

MINISTÉRIO DE EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA METALÚRGICA
E DOS MATERIAIS

DISTORÇÕES E CICLO TÉRMICO EM CHAPAS DE ALUMÍNIO
SOLDADAS A TOPO: MEDIÇÃO E DESENVOLVIMENTO DE MÉTODOS
COMPUTACIONAIS PARA PREVISÃO

Por

JOSE ANTONIO ESMERIO MAZZAFERRO

Engenheiro Mecânico

Trabalho realizado no Departamento de Engenharia Metalúrgica da
Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do Programa de
Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e dos
Materiais - PPGEMM

PORTO ALEGRE

1990

pg 10, pg 12, 14, 16
pg 128

DISTORÇÕES E CICLO TÉRMICO EM CHAPAS DE ALUMÍNIO
SOLDADAS À TOPO: MEDIÇÃO E DESENVOLVIMENTO DE MÉTODOS
COMPUTACIONAIS PARA PREVISÃO

DISSERTAÇÃO

Apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia
Metalúrgica e dos Materiais - PPGEMM, como parte dos requisitos
para a obtenção do Título de

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Metalurgia de Transformação

Por

JOSÉ ANTÔNIO ESMERIO MAZZAFERRO

Engenheiro Mecânico

1990

ESCOLA DE ENGENHARIA
BIBLIOTECA

Esta DISSERTAÇÃO foi julgada adequada para a obtenção do
título de Mestre em Engenharia, Área de Concentração
Metalurgia de Transformação, aprovada em sua
forma final, pelo Orientador e pela Banca
Examinadora do Curso de Pós-Graduação.

Orientador: _____
Prof. Dr. IVAN GUERRA MACHADO
DEMEC/PPGEMM - UFRGS

Banca Examinadora:

Prof. Dr. CÉLIO TANIGUCHI
USP

Prof. Dr. JOSÉ CARLOS FERRAZ HENNEMANN
DECIV/UFRGS

Prof. Dr. MARCOS TULHO MENNA BARRETO DE VILHENA
DENUC/UFRGS

Coordenador do PPGEMM: _____
Prof. Dr. ILDON BORCHARDT

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. IVAN GUERRA MACHADO, pela orientação e confiança depositada durante a execução do trabalho.

Ao CNPq e à CAPES, pelo suporte financeiro

A ALCAN ALUMÍNIO DO BRASIL, na pessoa do Sr. Venozino Langoni, pela doação da chapa de alumínio utilizada neste trabalho.

Aos funcionários Antônio C. A. Araújo, Luís M. Zaniratti, Juaréz V. dos Santos e Denise R. Rolim, pela amizade e auxílio prestado.

Aos demais professores, funcionários e colegas da Escola de Engenharia que, de alguma forma, colaboraram para a realização deste trabalho.

SUMÁRIO

Listagem de figuras.....	I
Listagem de tabelas.....	VII
Simbologia.....	VIII
Resumo.....	X
Abstract.....	XI
1 Processo MIG.	1
2 Soldagem de alumínio.	4
3 Fluxo térmico durante a soldagem.	7
3.1 Análise matemática da transferência de calor em sólidos.....	8
3.2 Análise do fluxo térmico durante a soldagem - Rosenthal.....	11
3.2.1 Hipóteses.....	13
3.2.2 Solução de casos especiais.....	16
3.2.2.1 Distribuição de calor em uma chapa semi-infinita - Caso tridimensional.....	16
3.2.2.2 Caso bidimensional - Chapa infinita....	17
3.2.3 Complementos ao modelo básico proposto por Rosenthal.....	19
3.3 Métodos numéricos.....	21
4 Distorções ocasionadas por soldagem.....	26
4.1 Classificação.....	28
4.2 Metodologias para análise de distorções em juntas soldadas.....	29
4.3 Mecanismos de distorções.....	31
4.4 Efeito das propriedades dos metais sobre distorções..	35

4.5	Fatores que influenciam as distorções.....	37
4.5.1	Fatores geométricos.....	37
4.5.2	Procedimento de soldagem.....	42
4.5.3	Grau de restrição das chapas.....	49
4.6	Contração transversal em juntas de topo.....	53
4.6.1	Mecanismos da contração transversal em juntas de topo.....	54
4.6.2	Fórmulas para estimar a contração transversal em juntas de topo.....	61
4.7	Contração longitudinal em juntas de topo.....	69
4.8	Distorção angular em juntas de topo.....	72
5	Procedimento experimental.....	77
5.1	Objetivos.....	77
5.2	Execução das soldas.....	78
5.3	Equipamento utilizado.....	79
5.4	Corpos-de-prova.....	83
5.5	Fixação das chapas.....	85
5.6	Medição de temperatura e distorções.....	87
5.7	Calibração do sistema indutivo.....	88
5.8	Aferição dos relógios comparadores.....	90
6	Método de cálculo proposto.....	91
6.1	Determinação do ciclo térmico nas chapas.....	92
6.1.2	Escolha da malha para análise de temperaturas e distorções.....	95
6.2	Análise das distorções.....	97
6.2.1	Efeito do chanfro e quantidade de metal deposi- tado.....	99
6.2.1.1	Variação de volume durante a solidifica- ção.....	103

6.2.2 Cálculo do comprimento de cada segmento.....	105
6.2.2.1 Influência da distorção dos segmentos adjacentes.....	108
6.2.3 Cálculo da distorção angular.....	109
6.2.4 Distorção da chapa em determinado instante.....	111
6.2.5 Distorções residuais após a soldagem.....	113
7 Discussão dos Resultados e conclusões.....	114
7.1 Resultados e discussão.....	114
7.2 Conclusões.....	125
8 Sugestões para trabalhos futuros.....	126
Apêndice A.....	127
Apêndice B.....	130
Apêndice C.....	132
Apêndice D.....	134
Bibliografia.....	144

LISTA DE FIGURAS

Figura 1	- Componentes básicos de uma tocha "MIG" ⁽¹⁾	1
Figura 2	- Equipamento básico necessário para soldagem "MIG" de alumínio ⁽⁵⁾	2
Figura 3	- Solubilidade do hidrogênio no alumínio ⁽⁵⁾	5
Figura 4	- Valores de η para diversos processos de soldagem e materiais ⁽⁴⁾	8
Figura 5	- Sistema de coordenadas móvel solidário à fonte de calor ⁽⁹⁾	11
Figura 6	- Distribuição tri-dimensional de temperaturas na soldagem ⁽⁹⁾	12
Figura 7	- Variação de: (a) condutividade térmica ⁽²³⁾ e (b) calor específico ⁽²⁵⁾ com a temperatura.....	15
Figura 8	- Fonte de calor 2D ⁽¹⁰⁾	17
Figura 9	- (a) Ciclo térmico em diferentes pontos na chapa (b) isotermas.....	19
Figura 10	- Comparação entre o ciclo térmico previsto e o real ⁽¹⁶⁾	21
Figura 11	- Escoamento de calor através de um segmento ⁽²⁴⁾	22
Figura 12	- Variação de propriedades físicas com a temperatura ⁽²⁶⁾	27
Figura 13	- Tipos de distorções ocasionadas pela soldagem ⁽⁴⁾	28
Figura 14	- Distorção transiente em uma chapa de alumínio. (a) dimensões do corpo-de-prova, (b) deflexão versus tempo ⁽⁴⁾	30
Figura 15	- Barra de aço aquecida uniformemente. (a) Sem	

restrição externa à expansão, (b) expansão impedida em uma direção, (c) deformação permanente após o resfriamento ⁽²⁶⁾	31
Figura 16 - Distribuição de temperaturas na chapa ⁽⁵⁶⁾	33
Figura 17 - (a) Tensão de escoamento versus temperatura, (b) diagrama tensão/deformação do material (aço-carbono) ⁽⁵⁶⁾	34
Figura 18 - Distorção angular em uma junta de topo tipo "V" ⁽³⁰⁾	38
Figura 19 - Efeito de espaçamento de raiz sobre a contração transversal ⁽⁴⁴⁾	39
Figura 20 - Plataforma de fixação utilizada por Tanaka ⁽⁴⁰⁾ .	40
Figura 21 - Relação entre quantidade de metal depositado e contração transversal. (a) eletrodo 6N01, (b) eletrodo 7003 ⁽⁴⁰⁾	41
Figura 22 - Relação entre abertura de raiz e contração transversal ⁽⁴⁰⁾	42
Figura 23 - Junta de topo em "V". (a) preenchida com um passe por camada, (b) mais de um passe por camada de solda ⁽³⁰⁾	43
Figura 24 - Aumento da contração transversal na soldagem multi-passe de uma junta de topo ⁽³⁵⁾	44
Figura 25 - Diagrama esquemático mostrando os métodos para reduzir a contração transversal em uma junta de topo ⁽⁵⁾	45
Figura 26 - Efeito do diâmetro do eletrodo sobre a contração transversal em juntas de topo ⁽⁴⁴⁾	46

Figura 27 - (a) Cordões separados, (b) passe à ré contínuo, (c) passe à ré intermitente ⁽³⁰⁾	47
Figura 28 - Distribuição da contração transversal obtida em um corpo-de-prova com rasgo (figura 29), com diferentes sequencias de soldagem ⁽³⁵⁾	48
Figura 29 - Análise do grau de restrição K em um corpo-de- -prova com rasgo central ⁽⁴⁾	50
Figura 30 - Relação entre grau de restrição e contração transversal ⁽³⁵⁾	51
Figura 31 - Tipos de corpos-de-prova utilizados na análi- se ⁽³⁶⁾	52
Figura 32 - Efeito do grau de restrição externa sobre a contração transversal em juntas de topo ⁽³⁶⁾	52
Figura 33 - Rotação no plano ⁽⁴⁾	53
Figura 34 - Distribuição de temperaturas durante a solda- gem. As elipses tracejadas representam as iso- termas ⁽³⁰⁾	54
Figura 35 - Distribuição de temperaturas na junta. (a) Con- tração completa, (b) em processo de contração, (c) zona plástica ⁽³⁰⁾	55
Figura 36 - Representação esquemática da contração trans- versal em juntas de topo, soldadas com um passe único ⁽⁴⁾	58
Figura 37 - Contração e distorção angular de diferentes comprimentos soldados ⁽³¹⁾	51
Figura 38 - Chanfro em "V". (a) Totalmente preenchido, (b) passe intermediário ⁽³³⁾	62

Figura 39 - Contração transversal versus quantidade de metal depositado. (a) para diferentes tipos de eletrodo, (b) diâmetros de eletrodo, (c) chanfro ^(3a)	64
Figura 40 - Definição de contração inerente ⁽³⁶⁾	65
Figura 41 - A contração transversal, δ , é equivalente à redução da distancia \overline{DD} . β representa a deformação angular, β ^(4a)	68
Figura 42 - Contração longitudinal média ⁽⁴²⁾	71
Figura 43 - Dimensões do corpo-de-prova e chanfros utilizados para estudar a distorção angular ⁽⁴⁾	73
Figura 44 - Efeito da forma do chanfro sobre a distorção angular em juntas de topo ⁽⁴⁾	73
Figura 45 - Distorção angular para chapas não restringidas ^(4a)	75
Figura 46 - Deformação angular em uma junta tipo "T" ⁽²⁶⁾ ...	76
Figura 47 - Curva estática da fonte de soldagem tipo tensão constante ("plana")	80
Figura 48 - Equipamento utilizado neste trabalho. (a) Fonte e dispositivo de soldagem, ponte, registradores; (b) Mesa de fixação da chapa e instrumentação	82
Figura 49 - Dimensões dos corpos-de-prova utilizados neste trabalho	84
Figura 50 - Dimensões dos chanfros adotados. (a) reto, (b) "V" com nariz	85
Figura 51 - Dispositivo usado para fixação das chapas	86
Figura 52 - Sistema de medidas/aquisição de dados e posição dos instrumentos de medição	87

Figura 53 - Curva de calibração do sistema indutivo.....	88
Figura 54 - Fontes de calor fictícias ⁽¹⁶⁾	93
Figura 55 - Comparação entre os valores obtidos com fontes de calor pontuais e cónicas e os valores experimentais ⁽¹⁶⁾	94
Figura 56 - Comparação entre o ciclo térmico teórico obtido através do programa e o medido.....	95
Figura 57 - Posição e comprimento dos segmentos analisados.	
Figura 58 - Diagrama de fluxo do programa "Deform".....	98
Figura 59 - Sistema Al - Mg ⁽⁷²⁾	103
Figura 60 - Coeficiente de expansão linear variável.....	107
Figura 61 - Distorção angular devido à diferença de comprimento dos segmentos acima e abaixo da linha neutra das chapas.....	110
Figura 62 - Contração transversal x tempo - corpo-de-prova número 1.....	116
Figura 63 - Contração transversal x tempo - corpo-de-prova número 2.....	117
Figura 64 - Contração transversal x tempo - corpo-de-prova número 3.....	117
Figura 65 - Contração transversal x tempo - corpo-de-prova número 4.....	118
Figura 66 - Contração transversal x tempo - corpo-de-prova número 5.....	118
Figura 67 - Contração transversal x tempo - corpo-de-prova número 6.....	119
Figura 68 - Contração transversal x tempo - corpo-de-prova número 7.....	119

Figura 69 - Contração transversal x tempo - corpo-de-prova número 8.....	120
Figura 70 - Contração transversal x tempo - corpo-de-prova número 9.....	120
Figura 71 - Contração transversal x tempo - corpo-de-prova número 10.....	121
Figura 72 - Contração transversal x tempo - corpo-de-prova número 11.....	121
Figura 73 - Contração transversal x tempo - corpo-de-prova número 12.....	122
Figura 74 - Curva típica de distorção longitudinal durante a soldagem gerada pelo programa - CP1.....	124
Figura 75 - Curva típica de distorção angular durante a soldagem gerada pelo programa - CP2.....	124

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Procedimentos gerais para a preparação de superfícies de alumínio para soldagem ⁽⁵⁾	6
Tabela 2 - Propriedades físicas de alguns metais para fins de comparação ⁽²⁶⁾	37
Tabela 3 - Efeito de vários fatores sobre a contração transversal ⁽⁴⁾	47
Tabela 4 - Contração inerente (ξ) e variação angular inerente (δ) para alguns tipos de juntas soldadas ⁽²⁶⁾	66
Tabela 5 - Composição química do material de adição classificação AWS-ER5356 ⁽⁶¹⁾	78
Tabela 6 - Propriedades mecânicas do metal-base classificação ASTM B209 Gr 5083 - "0" ⁽⁶³⁾	83
Tabela 7 - Composição química do metal-base classificação ASTM B209 Gr 5083 - "0" ⁽⁶³⁾	84
Tabela 8 - Sinal de saída (V) em função do deslocamento do núcleo.....	89
Tabela 9 - Identificação dos corpos-de-prova.....	114
Tabela 10 - Resultados obtidos.....	115

SIMBOLOGIA

a	→ Difusividade térmica (mm^2/s)
A_M	→ Área definida pela quantidade de metal depositado (mm^2)
A_{1T}	→ Área total de metal de solda acima da linha neutra (mm^2)
A_{2T}	→ Área total de metal de solda abaixo da linha neutra (mm^2)
A_1	→ Área do chanfro acima da linha neutra (mm)
A_2	→ Área do chanfro abaixo da linha neutra (mm)
c	→ Calor específico ($\text{kcal}/\text{kg } ^\circ\text{C}$)
$C(t)$	→ Comprimento da tira no instante t (mm)
$C_s(t, n)$	→ Comprimento do segmento n no instante t após o cálculo da distorção (mm)
$C_1(t, n)$	→ Comprimento do segmento n no instante t , acima da linha neutra (mm)
$C_2(t, n)$	→ Comprimento do segmento n no instante t , abaixo da linha neutra (mm)
d	→ Espessura das chapas (mm)
D	→ Diâmetro do arame (mm)
I	→ Corrente de soldagem (A)
k	→ Condutividade térmica ($\text{J}/\text{mm s } ^\circ\text{C}$)
l_0	→ Comprimento inicial (mm)
$L(t)$	→ Largura da tira no instante t (mm)
$L_g(t, n)$	→ Largura do segmento n no instante t (mm)
\dot{Q}_G	→ Quantidade total de calor gerado por unidade de tempo no sólido ($^\circ\text{C}\cdot\text{cal}/(\text{g}\cdot\text{mm}^3)$)
Q	→ Energia real de soldagem (kJ/mm)

r	→ Raio do cilindro - 2D (mm)
R	→ Raio da esfera em torno da fonte onde se situam pontos de mesma temperatura - 3D (mm)
t	→ Tempo (s)
T	→ Temperatura (°C)
$T(t, n)$	→ Temperatura média do segmento n no instante t (mm)
T_{esc}	→ Temperatura de escoamento (°C)
T_{prec}	→ Temperatura de pré-aquecimento (°C)
T_o	→ Temperatura ambiente (°C)
v	→ Velocidade de soldagem (mm/s)
V	→ Diferença de potencial entre eletrodo e peça (V)
Z	→ Comprimento médio da região em que o metal atinge o ponto de fusão (mm)
Z_1	→ Comprimento médio da região acima da linha neutra em que o metal atinge o ponto de fusão (mm)
Z_2	→ Comprimento médio da região acima da linha neutra em que o metal atinge o ponto de fusão (mm)
α	→ Coeficiente linear de expansão térmica (1/°C)
Δ	→ $\Delta V_L + \Delta V_{SOL}$ (%)
Δl	→ Variação do comprimento da chapa (mm)
ΔV_L	→ Contração no estado líquido (%)
ΔV_{SOL}	→ Contração de solidificação (%)
ΔV_S	→ Contração no estado sólido (%)
η	→ Rendimento térmico do processo de soldagem (-)
η_d	→ Rendimento de deposição do arame-eletrodo (-)
λ	→ $1/2\alpha$ (s/mm ²)
ρ	→ Peso específico do material (N/mm ³)
$\varphi(t)$	→ Distorção angular de uma tira no instante t (mm)
ξ	→ Coordenada móvel que acompanha a fonte (mm)

RESUMO

Este trabalho teve como principal objetivo o estudo de deformações plásticas de chapas de alumínio soldadas à topo

As distorções transientes foram medidas durante e após a soldagem, como forma de melhor compreender os mecanismos envolvidos.

Com base nos dados obtidos foi criado um método computacional que possibilita a simulação do comportamento da chapa durante a soldagem, sob o ponto de vista de distorções, e a previsão dos valores finais destas distorções à temperatura ambiente.

ABSTRACT

The main objective of this work was the study of plastic distortions in aluminum butt-welded joints.

Transient distortions were measured during and after welding as a way to provide a better understanding of the related mechanisms.

A computational method was developed to simulate the transient distortions occurred during the welding operation, as well as the final room-temperature distortion. The results agree very well with the measurements.

1 - PROCESSO DE SOLDAGEM MIG

O processo de soldagem a Arco com Proteção gasosa e Eletrodo Consumível, ou processo MIG ("Metal Inert Gas"), como é mais comumente designado, caracteriza-se pela obtenção de energia para a fusão de metal através do estabelecimento de um arco elétrico entre as peças a serem soldadas e um eletrodo (consumível), sob a proteção de uma atmosfera de gás inerte ou oxidante ("MAG - Metal Active Gas"), como mostra o esquema da Fig. 1.

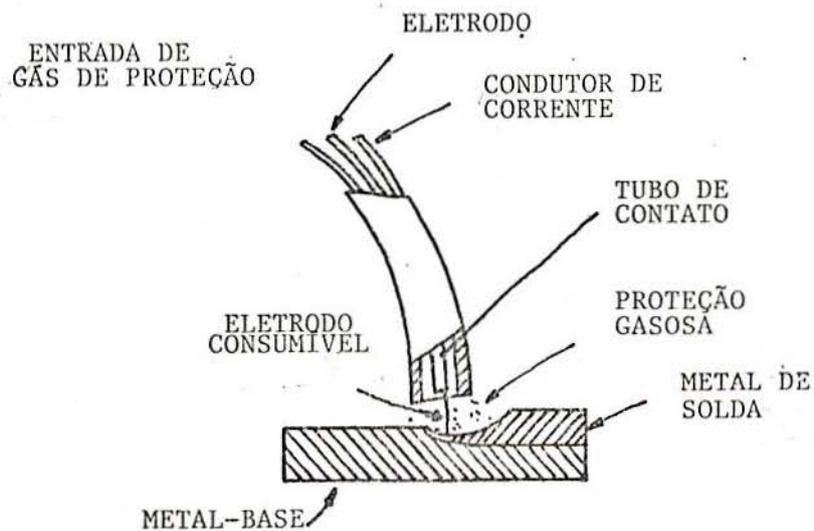


Fig. 1 - Componentes básicos de uma tocha "MIG"⁽¹⁾.

O arco elétrico e a poça de fusão são protegidos por um fluxo contínuo de gás ou mistura de gases. No caso específico da soldagem de alumínio os gases utilizados são argônio, hélio ou misturas argônio-hélio⁽²⁾. O equipamento básico necessário para soldagem MIG é mostrado na Fig. 2.

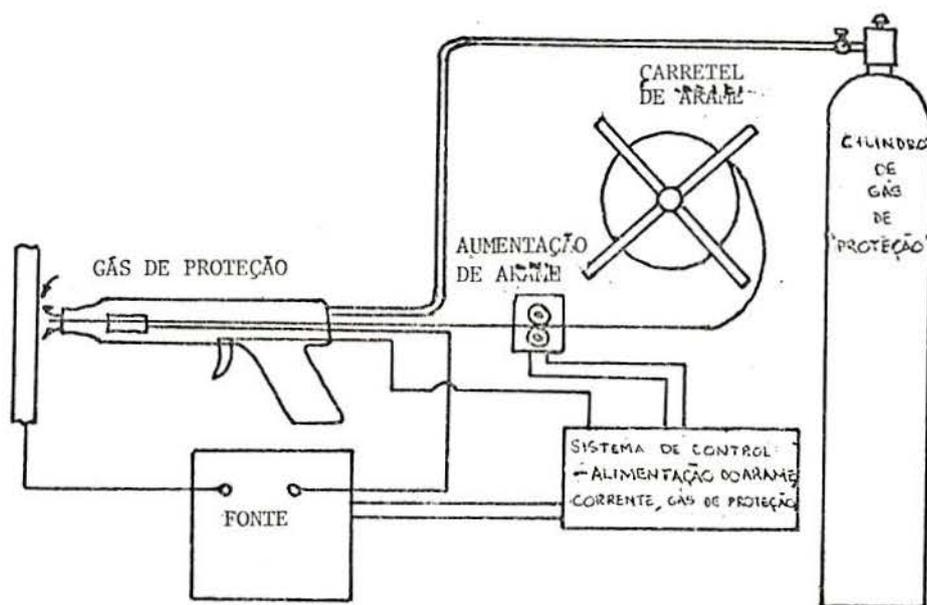


Fig. 2 - Equipamento básico necessário para soldagem "MIG" de alumínio⁽⁵⁾.

O equipamento consiste de um sistema propulsor de arame que alimenta a tocha, onde o arame é energizado passando através de um tubo de contato ligado à fonte de corrente contínua. Um sistema único de controle é usado para iniciar e interromper a alimentação de gás de proteção, fluido de resfriamento e arame-eletrodo.

A escolha deste processo para a execução dos experimentos deve-se principalmente à sua versatilidade, que o torna o processo de soldagem mais utilizado nas aplicações industriais atualmente. Este processo de soldagem pode ser empregado nos modos semi-automático e automático de operação, possibilitando alta velocidade de produção e excelente qualidade.

2 - SOLDAGEM DE ALUMÍNIO

Na soldagem MIG de alumínio utiliza-se sempre corrente contínua com eletrodo positivo. Quando se emprega proteção gasosa de argônio, o uso de corrente contínua "quebra" a camada de óxido que se forma sobre o metal-base. Essa ação de limpeza deve-se às características elétricas do arco com eletrodo positivo e pode ser explicada pelo deslocamento dos elétrons deixando a chapa, pelo choque dos íons de gás inerte sobre o metal ou pela combinação de ambos os fatores⁽⁵⁾.

A eficiente utilização de energia, característica do processo MIG, torna o pré-aquecimento desnecessário na maioria dos casos.

A liga Al-Mg4.5-Mn (5083) utilizada no presente trabalho é a mais resistente das ligas trabalháveis não tratáveis termicamente⁽²⁾, e vem sendo amplamente empregada na construção de estruturas soldadas em aplicações marítimas e criogênicas. Essa liga não apresenta tendência à fissuração e pode ser soldada com os seguintes metais de adição normalizados: Al-Mg5 (ER - 5356), Al-Mg4.5-Mn (ER - 5183) ou Al-Mg5.2-Cr (ER - 5556). Destes metais de enchimento, o de classificação ER - 5356 é o mais empregado na indústria em geral para chapas menos espessas (<20 mm).

Um dos problemas críticos na adaptação de máquinas de soldagem MIG convencionais para soldagem de alumínio é a correta alimentação do arame-eletrodo. O arame deve percorrer uma trajetória retilínea e as eventuais curvas necessárias devem ter o máximo raio de curvatura possível. A pressão dos roletes também deve ser apenas a suficiente para conduzir o arame com movimento

uniforme, sem amassá-lo.

Outro cuidado fundamental para a obtenção de uma junta de boa qualidade é a adequada limpeza das peças.

A geração de hidrogênio a partir de contaminantes presentes no metal-base é uma das principais causas de porosidade no alumínio. O alumínio no estado fundido tem alta capacidade de absorção de hidrogênio atômico, como pode ser visto na Fig. 3.

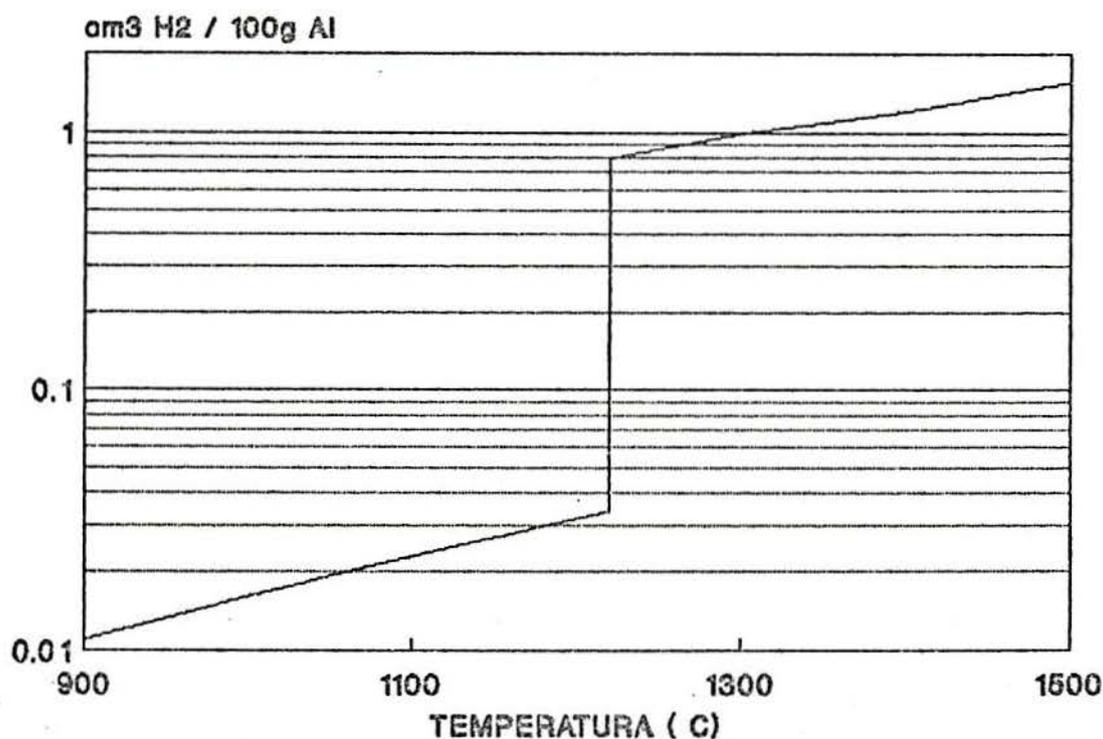


Fig. 3 - Solubilidade do hidrogênio no alumínio⁽⁶⁴⁾.

Por outro lado, no estado sólido o alumínio não consegue diluir todo o hidrogênio absorvido. Se a taxa de resfriamento da solda é muito alta o hidrogênio não consegue ascender à superfície ficando retido na forma de poros gasosos.

Óxidos, graxa ou filmes de óleo contém oxigênio e/ou hidrogênio e, se não forem removidos antes da soldagem, podem

causar redução de propriedades mecânicas e aspecto da solda. Uma descrição resumida dos procedimentos usuais de limpeza é apresentada na Tab. 1.

Tab. 1 - Procedimentos gerais para preparação de superfícies de alumínio para soldagem⁽⁵⁾.

Componentes a serem removidos	Limpeza localizada (apenas sup. soldadas)	Limpeza geral (limpeza total peças)
Remoção de óleo, graxa, umidade e poeira	<ul style="list-style-type: none"> -Lavagem com solução -Lavagem c/ solventes hidrocarbonados como acetona ou álcool -Lavagem c/ solventes específicos para este fim 	<ul style="list-style-type: none"> -Desengraxe por vapor -Desengraxe por spray -Imersão em solventes alcalinos -Imersão em solventes específicos
Remoção da camada de óxido	<ul style="list-style-type: none"> -Lavagem das superfícies em solução alcalina forte, depois em água, solução de ácido nítrico e lavagem final c/ água -Lavagem com desoxidantes específicos -Remoção mecânica do óxido: <ul style="list-style-type: none"> a) escovamento com escova rotativa b) polimento c) remoção mecânica de material nas áreas adjacentes à junta. 	<ul style="list-style-type: none"> -Imersão em solução alcalina forte, água, ácido nítrico e água novamente -Imersão em desoxidante específico

3 - FLUXO TÉRMICO DURANTE A SOLDAGEM

O calor fornecido pelo arco elétrico produz ciclos térmicos complexos, que por sua vez alteram a micro-estrutura da zona afetada pelo calor, causam tensões transientes e movimento do metal, resultando em tensões residuais e distorções no produto final⁽⁴⁾.

As fontes responsáveis pelo calor gerado durante a soldagem são as seguintes:

(a) Calor gerado pela potência do arco, q

$$q = V I \quad (\text{W}) \quad (1)$$

onde V é a diferença de potencial entre eletrodo e peça (V), e I a corrente de soldagem (A).

(b) Calor gerado pelas reações químicas que ocorrem no eletrodo, arco e poça de fusão.

(c) Calor gerado pelas transformações de fase no metal.

Comparados à potência do arco elétrico, a contribuição dos outros dois fatores pode ser considerada desprezível. A energia real de soldagem (kJ/mm) pode ser definida, então, por:

$$Q = \eta \frac{V I}{v} \quad (2)$$

onde η é o rendimento térmico do processo de soldagem, valor percentual que indica a parcela de energia efetivamente transferida para a peça, descontadas as perdas para a atmosfera por radiação e através do eletrodo por condução.

A Fig. 4 mostra os valores de η para diversos processos de soldagem e materiais. Na soldagem MIG de alumínio estes valores ficam entre 0.7 e 0.85⁽⁴⁾.

