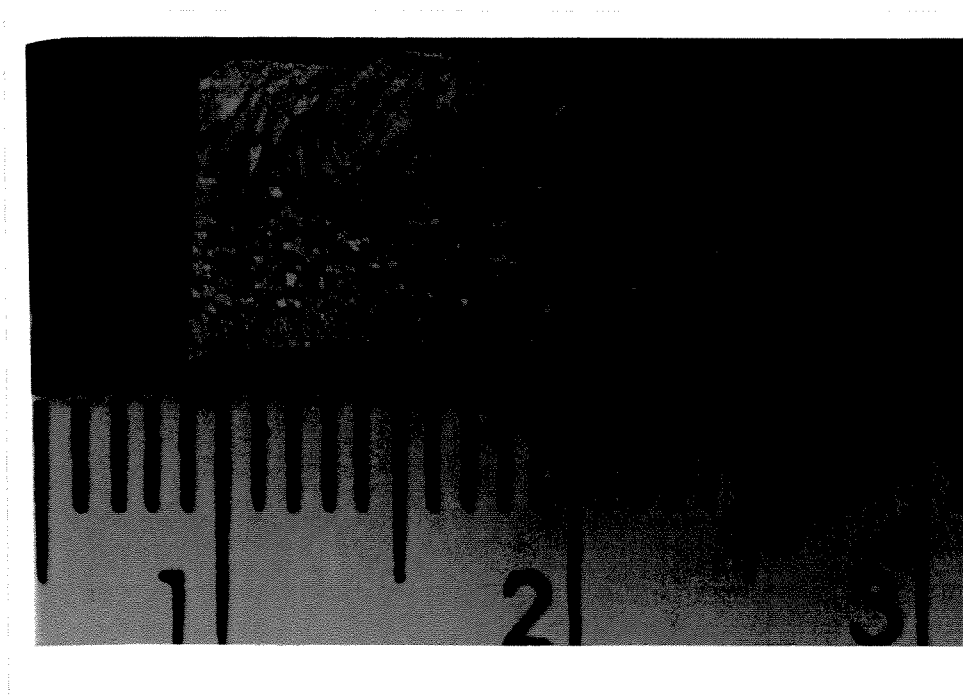
A figura 41 mostra duas micrografias, 41(A) e 41(B), representativas das amostras retiradas dos corpos de prova obtidos nos ensaios 49 e 50 e 13 e 14, respectivamente. A análise da figura 41 mostra que para baixas variações de pulsação a estrutura é colunar grosseira, enquanto que para variações de pulsação maiores, a estrutura adquire um padrão mais refinado. Esta variação estrutural com certeza atua sobre o fenômeno da trinca de solidificação, diminuindo a sua ocorrência, pois, como visto na revisão da literatura (KOU e LE, 1984), estruturas de grãos refinados oferecem maior resistência à propagação de trincas que estruturas de grãos grosseiros. Este refinamento da estrutura é devido à maior convecção da poça de soldagem, pela ação do arco elétrico, ocasionando a quebra dendrítica, fazendo com que estes fragmentos sólidos atuem como agentes de nucleação para novos grãos durante a solidificação da poça de soldagem. De fato, de acordo com a tabela 15, os valores de CTT dos ensaios 13 e 14

(figura 41(A)) e 49 e 50 (figura 41(B)) foram 4,2 mm e 0,2 mm, respectivamente, caracterizando a minimização da ocorrência de trincas de solidificação pelo refino de grão da zona fundida.

Ao se comparar as estruturas das soldas obtidas nos experimentos 1, 2, 5 e 6, de espaçamento baixo e variação de pulsação baixa, com as soldas dos experimentos 37, 38, 41 e 42, de espaçamento baixo e variação de pulsação alta, reforçou-se as conclusões feitas na análise anterior, ou seja, a de que a variação de pulsação influencia o tamanho de grão e o tipo de estrutura da zona fundida. A figura 42 mostra duas soldas obtidas com espaçamento baixo e diferentes variações de pulsação.