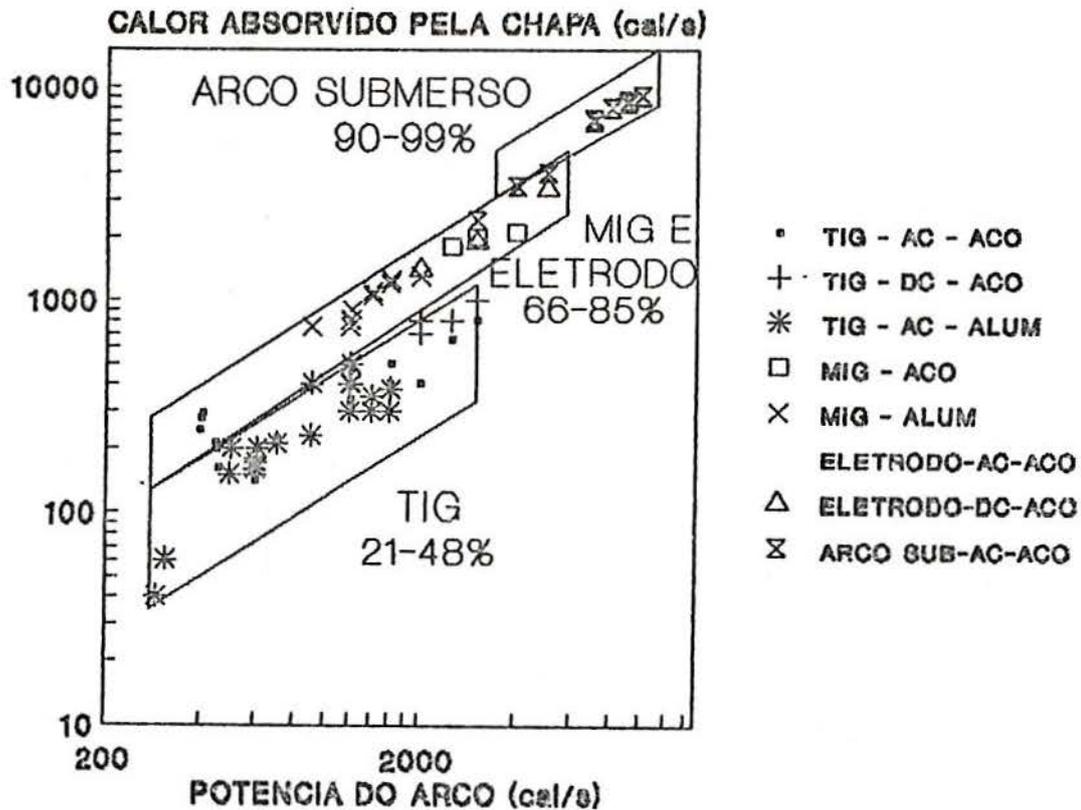


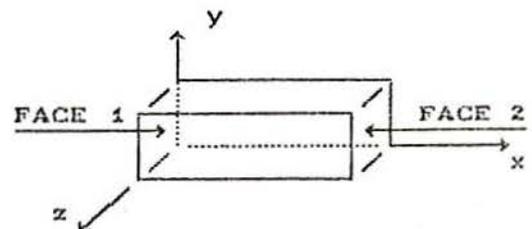
Fig. 4 - Valores de η para diversos processos de soldagem e materiais⁽⁴⁾.

v é a velocidade de deslocamento da tocha (mm/s).

3.1 - ANÁLISE MATEMÁTICA DA TRANSFERÊNCIA DE CALOR EM SÓLIDOS

A taxa de transferência de calor, $\frac{dQ}{dt}$ ou \dot{Q} , atravessando uma superfície A é dada por⁽¹¹⁾.

$$\dot{Q} = -k A \frac{dT}{dx} \quad (3)$$



onde: t → tempo (s)

k → condutividade térmica

A → área da seção transversal (mm²)

T → temperatura (°C)

Da equação (3) pode-se obter a quantidade necessária de calor atravessando as faces 1 e 2:

$$\dot{Q}_1 = - \left[k \frac{\partial T}{\partial x} \right] \Big|_x \Delta y \Delta z \quad (4a)$$

$$\dot{Q}_2 = - \left[k \frac{\partial T}{\partial x} \right] \Big|_{x+\Delta x} \Delta y \Delta z \quad (4b)$$

A quantidade líquida de calor transferida para o cubo por unidade de volume na direção x é:

$$\frac{\dot{Q}_1 - \dot{Q}_2}{\Delta x \Delta y \Delta z} = \frac{k \left[\frac{\partial T}{\partial x} \right] \Big|_{x+\Delta x} - k \left[\frac{\partial T}{\partial x} \right] \Big|_x}{\Delta x} \quad (5)$$

Como no limite Δx se aproxima de zero:

$$\lim_{\Delta x \rightarrow 0} \frac{\dot{Q}_1 - \dot{Q}_2}{\Delta x \Delta y \Delta z} = \frac{\partial}{\partial x} \left[k \frac{\partial T}{\partial x} \right] \quad (6)$$

Definindo \dot{Q}_v como quantidade líquida de calor gerada por unidade de volume por unidade de tempo dentro do sólido e sabendo que a taxa de troca de energia interna por unidade de volume para um volume infinitesimal é:

$$\dot{Q}_v = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (7)$$

pode-se escrever:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \dot{Q}_a + \frac{\partial}{\partial x} \left[k \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[k \frac{\partial T}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[k \frac{\partial T}{\partial z} \right] \quad (7a)$$

ou assumindo k como função da temperatura:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \dot{Q}_a + k \left[\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right] + \frac{\partial k}{\partial t} \left[\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right)^2 + \left(\frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right)^2 + \left(\frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right)^2 \right] \quad \dots (7b)$$

Que é a equação fundamental para transferência de calor em sólidos. Admitindo que $\dot{Q}_a = 0$ e que k não varia com x , y ou z (para evitar as complexidades matemáticas de resolução de equações não-lineares), obtemos:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{k}{\rho c} \left[\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right] \quad (8)$$

Definindo o termo $\frac{k}{\rho c} = a$ como difusividade térmica

$$a = \frac{k}{\rho c} = \frac{1}{2\lambda}$$

pode-se escrever

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{2\lambda} \left[\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right] \quad (9)$$

*R varia com x, y ou z significa
meso inhomogêneo e não é linear*

3.2 - ANÁLISE DO FLUXO TÉRMICO DURANTE A SOLDAGEM

- ROSENTHAL

A primeira contribuição para a análise do fluxo térmico em soldas foi dada por Rosenthal^(10,12), no final da década de 30.

Rosenthal definiu o chamado estado "semi-estacionário" em que a distribuição de temperaturas é considerada estacionária em relação a um sistema de coordenadas que se move junto com a fonte de calor (Fig. 5).

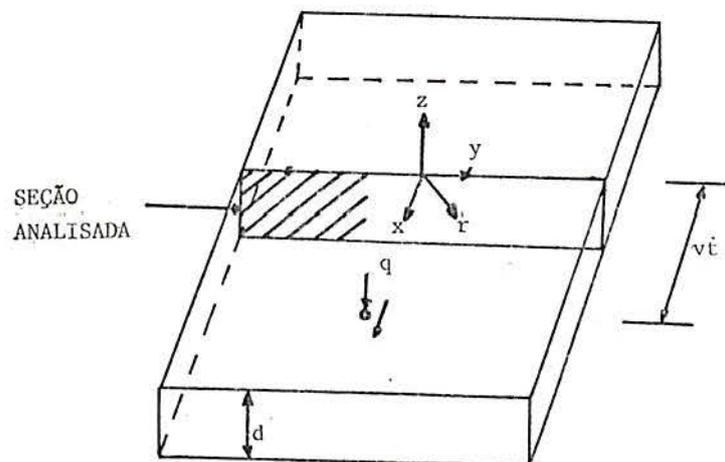


Fig. 5 - Sistema de coordenadas móvel solidário à fonte de calor^(a).

Ou seja, se representarmos a distribuição de temperaturas próximo à fonte de calor por uma colina, sendo as isothermas as curvas de nível da colina (Fig. 6). No estado "semi-estacionário" de transferência de calor, a colina se move como um corpo rígido sobre a superfície da chapa, sem alteração no seu tamanho ou forma.

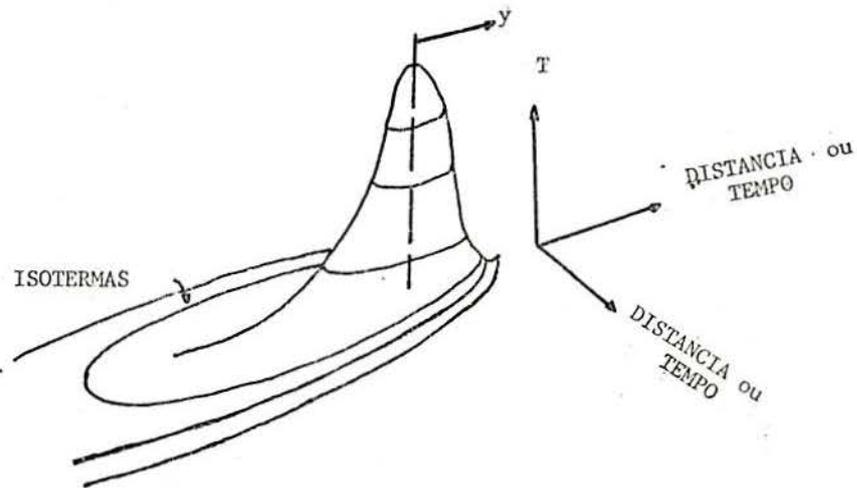


Fig. 6 - Distribuição tri-dimensional de temperaturas na soldagem^(a).

Como consequência as marcas deixadas sobre a superfície pelas diferentes isotermas serão retas paralelas à direção de soldagem.

Para obter o efeito do estabelecimento do estado "semi-estacionário" na equação (9), Rosenthal colocou a origem do sistema de coordenadas sobre a fonte de calor e criou uma nova coordenada, ξ , que define a distância da fonte a uma posição fixa sobre o eixo x

$$\xi = x - vt \quad (10)$$

Substituindo x por ξ em (9),

$$\frac{\partial^2 T}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = -2\lambda v \frac{\partial T}{\partial \xi} + 2\lambda \frac{\partial T}{\partial t} \quad (11)$$

Como $\frac{\partial T}{\partial t} = 0$ no novo sistema de coordenadas

$$\frac{\partial^2 T}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = -2\lambda v \frac{\partial T}{\partial \xi} \quad (12)$$

A equação (12) é a equação diferencial para a soldagem no estado "semi-estacionário".

A solução para esta equação pode ser escrita na seguinte forma:

$$T = T_0 + e^{-\lambda v \xi} \varphi(\xi, y, z) \quad (13)$$

Onde T_0 é a temperatura inicial da peça e $\varphi(\xi, y, z)$ uma função a ser determinada. Colocando (13) em (12) chega-se a:

$$\frac{\partial^2 \varphi}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 \varphi}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varphi}{\partial z^2} - (\lambda v)^2 \varphi = 0 \quad (14)$$

Uma equação semelhante é encontrada em problemas de ondas elétricas.

3.2.1 - HIPÓTESES

As equações de Rosenthal fornecem uma boa descrição do ciclo térmico na zona afetada pelo calor. Entretanto é importante notar que certas hipóteses que foram feitas para facilitar a resolução das equações afetam a precisão dos resultados.

1. A fonte de calor é considerada puntiforme (ou uma linha). Esta aproximação é válida para soldagem com eletrodos revestidos

de pequeno diâmetro, mas não é exata no caso de soldagem sob proteção gasosa⁽¹⁰⁾.

2. As propriedades físicas do material não são sensíveis à variação de temperatura ou estado (sólido ou líquido). A Fig. 7 mostra a variação da condutividade térmica e calor específico do alumínio com a temperatura.

A equação não-linear resultante da consideração da variação das propriedades com a temperatura só pode ser resolvida com o auxílio de métodos numéricos. *Não é sempre verdade*

3. A perda de calor para a atmosfera é considerada desprezível. Esta hipótese é baseada no fato da condutividade térmica nos metais ser muito maior que a transmissão de calor para o ar, especialmente quando o metal-base é alumínio.

4. O calor gerado por efeito Joule pela passagem de corrente através do arame-eletrodo pode ser desprezado em comparação com o gerado pelo arco elétrico.

5. O material permanece sempre no estado sólido a qualquer temperatura, não ocorrem trocas de fase, e é isotrópico e homogêneo.

6. As chapas são infinitas, exceto nas dimensões especificamente citadas.

7. As condições são estacionárias em qualquer momento da solda, isto é, energia de soldagem, velocidade de deslocamento da tocha, etc..., têm seu valor constante igual àquele observado na metade do cordão.

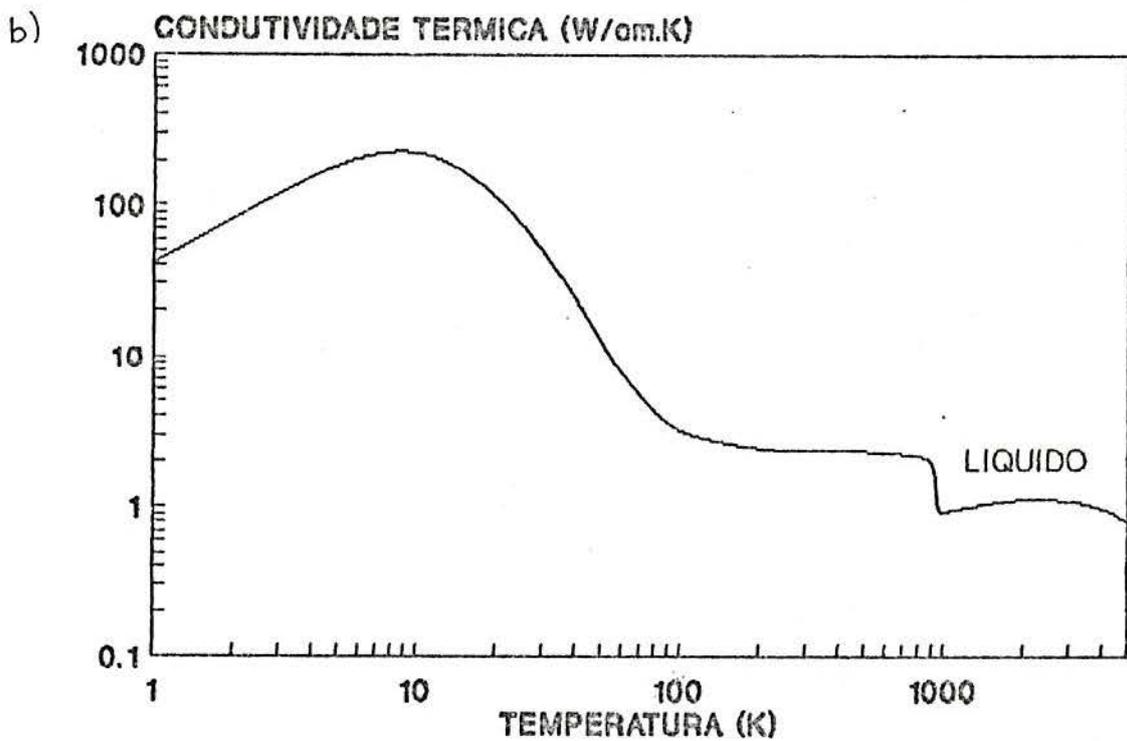
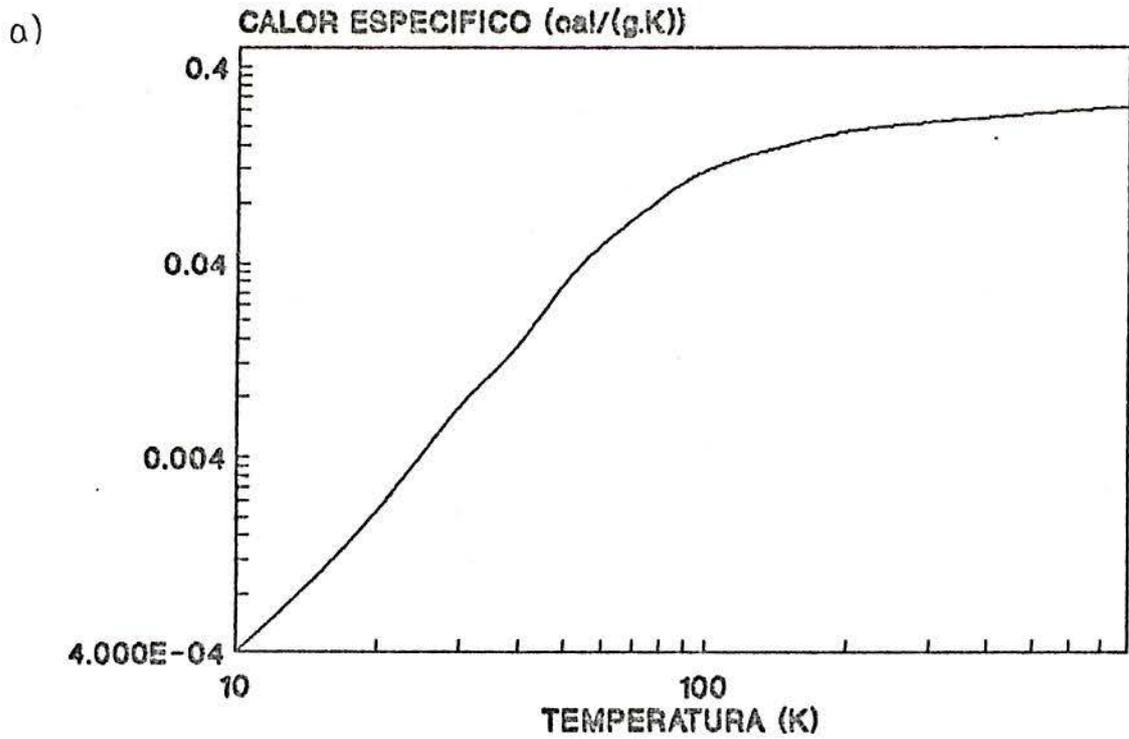


Fig. 7 - Variação de: (a) condutividade térmica⁽²³⁾ e
(b) calor específico⁽²⁵⁾ com a temperatura.

3.2.2 - SOLUÇÃO DE CASOS ESPECIAIS

3.2.2.1 - DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA EM UMA CHAPA SEMI-INFINITA - CASO TRI-DIMENSIONAL

Esta solução se aplica ao caso em que um cordão de solda é depositado sobre uma chapa de grande espessura ($d = \infty$ na Fig. 5).

A solução da equação (12) deve satisfazer às seguintes condições:

(a) Desde que a fonte de calor é puntiforme, o fluxo térmico através da superfície de um hemisfério em torno da fonte deve tender à quantidade total de calor q , fornecido à chapa, quando o raio da esfera tende a zero. Matematicamente falando, se R é o raio da esfera,

$$- 2 \pi R^2 \lambda \frac{\partial T}{\partial R} \Rightarrow q \quad (15)$$

quando

$$R = \sqrt{\xi^2 + y^2 + z^2} \rightarrow 0 \quad \left. \begin{array}{l} \text{ } \\ \text{ } \end{array} \right\} 2\pi \lim_{r \rightarrow 0} r^2 \frac{dT}{dr} = -q$$

(b) A perda de calor através da superfície da peça para a atmosfera é considerada desprezível,

$$\frac{\partial T}{\partial z} = 0 \quad \text{para } z = 0 \quad \text{e } R \neq 0 \quad (16)$$

(c) A temperatura da chapa permanece inalterada a uma distância muito grande (infinita) da fonte, isto é:

$$T = T_0 \quad \text{para } R = \infty$$

A equação que satisfaz as condições acima é*:

$$T - T_0 = \frac{q}{2\pi k} e^{-\lambda v \xi} \frac{e^{-\lambda v R}}{R} \quad (17)$$

3.2.2.2 - CASO BI-DIMENSIONAL - CHAPA INFINITA

Como a chapa é delgada, pode-se considerar que não há diferença de temperatura entre a face inferior e a superior, ou seja:

$$\frac{\partial T}{\partial z} = 0 \quad (18)$$

em cada ponto da chapa

A fonte de calor, neste caso, é representada por uma linha (Fig. 8).



$$r = \sqrt{\xi^2 + y^2}$$

Fig. 8 - Fonte de calor 2D⁽⁴⁰⁾.

O fluxo de calor através da superfície do cilindro deve tender ao valor total da quantidade de calor fornecida à chapa quando o raio r tende a zero

* VIDE APÊNDICE A(1)

$$-2\pi r d k \frac{\partial T}{\partial r} \Rightarrow q \quad (19)$$

quando $r \Rightarrow 0$,

$$T \Rightarrow T_0 \quad \text{quando} \quad r \Rightarrow 0$$

A equação que descreve o regime bi-dimensional tem a seguinte forma*:

$$T - T_0 = \frac{q}{2\pi k} e^{-\lambda v \xi} \frac{K_0(\lambda v r)}{d} \quad (20)$$

onde K_0 é a função de Bessel modificada do segundo tipo e ordem zero. As equações (17) e (20) permitem construir gráficos como o da Fig. 9 que demonstram o ciclo térmico ocorrido em um ponto qualquer da peça, na zona afetada pelo calor, durante a soldagem.

* VIDE APÊNDICE A(2)

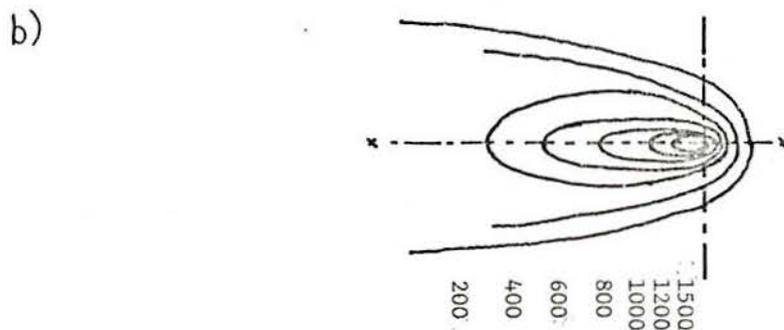
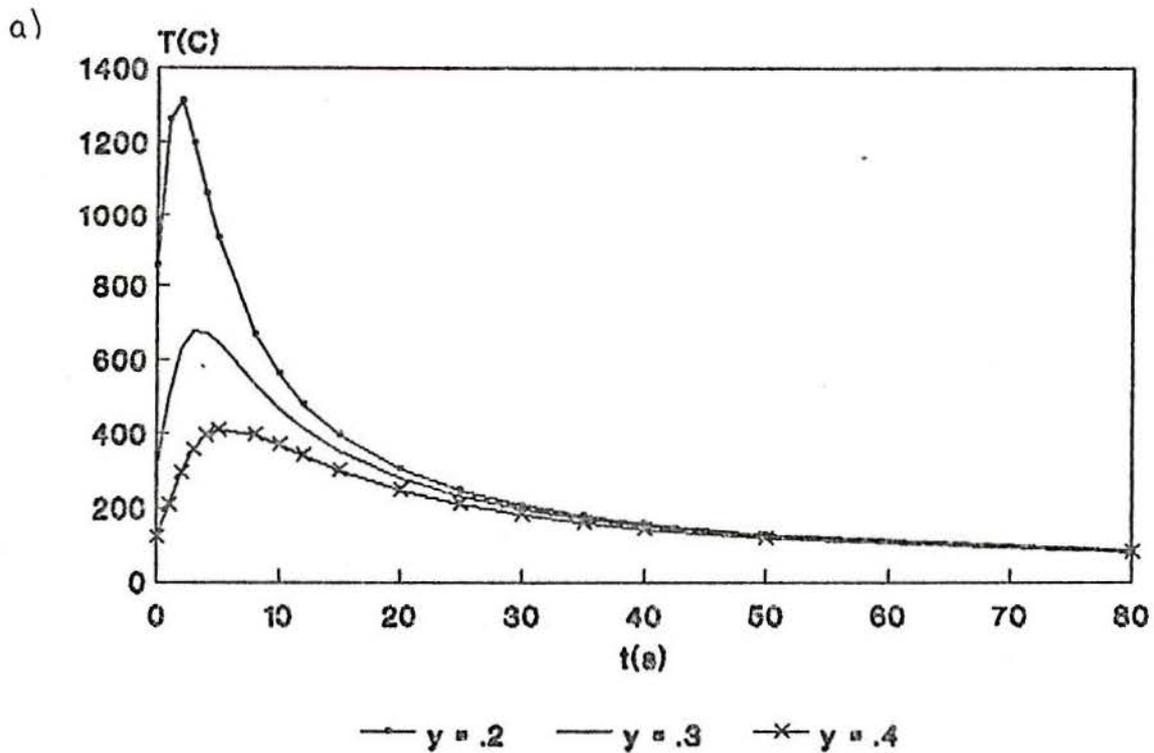


Fig. 9 - (a) Ciclo térmico em diferentes pontos na chapa
(b) isothermas⁽⁹⁾.

3.2.3 - COMPLEMENTOS AO MODELO BÁSICO PROPOSTO POR ROSENTHAL

O método analítico baseado na fonte móvel de calor proposto por Rosenthal continua sendo, nos dias de hoje, uma poderosa

ferramenta na análise de ciclos térmicos em juntas soldadas. Apesar das simplificações e aproximações adotadas, os resultados gerados fornecem uma boa aproximação dos valores reais obtidos experimentalmente.

Vários pesquisadores têm fornecido contribuições no sentido de melhorar a precisão do método, através da contabilização de fatores desprezados por Rosenthal.

Nunes Jr.⁽¹⁵⁾ modelou a fonte de calor na forma de multipolos de ordem mais alta, dipolos e quadripolos, como forma de obter o efeito do movimento do metal líquido e da troca de fases na poça de fusão sobre o ciclo térmico na peça.

Solomon e Levy⁽¹⁶⁾ criaram um método de solução para o caso real em que a espessura das chapas tem um valor finito, d , e não há troca de calor com a atmosfera nas superfícies superior e inferior ($z=0$ e $z=d$). Para simular o ciclo térmico na chapa durante a soldagem foi criado um programa de computador bastante simples, na linguagem fortran, que permite o cálculo de temperaturas e taxas de resfriamento na ZAC e metal-base. O programa de computador (listado no apêndice B) evita que se tenha de escolher quando o regime é bi ou tri-dimensional porque gera automaticamente uma série de fontes de calor e considera sua influência de forma que não haja fluxo de calor através das superfícies inferior e superior das chapas. Este programa foi usado neste trabalho devido à sua rapidez de processamento e precisão dos resultados. Uma descrição mais detalhada do funcionamento do programa pode ser vista na seção 6.1. A figura 10 apresenta uma comparação entre a previsão de temperaturas gerada pelo programa e os dados obtidos através de medições.

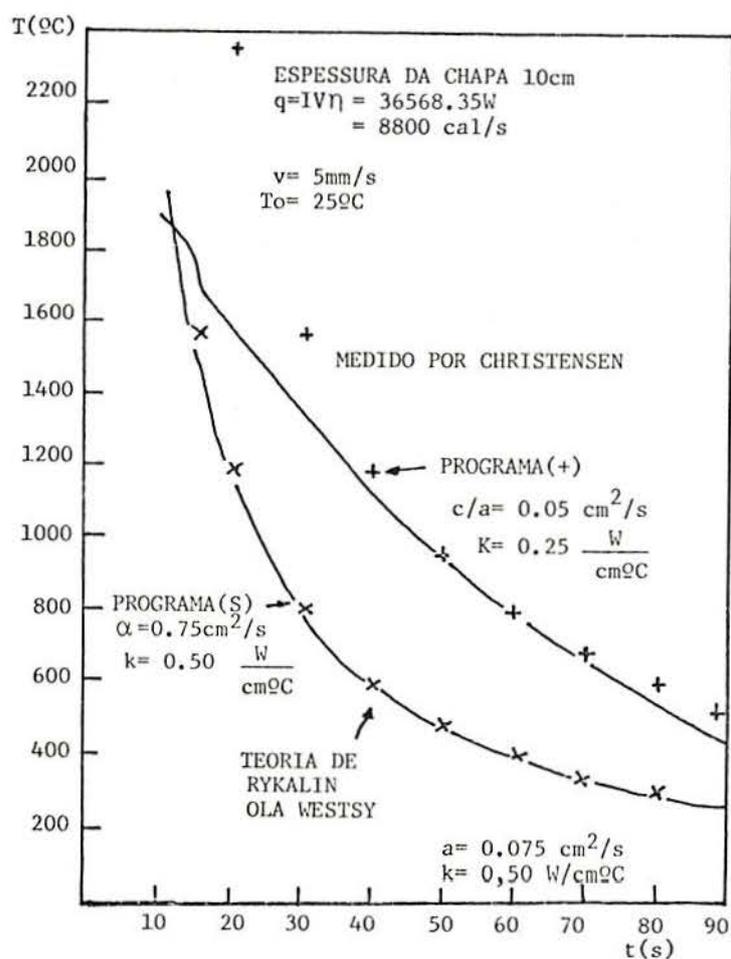


Fig. 10 - Comparação entre o ciclo térmico previsto e o real⁽¹⁶⁾.

3.3 - MÉTODOS NUMÉRICOS

Recentemente tem havido grande interesse na utilização de computadores na análise matemática do fluxo térmico em juntas soldadas e desde 1965 vários estudos têm sido conduzidos nesta área.

Os métodos numéricos têm como grande vantagem a precisão dos resultados, já que não há necessidade das aproximações exigidas na formulação de uma solução analítica: a fonte de calor não precisa ser concentrada em um ponto ou linha, a geometria da junta pode ser modelada com sua forma real e a variação das propriedades físicas do material com a temperatura pode ser considerada.

Utilizando técnicas de simulação computacional, Blodgett⁽²⁴⁾ desenvolveu um modelo para determinar taxas de resfriamento em juntas soldadas para qualquer espessura de chapa, geometria da junta ou energia de soldagem. O programa foi desenvolvido para chapas de aço-carbono levando em consideração a variação da condutividade térmica e calor específico com a temperatura. Para o cálculo do fluxo térmico as chapas soldadas foram divididas em segmentos semi-circulares concêntricos (Fig. 11).

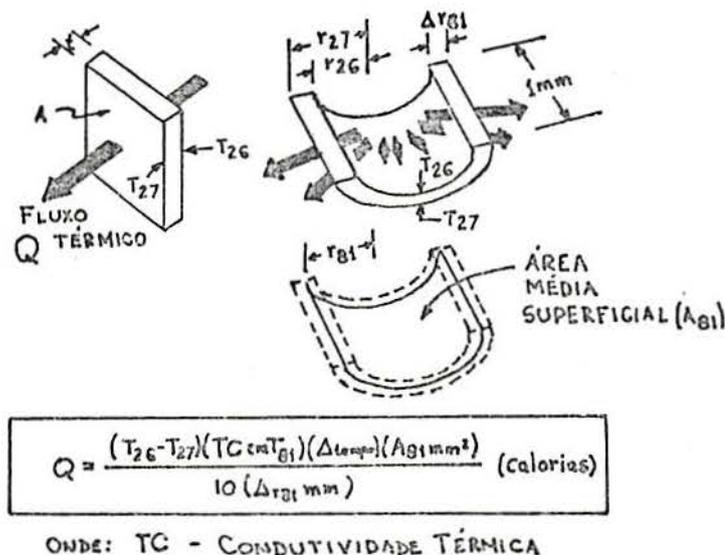


Fig. 11 - Escoamento de calor através de um segmento⁽²⁴⁾.

A diferença de temperatura entre os segmentos, dependendo da área superficial, espessura dos segmentos e condutividade térmica nas respectivas temperaturas causará transferência de uma determinada quantidade de calor entre os citados segmentos.

Utilizando-se a equação na Fig. 11, a quantidade de calor que flui entre os segmentos pode ser calculada para um determinado intervalo de tempo. Os cálculos são feitos para cada segmento até que a borda da chapa seja alcançada.

Esta operação continua até que a temperatura do segmento adajacente à solda atinja uma determinada temperatura de interesse.

Essencialmente, começamos com uma determinada quantidade de calor no metal de solda (fornecida pela energia de soldagem somada ao pré-aquecimento) e, assumindo que não haja perdas para a atmosfera, chegamos ao fim com a mesma quantidade de energia. Com o valor total de calor em cada segmento, a cada instante, pode-se facilmente determinar a temperatura.

Uma análise mais detalhada do programa revela uma falha que torna impraticável o seu uso neste trabalho. O programa, que recebeu uma adaptação posterior para solda-ponto⁽⁶⁵⁾, não leva em conta a influência da velocidade de soldagem sobre o ciclo térmico. Para uma mesma energia de soldagem, variando-se a velocidade, haverá necessariamente alteração no ciclo térmico, geometria do cordão e magnitude das distorções nas chapas.

Paley e Hibbert⁽¹⁷⁾ desenvolveram programas de computador levando em conta a variação das propriedades físicas com a temperatura, em juntas de topo e tipo "T" com dimensões utilizadas industrialmente e obtiveram os ciclos térmicos para

qualquer seção transversal desejada. Os testes foram feitos com aço-carbono laminado a frio, HY80 e aço para tubulações industriais e os resultados obtidos mostram que embora a seleção das propriedades físicas seja importante, uma vez escolhidos estes dados, o programa não é particularmente sensível à variação de composição química dos aços.

Tekriwal, Stitt e Mazumder⁽¹⁸⁾ modelaram o fluxo térmico para o processo de soldagem TIG, utilizando elementos finitos lineares de formato cúbico (8 nós) e criaram um modelo de condução de calor tri-dimensional para obter a forma e dimensão do cordão e da zona afetada pelo calor, levando em consideração as perdas de calor por convecção e radiação.

Krutz e Segerlind⁽¹⁹⁾ construíram um modelo bi-dimensional que utiliza elementos finitos triangulares e considera calor específico e condutividade térmica como função da temperatura, avalia o efeito do calor latente de fusão sobre a variação da temperatura e também leva em consideração perdas de calor por convecção e radiação. O programa primeiramente calcula a temperatura como função da posição e tempo. Determinando o tamanho da poça de fusão através da localização da linha solidus, subsequentemente em todos os pontos da zona afetada pelo calor é verificada a taxa de resfriamento. Se existirem pontos com taxa de resfriamento superior ao valor crítico, uma revisão nos parâmetros de soldagem é recomendada.

Sadek e Brasil Jr.⁽²⁴⁾ desenvolveram uma análise computacional para obtenção do campo de temperatura transiente em uma placa plana na qual um cordão de solda é depositado ao longo do eixo de simetria. O problema é modelado com base na hipótese de condução

de calor bi-dimensional, considerando a não linearidade da condutividade térmica do material e perdas de calor por convecção e radiação na superfície da placa. A obtenção dos resultados é feita através de um esquema de discretização baseado no método de volumes finitos, com resolução do sistema de equações pelo método linha-linha.

Stoeckinger, Calabrese e Menaul⁽²²⁾ criaram um modelo que inclui a perda de calor através do back-up e dispositivos de fixação das chapas. Os experimentos foram feitos em chapas de alumínio e titânio, soldadas pelo processo "TIG" com várias energias de soldagem.

Uma revisão do "estado-da-arte" e dos mecanismos envolvidos na modelagem do fluxo térmico em operações de soldagem foi feita por Cacciatore⁽⁴⁸⁾. Após uma breve discussão dos métodos analíticos, ele descreve o desenvolvimento da abordagem e resolução numérica de problemas não-lineares de transferência de calor.

4 - DISTORÇÕES OCASIONADAS POR SOLDAGEM

As deformações resultantes das operações de soldagem constituem um dos maiores problemas enfrentados na construção de estruturas soldadas. O ciclo de aquecimento e resfriamento não-uniformes a que são submetidas as chapas, combinado à solidificação do metal de solda gera o desenvolvimento de um complexo estado de tensões na área próxima ao cordão de solda. As forças externas resultantes se combinam e reagem podendo causar deslocamento no plano, torções ou rotações. Estes movimentos do metal em sua forma final são chamados distorções. Muitos fatores afetam a distorção do metal e dificultam previsões precisas. As propriedades físicas e mecânicas, nas quais os cálculos são baseados em parte, variam com a temperatura. Por exemplo, no caso de aço ao carbono, com o aumento de temperatura na área da solda, a tensão de escoamento, módulo de elasticidade e condutividade térmica diminuem e o coeficiente de expansão térmica e calor específico aumentam⁽²⁶⁾ (Fig. 12). Estas mudanças, por sua vez, afetam o fluxo térmico e a uniformidade de distribuição de calor.

Até o final dos anos 60, praticamente todas as estruturas soldadas submetidas a condições críticas como navios, submarinos, etc..., eram construídas usando aço. Como consequência grande quantidade de informações empíricas foi obtida a respeito de vários tipos de distorções encontradas durante a fabricação de estruturas de aço. Ao mesmo tempo, investigações analíticas foram feitas para melhor compreensão dos mecanismos envolvidos.

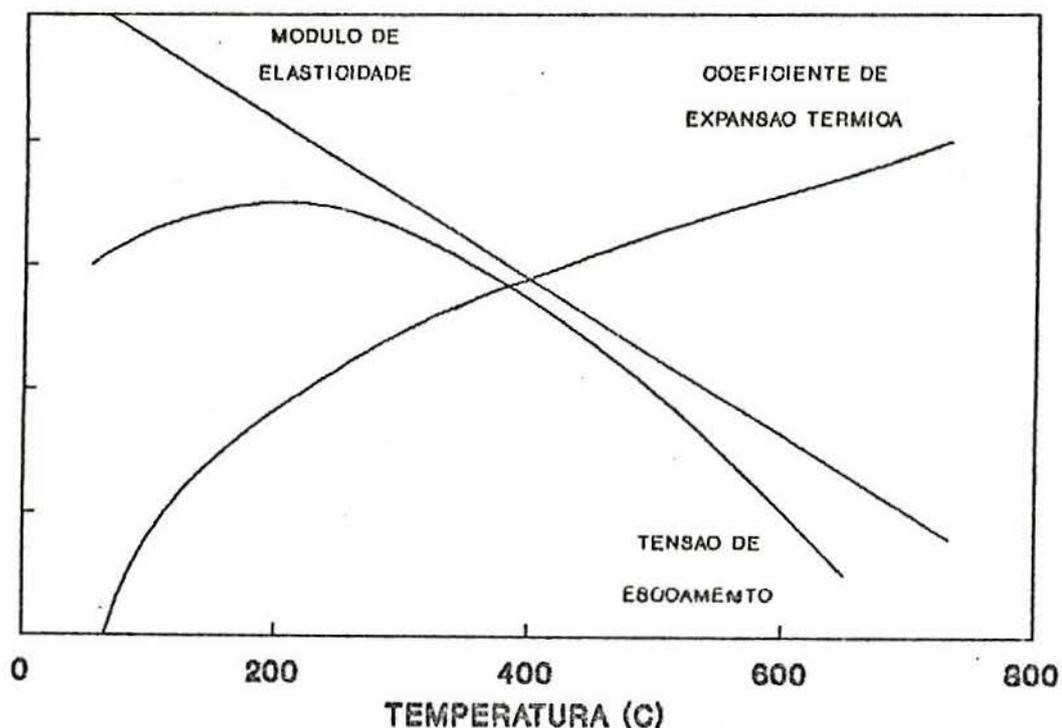


Fig. 12 - Variação de propriedades físicas do aço ao carbono com a temperatura ⁽²⁶⁾.

Nos últimos vinte anos, entretanto, o interesse no uso extensivo de alumínio como material estrutural tem aumentado. Isso ocorre devido às desejáveis propriedades físicas e mecânicas que o alumínio possui, como baixa relação peso-resistência mecânica, excelente resistência à corrosão marinha, etc... Por outro lado, os problemas de distorção na soldagem de alumínio são mais severos que os ocorridos quando se usa aço pelas seguintes razões:

1. Comparado com o aço, o alumínio tem maior condutividade térmica.
2. O coeficiente de expansão térmica do alumínio é aproximadamente duas vezes o do aço.
3. O módulo de elasticidade do alumínio é aproximadamente um terço daquele do aço.

4.1 - CLASSIFICAÇÃO

Três tipos principais de variações dimensionais que ocorrem durante o processo de soldagem causam distorções em estruturas soldadas⁽⁴⁾:

1. Contração transversal
2. Contração longitudinal
3. Distorção angular

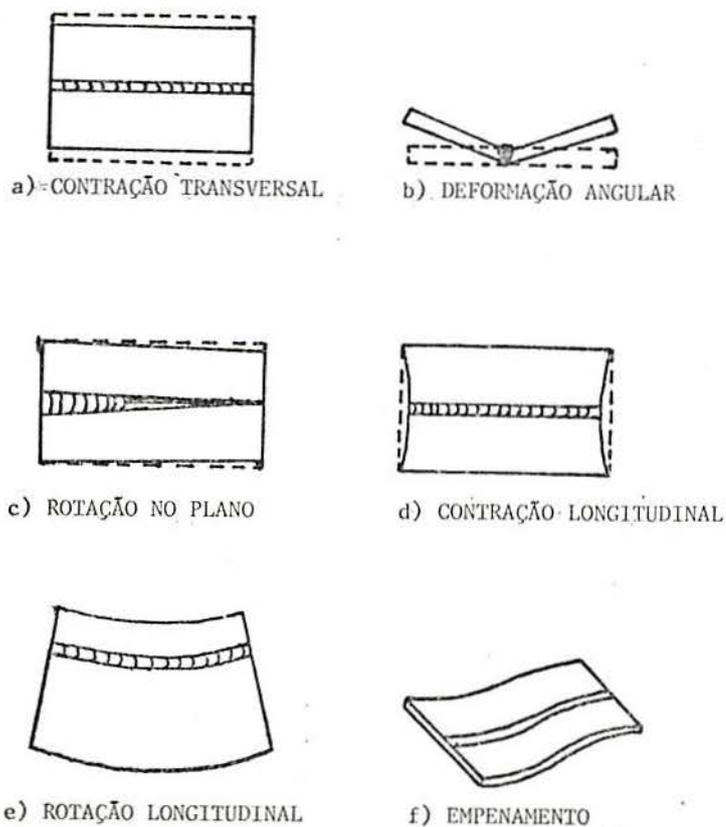


Fig. 13 - Tipos de distorções ocasionadas pela soldagem⁽⁴⁾.

Estas variações dimensionais são mostradas na Fig. 13 e classificadas da seguinte forma:

(a) Contração transversal. Perpendicular ao cordão de solda.

(b) Variação angular. Causada pela distribuição de calor não-uniforme na direção da espessura da chapa, próximo ao cordão de solda.

(c) Rotação no plano. Distorção angular no plano da chapa devido à expansão térmica.

(d) Contração longitudinal. Distorção que ocorre na direção do cordão de solda.

(e) Rotação longitudinal. Rotação no plano da chapa causada pela execução de soldas fora da linha neutra.

(f) Empenamento. Instabilidade dimensional causada pelas tensões de origem térmica quando as chapas são finas.

4.2 - METODOLOGIAS PARA ANÁLISE DE DISTORÇÕES EM JUNTAS SOLDADAS

O método ortodoxo de análise é o de simulação analítica. Este método permite estudar não apenas distorções remanescentes após o término da operação, como também avalia o movimento transiente do metal durante a soldagem. Essa avaliação é importante porque as distorções durante e após a soldagem são totalmente diferentes. Como exemplo, a Fig. 14(b) mostra a variação na deflexão no ponto médio de uma chapa de alumínio 5052-h32, posicionada verticalmente e apoiada em ambas as extremidades do lado inferior (Fig. 14(a)). Durante o início da soldagem o lado superior

expande-se e o centro de gravidade da chapa se desloca para cima. Quando a chapa resfria, o metal de solda sofre contração ao longo de seu comprimento total e a direção da deflexão muda.

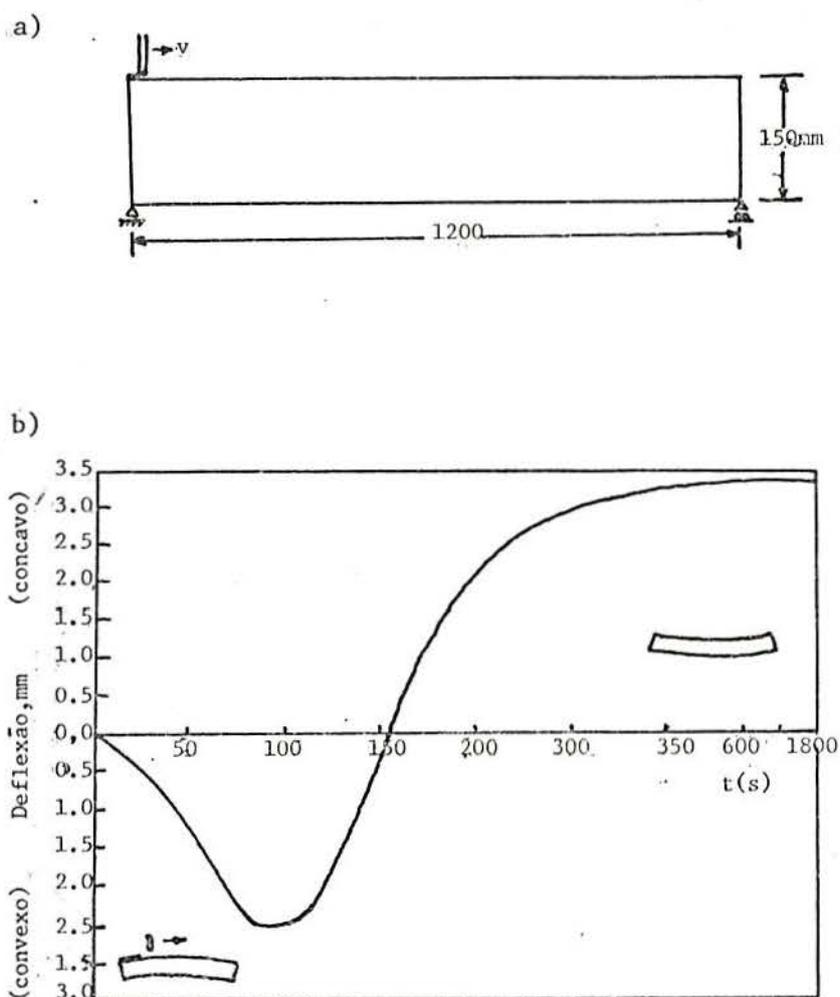


Fig. 14 - Distorção transiente em uma chapa de alumínio.

(a) dimensões do corpo-de-prova, (b) deflexão versus tempo⁽⁴⁾.

A simulação analítica é um método bastante complexo e mesmo nos casos onde a geometria da junta é simples, é necessário o uso de computadores para calcular a distorção transiente.

Caso interessem apenas as distorções remanescentes após a

solda o procedimento é bem mais simples e existem vários trabalhos (muitos deles empíricos) relacionando as deformações com as variáveis de soldagem.

4.3 - MECANISMOS DE DEFORMAÇÕES

Para entender como e porque as distorções ocorrem durante o aquecimento e resfriamento de um metal, consideremos a barra mostrada na Fig. 15⁽²⁶⁾.

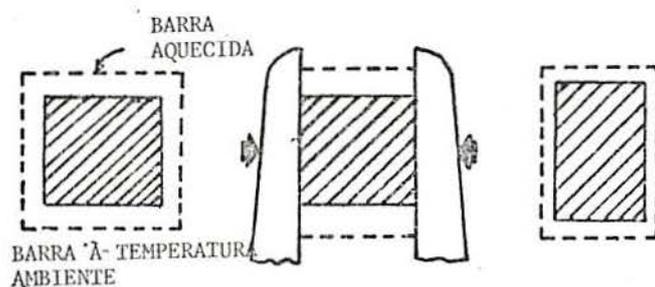


Fig. 15 - Barra de aço aquecida uniformemente. (a) Sem restrição externa à expansão, (b) expansão impedida em uma direção, (c) deformação permanente após o resfriamento⁽²⁶⁾.

Quando a barra é uniformemente aquecida, ela expande-se em todas as direções como mostrado na Fig. 15(a). Quando o metal esfria até a temperatura ambiente ele contrai-se uniformemente até atingir suas dimensões originais.

Entretanto se a barra metálica tem sua deformação restringida em uma das direções enquanto é aquecida (Fig. 15(b)), a expansão nesta direção não ocorre. A expansão volumétrica, entretanto deve ocorrer na mesma proporção da situação anterior, de modo que a barra tem uma expansão maior na direção vertical (espessura). Quando a barra é resfriada até a temperatura ambiente, mantém-se a tendência de contração uniforme em todas as direções (Fig. 15(c)). A barra é agora mais estreita porém mais espessa, tendo sofrido deformação permanente, ou distorção. Para simplificação, as figuras mostram esta distorção somente na espessura, entretanto o comprimento evidentemente também é afetado.

Em uma junta soldada, estas mesmas forças de expansão e contração atuam no metal de solda e no metal-base. Quando o metal de solda solidifica, junto ao metal-base, ele está em seu estado máximo de expansão, ocupando o maior volume possível no estado sólido. Durante o resfriamento o metal de solda tende a contrair-se até o volume por ele ocupado a temperaturas inferiores, mas tem seu movimento restringido pelo metal-base adjacente. As tensões internas de origem térmica aumentam até atingir o limite de escoamento. Neste ponto, o metal escoar na direção da espessura adequando o seu volume de modo a aliviar os esforços superiores à tensão de escoamento do material. Quando o metal atinge a temperatura ambiente, assumindo restrição total das chapas, a região da solda irá conter tensões residuais de valor aproximadamente igual à tensão de escoamento do material. Quando a restrição externa é removida, as chapas contraem-se e estas tensões são parcialmente aliviadas.

Okerblom⁽⁵⁶⁾ considerou uma tira de aço com largura $h = 10$ cm e espessura $d = 1$ cm para explicar as deformações originadas

durante o aquecimento e subsequente resfriamento do metal. Aquecendo a chapa inicialmente de modo que um ponto a dois centímetros do início da chapa atinja a temperatura de $150\text{ }^{\circ}\text{C}$ e a em cada lado deste elemento caia linearmente a zero em uma distância de dois centímetros (Fig. 16).

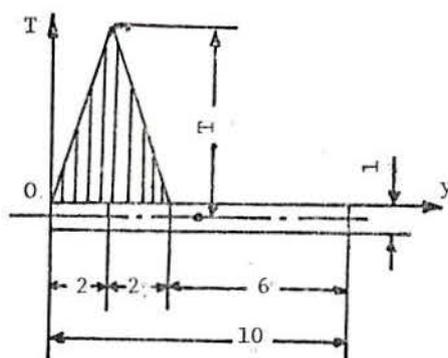


Fig. 16 - Distribuição de temperaturas na chapa ⁽⁵⁶⁾.

Assumindo-se o coeficiente de expansão linear do aço constante em relação à temperatura pode-se calcular as tensões e deformações resultantes. Como a temperatura é bastante baixa, as tensões de origem térmica não excedem à tensão de escoamento, não havendo deformações plásticas, a tira durante o resfriamento retorna a seu estado original sem deformações ou tensões residuais.

Porém o aumento de temperatura alterará estas condições ocasionando distorções.

Supondo que a temperatura máxima não seja de $150\text{ }^{\circ}\text{C}$ mas de $800\text{ }^{\circ}\text{C}$. Como para temperaturas a partir de $600\text{ }^{\circ}\text{C}$ a tensão de

escoamento do aço é praticamente zero, e o material deforma plasticamente, agora temos que considerar as deformações plásticas que ocorrem durante o aquecimento.

Assumindo que para o aço-carbono utilizado a tensão de escoamento varie como uma função da temperatura de acordo com o diagrama mostrado na Fig. 17(a) e o diagrama tensão-deformação seja o de um material elástico-plástico ideal (Fig. 17(b)).

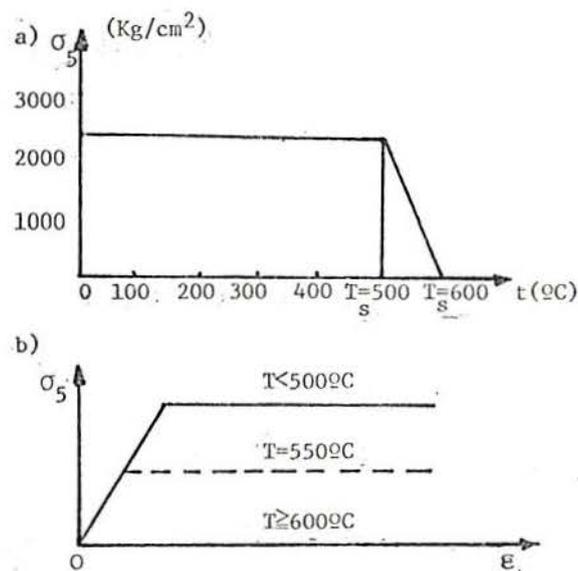


Fig. 17 - (a) Tensão de escoamento versus temperatura,
(b) diagrama tensão/deformação do material
(aço-carbono) ⁽⁵⁶⁾.

Então, na região sujeita a temperatura superior a $T_0 = 600$ $^{\circ}\text{C}$, o metal sofrerá apenas deformações plásticas não alterando o

comprimento total da tira. Nas regiões aquecidas a temperaturas entre 500 e 600 °C, as deformações elásticas irão variar entre zero (para um elemento aquecido a 600 °C) até $\epsilon_e = \sigma_e / E$ (para um elemento aquecido a 500 °C). No restante da tira, aquecida a temperaturas inferiores a 500 °C as deformações elásticas não excederão ϵ_e correspondendo ao ponto de escoamento do aço.

4.4 - EFEITO DAS PROPRIEDADES DOS METAIS SOBRE DISTORÇÕES

Desde que as distorções são causadas pelo efeito de aquecimento e resfriamento e envolvem rigidez e escoamento, as propriedades físicas e mecânicas correlatas afetam o grau de distorção. O conhecimento dos valores aproximados do coeficiente de expansão térmica, condutividade térmica, módulo de elasticidade e tensão de escoamento do material na soldagem permite a previsão de possíveis problemas.

Coeficiente de expansão térmica é definido como o acréscimo de volume de um material verificado para cada grau de aumento de temperatura. Metais com alto coeficiente de expansão expandem e contraem mais que metais com baixo coeficiente, para uma mesma faixa de variação de temperaturas. No alumínio $\alpha = 23.6 \times 10^{-6} \text{ } 1/^{\circ}\text{C}$ na faixa de 0 a 100 °C⁽⁵⁾ (este valor é aproximadamente duas vezes superior ao do aço e cerca de 1/3 superior ao do cobre). Como os metais com altos coeficientes apresentam maior contração no metal de solda e região adjacente, a possibilidade de distorções é maior.

Condutividade térmica é uma medida da facilidade que o

calor tem de fluir através de determinado material. A condutividade térmica do alumínio é aproximadamente quatro vezes maior que a do aço. Os metais com menor condutividade térmica têm maior dificuldade em dissipar o calor, ocasionando um maior gradiente de temperaturas entre a região da solda e a borda das chapas, que aumenta o efeito de contração no metal de solda e zona afetada pelo calor.

Tensão de escoamento do metal de solda (σ_0) é outra propriedade que afeta o grau de distorção. A fim de acomodar a contração do metal, durante o resfriamento, as tensões internas crescem até atingir a tensão de escoamento do material (seção 4.3). Quanto mais alto for o limite de escoamento do material, maiores serão as tensões internas residuais capazes de atuar para deformar a estrutura.

O módulo de elasticidade (E) é determinado pela força requerida para produzir uma dada deformação não permanente no material (regime elástico). O valor do módulo de elasticidade do alumínio é 1/3 do valor do aço-carbono, indicando que uma peça de alumínio sofre deformação três vezes maior que uma peça de aço com os mesmas dimensões, sob o efeito de determinada solicitação.

A Tab. 2 indica valores destas propriedades para alguns materiais. Os valores mostrados nesta tabela são valores aproximados das propriedades, à temperatura ambiente, apenas para fins de comparação, já que para cada material há grandes variações em função da composição química. No caso de alumínio e cobre, por exemplo, pequenas quantidades de elementos de liga causam mudanças consideráveis na condutividade térmica.

Tab. 2 - Propriedades físicas de alguns metais para fins de comparação^(2,26)

Metal	Módulo de Elasticidade (MPa)	Tensão de Escoamento (MPa)	Coef. Linear Expansão (1/°C)	Condutividade Térmica (W/(m°C))
Aço-carbono	207×10^3	262	12.6×10^{-6}	46
Aço-inox	200×10^3	310	16.2×10^{-6}	21
Ligas Al	69×10^3	138	23.6×10^{-6}	222
Ligas Cu	103×10^3	69	16.5×10^{-6}	395

4.5 - FATORES QUE INFLUENCIAM AS DISTORÇÕES

Guyot⁽³⁰⁾ classificou os fatores que influenciam as distorções como sendo de três tipos principais:

- Fatores geométricos
- Procedimento de soldagem
- Fixação das chapas

4.5.1 - FATORES GEOMÉTRICOS

a) Chanfro. O Chanfro exerce efeito considerável sobre a contração transversal e principalmente sobre a deformação angular. Se a junta for assimétrica, tipo "V" por exemplo, como a largura da solda é maior na face superior das chapas (Fig. 18), nesta região haverá maior contração durante o resfriamento, formando um ângulo entre as chapas menor que 180°.

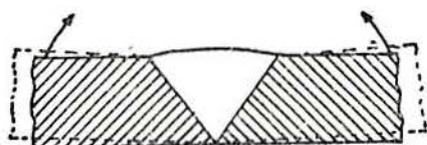


Fig. 18 - Distorção angular em uma junta de topo tipo "V"⁽²⁰⁾.

O método mais comum utilizado para reduzir as distorções angulares é a fixação externa das chapas a serem soldadas, resultando soldas tracionadas nas fibras superiores. Geralmente este procedimento reduz sensivelmente a contração total.

As mesmas tensões residuais também aparecem em juntas simétricas do tipo "X". A restrição externa produz tensões residuais de tração nas fibras externas das chapas e tensões de compressão nas fibras centrais. Mesmo em chanfros retos a contração não é uniforme ao longo da espessura, devido à impossibilidade de executar a solda em um único passe distribuído simetricamente nas faces superior e inferior da junta. Maior ou menor nível de tensões residuais sempre será obtido, dependendo de quanto a solda se aproxima da condição ideal.

b) espaçamento de raiz. Masubuchi⁽⁴⁴⁾ estudou a contração transversal que ocorre em chapas de aço-carbono a fim de

determinar o efeito de vários fatores. A Fig. 19 mostra a relação entre peso de eletrodo depositado por unidade de comprimento soldado, W (gr/cm), e contração transversal, u (mm), para diferentes aberturas de raiz.

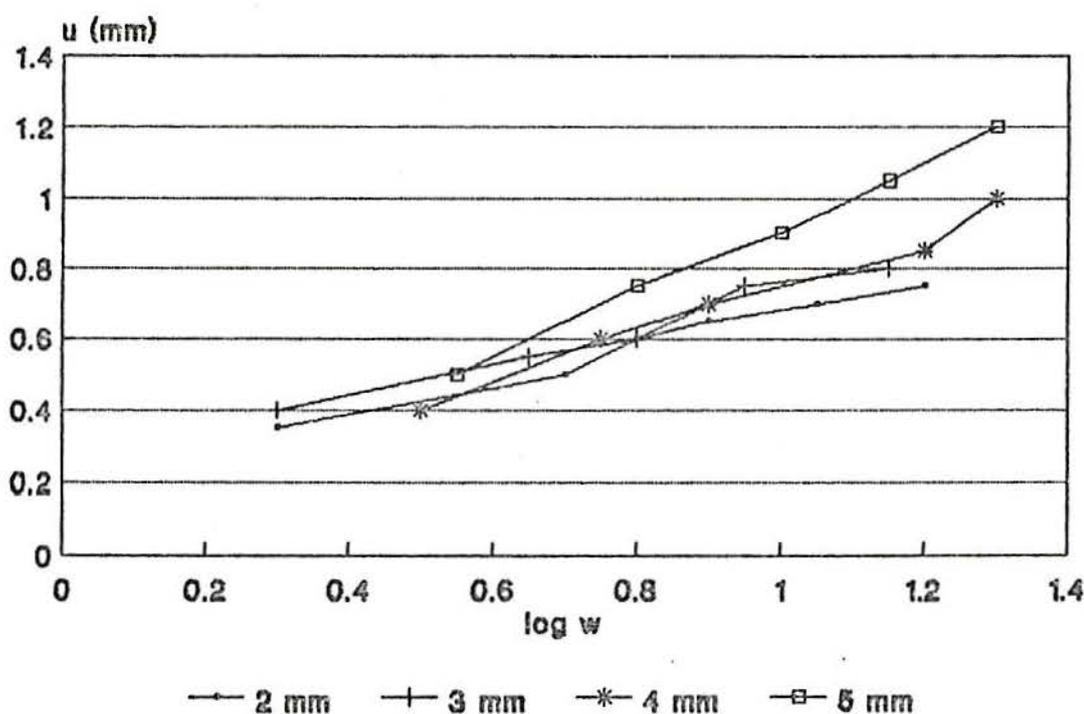


Fig. 19 - Efeito de espaçamento de raiz sobre a contração transversal⁽⁴⁴⁾.

Tanaka e Yoneda⁽⁴⁰⁾ estudaram a contração transversal em chapas de alumínio a fim de determinar a influência do material (metal-base e arame), e condições de soldagem (energia de soldagem, espaçamento de raiz, chanfro).

Neste trabalho utilizou-se como metal-base três ligas distintas de alumínio, A5083P-0, A6N01S-T5 e A7003-T5, largamente utilizadas na construção de vagões ferroviários. Foram empregados

dois metais de adição diferentes: A5356-WY \varnothing 1.6 mm, e A4043-WY \varnothing 1.6 mm. As soldas foram feitas pelo processo "MIG" automático, com as chapas fixadas sobre uma plataforma especial com esferas de rolamentos, que não impede as contrações longitudinal e transversal (Fig. 20).

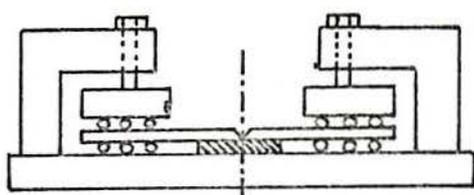
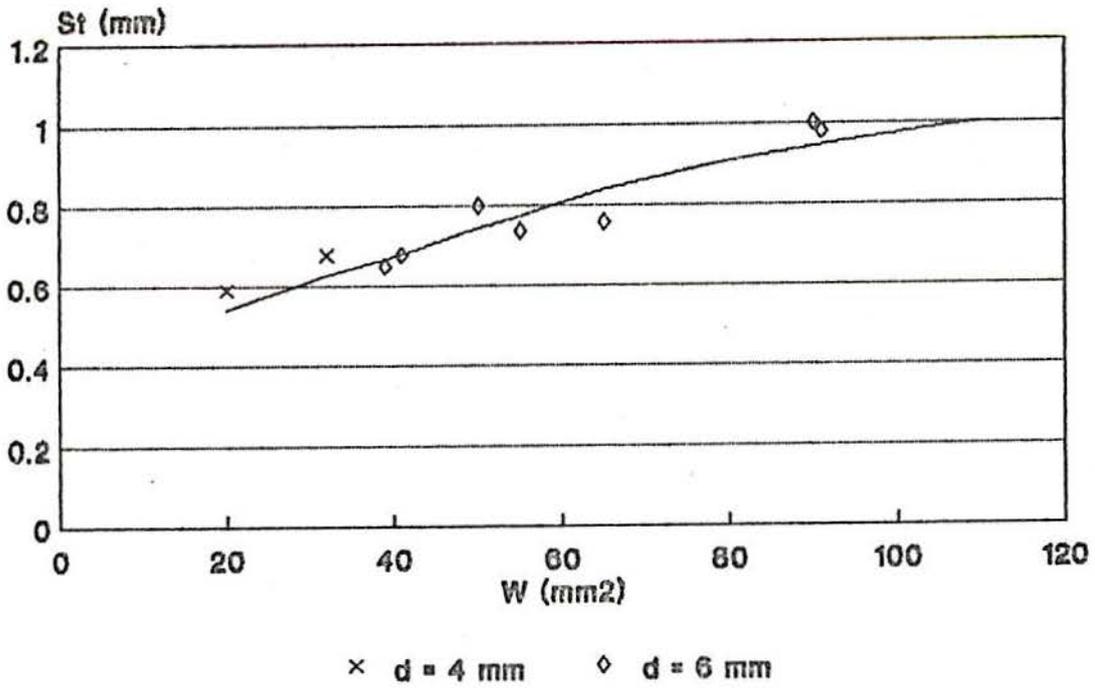


Fig. 20 - Plataforma de fixação utilizada por Tanaka⁽⁴⁰⁾.