(A)

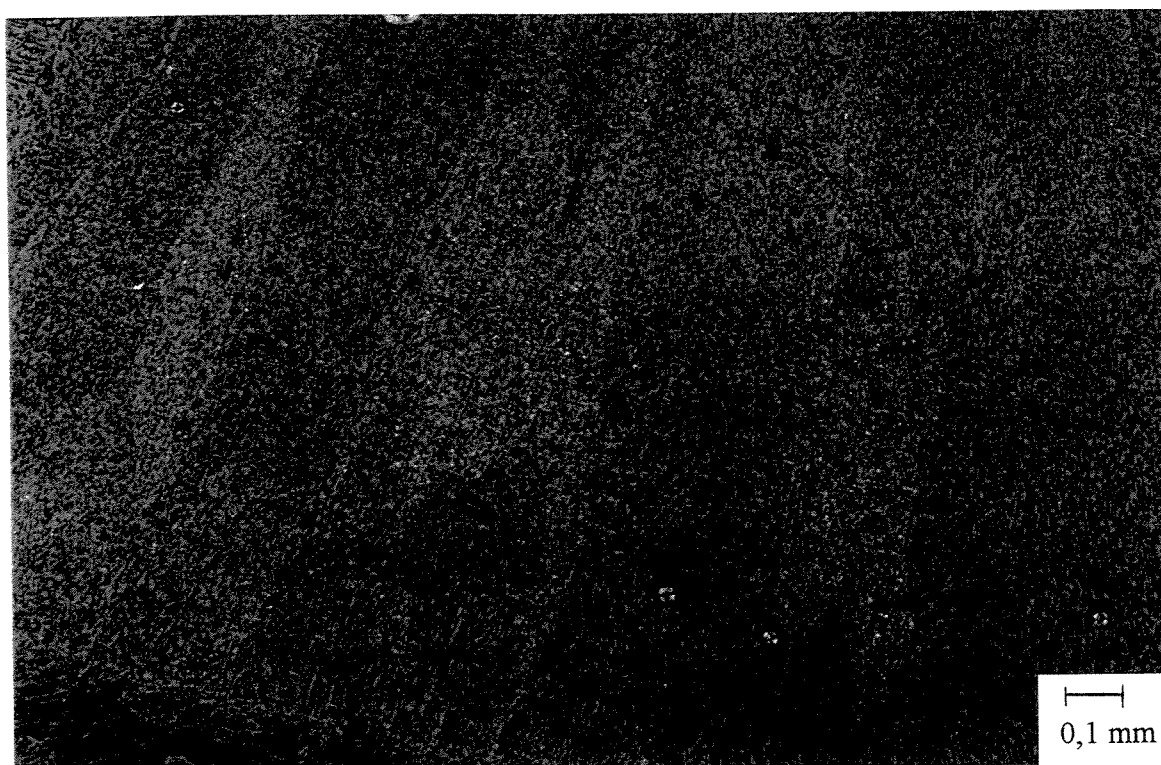


(B)

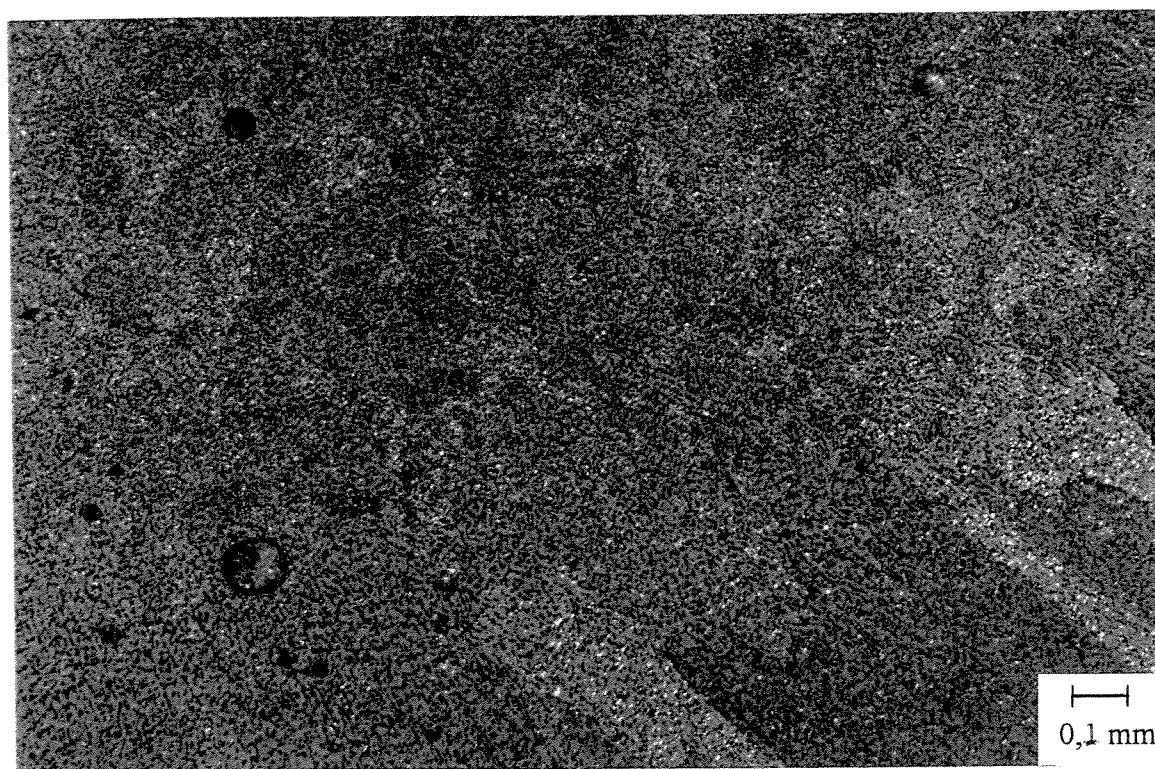
Figura 42- Vistas longitudinais de soldas com baixo espaçamento e diferentes variações de pulsação. (A) Baixa variação de pulsação. (B) Alta variação de pulsação.