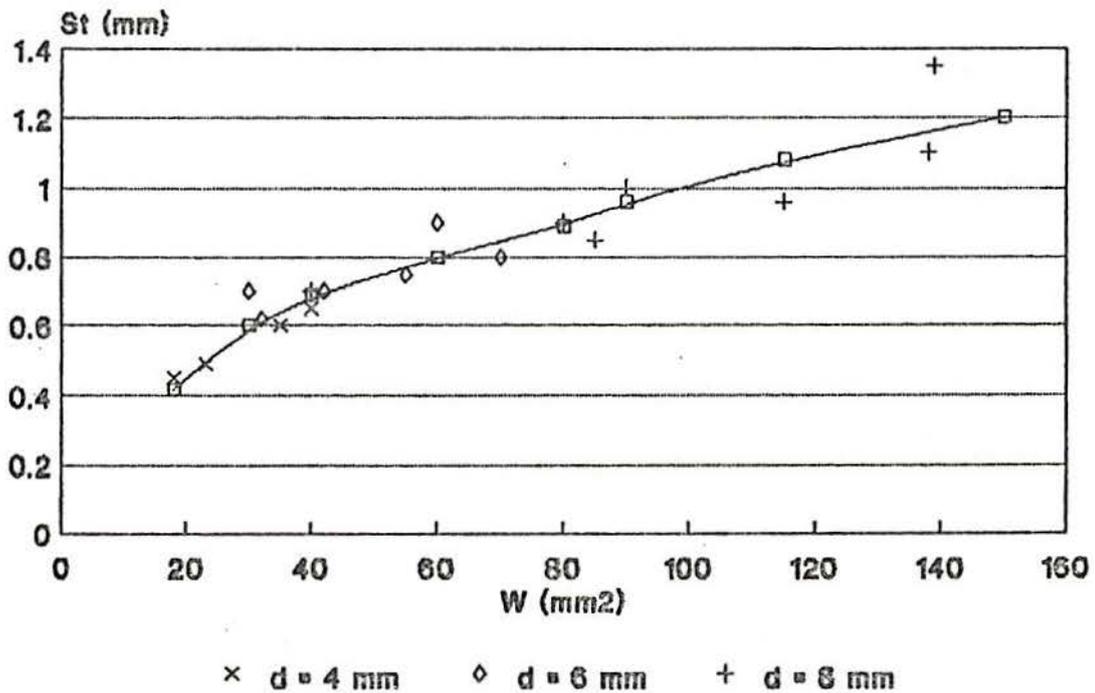
Notou-se que a composição do metal-base não influenciou o nível de distorções obtido. Quanto ao metal de adição, os testes mostraram que o A4043-WY apresenta contração levemente inferior àquela obtida como A5356-WY.

A análise da relação entre a quantidade de metal depositado e a contração transversal foi feita considerando-se a área do corte transversal da solda na porção central da amostra. A Fig. 21 mostra os resultados obtidos.

A Fig. 22 mostra que, como esperado, a contração transversal aumenta com o espaçamento de raiz. A abertura de raiz expressa em termos de metal depositado mostra boa correspondência com a curva descrita anteriormente (Fig. 21).



a) 6N01



b) 7003

Fig. 21 - Relação entre quantidade de metal depositado e contração transversal. (a) eletrodo 6N01, (b) eletrodo 7003⁽⁴⁰⁾.

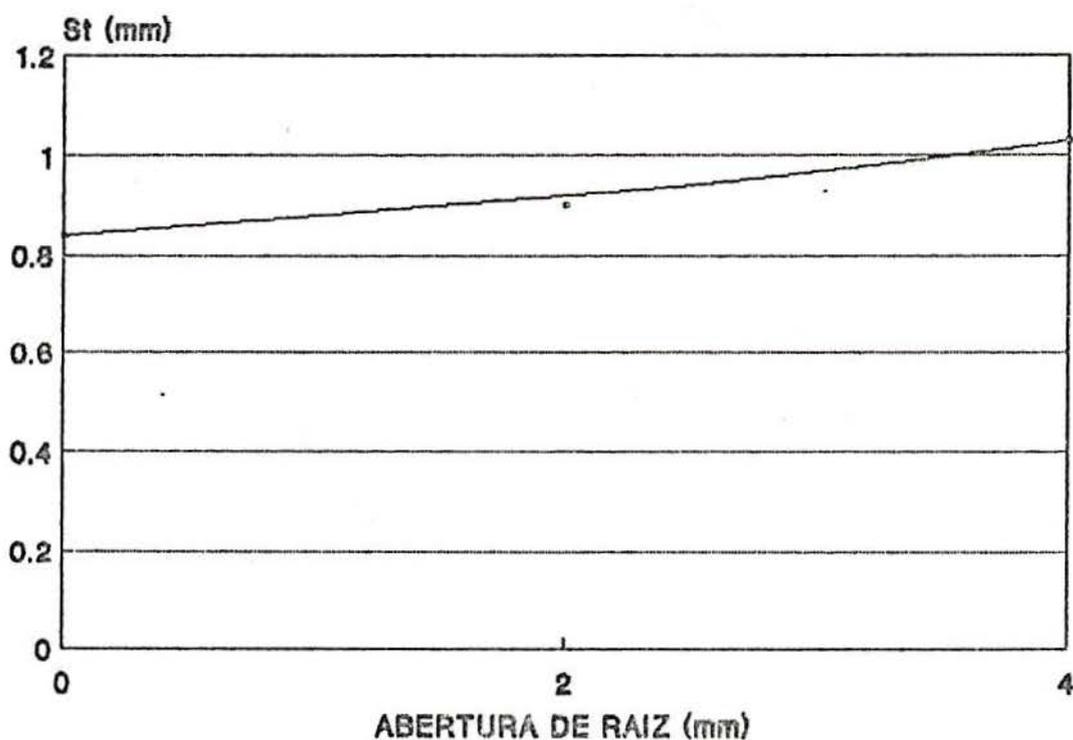


Fig. 23 - Relação entre abertura de raiz e contração transversal⁽⁴⁰⁾.

4.5.2 - PROCEDIMENTO DE SOLDAGEM

a) Número de passes e diâmetro de eletrodo são dois fatores importantes quando se define o procedimento de soldagem, sob o ponto de vista de deformação. Spraragem et al^(29,32) fizeram revisões da literatura existente até 1949, citando vários autores^(47,48,49,50,51,52,53) que concordavam que deveria-se utilizar o mínimo número possível de passes, com eletrodos de maior diâmetro, como forma de reduzir as contrações transversal e longitudinal e deformação angular.

Quando se realiza a solda em várias camadas, entretanto, a utilização de um único passe por camada (Fig. 23(a)), funde ambas as chapas simultaneamente e estabelece uma grande zona afetada pelo calor, o que implica em grande grau de distorção.

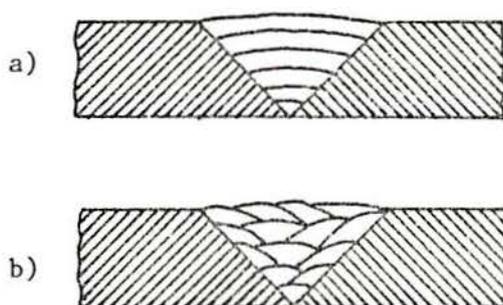


Fig. 23 - Junta de topo em "V". (a) preenchida com um passe por camada, (b) mais de um passe por camada de solda⁽³⁰⁾.

Já a Fig. 23(b) mostra o mesmo chanfro preenchido em vários passes por camada envolvendo fusão de uma região estreita da junta. Neste caso o nível de tensões na zona afetada pelo calor é menor com conseqüente diminuição na contração transversal. A deformação angular, entretanto, é maior.

Estudos mais recentes⁽³⁵⁾ mostram como a contração transversal evolui durante a solda em múltiplos passes (Fig. 24).

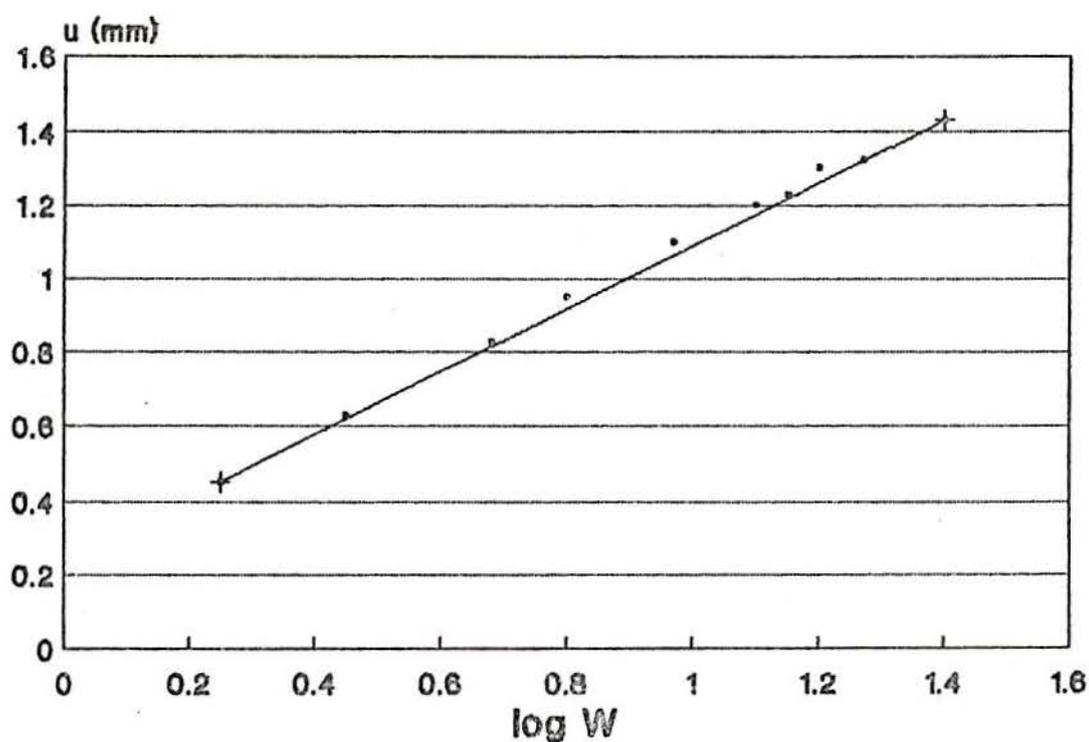


Fig. 24 - Aumento da contração transversal na soldagem multi-passe de uma junta de topo⁽³⁵⁾.

A resistência contra a contração aumenta a medida em que as primeiros passes são depositados, por este motivo a contração é maior nos passes iniciais. Observou-se uma relação linear entre a contração transversal, u (mm), e o logaritmo do peso de metal depositado por unidade de comprimento, W (gr/cm):

$$u = u_0 + b (\log W - \log W_0) \quad (20)$$

onde u_0 e W_0 representam a contração transversal e o metal depositado, respectivamente, depois que o primeiro passe foi executado, e b é um coeficiente.

A Fig. 25 mostra que há três métodos para reduzir a

contração transversal.

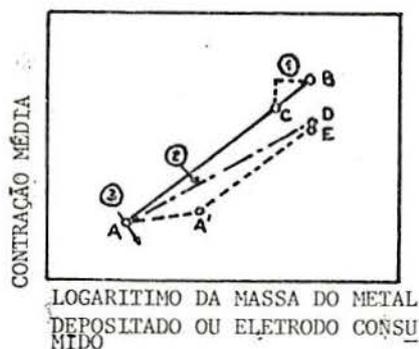


Fig. 25 - Diagrama esquemático mostrando os métodos para reduzir a contração transversal em uma junta de topo⁽⁴⁾.

(a) Reduzir o peso total de metal depositado, como mostra a seta 1. A contração, neste caso, passaria de B para C.

(b) Se a tangente de b (equação 20) diminuir, como mostra a seta 2, a contração passa de B para D.

(c) Se a contração após o primeiro passe passa de A para A', como mostra seta 3, a contração total passaria de B para E.

A Fig. 26 mostra como o diâmetro do eletrodo afeta a contração transversal. A contração diminui com o aumento do diâmetro do eletrodo. O efeito 3 (Fig. 25) é mais significativo neste caso. Isto significa que a utilização de eletrodos de maior diâmetro não reduz a contração transversal, a menos que sejam usados no primeiro passe. Isto foi comprovado experimentalmente.

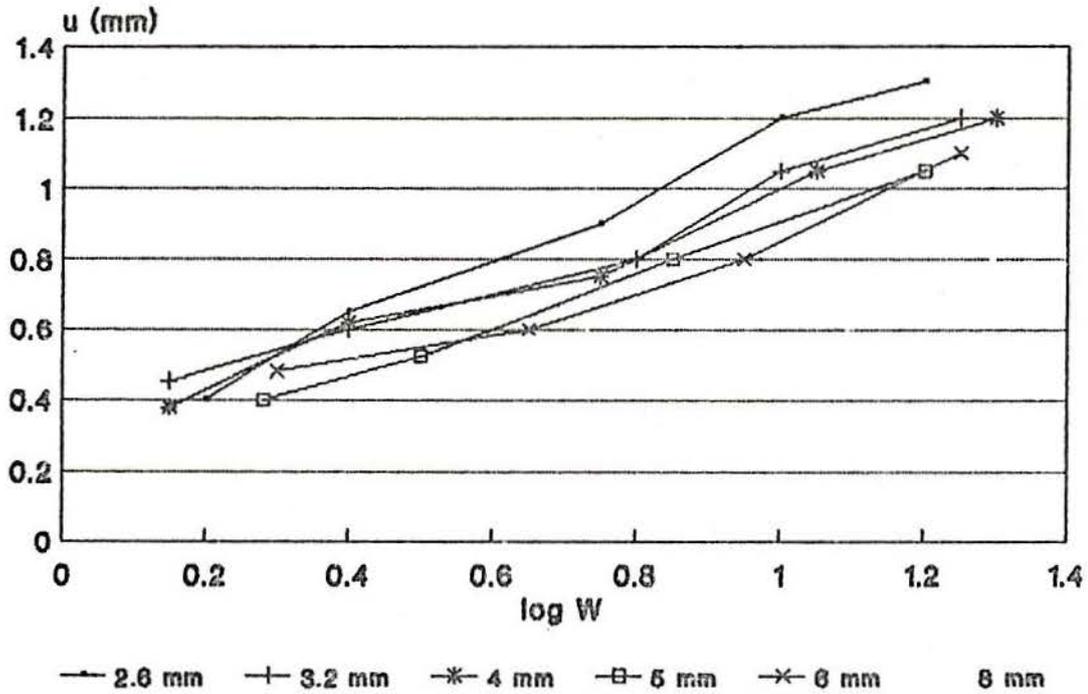


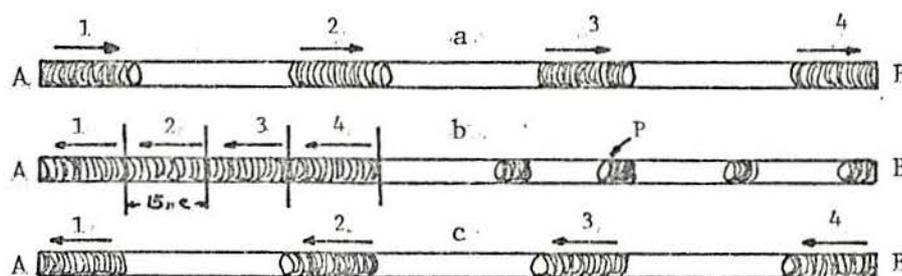
Fig. 26 - Efeito do diâmetro do eletrodo sobre a contração transversal em juntas de topo⁽⁴⁾.

O efeito dos vários fatores sobre a contração transversal incluindo chanfro, abertura de raiz, tipo e dimensão dos eletrodos, grau de restrição e martelamento das chapas sugeridos por Kihara e Masubuchi encontram-se resumidos na Tab. 3.

Tab. 3 - Efeito de vários fatores sobre a contração transversal⁽⁴⁾.

Fator	Efeito
Abertura de Raiz	Contração aumenta com abertura de raiz (figura 18). Influência é grande. Efeitos 1 e 2 (figura 25)
Chanfro	Um chanfro em "V" simples produz mais contração que um chanfro em "V" duplo. Influência grande. Efeitos 1 e 2
Diâmetro Eletrodos	Contração diminui com eletrodos de maior diâmetro. Influência média. Efeito 3
Grau de restrição	A Contração diminui com maior grau de restrição das chapas. Influência média. Efeito 2
Tipo de Eletrodo	Influência pequena. Efeito 2.
Martelamento	Contração diminui com a sua utilização. Influência é pequena. Efeito 2.

b) Sequência de soldagem. Para verificar a influência da sequência de soldagem sobre a distorção uma mesma junta foi preenchida de quatro maneiras diferentes (Fig. 27).



P: PONTOS DE SCLDA
e: ESPESSURA DAS CHAMAS

Fig. 27 - (a) Cordões separados, (b) passe à ré contínuo, (c) passe à ré intermitente⁽³⁰⁾.

Inicialmente em um cordão contínuo de A até B, obteve-se o maior nível de distorção. O grau de distorção diminuiu de 27(a) para 27(c), sendo que no último caso obteve-se contração mais uniforme ao longo de todo o comprimento da junta com distorção mínima.

O efeito da sequência de soldagem sobre a magnitude e distribuição da contração transversal também foi apresentada por Masubuchi⁽⁸⁵⁾. A Fig. 28 mostra exemplos de resultados experimentais obtidos em corpos-de-prova com rasgo central.

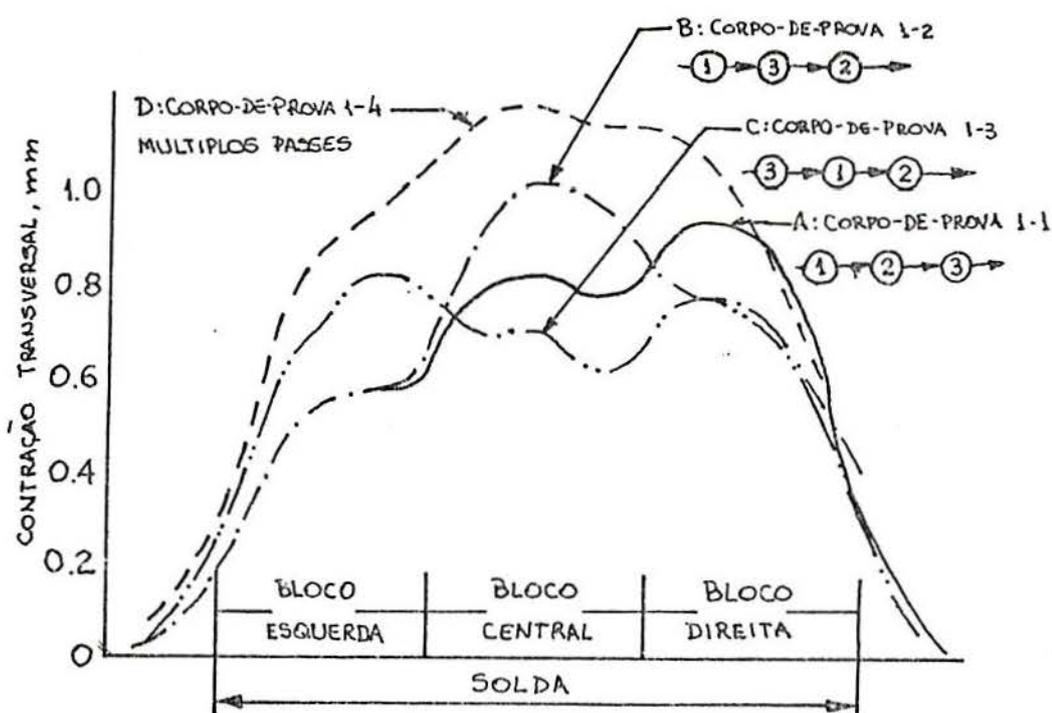


Fig. 28 - Distribuição da contração transversal obtida em um corpo-de-prova com rasgo (Fig. 29), com diferentes sequencias de soldagem⁽⁸⁵⁾.

Os corpos-de-prova 1-1, 1-2, e 1-3 foram soldados em blocos utilizando sequências de soldagem diferentes. Os números dentro dos círculos, abaixo dos corpos-de-prova indicam a sequência em que os blocos foram soldados. O corpo-de-prova 1-4 foi soldado usando múltiplos passes. A figura mostra como a contração pode ser reduzida soldando-se inicialmente o bloco central, seguido pelos outros dois extremos.

4.5.3 - GRAU DE RESTRIÇÃO DAS CHAPAS

O grau de distorção final de uma junta depende grandemente do grau de fixação das chapas, ou seja, da liberdade de movimento no seu próprio plano ou fora dele. Este "grau de liberdade" das chapas é extremamente difícil de estimar, dependendo da forma da estrutura, suas dimensões, rigidez e grau de restrição das partes individuais.

Para estudar quantitativamente o efeito do grau de restrição sobre a contração transversal em juntas de topo, é necessário primeiramente definir analiticamente o nível de restrição de uma junta. Isto foi feito inicialmente para corpos-de-prova com rasgo central (Fig. 29). Quando a soldagem é executada em uma parte do rasgo entre x_1 e x_2 (comprimento do rasgo, L ; comprimento da solda, $l = x_2 - x_1$), o grau de restrição desta junta é definido pela seguinte equação:

$$K = \frac{\pi}{2} \frac{E}{L} \frac{l}{L} \frac{1}{F} \quad (21)$$

$$\text{onde } F = \sum_{n=1}^{\infty} \left[\int_{\theta_1}^{\theta_2} \frac{\sin \theta}{\theta} \sin n\theta \, d\theta \right]^2 \quad (22)$$

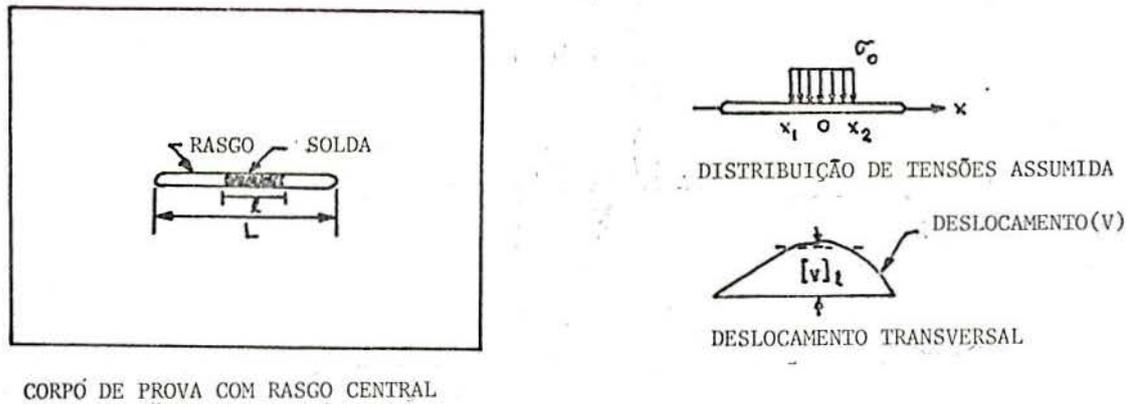


Fig. 20 - Análise do grau de restrição K em um corpo-de-prova com rasgo central⁽⁴⁾.

$$x_1 = \frac{L}{2} \cos \theta_1 \quad (23a)$$

$$x_2 = \frac{L}{2} \cos \theta_2 \quad (23b)$$

O significado físico de K é o seguinte: Quando um carregamento uniforme, σ_0 , é aplicado ao longo da parte do rasgo entre x_1 e x_2 , a relação entre σ_0 e o valor médio do deslocamento na porção da junta onde a carga é aplicada, $[v]_1$, é dado por:

$$\sigma_0 = K [\bar{v}]_1 \quad (24)$$

O parâmetro K tem sido usado para estudar o efeito do grau de restrição sobre a contração transversal. A Fig. 30 mostra a relação entre os valores de K e a contração transversal determinada experimentalmente. Os experimentos foram efetuados em juntas com diversos comprimentos de rasgo, L , (entre 75 e 100 mm), e comprimentos de solda, l , (entre 8 e 25 mm). A figura

mostra que a contração diminui à medida em que o grau de restrição aumenta.

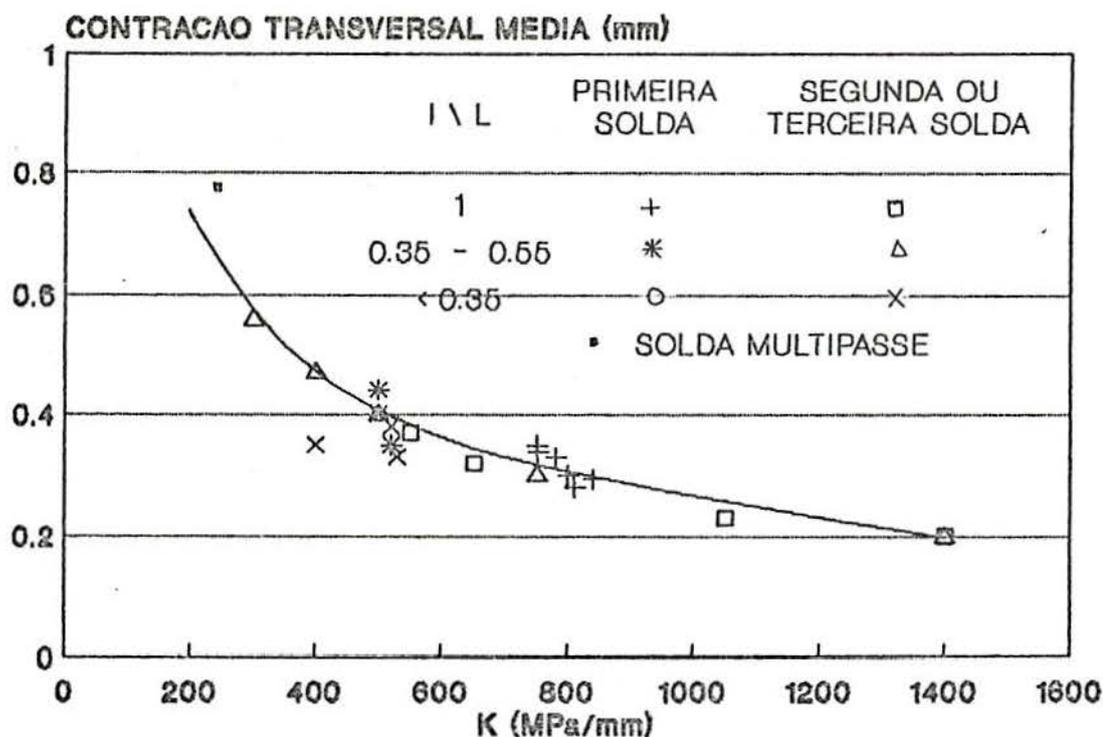


Fig. 30 - Relação entre grau de restrição e contração transversal⁽³⁵⁾.

Watanabe e Satoh⁽³⁶⁾ demonstraram que os resultados obtidos por diferentes pesquisadores, utilizando diferentes tipos de corpos-de-prova, podem ser comparados através do conceito de grau de restrição (Fig. 31). A figura também apresenta as fórmulas utilizadas para o cálculo de K em cada tipo de junta.

A Fig. 32 mostra a relação existente entre o grau de restrição, K, e a razão entre contração de juntas livres, ϵ_{lf} , e a contração de juntas constrangidas, ϵ_t .

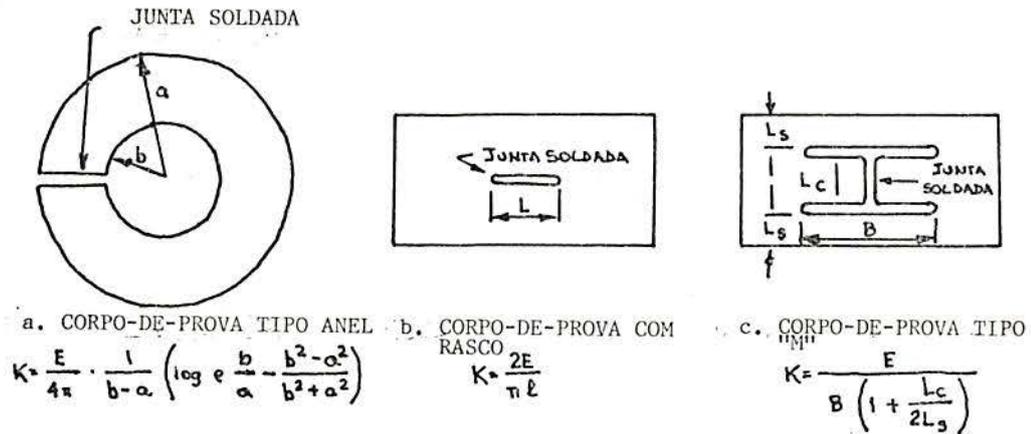


Fig. 31 - Tipos de corpos-de-prova utilizados na análise ⁽³⁶⁾ _{se}.

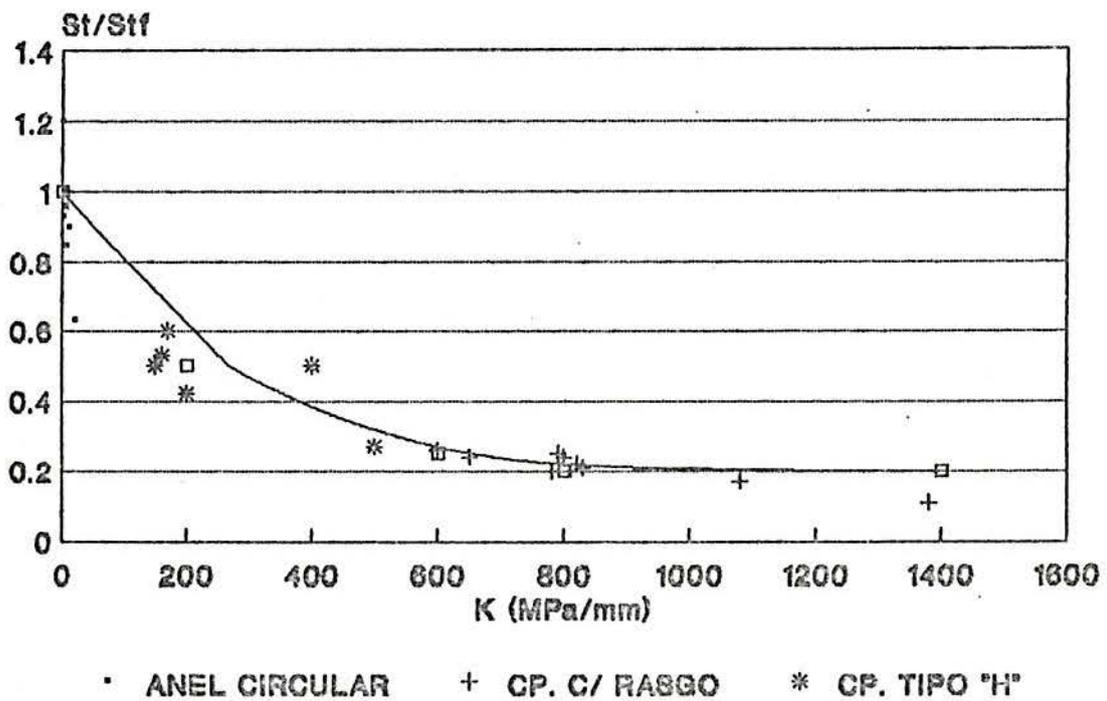


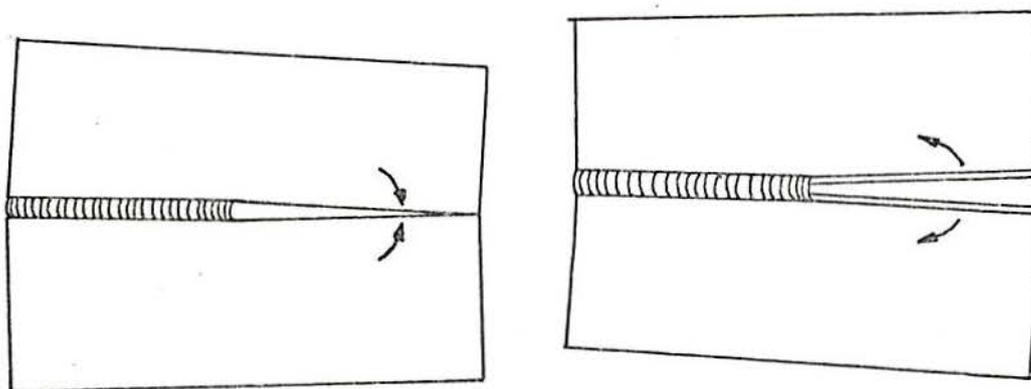
Fig. 32 - Efeito do grau de restrição externa sobre a contração transversal em juntas de topo ⁽³⁶⁾ _{se}.

4.6 - CONTRAÇÃO TRANSVERSAL EM JUNTAS DE TOPO

A Fig. 13(a) mostrou a contração transversal típica em uma junta de topo. A contração mostrada é uniforme ao longo da solda, porém isto nem sempre ocorre na prática, especialmente quando o comprimento soldado é grande. Os fatores que mais concorrem para esta distorção não-uniforme são:

(a) Grau de restrição. Em corpos-de-prova com rasgo (Fig. 28(a)), o grau de restrição varia ao longo do comprimento da solda, sendo maior nas extremidades, o que ocasiona maior nível de contração no centro do comprimento soldado.

(b) Rotação no plano (Fig. 13(c)). Quando a soldagem é feita progressivamente a partir de um extremo, a porção não-soldada da junta se movimenta. A rotação no plano é afetada principalmente por energia e velocidade de soldagem⁽⁴⁾. A Fig. 33(a) mostra a distorção ocorrida quando chapas de aço baixo carbono com 12.7 mm de espessura são soldadas com eletrodo revestido (baixa energia de soldagem / processo manual) e baixa velocidade de soldagem, sendo que a área não-soldada tende a fechar-se.



a. PORÇÃO NÃO-SOLDADA DA JUNTA FECHA

b. PORÇÃO NÃO-SOLDADA DA JUNTA ABRE

Fig. 33 - Rotação no plano⁽⁴⁾.

Quando as chapas são soldadas usando o processo de soldagem "arco-submerso" (alta energia de soldagem / processo automático), a parte não-soldada tende a abrir-se (Fig. 33(b)).

4.6.1 - MECANISMOS DA CONTRAÇÃO TRANSVERSAL EM JUNTAS DE TOPO

Os mecanismos que ocasionam a contração transversal têm sido estudados por vários pesquisadores. Um dos primeiros estudos analíticos da contração em juntas de topo foi feito por Guyot⁽³⁰⁾. Assumindo que:

- As chapas não sofrem restrição externa.
- As chapas podem se mover livremente no seu próprio plano.
- A solda é feita em um único passe de largura constante.
- A solda é executada continuamente de A para B (Fig. 34).

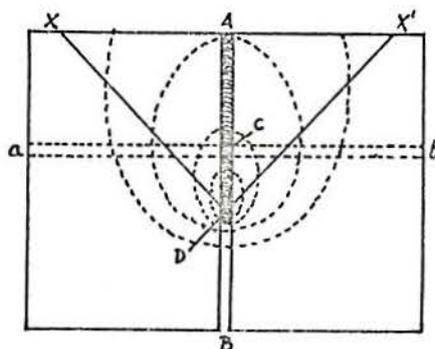


Fig. 34 - Distribuição de temperaturas durante a soldagem. As elipses tracejadas representam as isoterms⁽³⁰⁾.

Durante o processo de soldagem, como já foi visto anteriormente (item 3.2), as isoterms são elipses, cujo eixo maior coincide com a direção da solda. Duas áreas térmicas podem ser estabelecidas na superfície das chapas: zona de aquecimento e zona de resfriamento. Estas zonas são separadas pelas perpendiculares DX e DX' que unem os extremos dos eixos menores das elipses (Fig. 34).

A zona de resfriamento que está na área formada pelas duas perpendiculares atrás do arco, corresponde à zona de contração, enquanto a zona de aquecimento, situada na área formada pelas perpendiculares à frente do arco, corresponde à zona de expansão.

Dentro da zona de resfriamento pode-se distinguir ainda entre a região plástica (temperatura > 600 °C para aços) e a região de real contração onde a temperatura é inferior a 600 °C (Fig. 35).

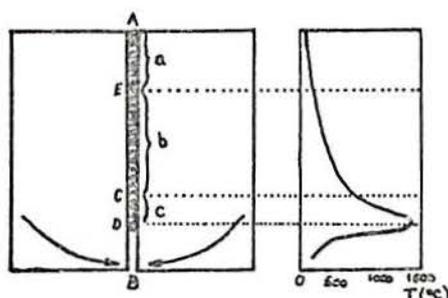


Fig. 35 - Distribuição de temperaturas na junta. (a) Contração completa, (b) em processo de contração, (c) zona plástica⁽⁹⁰⁾.

Considerando-se uma fina tira transversal passando pelo ponto C da Fig. 34, onde a temperatura é de 600°C, a contração é resultado de três fenômenos:

a) Contração permanente na junta causada pela expansão das duas metades da chapa.

b) Contração permanente da junta propriamente dita.

c) Contração da junta em C, causada pela contração das partes precedentes da junta.

O primeiro fenômeno deve-se ao aquecimento das chapas, sendo:

- diretamente proporcional à quantidade de calor fornecido à junta, ou à área da seção transversal da junta, s .

- inversamente proporcional à espessura das chapas, d .

- proporcional à expansão térmica, λ_1 , correspondente à temperatura média nas chapas, ou aproximadamente

$$\frac{T' - T}{2} = 350 \text{ } ^\circ\text{C}$$

onde T' representa a temperatura em que desaparece a ação elástica e T é a temperatura ambiente.

O efeito do processo de soldagem, tipo de eletrodo, coeficiente de condutividade térmica é avaliado através de uma constante empírica K . A primeira parcela de contração, R_1 , é então definida como:

$$R_1 = 0.6 K \lambda_1 \frac{s}{e} \quad (25)$$

A segunda parcela da contração, R_2 , é proporcional à largura média da junta, b , e à expansão térmica do metal depositado entre T' e T .

$$R_2 = \lambda_2 b \quad (26)$$

A contração em C devido à contração das seções anteriores (c), é meramente uma transmissão mecânica das distorções definidas acima. Tão logo a primeira seção da junta, tenha resfriado suficientemente, as duas chapas giram em torno desta seção, desta forma elas são mantidas mais próximas nas regiões que ainda sofrerão contração. A região resfriada da solda resiste parcialmente a esta rotação desenvolvendo esforços de contração. Esta contração indireta é assumida igual a 1/3 da contração direta. A contração total fica então:

$$R_t = 1.3 (R_1 + R_2) = 1.3 (0.6 \lambda_1 K \frac{S}{e} + \lambda_2 b) \quad (27)$$

$$\text{ou } R_t = 0.1716 \frac{S}{e} + 0.0121 b \quad (\text{p/ aço, eletrodo revestido})$$

Mais recentemente Iwamura⁽⁵⁵⁾ realizou estudos analíticos e experimentais para investigar os mecanismos de contração transversal em juntas de topo, concluindo que "a maior contribuição para a contração transversal em juntas de topo é devida à contração do metal-base. A chapa expande durante a soldagem. Quando o metal de solda solidifica a chapa base expandida deve contrair-se e esta contração constitui a maior parte da contração total observada. A contração do metal de solda corresponde a aproximadamente 10% da contração final.

A Fig. 36 mostra esquematicamente a variação dimensional ocorrida em uma junta de topo sem restrição das chapas, soldada em um único passe. Logo após a execução da solda, o calor do metal de solda é transmitido para o metal-base. Isto faz que o metal-base expanda-se com conseqüente contração do metal de solda. Durante este período os pontos A e A' (Fig. 36(b)) não se movem.

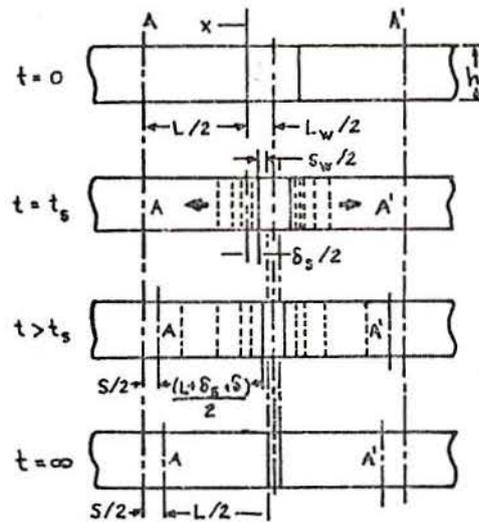


Fig. 36 - Representação esquemática da contração transversal em juntas de topo, soldadas com passe único⁽⁴⁾.

Quando o metal de solda começa a resistir à deformação adicional do metal-base, as seções representadas por A e A' começam a se mover. Este momento inicial do movimento de A e A' é indicado por t_s . As distorções térmicas da solda e do metal-base são definidas abaixo:

δ_s → Expansão térmica do metal de solda em $t = t_s$.

δ → Deformação térmica adicional do metal-base causada em $\overline{AA'}$ em $t > t_s$.

Estas distorções são calculadas do seguinte modo:

$$\delta_o = 2 \int_0^{l/2} \left[\alpha(T) T(t_o, x) - \alpha(T_o) T_o \right] dx, \quad (28)$$

$$\delta = 2 \int_0^{l/2} \left[\alpha(T) T(t, x) - \alpha(T) T(t_o, x) \right] dx, \quad (29)$$

$$S_w = [\alpha(T_M) T_M - \alpha(T_o) T_o] L_w \quad (30)$$

onde $\alpha(T)$ → Coeficiente de expansão térmica

$T(t, x)$ → Temperatura

T_M → Temperatura de fusão

T_o → Temperatura inicial e final (ambiente)

Usando estes resultados a contração transversal pode ser agora calculada:

$$S \begin{cases} 0 & \text{para } 0 \leq t \leq t_o \\ -\delta + \delta_w & \text{para } t > t_o \\ \delta_o + S_w & \text{para } t = \infty \end{cases}$$

Pode-se concluir então que a contração transversal final depende da expansão do metal-base em $t = t_o$ e da contração do metal de solda.

Nas soldas efetuadas, os seguintes parâmetros foram utilizados:

material: alumínio 2219-T87

Energia de soldagem: 0.63 KJ/mm

Espessura das chapas: 6.4 mm

Abertura de raiz: 2.5 mm

Contração obtida: $S = 0.65$ mm

Usando um coeficiente de expansão constante, a contração no metal de solda pode ser estimada por:

$$S_w = 2.5 \times 23.6 \times 10^{-6} \times (660 - 20) = 0.04$$

O que significa que S_w é, neste caso, inferior a 7% da contração total.

4.6.2 - FÓRMULAS PARA ESTIMAR CONTRAÇÃO TRANSVERSAL EM JUNTAS DE TOPO

Campus⁽⁹⁴⁾ foi um dos primeiros a se propor a fazer uma contribuição ao estudo estatístico deste tipo de distorção. Dados numéricos foram obtidos para juntas de topo e filete sob diferentes condições de soldagem.

Em corpos-de-prova de aço-carbono com 14 mm de espessura, 100 mm de largura e 305 mm de comprimento foram feitas marcas em posições conhecidas para medição da contração.

Notou-se que o comprimento da solda tem grande influência sobre a contração transversal e distorção angular. A Fig. 37 mostra os resultados obtidos para chanfros em "X" e em "V", as linhas cheias indicam a contração transversal e as tracejadas a distorção angular.

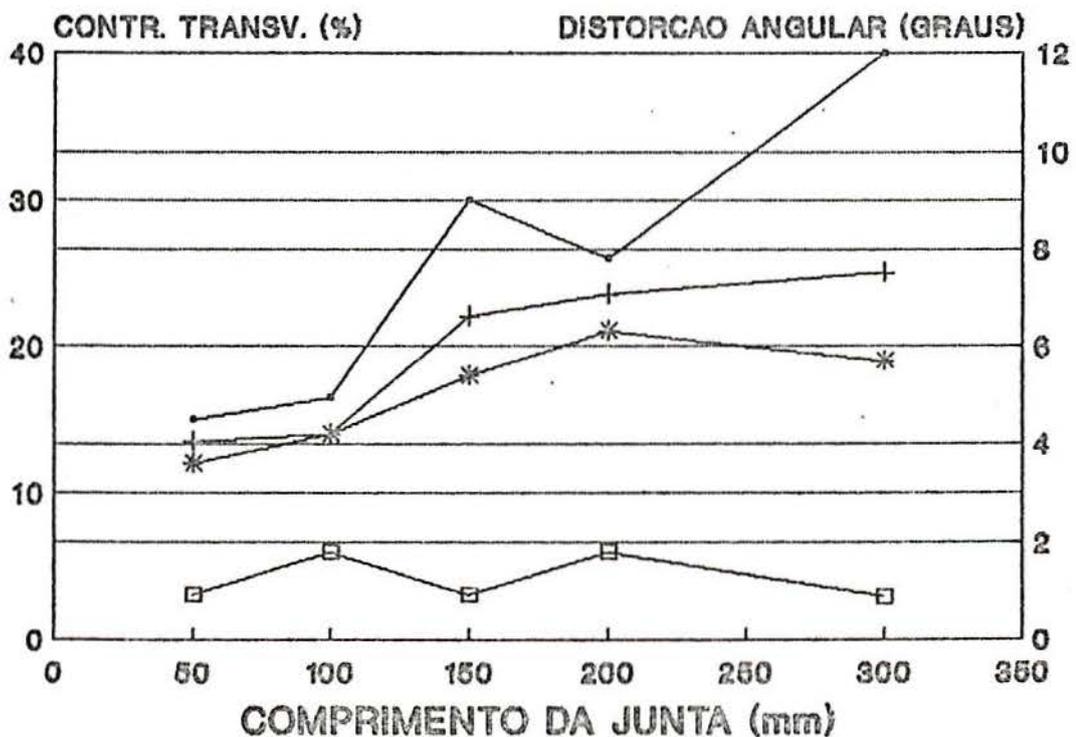


Fig. 37 - Contração e distorção angular de diferentes comprimentos soldados⁽⁹⁴⁾.

As seguintes fórmulas para previsão da contração transversal foram propostas:

- Soldagem de chapas sem restrição:

$$P_m = 0.179 Lc_m \quad (31)$$

- Soldagem de chapas constrangidas:

$$P_m = 0.02 + 0.075 Lc_m \quad (32)$$

onde P_m significa contração transversal e Lc_m a largura média do chanfro.

Watanabe e Satoh⁽³³⁾ também desenvolveram estudos no sentido de analisar, sob o ponto de vista quantitativo, a importância de aspectos como diâmetro de eletrodo e quantidade de metal depositado sobre a contração transversal.

As experiências foram feitas em chapas de aço-carbono, com diferentes chanfros, verificando-se a corrente, tempo de soldagem e quantidade de metal depositado. A contração transversal foi medida no centro da chapa após resfriamento a temperatura ambiente.

Análise teórica da relação entre contração transversal e condições de soldagem:

Para preenchimento do chanfro é necessária uma quantidade W de metal por unidade de comprimento soldado. Chamando w a quantidade de metal depositada em uma altura intermediária h' (Fig. 38).

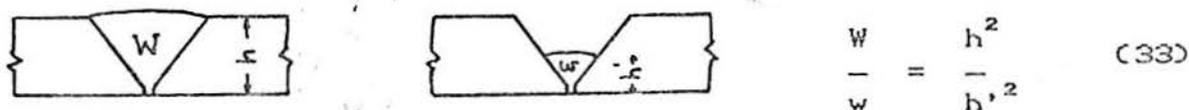


Fig. 38 - Chanfro em "V". (a) Totalmente preenchido, (b) passe intermediário⁽³³⁾.

Pode-se definir a variação na contração transversal com a execução de mais um passe, ΔS_t , como

$$\Delta S_t = K_1 \cdot 10^{-6} \frac{I^2}{v h^2} \quad (34)$$

onde K_1 é uma constante que depende do diâmetro do eletrodo. Supondo que todos os passes de soldagem são realizados em condições idênticas e sendo w_0 a quantidade de metal depositado por unidade de comprimento em cada passe, o aumento médio da contração transversal por unidade de metal depositado será ΔS_t . $\Delta w = \Delta S_t / w_0$. A partir da expressão (34) estabelece-se, então, a seguinte equação diferencial:

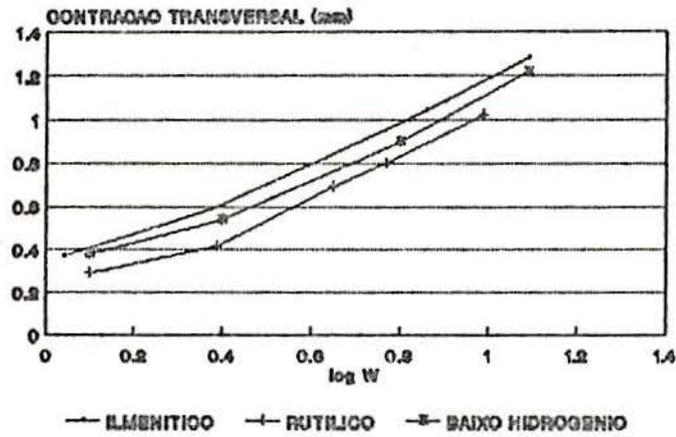
$$\frac{dS_t}{dw} = K_1 \cdot 10^{-6} \left[\frac{I^2}{v^2} \right] \left[\frac{W}{w_0 h^2} \right] \frac{1}{w} \quad (35)$$

Integrando a equação acima, sendo S_{t_0} a contração transversal da primeira camada, a contração a qualquer momento da soldagem é dada pela equação

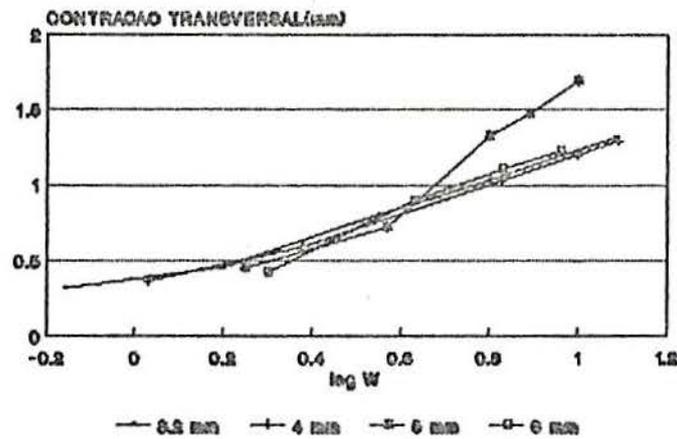
$$S_t = \int_{w_0}^W \frac{dS_t}{dw} dw + S_{t_0} = C_1 \left[\frac{W}{h^2} \right] \ln \left[\frac{W}{w_0} \right] + S_{t_0} \quad \dots (35)$$

$$\text{sendo } C_1 = K_1 \times 10^{-6} (I^2 v w_0)$$

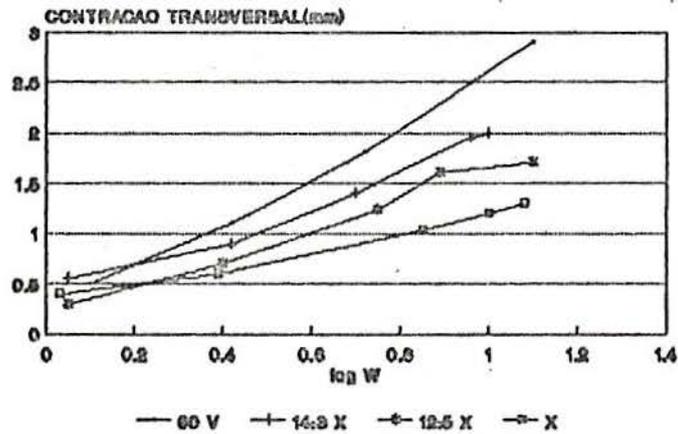
Os valores de contração obtidos nas experiências estão plotados na Fig. 39, tomando-se por base o logaritmo de w versus tipo de eletrodo, diâmetro do eletrodo e chanfro utilizado, respectivamente.



a)



b)



c)

Fig. 39 - Contração transversal versus quantidade de metal depositado. (a) para diferentes tipos de eletrodo, (b) diâmetros de eletrodo, (c) chanfro⁽³³⁾.

distorções inerentes são:

$$\langle \xi \rangle = \frac{1}{2} \langle (AA' + DD') + (BB' + CC') \rangle \quad (36)$$

$$\langle \delta \rangle = \frac{1}{h} \frac{1}{2} \langle (AA' + DD') - (BB' + CC') \rangle \quad (37)$$

Estas fórmulas estão listadas na tab. 4.

Tab. 4 - Contração inerente (ξ) e variação angular inerente (δ) para alguns tipos de juntas soldadas ⁽³⁶⁾.

Tipo de junta	Fórmula	Significado físico das constantes
Cordão sobre a chapa	$\langle \xi_1 \rangle = c \left[\frac{I}{h\sqrt{v}} \right]^2$	$c \propto \left[\frac{\eta v}{\theta^{0.25}} \right]^2$
	$\langle \delta \rangle = c_1 \left[\frac{I}{h\sqrt{vh}} \right]^{m+1} \times \exp \left[c_2 \left[\frac{I}{h\sqrt{vh}} \right] \right]$	$c_1 \propto \left[\frac{\eta v}{\theta^{0.25}} \right]^{2.5}$ $c_2 \propto \frac{\eta v}{\theta^{2.25}}$ $m = 1.5$
Junta de tope	$\langle \xi_1 \rangle = c_1 \left[\frac{A}{h^2} \right] \log \left[\frac{W}{v_0} \right] + c_2 \left[\frac{A}{h^2} \right]^{1/2}$	$c_1 \propto \left[\frac{\eta v}{\mu a} \right] \left[\frac{\eta v I}{\theta^{0.5}} \right]$ $c_2 \propto \sqrt{\frac{\eta v}{\mu a}} \sqrt{\frac{\eta v I}{v}}$ $v_0 = \mu a I / v$
	$\langle \delta \rangle = c_1 \left[\frac{A}{h^2} \right] \left[2 \exp \left[-c_2 h^{-3/2} \left[\frac{W}{W_A} \right]^{3/2} \right] - \exp \left[-c_2 h^{-3/2} \right] \right]$	$c_1 \propto \frac{1}{v_0} \left[\frac{\eta v I}{\theta^{0.25} \sqrt{v}} \right]^{4/3}$ $c_2 = \frac{\eta v I}{\theta^{0.25} \sqrt{v}}$
W: Peso de metal depositado por unidade de comprimento		W _A : Metal depositado no passe anterior
A: Seção transversal do chanfro		μ: Eficiência deposição do eletrodo
v ₀ : Peso de metal depositado		h: Espessura da chapa
a: Peso de metal fundido p/unid corrente p/ unidade de tempo		η: Eficiência do arco
		θ: Diâmetro do eletrodo

Gilde⁽⁹⁴⁾ desenvolveu uma fórmula para prever a contração transversal de juntas de topo durante a soldagem por "qualquer processo ao arco elétrico":

$$\Delta L = \frac{0.24 \times 6000 K A V I B}{T v L} \quad (38)$$

onde ΔL → Contração transversal

K → Proporção de energia absorvida pela chapa. Valores entre 0.42 e 0.75 são usados. Os valores menores aplicam-se a cordões superficiais, enquanto em passes de raiz utilizam-se os valores maiores.

A → Coeficiente de expansão térmica

V → Voltagem

I → Corrente de soldagem

B → Condutividade térmica

$B/L = 1.1$ para aço

T → Espessura da chapa

v → Velocidade de soldagem

Segundo o autor, a fórmula fornece uma boa aproximação dos valores obtidos experimentalmente em aço-carbono e aço inoxidável, devendo-se entretanto, escolher cuidadosamente os valores apropriados para a constante K .

Cline⁽⁹⁷⁾ estudou a contração transversal em chapas de alumínio soldadas a topo pelo processo "TIG" com corrente contínua, eletrodo negativo. As soldas foram feitas nas posições plana, vertical e horizontal.

Dados obtidos indicaram que resfriamento adicional e velocidade de soldagem não alteram significativamente a contração transversal.

Foi proposta a seguinte fórmula para o cálculo da contração, relacionando-a com a espessura das chapas.

$$\Delta L = 0.1 (\sqrt{d} - 0.23) \quad (39)$$

onde ΔL \rightarrow contração transversal

d \rightarrow espessura da chapa

White et al⁽⁴⁹⁾ definiram a contração transversal, δ , como o movimento relativo dos pontos D-D (Fig. 41), na metade da espessura das chapas, situados de cada lado do cordão.

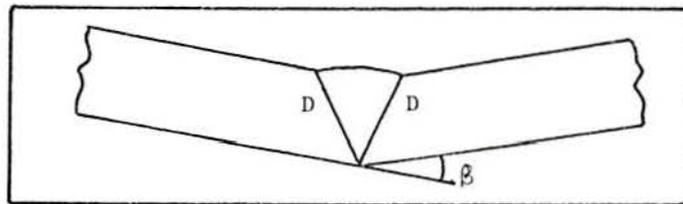


Fig. 41 - A contração transversal, δ , é equivalente à redução da distancia \overline{DD} . β representa a deformação angular, $\beta^{(49)}$.

$$\delta = 0.0044 \frac{\eta q}{v d} \quad (40)$$

Se o cordão não penetra totalmente, a seguinte fórmula modificada pode ser usada:

$$\delta = 0.0044 \eta \left[\frac{q}{vd} - 80 \right] \quad (41)$$

4.7 - CONTRAÇÃO LONGITUDINAL EM JUNTAS DE TOPO

A Fig. 13(d) mostra a contração longitudinal em um junta de topo. Este tipo de deformação é resultado da desigual distribuição de temperatura entre metal de solda e região adjacente e o restante do metal-base, sendo fortemente influenciada pela seção transversal da junta e pela energia de soldagem^(29,30,32,37,56).

Um extensivo estudo analítico deste tipo de distorção foi feito por Okerblom⁽⁵⁶⁾. A teoria de Okerblom é baseada em um tratamento bi-dimensional do fluxo térmico, combinado a uma análise uni-dimensional de tensões. Assumiu-se um comportamento perfeitamente elástico/plástico para o material. Acima de uma determinada temperatura de "amolecimento", o material não apresenta resistência à deformação. O coeficiente de expansão térmica é considerado constante para qualquer temperatura.

A teoria do fluxo térmico "semi-estacionário" (Rosenthal) é usada para estabelecer o campo de temperaturas ao redor da fonte de calor.

Okerblom considerou então o ciclo de esforços elástico/plásticos pelo qual passaria uma tira transversal de material atravessando o campo de temperaturas.

Nesta análise o efeito das tensões na direção y é ignorado (Crazão do termo "análise uni-dimensional de tensões"), isso se justifica para o caso de fontes de calor com movimento rápido, onde o campo de temperaturas é estabelecido rapidamente na tira e a variação de temperatura na direção x é muito menor que na direção y .

A expressão simplificada que permite calcular a contração longitudinal, ϵ , é a seguinte:

$$\epsilon = 0.35 \frac{q}{v} \frac{\alpha}{c\rho} \frac{1}{A} \quad (42)$$

onde A representa a área da seção transversal da chapa. Okerblom realizou experiências para comprovar a validade da teoria mas os métodos experimentais utilizados não foram descritos.

Wickramasinghe e Gray⁽⁴²⁾ realizaram uma série de testes a fim de verificar a validade desta teoria. Os testes visavam produzir e medir contrações longitudinais associadas com um processo de soldagem típico. A operação de soldagem foi simulada fazendo uma tocha "TIG" se deslocar a velocidade constante através da linha central de uma chapa de alumínio.

As conclusões deste trabalho são as seguintes:

1. A teoria de Okerblom proporciona uma útil ferramenta na previsão e controle de contrações longitudinais geradas pela soldagem.

2. Um termo de correção envolvendo difusividade térmica é necessário para modificar a equação original quando baixas velocidades de soldagem são utilizadas.

3. Foram demonstrados métodos para medir a contração longitudinal e para expressar os resultados de maneira consistente com a teoria.

Os resultados obtidos podem ser vistos na Fig. 42.

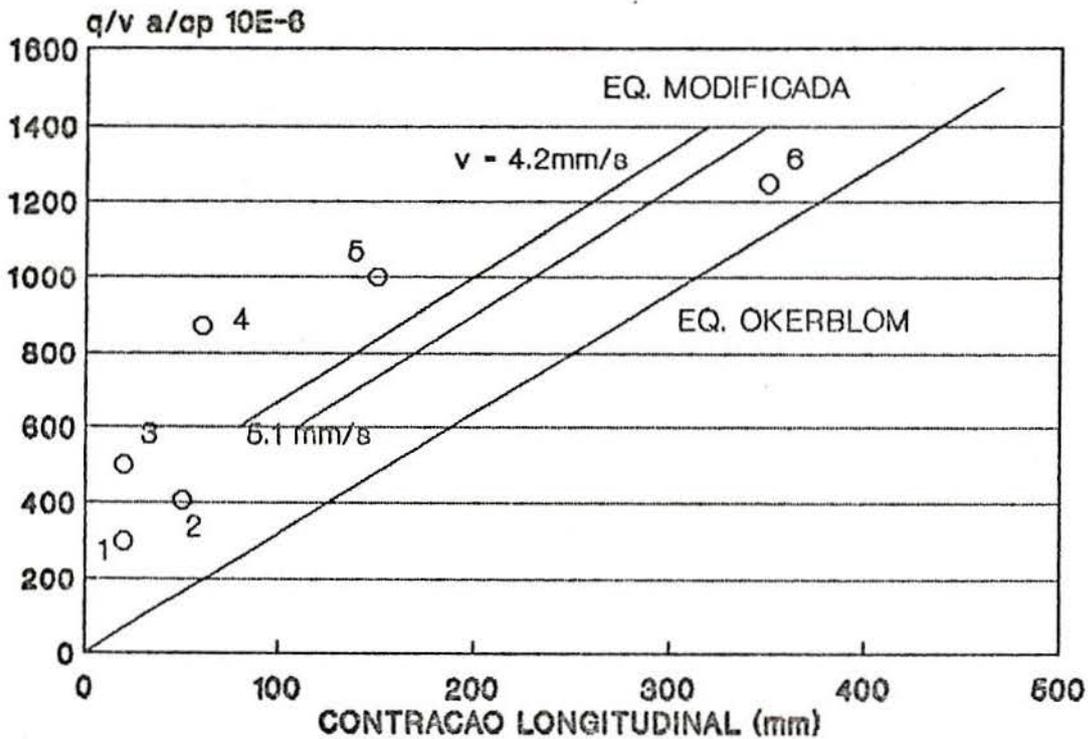


Fig. 42 - Contração longitudinal média⁽⁴²⁾.

White et al⁽⁴³⁾ caracterizaram a contração longitudinal em função da "força de tensão", F , associada. Na direção longitudinal, no metal de solda juntamente com uma porção adjacente do metal-base, sempre são desenvolvidas tensões da ordem da tensão de escoamento do material. A largura desta zona de escoamento determina a magnitude de F , que é função unicamente dos parâmetros de soldagem.

$$F = 0.2 \eta (q/v) \quad (43)$$

Fatores que afetam a "força de tensão":

- pré-aquecimento
- corte a chama antes da soldagem
- presença de campos de tensões

- excentricidade na posição do cordão

A seguinte fórmula empírica para o cálculo da contração longitudinal em um perfil "I" causada pela solda feita fora da linha neutra, é sugerida pelo Procedure Handbook of Arc Welding⁽²⁶⁾

$$\text{Contr. Long.} = \frac{0.005 A d L^2}{I} \quad (44)$$

onde A → área da seção transversal do metal de solda

I → momento de inércia do perfil

d → distância da posição em que foi realizada a solda à linha neutra.

L → comprimento do perfil.

4.8 - DISTORÇÃO ANGULAR EM JUNTAS DE TOPO

A distorção angular (Fig. 13(b)) frequentemente ocorre em juntas de topo quando a contração transversal não é uniforme ao longo da espessura das chapas⁽⁴⁾.

Kihara e Masubuchi⁽⁴⁵⁾ estudaram as distorções que ocorrem em corpos-de-prova tipo anel circular. Cinco corpos-de-prova com diferentes chanfros foram testados (Fig. 43). A deformação angular foi medida depois de cada passe.