Nota-se, na figura 42, que a mudança na orientação de solidificação é mais brusca quando se aumenta a diferença entre os valores de corrente de pico e base, conforme já mencionado anteriormente, e que isto se verifica mesmo para condições de baixo espaçamento, quando a frequência de pulsação é maior. Esta constatação comprova que para condições de alta variação de pulsação a solidificação nos períodos de base é mais energética.

A análise metalográfica das seções transversais dos ensaios realizados nas condições de espaçamento baixo e diferentes variações de pulsação mostra que realmente a variação de pulsação acarreta grandes mudanças estruturais, como pode ser visto na figura 43.



(A)



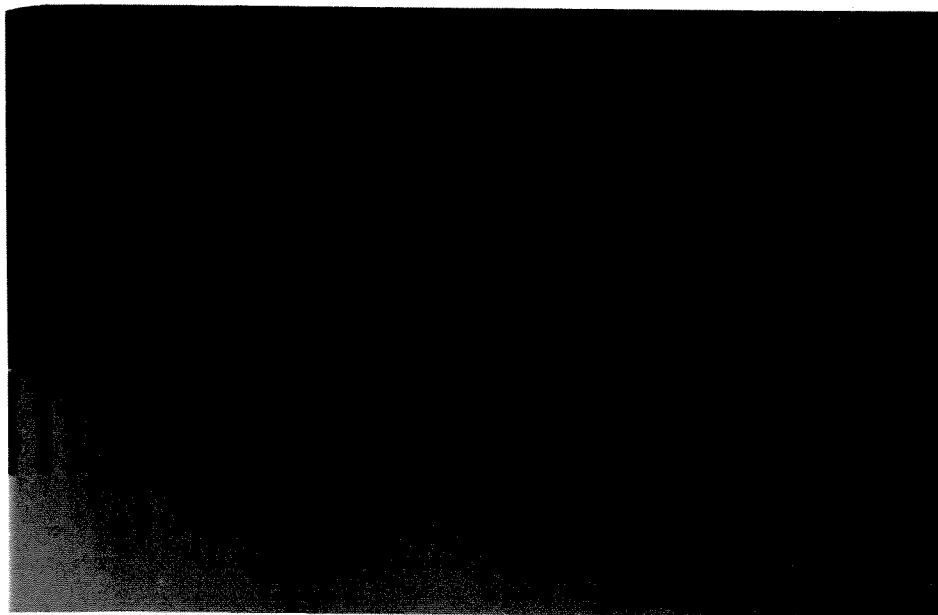
(B)

Figura 43- Vistas transversais de soldas com baixo espaçamento e diferentes variações de pulsação. (A) Baixa variação de pulsação. (B) Alta variação de pulsação.