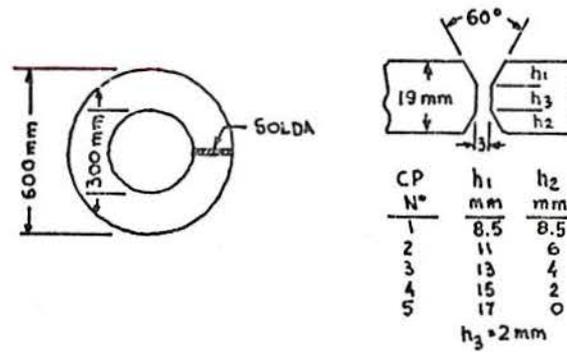


Fig. 43 - Dimensões do corpo-de-prova e chanfros utilizados para estudar a distorção angular⁽⁴⁾.

A deformação remanescente, após o término da soldagem, depende da relação entre o metal de solda depositado dos dois lados da chapa (Fig. 44).

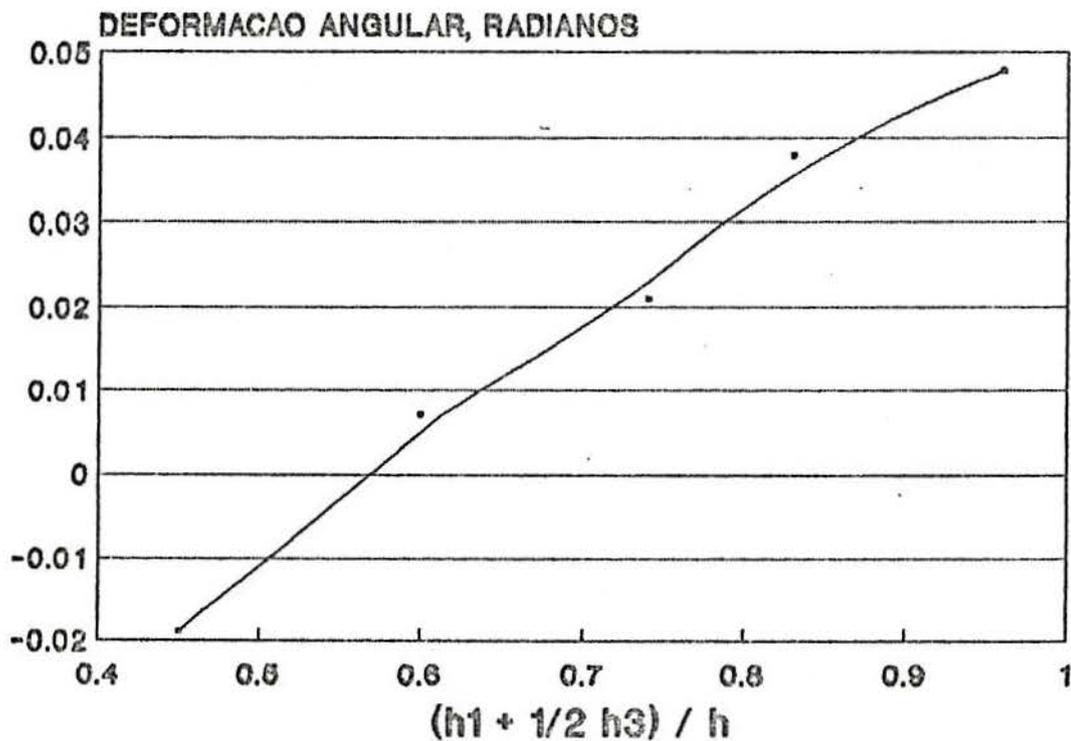


Fig. 44 - Efeito da forma do chanfro sobre a distorção angular em juntas de topo⁽⁴⁾.

Notou-se ainda que a deformação angular aumenta mais rapidamente durante a soldagem da face posterior da chapa. Uma forma de minimizar este tipo de distorção é adotar um chanfro de área maior na primeira face a ser soldada. Nos casos particulares estudados por Kihara e Masubuchi, a distorção angular mínima (próximo a zero) foi obtida para juntas cuja relação $(h_1 + 1/2 h_a) / h \cong 0.6$.

Watanabe e Satoh⁽⁴³⁾ propuseram a seguinte fórmula para estimar a distorção angular, δ :

$$\delta = C_z \left(\frac{W}{hz} \right) \cong e^{- \left[C_a h^{-3/2} \left(\frac{W}{W_A} \right)^{3/4} \right]} - e^{- C_a h^{-3/2}} \quad \dots (45)$$

onde $W_A \rightarrow$ peso de metal depositado do lado superior da chapa.

$$C_z = \frac{4}{3w_0} \frac{K'_2}{C_a}$$

$$K'_2 = K_2 \left(10^{-3} \frac{I}{v} \right)^{m+1}$$

$$C_a = K_3 \left(10^{-3} \frac{I}{\sqrt{d}} \right)$$

K_2 , K_3 e m são constantes.

White et al⁽⁴³⁾ propuseram a seguinte fórmula

$$\beta = 0.22 \frac{q}{v d^2} \quad (46)$$

A Fig. 45 mostra os dados experimentais obtidos através da equação acima para soldas em um único passe, sem restrição das chapas.

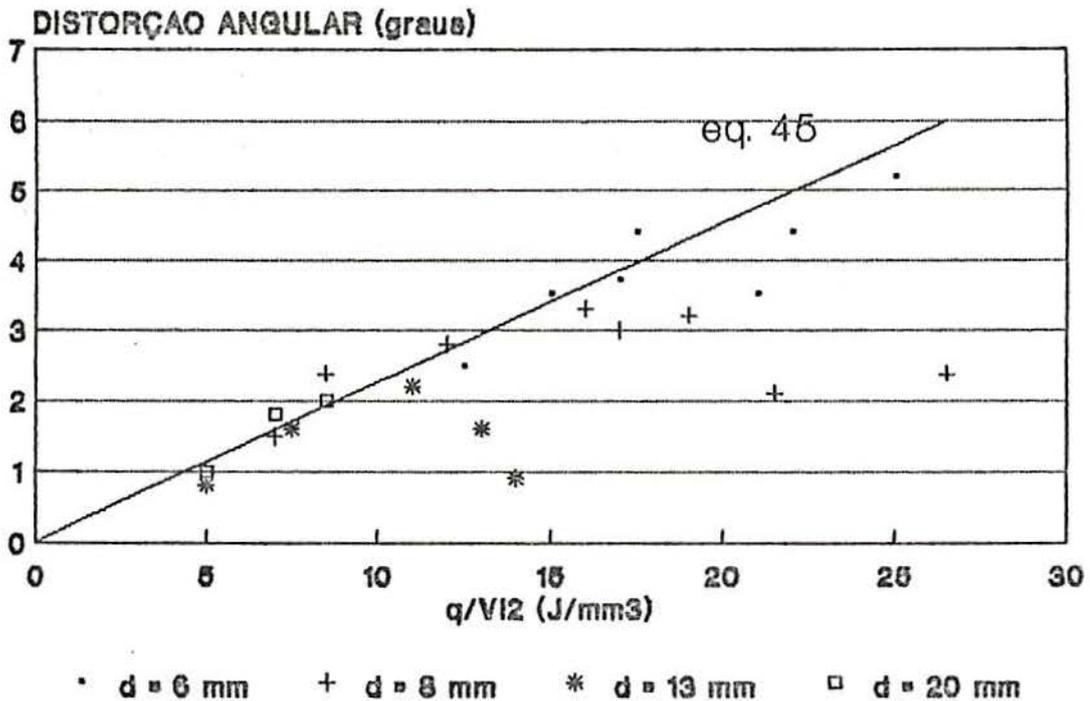


Fig. 45 - Distorção angular para chapas não restringidas⁽⁴³⁾.

A deformação angular em uma junta tipo "T" é diretamente proporcional à largura da base, W , e perna da solda, w , e inversamente proporcional à espessura da base, d , (Fig. 46):

$$\text{Dist. Ang} = \frac{0,02 W w^{1,3}}{d^2} \quad (47)$$



Fig. 46 - Deformação angular em uma junta tipo "T"⁽²⁶⁾.

5 - PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

5.1 - OBJETIVOS

O presente trabalho tem como objetivo principal o estudo de deformações plásticas causadas pela soldagem.

Para isso procurou-se verificar a influência dos parâmetros de soldagem (energia e velocidade) e da massa de material depositado (chanfro), sobre os três principais tipos de deformações que ocorrem em estruturas soldadas: contração transversal, contração longitudinal e deformação angular. Para uma mesma energia utilizou-se três velocidades de soldagem diferentes, resultando, por conseguinte, diferentes níveis de deformação.

Embora tenham sido utilizados apenas dois chanfros, o que não permite uma análise mais profunda, pode-se ter uma idéia de como a quantidade de material depositado afeta a distorção da chapa, particularmente no que diz respeito à deformação angular.

5.2 - EXECUÇÃO DAS SOLDAS

As soldas foram realizadas pelo processo "MIG" automático em um único passe, utilizando-se duas energias de soldagem diferentes, três velocidades de soldagem para cada energia e dois tipos de chanfro, o que totaliza 12 experiências.

Utilizou-se como material de adição o arame ER-5356 (cuja composição química encontra-se na tab. 5), recomendado para soldagem do material-base empregado, obtendo-se uma junta de excelentes propriedades mecânicas e fácil soldabilidade.

Tab. 5 - Composição química do material de adição classificação AWS ER- 5356⁽⁶¹⁾.

Elementos - % em peso (A)										
Si (B)	Fe (B)	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Outros (C)		Al (min) (D)
								Cada	Total	
0.25	0.4	0.1	0.05-0.2	4.5-5.5	0.05-0.2	0.1	0.06-0.2	0.05	0.15	(D)

- (A) - Não mencionando uma faixa, a porcentagem indicada é máxima.
 (B) - O teor de Si+Fe não deve exceder 0.5
 (C) - O teor de Berílio não deve ultrapassar 0.0008 %.
 (D) - O teor de Al é a diferença entre 100 % e o somatório dos demais elementos metálicos com teor superior a 0,010 %, expressa até a segunda casa decimal.

Foram tomados todos os cuidados citados anteriormente (capítulo 2) para que se obtivesse soldas de boa qualidade e para que se tivesse assegurada a uniformidade das condições de ensaio para todos os corpos-de-prova.

A escolha das energias de soldagem foi feita experimentalmente, para que se obtivesse soldas aceitáveis. Evidentemente as energias de soldagem utilizadas, por serem extremas, não proporcionaram condições para que se obtivesse um

cordão "ideal", mas obteve-se juntas de boa qualidade, sem reforço excessivo da solda, sem furar as chapas, com transferência uniforme de metal durante a soldagem e aspecto visual bom.

A princípio surgiram algumas dificuldades na regulagem dos equipamentos e adaptação à soldagem de alumínio, principalmente com relação à alimentação do arame. Após um período de testes e acerto do conjunto (equipamento de soldagem + instrumentação), os problemas foram superados e as experiências puderam ser executadas sem maiores problemas.

5.3 - EQUIPAMENTO UTILIZADO

a) Soldagem

- Fonte VI-600 White-Martins

Corrente máxima: 800 A

Voltagem máxima: 50 V

Gás de proteção: argônio

Arame-eletrodo: classificação AWS ER-5356 $\varnothing = 1.2$ mm

A curva estática da máquina é do tipo tensão constante ("plana") como mostra a Fig. 47.

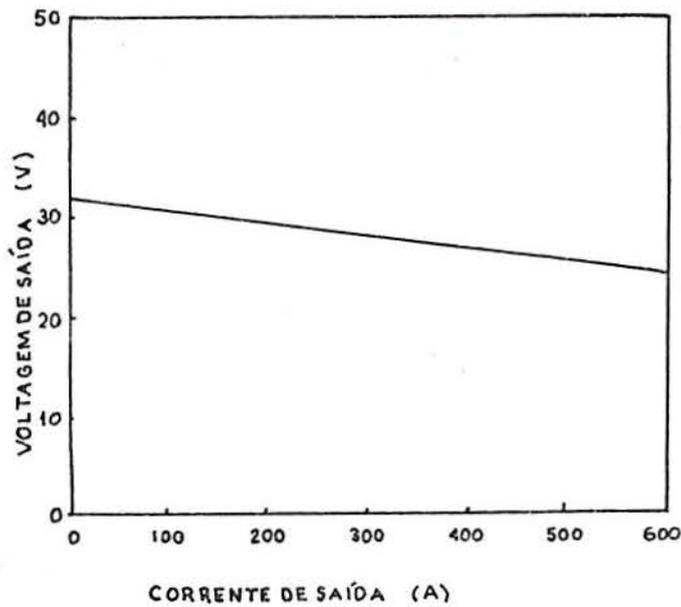


Fig. 47 - Curva estática da fonte de soldagem tipo tensão constante ("plana").

- DUAS (Dispositivo Universal Automático de Soldagem).....

Dispositivo projetado e construído no laboratório de soldagem para solda automática⁽⁶²⁾. Permite variação da velocidade de soldagem entre 100 e 750 mm/min.

b) Instrumentação

- Transdutor Indutivo W-50

Desvio de linearidade = $\pm 0.5 \%$

Fabricação HBM (Hottinger Baldwin Messtechnik)

- Ponte KWS/T-5

Frequência portadora = 5 kHz

Desvio de linearidade = $\pm 1.5 \%$

Fabricação HBM

- Multímetro Digital Philips PM-2421

Imprecisão = $\pm 0.1 \%$

Valor mínimo de tensão lido = 0.01 mV

Valor máximo de tensão lido = 1000 V

Faixa de temperaturas de trabalho = $(23 \pm 5) ^\circ\text{C}$

- Relógios Comparadores

Capacidade = 10 mm

Leitura = 0.01 mm

- Registrador x-t

Dois canais

Fabricação W+W (Scientific Instruments Basel

Switzerland)

- Registrador ARCDATA LQ-2

Unidade de monitoramento de dados de soldagem

Fabricação Messer Griesheim

A Fig. 48(a) apresenta uma vista geral do equipamento utilizado neste trabalho. Na Fig. 48(b) pode-se ver a mesa de fixação das chapas e a posição de relógios comparadores e sistema indutivo.

a)



b)

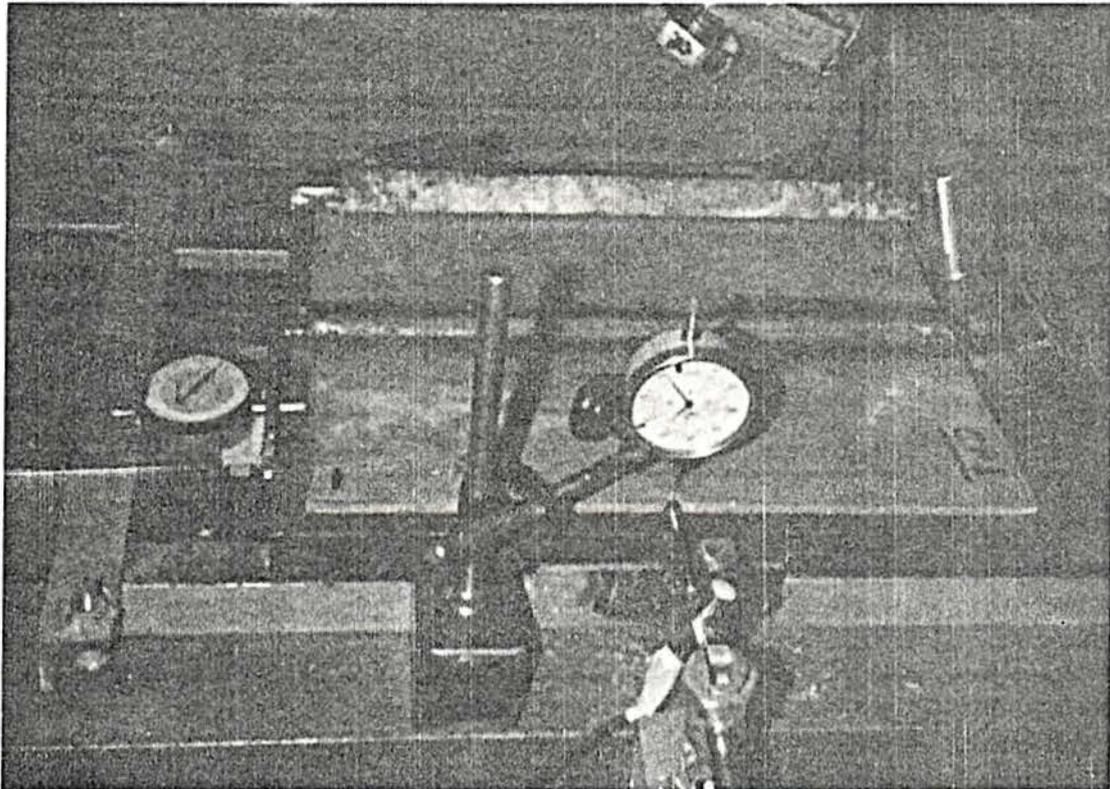


Fig. 48 - Equipamento utilizado neste trabalho. (a) Fonte e dispositivo de soldagem, ponte, registradores; (b) Mesa de fixação da chapa e instrumentação.

5.4 - CORPOS-DE-PROVA

a) Material-base: como já citado no capítulo 2, a liga de alumínio utilizada é a ASTM B209 Gr 5083 Têmpera "O" - Al Mn 4.5Mg recomendada para aplicações que exijam excelentes propriedades mecânicas como: embarcações, vagões ferroviários, tanques e reservatórios industriais, vasos criogênicos, veículos militares, etc.

As propriedades mecânicas e composição química do material estão listadas nas tabs. 6 e 7, respectivamente, bem como os resultados da análise feita no material, confirmando os valores esperados.

Tab. 6 - Propriedades mecânicas do metal-base classificação ASTM B209 - Gr 5083 - "O"⁽⁶⁸⁾.

	Limite de Resistência (kgf/mm ²)	Limite de Escoamento (kgf/mm ²)	Alongamento (%)
ASTM - B209	28.1 - 35.7	12.8 - 20.4	16 (mínimo)
Amostra 1	33.0	17.2	28.0
Amostra 2	33.4	17.7	26.0

Tab. 7 - Composição química do metal-base classificação ASTM
B209 - Gr 5083 - "O"⁽⁶⁹⁾.

Elementos - % em peso (A)										
Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Outros		Al (min)
								Cada	Total	
0.40	0.4	0.1	0.4-1.0	4.0-4.9	0.05-0.25	0.25	0.15	0.05	0.15	(B)
0.12	0.35	0.09	0.40	4.27	0.07	0.014	0.04		0.014	94.72

(A) - Não mencionando uma faixa, a porcentagem indicada é máxima.

(B) - O teor de Al é a diferença entre 100 % e o somatório dos demais elementos metálicos com teor superior a 0,010 %, expressa até a segunda casa decimal.

Os valores mostrados na primeira linha da tabela são os indicados pela norma⁽⁶⁹⁾ enquanto a segunda linha contém o resultado da análise química feita no material.

b) Dimensões dos corpos-de-prova

As chapas têm as seguintes dimensões: 350 x 150 x 8 mm, o suficiente para o estabelecimento do chamado estado "semi-estacionário"⁽⁹⁷⁾ (seção 3.2) quando a tocha atinge a metade do cordão.

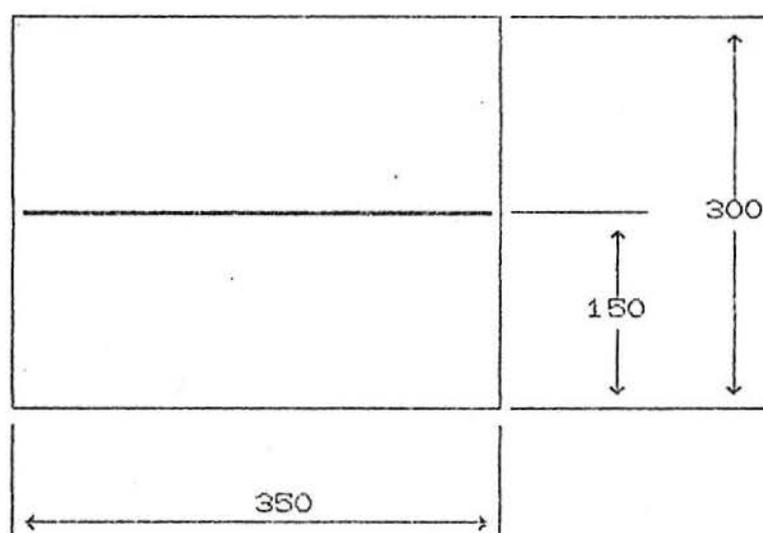


Fig. 49 - Dimensões dos corpos-de-prova utilizados

c) Chanfro

Foram utilizados dois chanfros diferentes. Isso assegura diferença na forma da poça de fusão no que diz respeito à quantidade e posição do material depositado, influenciando principalmente a deformação angular.

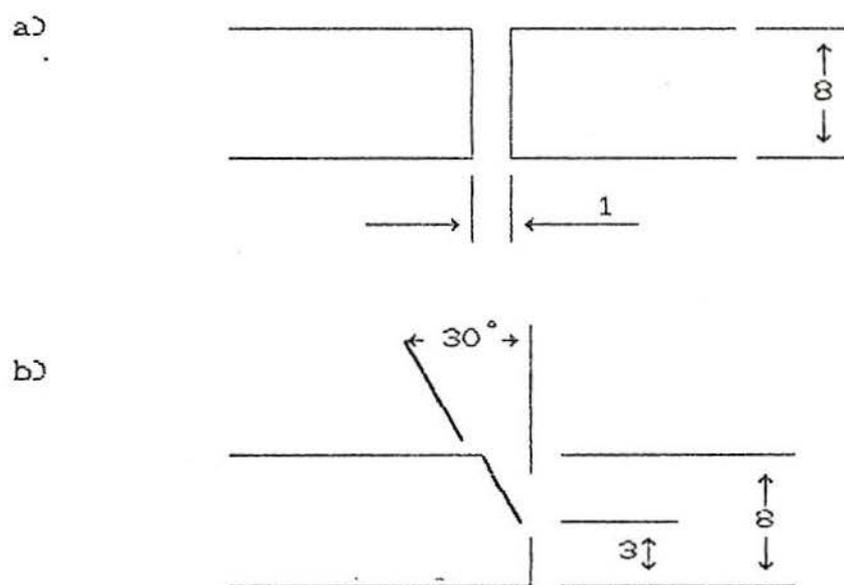


Fig. 50 - Formato dos chanfros utilizados neste trabalho.
 (a) reto, (b) "V" com nariz.

5.5 - FIXAÇÃO DAS CHAPAS

Durante a execução das soldas, uma das chapas é fixada, ao longo do seu comprimento na extremidade oposta ao cordão de solda, evitando que as chapas se movam durante a soldagem e proporcionando um referencial fixo para a medição das deformações. As duas chapas são ponteadas nas extremidades para

evitar a rotação-no-plano durante a soldagem.

A chapa onde são feitas as medições não sofre restrições às contrações transversal e longitudinal ou à deformação angular, podendo se deformar livremente em todas as direções.

Para evitar o atrito com o corpo-de-prova, a mesa de fixação possui esferas na parte superior. O dispositivo pode ser visto na Fig. 51.

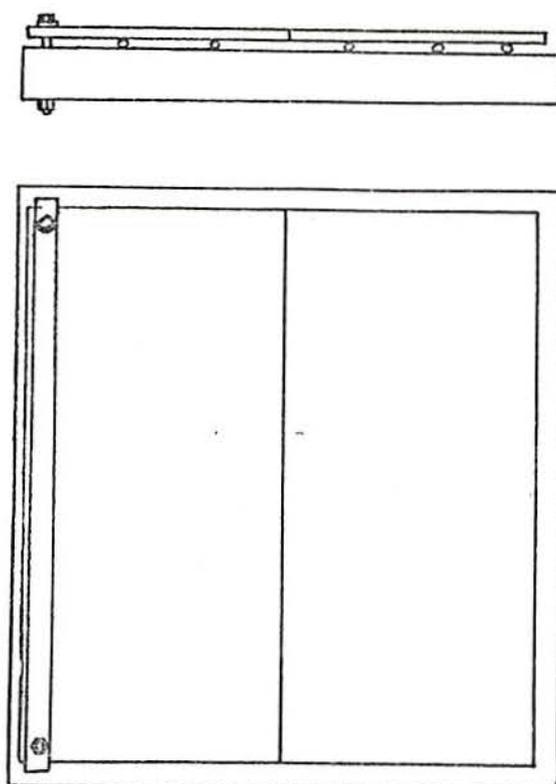


Fig. 51 - Dispositivo usado para fixação das chapas.

5.6 - MEDIÇÃO DE TEMPERATURA E DEFORMAÇÕES

A medição de temperatura foi feita em um ponto distando 15 mm do centro do cordão, na metade do comprimento das chapas (Fig. 52). Para isso foi utilizado um termopar do tipo K - Cromel-Alumel.

A medição da contração longitudinal e deformação angular foi feita através de relógios comparadores colocados nas posições indicadas na Fig. 52.

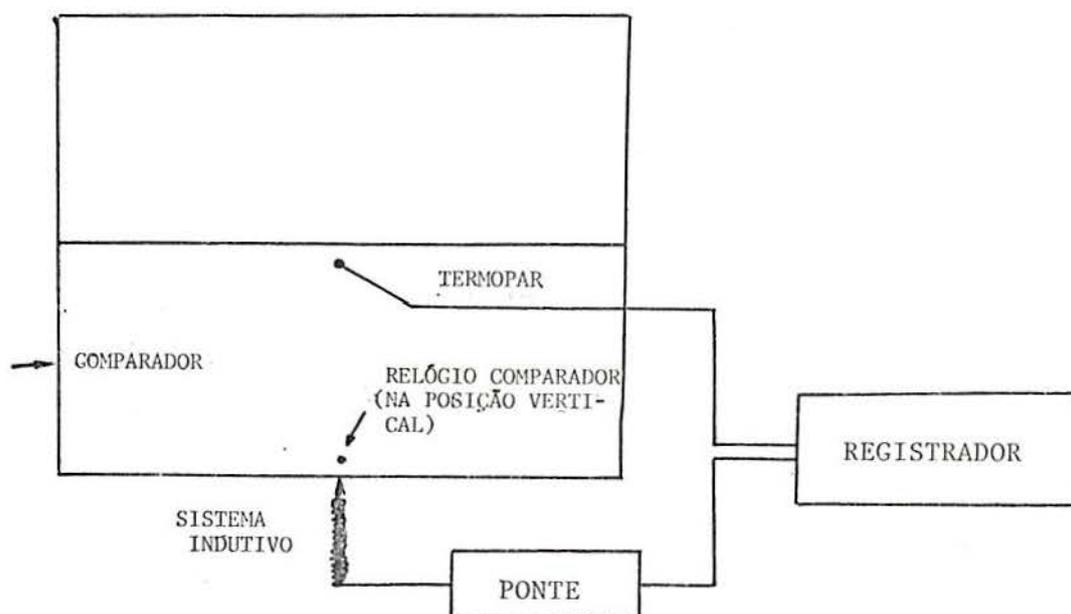


Fig. 52 - Sistema de medidas/aquisição de dados e posição dos instrumentos de medição.

A contração transversal foi medida através de um sistema indutivo. O núcleo do transdutor indutivo foi colado ao corpo-de-prova enquanto o corpo do transdutor estava fixado à base do dispositivo de soldagem. O deslocamento relativo do núcleo em relação ao corpo do transdutor faz com que ocorra uma

variação de indutância. A informação é transformada em sinais de tensão através de uma ponte de Wheatstone e este sinal é registrado durante e após a soldagem, juntamente com a temperatura, permitindo uma análise mais detalhada da influência da temperatura sobre a deformação a cada instante.

5.7 - CALIBRAÇÃO DO SISTEMA INDUTIVO

Para escolha da faixa de trabalho verificou-se o sinal de saída do sistema indutivo em função do deslocamento do núcleo com ajuda do multímetro digital. A fig. 53 mostra o resultado desta análise:

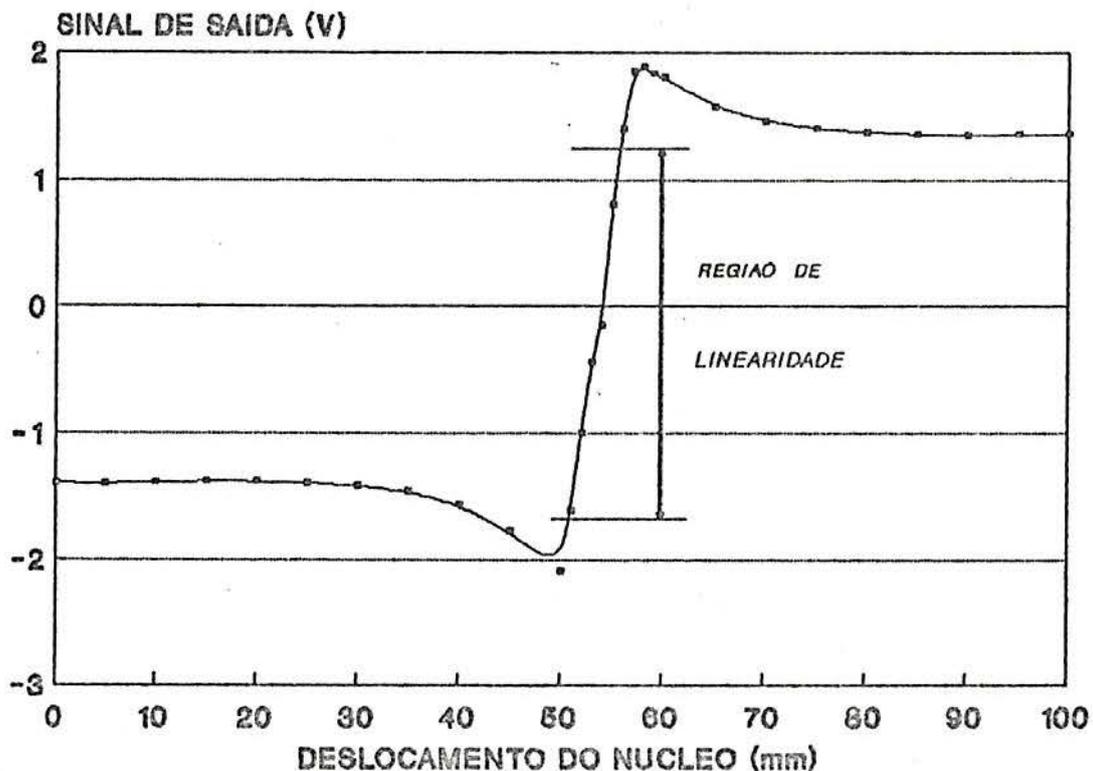


Fig. 53 - Curva de calibração do sistema indutivo.

A região de linearidade assinalada na figura é suficiente para cobrir a magnitude de deslocamentos prevista (4 mm). Uma vez estabelecida esta "zona de trabalho", o transdutor indutivo é acoplado a um micrômetro de modo a obter deslocamentos com precisão de 1 micron. Os resultados destas medições encontram-se na Tab. 8.

Tab. 8 - Sinal de saída (V) em função do deslocamento do núcleo (mm)

mm	V (ida)	V (volta)	V (ida)
0	- 1.88		
1	- 1.96		
2	- 2.05		
3	- 2.11		
4	- 2.03	- 1.99	
5	- 1.51	- 1.48	- 1.49
6	- 0.91	- 0.88	- 0.90
7	- 0.31	- 0.27	- 0.30
8	0.29	0.32	0.29
9	0.89	0.92	0.90
10	1.48	1.52	1.50
11	1.87	1.89	1.87
12	1.88		
13	1.82		
14	1.75		
15	1.71		

Dentro da faixa de trabalho definida na tabela (região entre 6 e 10 mm) observa-se um avanço constante no valor da tensão

medida indicando uma sensibilidade

$$S = \frac{1.48 + 0.91}{4} = 0.6 \text{ V/mm}$$

5.8 - AFERIÇÃO DOS RELÓGIOS COMPARADORES

A norma brasileira NBR - 6388 "Relógios Comparadores com Leitura de 0.01 mm"⁽⁵⁷⁾, estabelece as características principais dimensionais e funcionais, dos relógios comparadores de 0.01 mm e fornece instruções sobre as características de precisão exigíveis e formas de inspeção.

Esta norma determina que o relógio comparador deve ser verificado quanto à repetibilidade e exatidão das medidas.

Os dois relógios comparadores utilizados neste trabalho foram inspecionados de acordo com as recomendações da norma. A repetibilidade de ambos foi verificada no início, meio e fim do curso. Com relação à exatidão, os desvios verificados ficaram aquém daqueles estabelecidos pela norma, garantindo a precisão dos instrumentos.

6 - MÉTODO DE CÁLCULO PROPOSTO

No capítulo 4 foram vistos os mecanismos de distorção em juntas de topo, formas de análise e diversas fórmulas analíticas e empíricas para sua previsão.

Estes trabalhos, em sua maioria, relacionam distorções aos parâmetros de soldagem utilizados, levando em consideração principalmente a importância da energia de soldagem e massa de metal depositado.

A obtenção de uma fórmula simples que permita prever distorções muitas vezes conduz a expressões de validade limitada às condições do ensaio realizado, sem aplicação em situações práticas.

Neste trabalho procurou-se desenvolver um método simples de cálculo que permita avaliar as distorções transientes que ocorrem durante a soldagem de juntas de topo. O método consiste basicamente na divisão de uma tira transversal da chapa em diversos segmentos que têm suas dimensões alteradas com a variação da temperatura. Para o cálculo da temperatura em cada segmento, a cada instante, foi usado o programa de computador desenvolvido por Solomon e Levy⁽¹⁶⁾ (apêndice B).

6.1 - DETERMINAÇÃO DO CICLO TÉRMICO NAS CHAPAS

O programa de computador que permite o cálculo do ciclo térmico, utiliza a solução de Rosenthal para ciclo térmico em uma chapa infinita:

$$T - T_0 = \frac{q}{4 \pi K R} e^{-\left[\frac{v\xi}{2a} + \frac{vR}{2a} \right]} \quad (49)$$

As chapas reais, entretanto, não são infinitas, ou têm ao menos espessura finita, mesmo que sejam suficientemente largas e compridas para que se considere x e y extendendo-se ao infinito. A solução para espessura finita, d, produz uma complicação quando se considera as condições de contorno nas superfícies superior e inferior das chapas (z=0 e z=d), que não trocam calor com o ambiente, ou seja, há escoamento de calor nas direções x, y e z, mas não há transferência de calor para o ambiente em z=0 e z=d. Rosenthal resolveu este problema assumindo que existe uma série de fontes de calor fictícias colocadas de forma a contrabalançar o efeito da fonte real, fazendo que o fluxo térmico através destas superfícies seja nulo. Estas fontes fictícias geram soluções para $T - T_0$ que podem ser reduzidas a uma forma compacta se assumirmos que a chapa é espessa ou delgada (casos bi e tri-dimensional). O programa evita que se tenha que escolher quando o regime é bi ou tri-dimensional porque gera automaticamente uma série de 34 fontes de calor e considera sua influência de forma que não haja fluxo de calor através das superfícies inferior e superior das chapas, como mostra a Fig. 54.

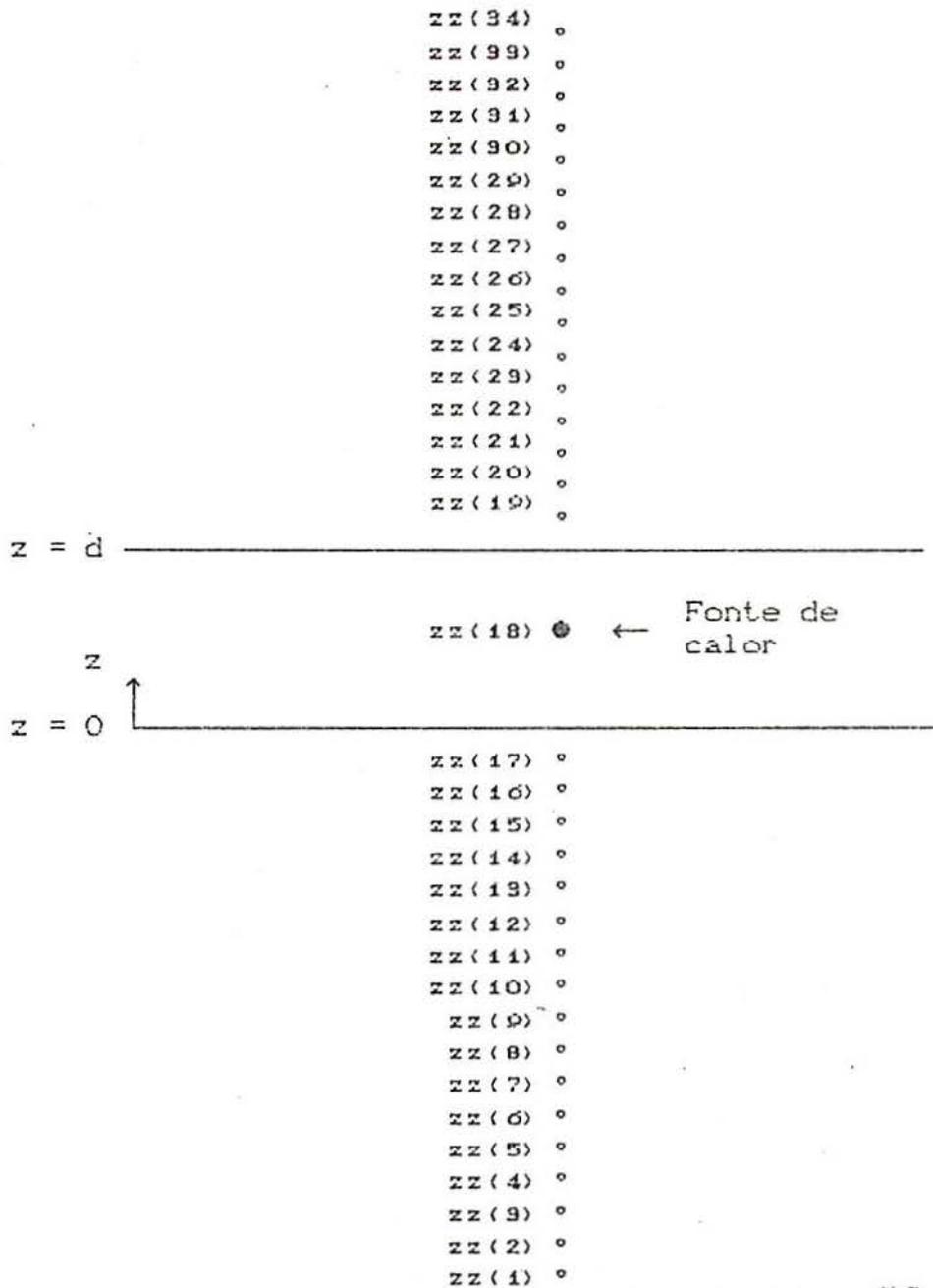


Fig. 54 - Fontes de calor fictícias⁽¹⁶⁾.

Os cálculos podem ser refinados relaxando-se a hipótese da fonte puntual de calor. Outra versão do programa utiliza uma fonte de calor cônica com altura e diâmetro do cone variáveis. Esta versão gera resultados mais próximos aos valores reais observados, porém, exige tempo de processamento consideravelmente maior ($\cong 16$ vezes) com conseqüente aumento de custos. Os resultados obtidos com as duas versões do programa podem ser comparados na Fig. 55.

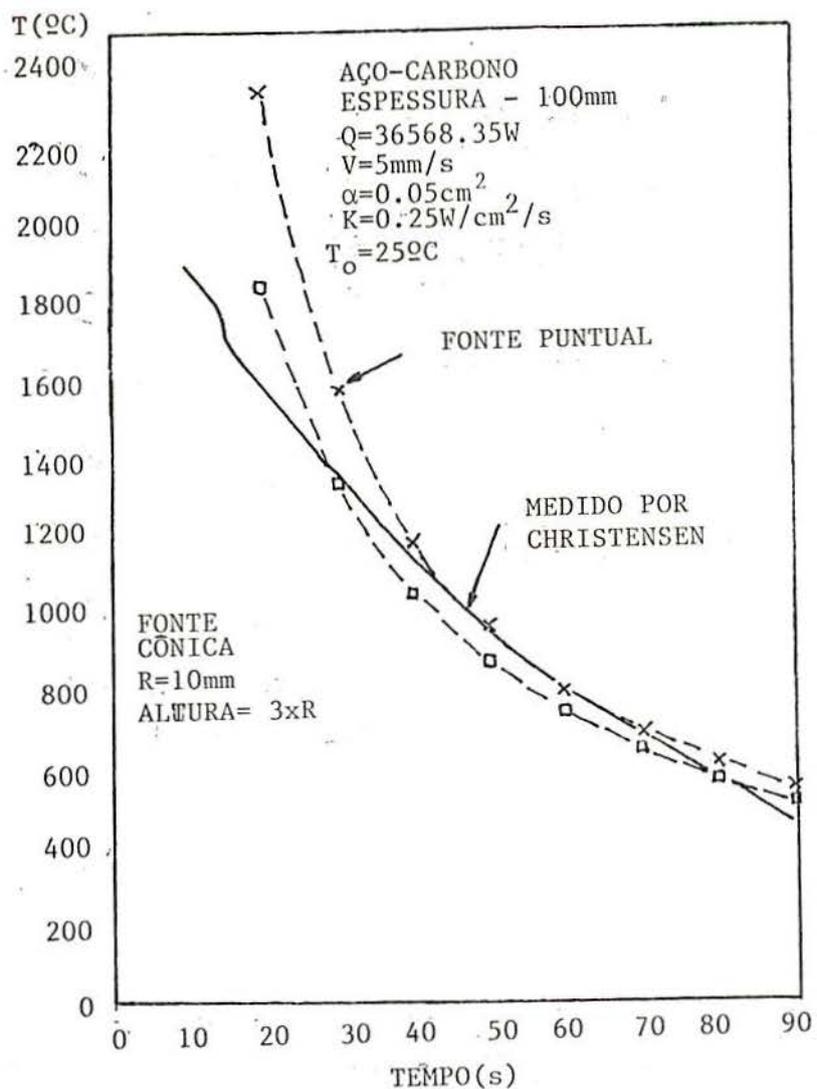


Fig. 55 - Comparação entre os valores obtidos com fontes de calor puntual e cônica e os valores experimentais⁽¹⁶⁾.

O autor recomenda o uso da fonte cônica quando se utilizam processos com alta energia de soldagem (grande poça de fusão) como arco-submerso. A aplicação deste método para peças de geometria complexa causa algumas dificuldades, embora resultados bons ainda possam ser obtidos.

Os valores de difusividade, a , e condutividade térmica, k , adotados devem corresponder àqueles observados na temperatura de interesse, ou seja, naquela temperatura em que

teoricamente o material não apresenta resistência à deformação. A "temperatura de escoamento" adotada foi $T_{esc} = 230^{\circ}\text{C}$, seguindo algumas indicações^(5,27), já que este dado não foi encontrado na literatura existente.

A Fig. 56 mostra a comparação entre o ciclo térmico teórico e aquele medido na metade da chapa, em um ponto distante 15 mm do centro do cordão.

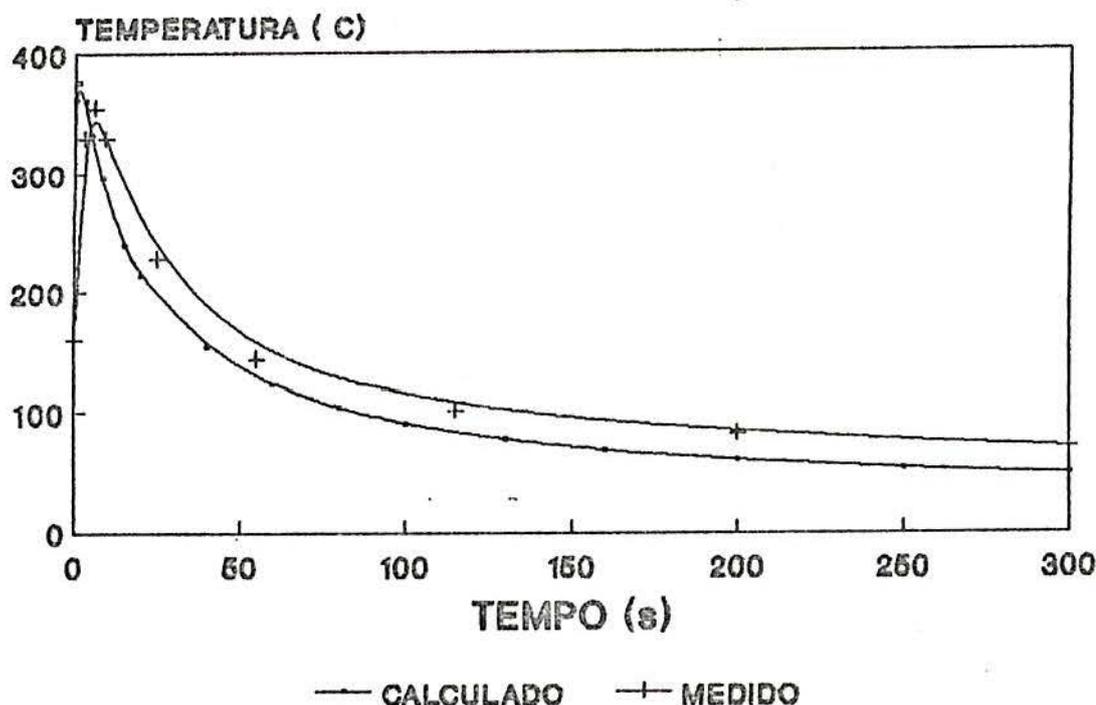
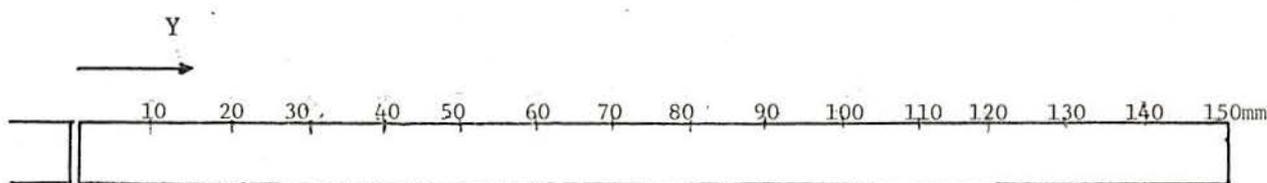


Fig. 56 - Comparação entre o ciclo térmico teórico obtido através do programa e o medido.

6.1.2 - ESCOLHA DA MALHA PARA ANÁLISE DE TEMPERATURAS E DEFORMAÇÕES

A distorção será calculada individualmente para cada um dos segmentos de uma tira transversal cujo comprimento é igual à largura de uma das chapas e cuja largura corresponde à distância

percorrida pela tocha no intervalo de tempo de 1 s. A temperatura de cada um destes segmentos é igual à temperatura no seu ponto médio. O comprimento dos segmentos é menor na região mais próxima ao cordão, possibilitando a captação das grandes variações de temperatura que ocorrem nesta área, nos instantes iniciais. A Fig. 57 mostra a posição e comprimento dos segmentos de uma tira transversal, antes do início da operação de soldagem.



Ponto	Posição	Comprimento	P	y(P) (mm)	c(P) (mm)
P	y(P) (mm)	c(P) (mm)	P	y(P) (mm)	c(P) (mm)
1	0.5	1.0	10	11.5	3.0
2	1.5	1.0	11	15.0	4.0
3	2.5	1.0	12	20.0	6.0
4	3.5	1.0	13	26.5	7.0
5	4.5	1.0	14	35.0	10.0
6	5.5	1.0	15	45.0	10.0
7	6.5	1.0	16	60.0	20.0
8	7.5	1.0	17	85.0	30.0
9	9.0	2.0	18	125.0	50.0

Fig. 57 - Posição e comprimento dos segmentos analisados.

A temperatura será verificada nos 18 pontos (y(1) - y(18)), a cada segundo, durante os 300 primeiros segundos decorridos desde o início da execução da solda. Para isso o programa original foi alterado, de modo a permitir maior flexibilidade na entrada de dados, maior número de pontos e adoção do SI como sistema de unidades. A listagem deste programa modificado (chamado "Temper")

escrito em Quick-basic r4.0 encontra-se no apêndice C. O cálculo do ciclo térmico nas condições mencionadas (18 x 300 = 5400 pontos) em um micro-computador Pc-At286 com processador principal INTEL-80286 e processador de ponto flutuante INTEL-80287 leva menos de 15 minutos.

6.2 - ANÁLISE DE DISTORÇÕES

Nesta parte do trabalho procurou-se fazer uma análise do comportamento do metal durante e após a soldagem, de uma maneira bastante simples, como forma de melhor entender os mecanismos envolvidos.

Em um corpo sólido qualquer submetido a uma variação de temperatura, desde que as deformações não sejam impedidas, ocorrem variações dimensionais (cap. 4). Este fenômeno é regido basicamente pela lei de dilatação linear dos corpos. Considerando-se uma chapa de metal aquecida uniformemente desde a temperatura ambiente, T_0 , até uma temperatura T , a variação no comprimento da chapa, Δl , é dada por:

$$\Delta l = l_0 \alpha (T - T_0) \quad (50)$$

onde l_0 representa o comprimento inicial da chapa.

Um segundo programa chamado "Deform", cujas rotinas principais estão listadas no apêndice D, foi desenvolvido para simulação das distorções. Este programa utiliza um arquivo contendo as temperaturas, gerado pelo programa "Temper", como ponto de partida para o cálculo das distorções transientes. O diagrama de fluxo do programa é mostrado na Fig. 58.

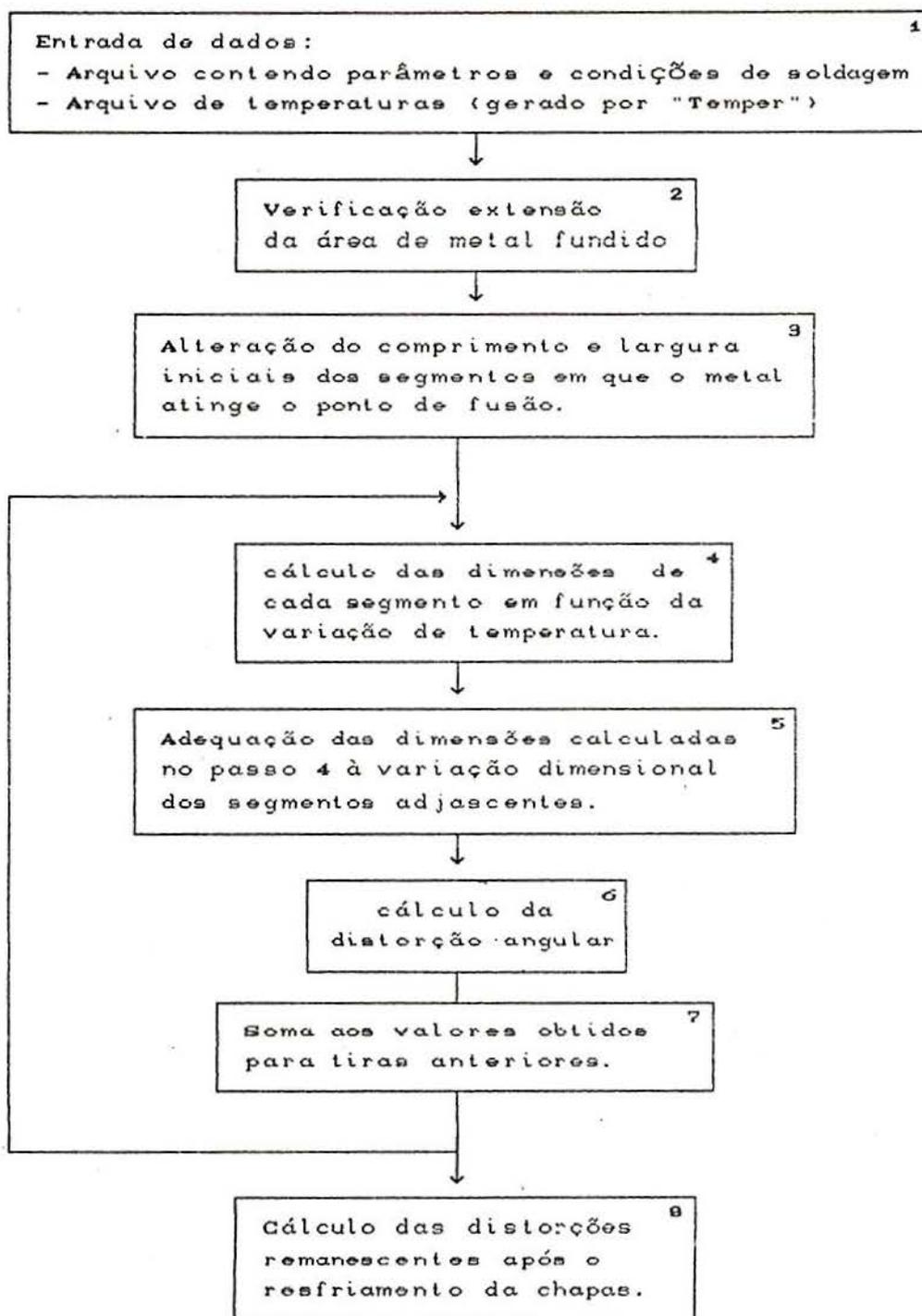


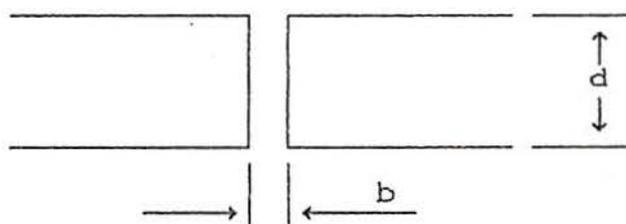
Fig. 58 - Diagrama de fluxo do programa "Deform"

6.2.1 - EFEITO DO CHANFRO E QUANTIDADE DE METAL DEPOSITADO

Como vimos no capítulo 4, as distorções são grandemente influenciadas pela área transversal do chanfro e pela massa de metal depositado.

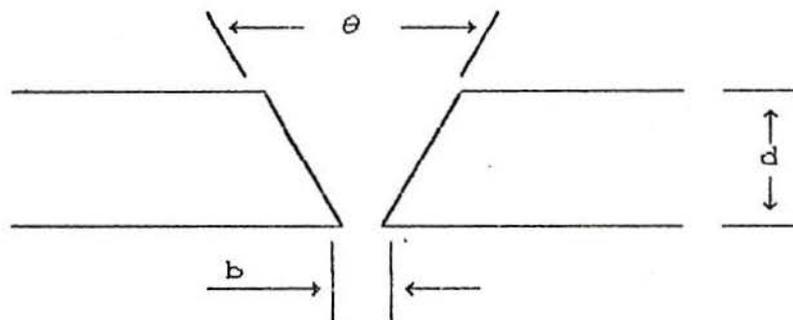
A sub-rotina "chanfro" (apêndice D) permite a definição de três tipos de chanfros e calcula sua área acima, A_1 , e abaixo, A_2 , da linha neutra da seguinte maneira:

a) Chanfro reto



$$A_1 = A_2 = \frac{b d}{2} \quad (51.a)$$

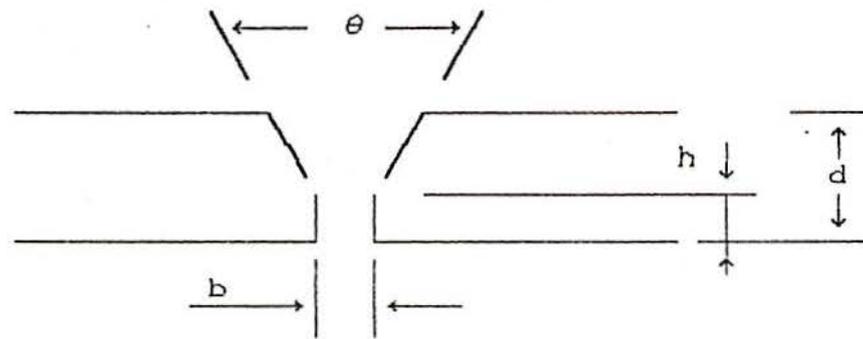
b) Chanfro tipo "V" simples



$$A_1 = \frac{b d}{2} + \frac{3 d^2}{4} \operatorname{tg} \left(\frac{\theta}{2} \right) \quad (51.b)$$

$$A_2 = \frac{b d}{2} + \frac{d^2}{4} \operatorname{tg} \left(\frac{\theta}{2} \right) \quad (51.c)$$

c) Chanfro tipo "V" com nariz



$$c.1) h = \frac{d}{2}$$

$$A_1 = \frac{b d}{2} + \frac{d^2}{4} \operatorname{tg} \left(\frac{\theta}{2} \right) \quad (51.d)$$

$$A_2 = \frac{b d}{2} \quad (51.e)$$

$$c.2) h < \frac{d}{2}$$

$$A_1 = \frac{b d}{2} + (d - h)^2 \operatorname{tg} \left(\frac{\theta}{2} \right) - \operatorname{tg} \left(\frac{\theta}{2} \right) \left(\frac{d}{2} - h \right)^2 \quad (51.f)$$

$$A_2 = \frac{b d}{2} + \operatorname{tg} \left(\frac{\theta}{2} \right) \left(\frac{d}{2} - h \right)^2 \quad (51.g)$$

$$c.2) h > \frac{d}{2}$$

$$A_1 = \frac{b d}{2} + (d - h)^2 \operatorname{tg} \left(\frac{\theta}{2} \right) \quad (51.h)$$

$$A_2 = \frac{b d}{2} \quad (51.i)$$

Sabe-se ainda que a região fundida vai além da área do chanfro, sendo difícil uma estimativa precisa de sua extensão e viu-se anteriormente que a região fundida acima da linha neutra é maior que aquela abaixo desta linha, mesmo quando o chanfro é reto.

Para introduzir estes efeitos, foram feitas duas hipóteses:

a) a região fundida do chanfro acima da linha neutra é 30% superior ao valor calculado:

$$A_{1r} = 1.3 A_1$$

b) Deve-se levar em consideração a quantidade de metal transferida para a peça, ou seja, a quantidade de arame fundido por unidade de comprimento soldado, que também define a área transversal teórica do metal de solda. Esta área é calculada multiplicando-se a área da seção transversal do arame pela sua velocidade de alimentação, v_{alim} , e dividindo-se pela velocidade de deslocamento da tocha:

$$A_M = \eta_d \frac{\pi D^2}{4} \frac{v_{alim}}{v} \quad (52)$$

onde $D \rightarrow$ diâmetro do arame (mm)

$\eta_d \rightarrow$ rendimento de deposição do arame

Para guardar a relação entre A_{1r} e A_2 , definidas anteriormente, pode-se fazer

$$a_{12} = \frac{A_{1r}}{A_{1r} + A_2} \quad (53. a)$$

$$a_{21} = \frac{A_2}{A_{1r} + A_2} \quad (53. b)$$

$$A_{1M} = A_M \times a_{12} \quad (53.c)$$

$$A_{2M} = A_M \times a_{21} \quad (53.d)$$

Sendo A_{1M} e A_{2M} , respectivamente as áreas da seção transversal do metal de solda acima e abaixo da linha neutra, definidas em função da quantidade de metal depositado.

A área total do metal de solda acima e abaixo da linha neutra foi então definida como a soma dos dois fatores (chanfro + metal depositado).

$$A_{1T} = A_{1r} + A_{1M} \quad (54.a)$$

$$A_{2T} = A_2 + A_{2M} \quad (54.b)$$

Como as duas chapas são idênticas e a junta é simétrica em relação ao cordão, trabalhou-se evidentemente com a distorção ocorrida em uma das chapas, cujo valor deve ser multiplicado por dois no final. Desta forma deve-se definir zonas de influência acima e abaixo da linha neutra, onde o metal atinge o ponto de fusão, o valor médio destas zonas equivale à área definida anteriormente dividida pela espessura:

$$Z_1 = \frac{A_{1T}}{d} \quad (55.a)$$

$$Z_2 = \frac{A_{2T}}{d} \quad (55.b)$$

$$Z = \frac{Z_1 + Z_2}{2} \quad (55.c)$$

A partir das duas primeiras zonas de influência é que se vai definir a contração transversal e distorção angular no metal de solda, a média das duas (eq. (55.c)) é utilizada para definir a

contração longitudinal.

6.2.1.1 - VARIAÇÃO DE VOLUME DURANTE A SOLIDIFICAÇÃO

No decorrer do processo de solidificação de um líquido metálico o mesmo sofre sucessivamente três contrações:

a) Contração no estado líquido (ΔV_L): Variação de volume decorrente da contração do metal líquido pelo abaixamento da temperatura até o início da solidificação, expressa em porcentagem de volume.

b) Contração de solidificação (ΔV_{SOL}): Variação decorrente da mudança de estado líquido/sólido, que ocorre desde o aparecimento do primeiro cristal sólido até a solidificação da última gota de metal líquido. No sistema Al-Mg, para uma porcentagem de 4.5 % de Mg as temperaturas de início e fim de solidificação são de 635 °C e 580 °C, como mostra a Fig. 59.

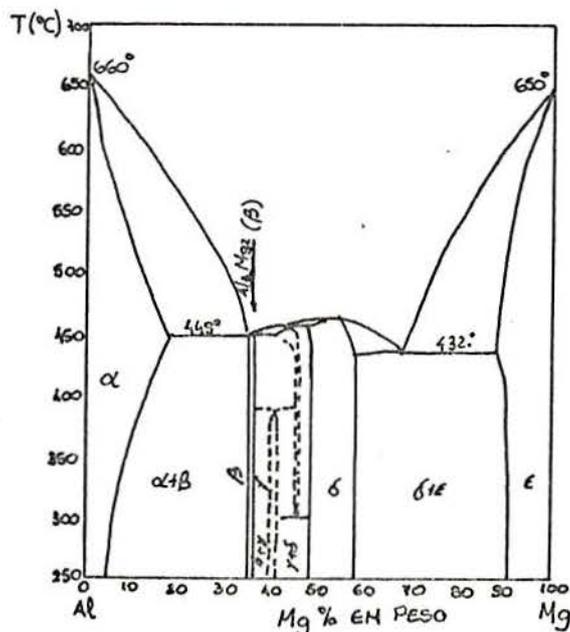


Fig. 59 - Sistema Al-Mg⁽⁷²⁾.

C) Contração no estado sólido (ΔV_s): Variação de volume decorrente da contração do metal sólido, desde a temperatura de fim de solidificação até a temperatura ambiente.

Assim a contração volumétrica total, ΔV , pode ser expressa por:

$$\Delta V = \Delta V_L + \Delta V_{SOL} + \Delta V_s \quad (56)$$

Os valores de ΔV_L , ΔV_{SOL} e ΔV_s para alumínio puro e 90Al-10Mg são respectivamente⁽⁷³⁾: 1.4, 6.5 e 5.7; 1.3, 7.5 e 4.4. Para a liga utilizada neste trabalho adotaram-se os valores médios, ou seja, 1.35, 7.0 e 5.0.

O material é considerado perfeitamente isotrópico, apresentando deformações percentuais idênticas nas três direções ortogonais.

O efeito da contração do metal fundido é considerado no instante $t = -1$ (dimensões do segmento antes do início da solda), alterando-se o valor inicial do comprimento e largura dos segmentos dentro das zonas definidas anteriormente, proporcionalmente à soma das contrações percentuais no estado líquido e de solidificação :

$$\Delta = \sqrt[3]{1 + \frac{\Delta V_L}{100}} + \sqrt[3]{1 + \frac{\Delta V_{SOL}}{100}} \quad (57)$$

Comprimento e largura iniciais do segmento n , $C(t = -1, n)$ e $Lg(t = -1, n)$, podem ser calculados da seguinte maneira:

a) O segmento encontra-se inteiramente dentro da zona fundida (C_1 representa o comprimento do segmento acima da linha neutra):

$$C_1(-1, n) = C(-1, n) \times \Delta \quad (58.a)$$

$$Lg(-1, n) = Lg(-1, n) \times \Delta \quad (58.b)$$

Apenas parte do segmento encontra-se dentro da zona fundida:

$$C_1(-1, n) = \left[Z_1 - \left[y(n) - \frac{CC(-1, n)}{2} \right] \right] \Delta + \left[y(n) + \frac{CC(-1, n)}{2} - Z_1 \right] \quad \dots(58.c)$$

$$Lg(-1, n) = \frac{\left[Z - \left[y(n) - \frac{CC(-1, n)}{2} \right] \right] \Delta + \left[y(n) + \frac{CC(-1, n)}{2} - Z \right]}{CC(-1, n)} \times$$

$$\times Lg(-1, n) \quad (58.d)$$

Onde $y(n)$ é a distância do ponto médio do segmento n ao centro do cordão.