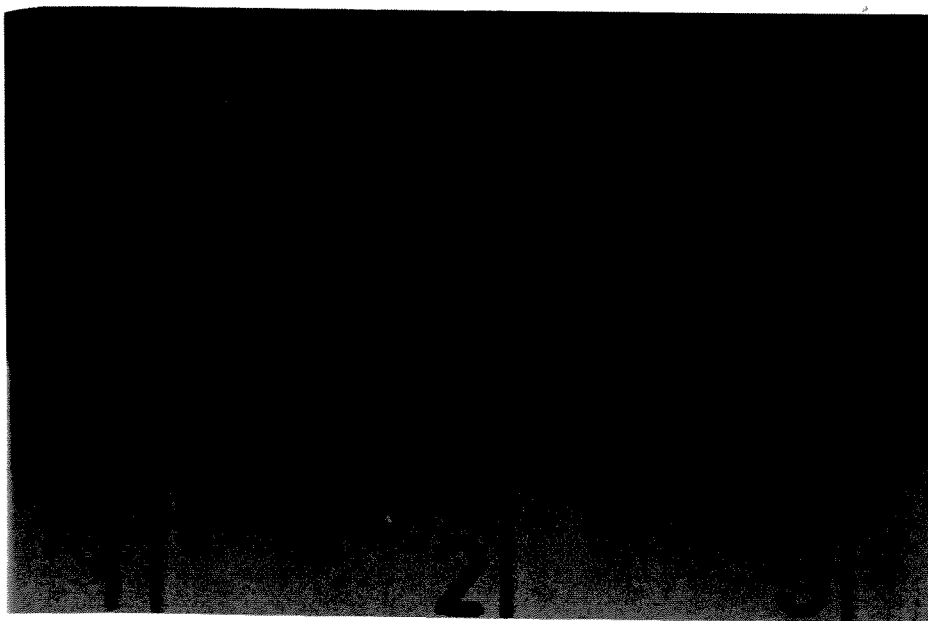
A figura 43 mostra duas micrografias referentes aos ensaios 5 e 6 e 37 e 38, cujos valores de CTT, de acordo com a tabela 15, são 40,35 mm e 2,7 mm, respectivamente. Pela figura 43 (A), percebemos que em condições de variação de pulsação baixa, a estrutura da zona fundida é colunar grosseira, tendo solidificado por epitaxia seguindo o padrão de granulação da estrutura do metal base e da zona afetada pelo calor. Já para condições de variação de pulsação mais alta, conforme vemos na figura 43 (B), ocorreu o refino de grãos no centro da poça de fusão, determinando, inclusive, o surgimento de grãos equiaxiais. O surgimento de grãos equiaxiais no centro do cordão, ou mesmo o refino de grãos desta região é o fator responsável pela diminuição da ocorrência de trincas de solidificação verificada neste trabalho.

A figura 44 mostra duas macrografias, 44(A) e 44(B), referentes aos ensaios 13 e 14 e 17 e 18, respectivamente. Estes ensaios foram realizados com baixa variação de potência do arco e alto espaçamento entre os pontos fundidos, variando-se a tensão tangencial aumentada.

Um ponto importante a se notar é que, conforme apresentado na figura 44, condições de espaçamento alto favorecem o surgimento de trincas internas em altas solicitações mecânicas, fato que desaconselha o uso desta condição, ou a definição do espaçamento alto como condição favorável para a diminuição da ocorrência de trincas de solidificação.



(A)



(B)

Figura 44 Comparação de estruturas de soldas realizadas com variação da tensão tangencial aumentada. (A) Ensaios 13 e 14, et igual a 1,25%. (B) Ensaios 17 e 18, et igual a 5%.

Nota-se, pela comparação entre as duas imagens exibidas na figura 44, características muito similares. Os grãos são colunares epitaxiais e apresentam mudança gradual na orientação de solidificação apenas na região de sobreposição entre os pontos. É interessante notar que a semelhança é tamanha que ambas amostras exibem a mesma característica de trincas internas em uma das regiões de sobreposição de pontos, apontadas por setas possivelmente no local de aplicação da carga de dobramento.

5- Conclusões

A partir da análise dos resultados obtidos neste trabalho, pode-se chegar às seguintes conclusões:

Com relação ao objetivo principal:

As trincas verificadas neste trabalho foram caracterizadas como trincas de solidificação, pela morfologia da superfície da trinca, característica da separação de filmes líquidos. Não foram constatadas regiões de fratura dúctil na superfície das trincas.

A utilização da corrente alternada pulsada com baixa frequência e onda retangular aplicada ao processo GTAW na soldagem da liga de alumínio 5052 submetida ao teste Varestraint, mostrou ser capaz de minimizar substancialmente a ocorrência de trincas de solidificação.

Esta tendência de minimização, em comparação com a soldagem sem pulsação de arco, é função da correta escolha dos parâmetros de pulso.

As variáveis relacionadas à pulsação de arco, variação da potência do arco entre os períodos de pico e base e espaçamento entre os pontos fundidos, mostraram ser influentes sobre o fenômeno, assim como a variável relacionada ao teste Varestraint, tensão tangencial aumentada.

A tensão tangencial aumentada mostrou ser a variável de maior influência sobre a ocorrência da trinca de solidificação na soldagem da liga 5052, mostrando-se diretamente proporcional à ocorrência do fenômeno. Isto leva à conclusão que, para o material utilizado nesta pesquisa, os fatores mecânicos relacionados ao fenômeno tem maior influência que os fatores metalúrgicos.

A variação da potência do arco mostrou ter forte influência sobre a ocorrência de trincas, sendo inversamente proporcional à ocorrência das trincas, porém inferior à da tensão tangencial aumentada.

Em condições de alta variação de potência do arco, em que a maior parcela de energia fica confinada nos períodos de pico de corrente, constatou-se o refinamento dos grãos da zona fundida do cordão de solda, e até a ocorrência de grãos equiaxiais no centro do cordão. Este refino de grãos foi o responsável pela minimização da ocorrência de trincas verificado pela ação da variável. O mecanismo metalúrgico responsável por este refinamento foi a quebra de fragmentos dendríticos pela convecção da poça de soldagem, produzida pelos altos valores de corrente de pico

O espaçamento entre os pontos fundidos mostrou pequena influência sobre a ocorrência da trinca de solidificação, com tendência à minimização entre os níveis baixo e alto. A menor ocorrência do fenômeno para o nível alto de espaçamento foi devida ao maior tempo para solidificação da poça fundida da solda entre os períodos de pico, permitindo que a quantidade de líquido remanescente entre os grãos semisolidificados diminuísse e, assim, ocorressem pontos de contato entre estes grãos, chamados de uniões sólido-sólido, com o consequente aumento de resistência da solda.

Em condições de alto espaçamento entre os pontos fundidos da solda obtida por corrente alternada pulsada verificou-se a ocorrência de trincas internas, o que torna desaconselhável esta condição para fins de minimização da ocorrência de trincas de solidificação.

A condição de espaçamento entre os pontos fundidos que mostrou menor incidência de trincas foi a de espaçamento baixo.

As interações de segundo e terceiro nível entre as variáveis também mostraram influência sobre o fenômeno, sendo que a interação do espaçamento e a variação de potência do arco mostrou ser mais influente do que a ação do espaçamento isoladamente.

A equação para previsão do insumo de calor e potência do arco elétrico de soldagem desenvolvida neste trabalho mostrou ser possível a determinação destas grandezas antes da execução da soldagem. Esta equação mostrou-se uma ferramenta útil e confiável para seu propósito.

Em relação aos objetivos secundários desta pesquisa, concluiu-se que:

O projeto e a construção do equipamento de teste Varestraint foram bem sucedidos, resultando em um equipamento prático, confiável e de fácil utilização para a pesquisa sobre o fenômeno da trinca de solidificação.

As variáveis do processo relacionadas com a corrente de pico (I_p e t_p) tem forte influência na penetração e largura dos cordões de solda realizados com corrente alternada pulsada sobre chapas de alumínio. Para valores altos de corrente alcançou-se os maiores valores de penetração, provavelmente devido à ação da força do arco. O tempo de base mostrou ter influência sobre o espaçamento entre os pontos fundidos.

É possível se obter cordões de solda por corrente alternada pulsada com morfologias próximas as dos obtidos sem pulsação de arco, a nível macroscópico.

A nível microscópico foram verificadas diferenças na orientação da direção de solidificação para as soldas obtidas por pulsação de arco.

Para cordões de morfologia próxima, obtidos com e sem pulsação de arco, a diferença de insumo de calor mostrou-se pequena, inferior a 5 %.

RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Um trabalho de pesquisa não pode nem deve representar o ponto final de qualquer discussão, e sim alimentar e incentivar a busca por novas verdades, cada vez mais completas e úteis ao ser humano. Neste trabalho acreditamos ter contribuído de alguma forma para agregar conhecimento ao objeto de nossa pesquisa. Contudo, como não poderia deixar de ser, novas dúvidas surgiram no decorrer deste trabalho, que acreditamos serem pontos de partida para novas e, assim esperamos, frutíferas pesquisas. Colocamos, a seguir, nossas sugestões para trabalhos futuros:

Aplicação das técnicas desenvolvidas neste trabalho para outros materiais suscetíveis à trinca de solidificação, notadamente com relação às variáveis variação de potência do arco entre os períodos de pico e base e espaçamento entre os pontos fundidos.

Pesquisa das causas e mecanismos do agrupamento de porosidade nas regiões de sobreposição dos pontos fundidos.

Estudos visando a completa automação do teste Varestraint.

Comparação entre as técnicas de pulsação de arco e oscilação magnética do arco em função da suscetibilidade à trinca de solidificação, utilizando o teste Varestraint.

Verificação da ação do arco pulsado sobre a segregação de soluto para os contornos de grão durante a solidificação dos metais, e as possíveis influências sobre a soldabilidade dos materiais.

Pesquisa dos efeitos da oscilação mecânica da tocha nos planos horizontal e vertical sobre a ocorrência da trinca de solidificação.

Referências Bibliográficas

ALCAN ALUMÍNIO DO BRASIL S/A. *Manual de Soldagem*. 1ª Edição, 1993. 69p.

AMERICAN WELDING SOCIETY. *Introductory Welding Metallurgy*. 3ª Ed., Miami: American Welding Society, 1979, 148 p.

AMERICAN WELDING SOCIETY. Comunicação por e-mail. 1998.

AMERICAN WELDING SOCIETY. *Welding Handbook*. AWS, 1991, v.2- Welding Processes, 8 Ed. 955 p.

BARROS NETO, B., SCARMINIO, I.S., BRUNS, R.E. *Planejamento e otimização de experimentos*. 1ª Edição. Campinas: Editora da Unicamp, 1995. 299 p. (Série manuais).

BECKER, D.W., ADAMS JR., C.M. Investigation of pulsed GTA welding parameters. *Welding Journal*, v. 57, n. 5, p. 134s-138s, May 1978.

BOLSWORTH, M.R. Effective heat input in pulsed current gas metal arc welding with solid wire electrodes. *Welding Journal*, vol. 70, n.º5, p. 111s-117s, Maio, 1991.

BORLAND, J.C. Fundamentals of solidification cracking in welds. Part 1, Part 2. *Welding and Metal Fabrication*, vol. 47, nº 1 e 2, p 19-29, 99-107, Janeiro, 1979, Mar., 1979.

BUTTON, S.T. Notas de aula da disciplina Tópicos em Engenharia de Materiais: Instrumentação e Planejamento Experimental, oferecida no curso de pós-graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas. 2º Semestre de 1999.

CAMPBELL, R.D., LACOURSIERE, E.J. A guide to the use of tungsten electrodes for GTA welding. *Welding Journal*, Vol. 74, n. 1, p. 39-45, Jan. 1995.

CHOU, C.P., LEE, C.H. The evaluation of hot crack susceptibility of Fe-30Mn-10Al-XC weld metal by using varestraint test. *Scripta Matallurgica*, Vol. 23, n. 7, p. 1109-1114, 1989.

DESTEFAN, D. Basics to know when choosing a gtaw power source. *Welding Journal*, Vol. 74, n.º 1, p. 67-72, Jan. 1995.

DICKERSON, P.B., IRVING, B. Welding aluminum: It's not as difficult as it sounds. *Welding Journal*, Vol. 71, n.º 4, p. 45-50, Ab. 1992.

DUDAS, J.H., COLLINS, F.R. Preventing weld cracks in high-strength aluminum alloys. *Welding Journal*, Vol. 45, nº6, p 241s-249s, Jun 1966.

DUTRA, J.C., GOHR Jr., R., OLLÉ, L.F., BAIXO, C.E.I. Estabilidade do arco voltaico tig em corrente alternada. IN: ENCONTRO NACIONAL DE TECNOLOGIA DE SOLDAGEM, 17, 1991, Recife. *Anais...* São Paulo: Associação Brasileira de Soldagem, 1991. v.1, p. 577-589.

DUTRA, J.C., OLLÉ, L.F., GOHR JR., R. O processo MIG/MAG com pulsação térmica. In: ENCONTRO NACIONAL DE TECNOLOGIA DE SOLDAGEM, 21, 1995, Blumenau, SC. *Anais do XXI ...* São Paulo: Associação Brasileira de Soldagem, 1995, p 889-902.

DUTRA, J.C., QUITES, A.M., NIÑO, C.E., MAMANI, L.G., DE PAULA JR., O.S. Modelo para previsão da geometria do cordão em soldagem tig com corrente pulsada. IN: ENCONTRO NACIONAL DE TECNOLOGIA DE SOLDAGEM, 22, 1996, Blumenau. *Anais...* São Paulo: Associação Brasileira de Soldagem, 1996. v.1, p. 389-399.

EASTERLING, K. *Introduction to the physical metallurgy of welding*. London: Butterworths monographs in materials, 1983, 231 p.

ERNST, S.C., BAESLACK III, W.A., LIPPOLD, J.C. Weldability of high-strength, low-expansion superalloys. *Welding Journal*, vol. 68, n.º 10, p. 418s-430s, Out. 1989.

GONZALEZ, A.R., CASSINA, J.C., MACHADO, I.G. Técnicas fatoriais na avaliação dos parâmetros de pulso sobre a geometria do cordão de soldagem por processo tig com

corrente pulsada. IN: ENCONTRO NACIONAL DE TECNOLOGIA DE SOLDAGEM, 21, 1995, Caxias do Sul. *Anais...* São Paulo: Associação Brasileira de Soldagem, 1995. v.2, p. 851-865.

GOODWIN, G.M. Test methods for evaluating hot cracking: review and perspective. IN: UNITED STATES- JAPAN SYMPOSIUM ON ADVANCES IN WELDING METALLURGY, 1, 1990, San Francisco and Yokohama. *Proceedings...* 1990a. p. 59-78.

GOODWIN, G.M. Hot cracking: measurement, mechanisms and modeling. *Welding Journal*, Vol. 69, n. 2, p. 26-31, Fev. 1990.

INOUE, H., OGAWA, T. Weld cracking and solidification behavior of titanium alloys. *Welding Journal*, Vol. 74, n.º 1, p. 21s-27s, Jan. 1995.

IRVING, B. Welding the four most popular aluminum alloys. *Welding Journal*, vol. 73, n.º 2, p 51-55, Fev., 1994.

KAISER ALUMINUM & CHEMICAL SALES, INC. *Welding Kaiser Aluminum*. 2^a ed., 1978.

KIM, H.T., NAM, S.W., HWANG, S.H. Study on the solidification behavior of high strength aluminum alloy welds: effects of alloying elements and solidification behaviors. *Journal of Materials Science*, vol. 31, n.º 11, p. 2859-2864, Jun 1996

KOU, S. *Welding Metallurgy*. New York: John Wiley & Sons, 1987, Cap 11, p 211-236.

KOU, S., LE, Y. Alternating grain orientation and welding solidification cracking. *Metallurgical Transactions A*, vol. 16A, p. 1887-1896, Out. 1985.

KOU, S., LE, Y. Welding parameters and the grain structure of weld metal- a thermodynamic consideration. *Metallurgical Transactions A*, vol. 19A, p. 1075-1082, Abr. 1988.

LIN, W. A model for heat-affected zone liquation cracking. *Welding in the World/ Le Soudage dans le Monde*, vol. 30, n.° 9/10, p. 236-242, 1992.

LIN, W., LIPPOLD, J.C., BAESLACK III, W.A. An evaluation of heat-affected zone liquation cracking susceptibility, part I: development of a method for quantification. *Welding Journal*, Vol. 72, n.° 4, p. 135s-153s, Abr. 1993.

LIPPOLD, J.C., SHADEMAN, S.S., BAESLACK III, W.A. The effect of specimen strength and thickness on cracking susceptibility during the sigma jig Weldability test. *Welding Journal*, vol. 75, n.° 3, p. 81s-92s, Mar 1996.

LUNDIN, C.D., LINGENFELTER, A.C., GROTKER, G.E., LESSMANN, G.G., MATHEWS, S.J. The Varcstraint Test. *WRC Bulletin*, n. 280, p. 1-19. Welding Research Council, New York, 1982.

MACHADO, I.G. *Soldagem & técnicas conexas: processos*. Porto Alegre: Editado pelo autor, 1996. Cap. 7: Soldagem a arco com proteção por gás e eletrodo não consumível (“TIG”). p. 172-191.

MALIN, V. Welding improves fabrication of aluminum roadway panels. *Welding Journal*, vol. 73, n.º 5, p. 43-51, May 1994.

MARTINS, F., TREVISAN, R.E. Soldagem do alumínio utilizando o processo gtaw em correntes pulsada e não pulsada. IN: Seminário de Tecnologia da Indústria do Alumínio, 6, 1997, São Paulo. *Anais...* São Paulo: Associação Brasileira do Alumínio, 1997, p. 471-484.

MARTINS, F., TREVISAN, R. E. Estudo comparativo entre soldas de alumínio obtidas pelo processo GTAW com e sem pulsação de arco. IN: ENCONTRO NACIONAL DE TECNOLOGIA DE SOLDAGEM, 24, 1998, Fortaleza. *Anais...* São Paulo: Associação Brasileira de Soldagem, 1998, em CD-ROM.

MILLER, I., FREUND, J.E. *Probability and Statistics for Engineers*. 2. ed. Englewood Cliffs, New Jersey: Prentice- Hall, Inc., 1977. 529 p.

NEEDHAM, J.C. Qué se entiende por corriente de soldadura? *Boletín Técnico Conarco*, n.º85, p.21-25, Dez 1986.

NELSON, T.W., LIPPOLD, J.C., LIN, W., BAESLACK III, W.A. Evaluation of the circular patch test for assessing weld solidification cracking, Part I- Development of a test method. *Welding Journal*, Vol. 76, n. 3, p. 110s-119s, Mar. 1997.

NORRISH, J., OOI, C.L. Adaptative asymmetric waveform control in bipolar gas tungsten arc welding of aluminum. *Welding & Metal Fabrication*, Vol. 61, nº5, p 231-232, Jun., 1993.

PANG, Q., PANG, T., McCLURE, J.C., NUNES, A.C. Workpiece cleaning during variable polarity plasma arc welding of aluminum. *Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME*, v. 116, n. 4, p. 463-466, Nov. 1994.

PATTEE, H.E., MEISTER, R.P., MONROE, R.E. Cathodic cleaning and plasma arc welding of aluminum. *Welding Journal*, v. 47, n. 5, p. 226s-233s, May 1968.

PEREIRA, M., TANIGUCHI, C., BRANDI, S.D., MACHIDA, S. Analysis of solidification cracks in welds of Al-Mg-Si A6351 type alloy welded by high frequency pulsed TIG process- The first report- Evaluation of solidification crack susceptibility by

means of Houldcroft test. *Quarterly Journal of Japan Welding Society*, Vol. 1, nº3, p 342-350, 1994.

PEREIRA, M. *Análise da ocorrência de trincas de solidificação através do teste de houldcroft em liga de Al-Mg-Si do tipo 6351, soldado pelo processo TIG, com alta frequência de pulsação de arco*. São Paulo: Universidade de São Paulo, Departamento de Engenharia Naval e Oceânico, 1992. 146 p. (Dissertação, Mestrado em Tecnologia de Construção Naval).

SAVAGE, W.F., LUNDIN, C.D. The Vareststraint test. *Welding Journal*, Vol. 44, nº 10, p. 433s - 442s. Outubro, 1965.

SAVAGE, W.F., STRUNCK, S.S., ASHIKAWA, Y. The effect of electrode geometry in gas tungsten-arc welding. *Welding Journal*, vol. 44, nº 11, p. 489s-496s, Nov. 1965.

SAVAGE, W.F., NIPPES, E.F., GOODWIN, G.M. Effect of minor elements on hot-cracking tendencies of inconel 600. *Welding Journal*, vol. 56, nº 8, p. 245s-253s, Ago 1977.

SCOTTI, A. *Relatório Técnico-Dispositivos Para Testes de Trincas a Frio e a Quente em Soldas*. Uberlândia: Universidade Federal de Uberlândia, Departamento de Engenharia Mecânica, 1987.

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE

SHIGLEY, J.E. *Elementos de Máquinas*. 1ª Edição. Rio de Janeiro: Livros Técnicos e Científicos Editora S/A, 1988. , Apêndice, p 301-339.

SOARES, G.F.W., PAYÃO FILHO, J.C., PÓVOA, A.A., Estudo estatístico por análise fatorial em dois níveis da fissuração a quente na soldagem mig de ligas de alumínio. *Soldagem & Inspeção*, ano 3, n.º 2, p. 7-16, Mar 1997.

TUTTLE, W. Understanding Aluminum welding. *Welding Journal*, v. 70, nº2, p 43-46, Fev., 1991.

TOMSIC, M., BARHORST, S. Keyhole plasma arc welding of aluminum with variable polarity power. *Welding Journal*, v. 63, nº2, p 25-32, Fev., 1984.

TRETYAK, N.G., ISHCENKO, A.Ya., YAVORSKAYA, M.R. Susceptibility of aluminium-lithium alloys to hot cracking in welding. *Welding in the World- Le Soudage dans le Monde*. Vol. 35, n. 1, p. 44-47. 1995.

TROYER, W., TOMSIC, M., BARHORST, S. Investigation of pulsed wave shapes for gas tungsten arc welding. *Welding Journal*, v. 56, nº1, p 26-32, Jan., 1977.

USHIO, M., YAMAMOTO, H., NISHIDA, Y., MITA, T. Recent advances in welding power systems for automated welding. *Welding in the World, Le Soudage dans le Monde*, vol. 34, p. 185-191, 1994.

VAROL, I., BAESLACK III, W.A., LIPPOLD, J.C. Characterization of weld solidification cracking in a duplex stainless steel. *Metallography*, 23, p. 1-19, 1989.

WALPOLE, R. E., MYERS, R. H. *Probability and Statistics for Engineers and Scientists*. 5ª Edição. New York: MacMillan Publishing Company, 1993. Cap. 14: Factorial Experiments. P. 533-566. ISBN 0-02-424201-2.

WILKEN, K., KLEISTNER, H. The classification and evaluation of hot cracking tests for weldments. *Welding in the World, Le Soudage dans le Monde*, vol.28, n.º 7/8, p. 127-143, 1990.

ZACHARIA, T. Dynamic stresses in weld metal hot cracking. *Welding Journal*, Vol. 73, n. 7, p. 164s-172s. Jul. 1994.