O mesmo procedimento é adotado para o cálculo do comprimento dos segmentos abaixo da linha neutra, $C_2(-1, n)$.

O efeito da contração no estado sólido não foi levado em consideração aqui porque após a solidificação o metal de solda se comporta como o restante da chapa, valendo os mesmos procedimentos de cálculo, que serão vistos a seguir.

6.2.2 - CÁLCULO DO COMPRIMENTO DE CADA SEGMENTO

A rotina de cálculo das dimensões dos segmentos em função da variação da temperatura (sub-rotina "metsol" no apêndice D), é

uma aplicação simples e direta da lei de dilatação linear dos corpos (eq. (50)):

Chamando $T(t, n)$ a temperatura no segmento n , no instante t , pode-se calcular o comprimento e largura atuais do segmento n em função de seu comprimento e largura no instante anterior e da variação de temperatura, nas seguintes situações:

$$a) T(t, n) \geq T_{esc} \text{ e } T(t-1, n) < T_{esc}$$

$$C_1(t, n) = C_1(t-1, n) \times (1 + \alpha (T_{esc} - T(t-1, n))) \quad (59.a)$$

$$Lg(t, n) = Lg(t-1, n) \times (1 + \alpha (T_{esc} - T(t-1, n))) \quad (59.b)$$

$$b) T(t, n) \geq T_{esc} \text{ e } T(t-1, n) \geq T_{esc}$$

$$C_1(t, n) = C_1(t-1, n) \quad (59.c)$$

$$Lg(t, n) = Lg(t-1, n) \quad (59.d)$$

$$c) T(t, n) < T_{esc} \text{ e } T(t-1, n) > T_{esc}$$

$$C_1(t, n) = C_1(t-1, n) \times (1 + \alpha (T(t, n) - T_{esc})) \quad (59.e)$$

$$Lg(t, n) = Lg(t-1, n) \times (1 + \alpha (T(t, n) - T_{esc})) \quad (59.f)$$

$$d) T(t, n) \text{ e } T(t-1, n) < T_{esc}$$

$$C_1(t, n) = C_1(t-1, n) \times (1 + \alpha (T(t, n) - T(t-1, n)))$$

... (59.g)

$$Lg(t, n) = Lg(t-1, n) \times (1 + \alpha (T(t, n) - T(t-1, n))) \quad \dots(59.h)$$

Procedimentos análogos foram realizados para o cálculo de $C_2(t, n)$.

Também foram feitos testes assumindo-se uma variação linear de α com a temperatura, adotando-se o valor inicial à temperatura ambiente multiplicado por uma constante X para $T = T_{esc}$ (Fig. 60).

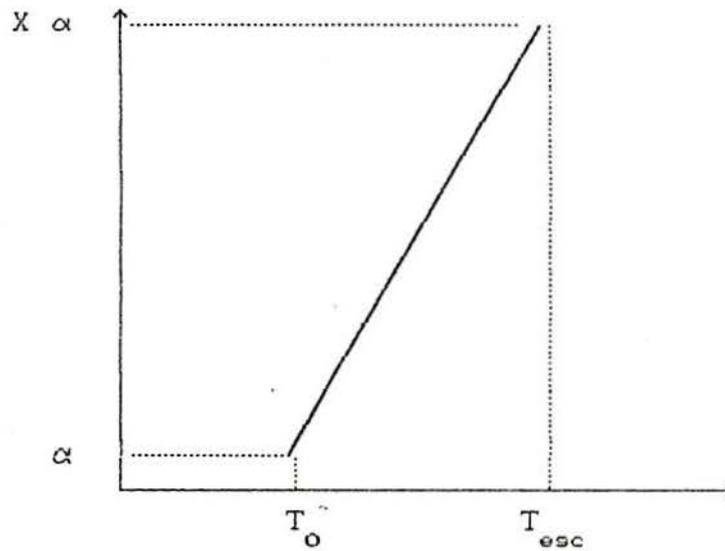


Fig. 60 - Coeficiente de expansão linear variável.

Calculando-se então o comprimento por:

$$C_1(t, n) = C_1(t-1, n) \times (1 + \alpha(t, n) \times T(t, n) - \alpha(t-1, n) \times T(t-1, n)) \quad (60)$$

As curvas de distorção obtidas com α constante, entretanto, mostraram maior coincidência com os dados experimentais.

6.2.2.1 - INFLUÊNCIA DA DISTORÇÃO DOS SEGMENTOS ADJACENTES

Vimos anteriormente que os segmentos não podem se dilatar ou contrair independentemente, sofrendo influência do metal adjacente.

Para simular esta "acomodação" de cada um dos segmentos foi feita uma média ponderada das dimensões calculadas de segmentos adjacentes, da seguinte forma:

Supondo que tenhamos concluído o cálculo da tira no instante $t = t + 1$, então podemos corrigir o cálculo feito para um segmento n , no instante t com base nos oito (também podem ser três ou cinco, dependendo da posição do segmento) segmentos adjacentes:

As relações entre o segmento n e a soma dos segmentos $n - 1$, n e $n + 1$, nos instantes $t - 1$, t e $t + 1$, valem, respectivamente, r_1 , r_2 e r_3 , sendo:

$$r_1 = \frac{C_1(t-1, n)}{C_1(t-1, n-1) + C_1(t-1, n) + C_1(t-1, n+1)} \quad (61.a)$$

$$r_2 = \frac{C_1(t, n)}{C_1(t, n-1) + C_1(t, n) + C_1(t, n+1)} \quad (61.b)$$

$$r_a = \frac{C_1(t+1, n)}{C_1(t+1, n-1) + C_1(t+1, n) + C_1(t+1, n+1)} \quad (61.c)$$

O comprimento médio de n no instante t pode então ser calculado como

$$C_1(t, n) = \frac{\sum_{a=t-1}^{t+1} \sum_{b=n-1}^{n+1} C_1(a, b)}{g} \times (r_1 + r_2 + r_3) \quad \dots (62)$$

A sub-rotina "dist" (apêndice D) executa este procedimento para cada segmento. O mesmo método é utilizado para o cálculo de $Lg(t, n)$ e $C_2(t, n)$.

6.2.3 - CÁLCULO DA DISTORÇÃO ANGULAR

Concluído o cálculo individual em todos os segmentos da tira, em determinado instante, temos agora dois valores de comprimento, C_{1T} e C_{2T} , acima e abaixo da linha neutra:

$$C_{1T}(t) = \sum_{n=1}^N C_1(t, n) \quad (63.a)$$

$$C_{2T}(t) = \sum_{n=1}^N C_2(t, n) \quad (63.b)$$

A Fig. 61 mostra a distorção angular causada pela diferença entre C_{1T} e C_{2T} .

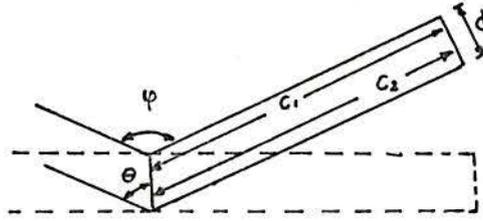


Fig. 61 - Distorção angular devido à diferença de comprimento dos segmentos acima e abaixo da linha neutra das chapas.

$$\theta(t) = \text{arc tg} \left[\frac{d}{2(C_{2T}(t) - C_{1T}(t))} \right] \quad (64)$$

O ângulo $\varphi(t)$, que representa a distorção angular da tira no instante t , vale

$$\varphi(t) = 2 \left[\frac{\pi}{2} - \theta \right] \quad (65)$$

O comprimento de cada segmento é calculado como:

$$C_s(t, n) = \frac{C_1(t, n) + C_2(t, n)}{2} \cos \left[\frac{\varphi}{2} \right] \quad (66. a)$$

Comprimento e largura da tira, $C(t)$ e $L(t)$, podem agora ser calculados:

$$C(t) = \frac{C_{1T} + C_{2T}}{2} \cos \left[\frac{\varphi}{2} \right] \quad (66. b)$$

$$L(t) = \frac{\sum_{n=1}^N (Lg(t, n) \times C_s(t, n))}{C(t)} \quad (66. c)$$

6.2.4 - DISTORÇÃO DA CHAPA EM DETERMINADO INSTANTE

O número de tiras transversais contidas na chapa, NT , é igual à parte inteira da divisão do comprimento da solda pela velocidade de deslocamento da tocha. Pode-se calcular a deformação angular da chapa no instante t , $\psi(t)$, como sendo a média das deformações individuais das tiras. A distorção transversal, $C_{tr}(t)$, e a longitudinal, $C_{lg}(t)$, foram calculadas como sendo a média das diferenças entre o comprimento e a largura da tira calculados pelas eqs. (66) e o seu comprimento antes do início da solda, ou seja:

sendo T o número de tiras já calculadas:

a) $T < NT$

$$\psi(t) = \frac{\sum_{t=1}^T \varphi(t)}{NT} \quad (67. a)$$

$$Ctr(t) = \frac{\sum_{l=1}^T (CC(t) - CC(-1))}{NT} \quad (67. b)$$

$$Clg(t) = \frac{\sum_{l=1}^T (LC(t) - LC(-1))}{NT} \quad (67. c)$$

b) $T \geq NT$

$$\psi(t) = \frac{\sum_{l=T-NT+1}^T \varphi(l)}{NT} \quad (67. d)$$

$$Ctr(t) = \frac{\sum_{l=T-NT+1}^T (CC(t) - CC(-1))}{NT} \quad (67. e)$$

$$Clg(t) = \frac{\sum_{l=T-NT+1}^T (LC(t) - LC(-1))}{NT} \quad (67. f)$$

onde $CC(-1)$ representa o comprimento da cada tira antes do início da solda.

6.2.5 - DISTORÇÕES RESIDUAIS APÓS A SOLDAGEM

O cálculo do valor final das distorções após o resfriamento do corpo-de-prova é feito para $t = \infty$ (tempo necessário para que a temperatura de todos os segmentos caia até o valor da temperatura ambiente), e é calculado com base na variação dimensional ocasionada pela diferença de temperatura

$$\dot{T}_{amb} - T(t, n)$$

em todos os segmentos da chapa.

7 - DISCUSSÃO DE RESULTADOS E CONCLUSÕES

Para verificar o comportamento das distorções foram executadas 12 soldas, com 2 energias de soldagem diferentes, dois chanfros e três velocidades para cada energia (Cap. 5). A Tab. 9 apresenta os parâmetros utilizados para cada um dos 12 corpos-de-prova (CP1 - CP12).

Tab. 9 - Identificação dos corpos-de-prova.

Chanfro *		Reto	"V" com nariz
$Q_1 = 0.84 \frac{KJ}{mm}$	v = 5.3 mm/s I = 180 A V = 25 V	CP1	CP7
	v = 4.1 mm/s I = 150 A V = 23 V	CP2	CP8
	v = 2.7 mm/s I = 115 A V = 20 V	CP3	CP9
$Q_2 = 0.65 \frac{KJ}{mm}$	v = 5.3 mm/s I = 145 A V = 24 V	CP4	CP10
	v = 4.1 mm/s I = 122 A V = 22 V	CP5	CP11
	v = 2.7 mm/s I = 100 A V = 18 V	CP6	CP12

* As dimensões dos chanfros foram definidas no item 5.4.

O valor das demais variáveis, comuns a todos os ensaios é apresentados abaixo:

$$\begin{aligned}
 T_o &= T_{\text{prec}} = 25 \text{ } ^\circ\text{C} \\
 \alpha &= 23.6 \times 10^{-6} \text{ } 1 / ^\circ\text{C} \\
 T_{\text{esc}} &= 280 \text{ } ^\circ\text{C} \\
 \eta &= 0.8 \\
 d &= 8 \text{ mm} \\
 \emptyset &= 1.2 \text{ mm} \\
 \Delta V_L &= 1.35 \% \\
 \Delta V_{\text{SOL}} &= 7 \%
 \end{aligned}$$

A Tab. 10 apresenta os resultados obtidos nos experimentos, e aqueles calculados através do método proposto. Os valores representam distorções finais, após o resfriamento do corpo-de-prova.

Tab. 10 - Resultados obtidos

Corpo-de-prova	Contração Transversal (mm)		Contração Longitudinal (mm)		Deformação Angular (graus)	
	Medido	Calc.	Medido	Calc.	Medido	Calc.
CP1	.49	.412	.13	.175	.73	.579
CP2	.45	.420	.14	.167	.74	.545
CP3	.50	.449	.17	.179	.88	.583
CP4	.26	.329	.10	.118	.49	.387
CP5	.99	.948	.11	.131	.52	.428
CP6	.95	.978	.14	.155	.54	.507
CP7	.69	.772	.21	.292	3.88	4.73
CP8	.80	.756	.23	.284	3.92	4.57
CP9	.89	.804	.27	.296	4.71	4.75
CP10	.64	.593	.18	.234	3.68	3.79
CP11	.73	.629	.21	.240	3.81	3.99
CP12	.81	.696	.23	.273	4.16	4.38

Para uma mesma energia de soldagem e chanfro, pode-se notar que a contração transversal aumenta com a diminuição da velocidade de soldagem, o que já era esperado. Esta mesma tendência também aparece em relação à contração longitudinal e distorção angular.

Os três tipos de distorções aumentam com o aumento da energia de soldagem e área da seção transversal do chanfro.

A seguir são mostradas as curvas de contração transversal obtidas durante os primeiros cinco minutos a partir do início da solda (Figs. 62 - 73). O ponto $t = 400$ s indica a distorção após o resfriamento das chapas.

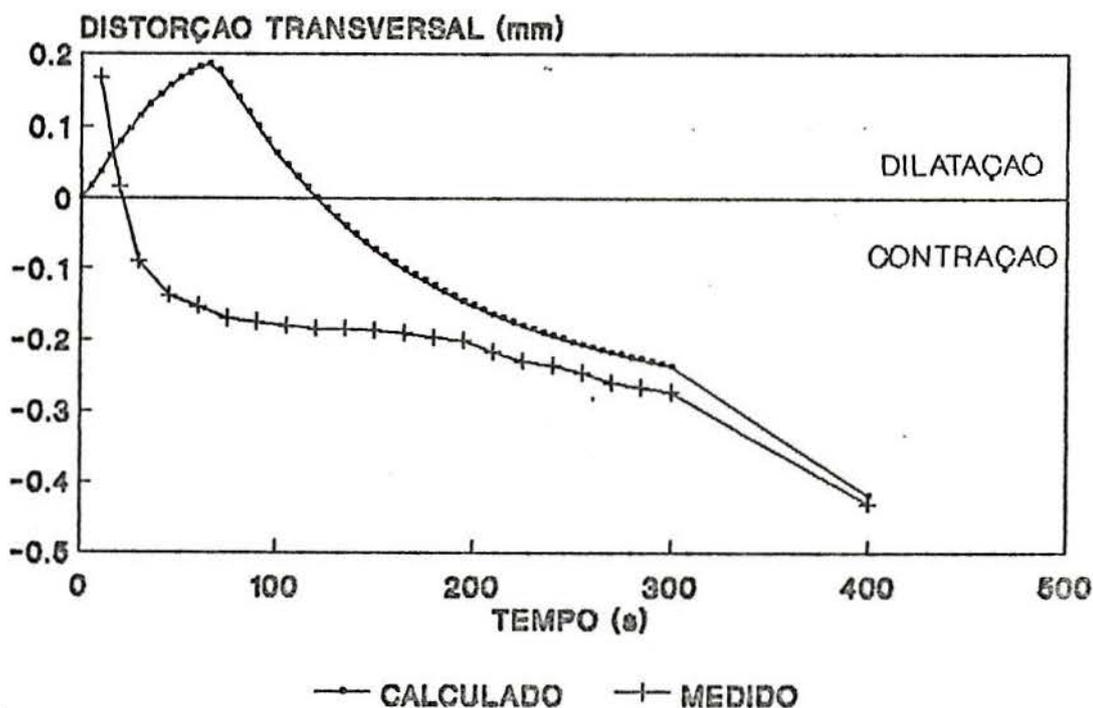


Fig. 62 - Contração transversal x tempo - CP1

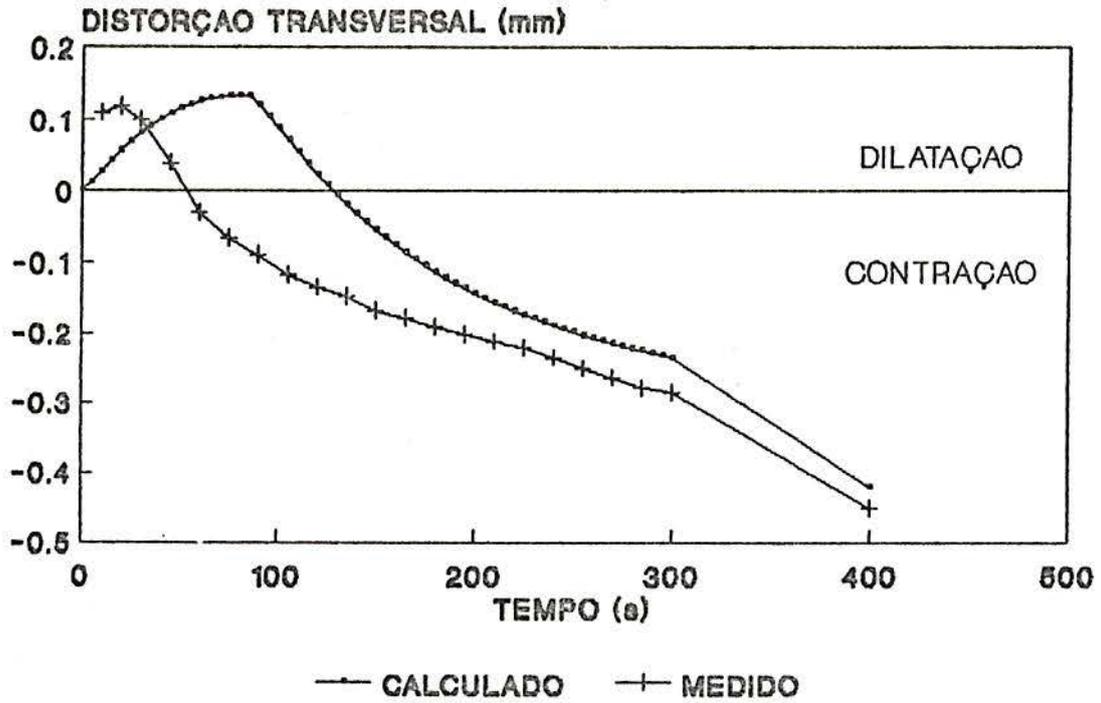


Fig. 63 - Contração transversal x tempo - CP2

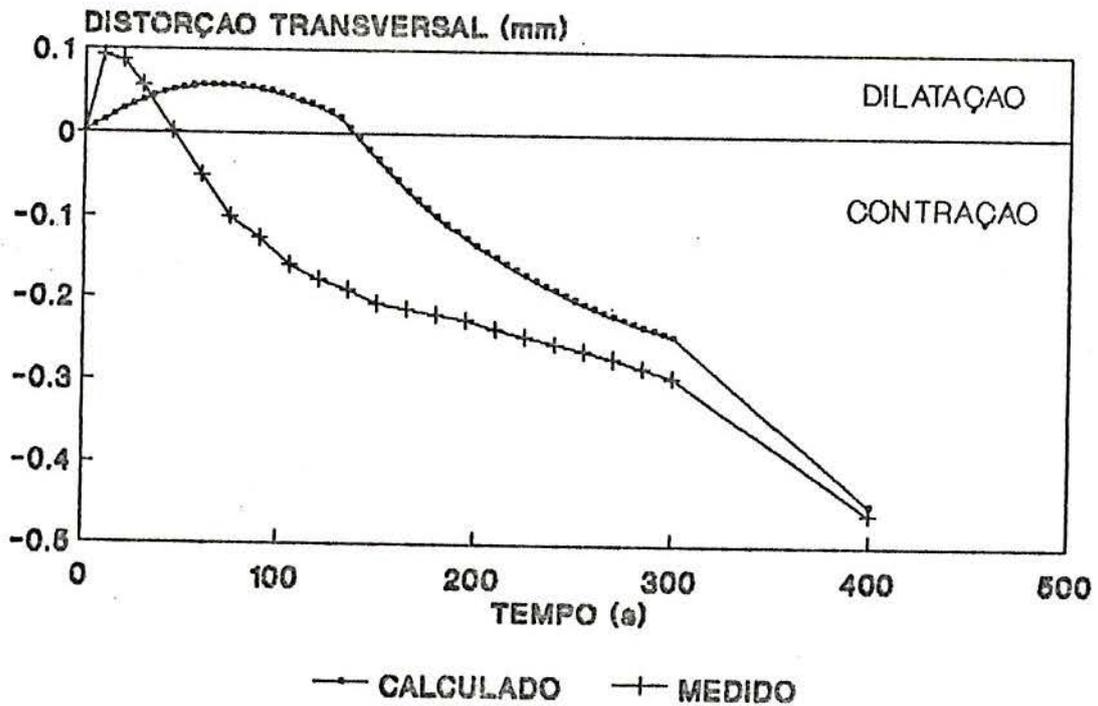


Fig. 64 - Contração transversal x tempo - CP3

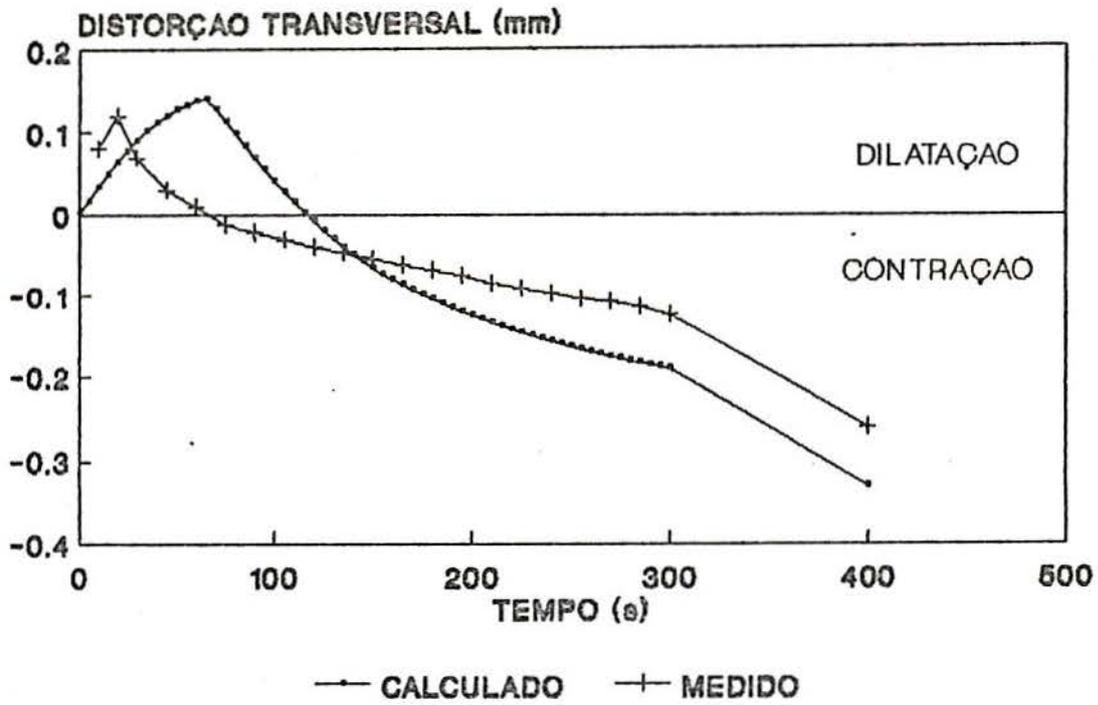


Fig. 65 - Contração transversal x tempo - CP4

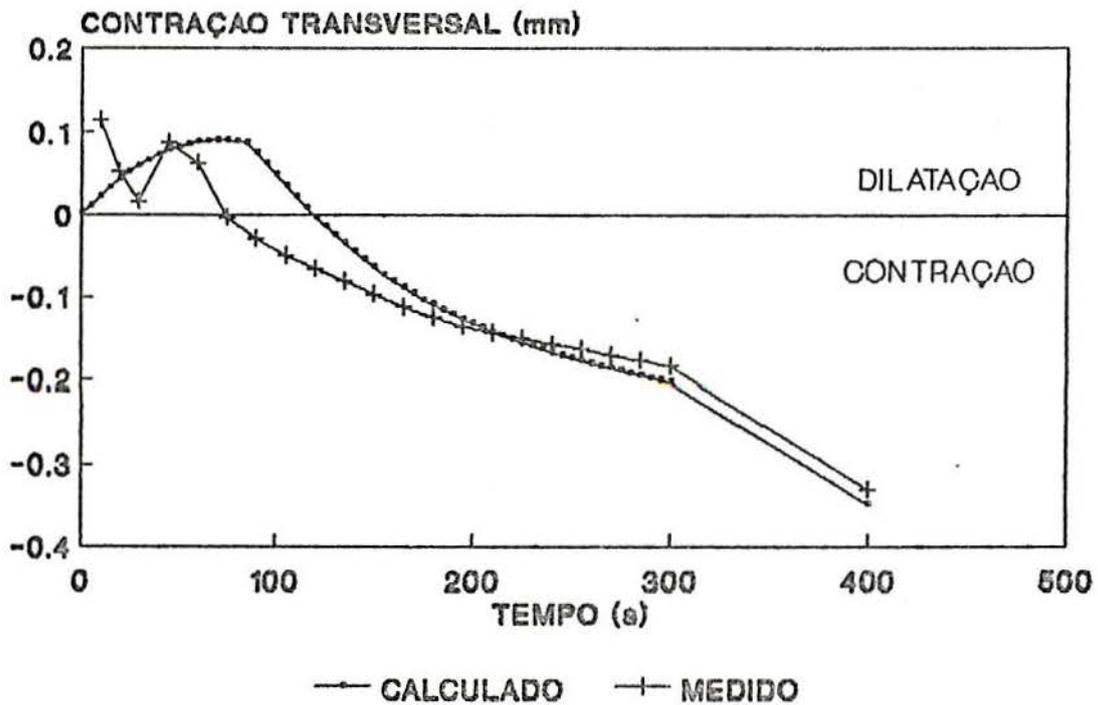


Fig. 66 - Contração transversal x tempo - CP5

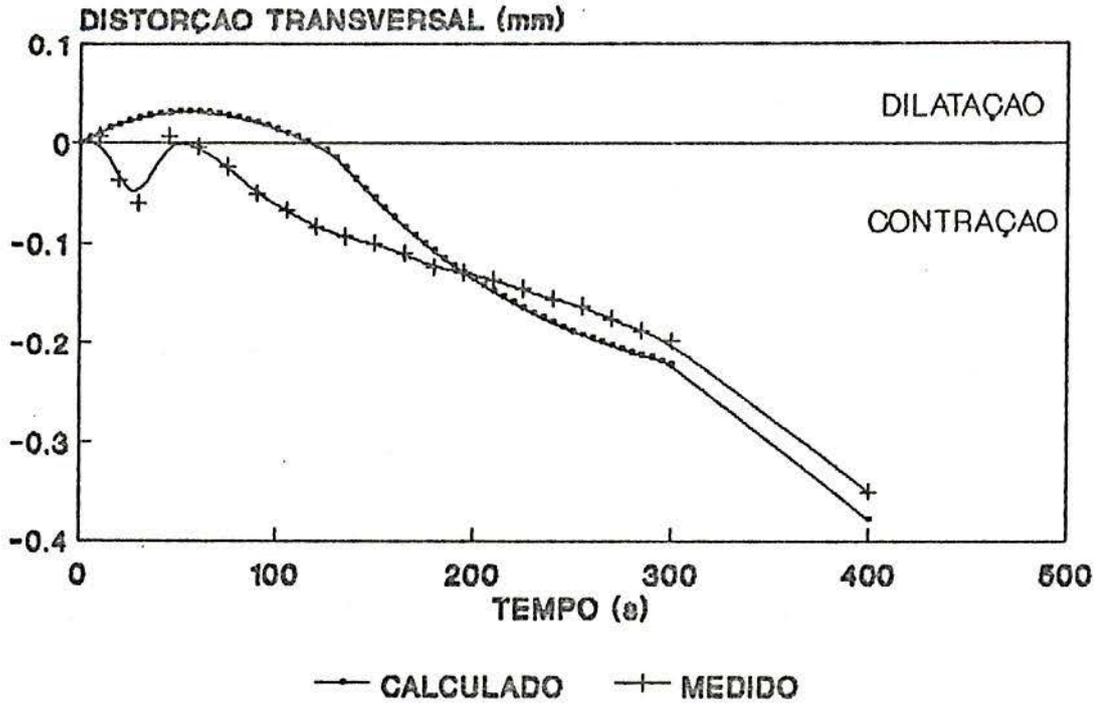


Fig. 67 - Contração transversal x tempo - CP6

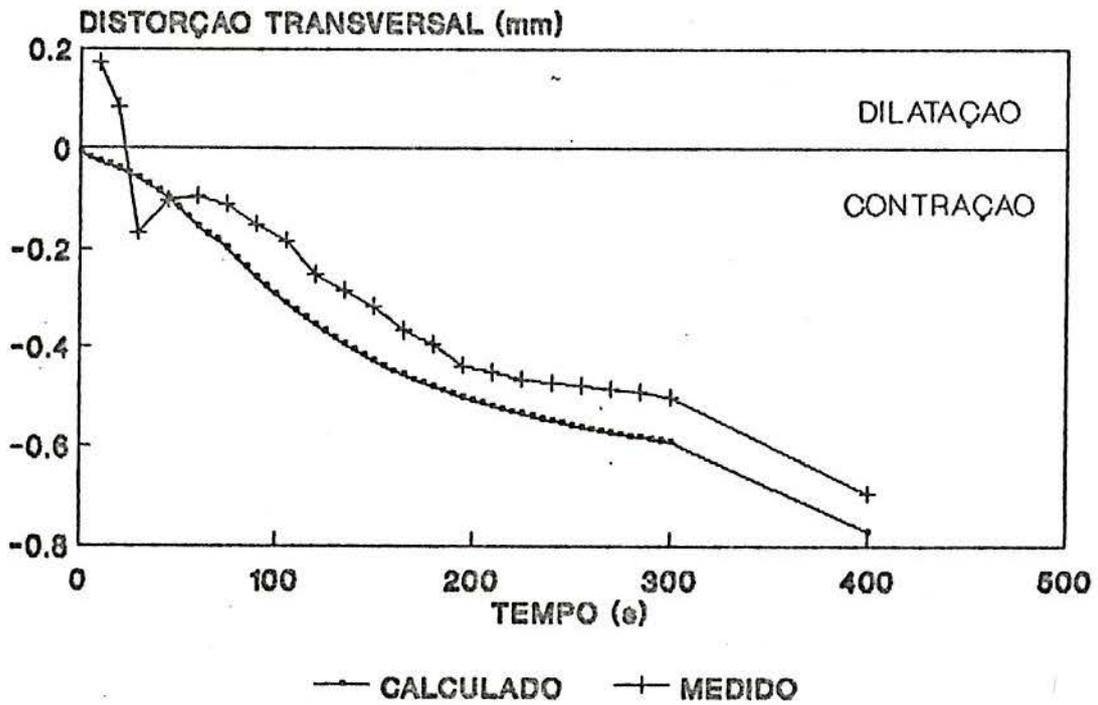


Fig. 68 - Contração transversal x tempo - CP7

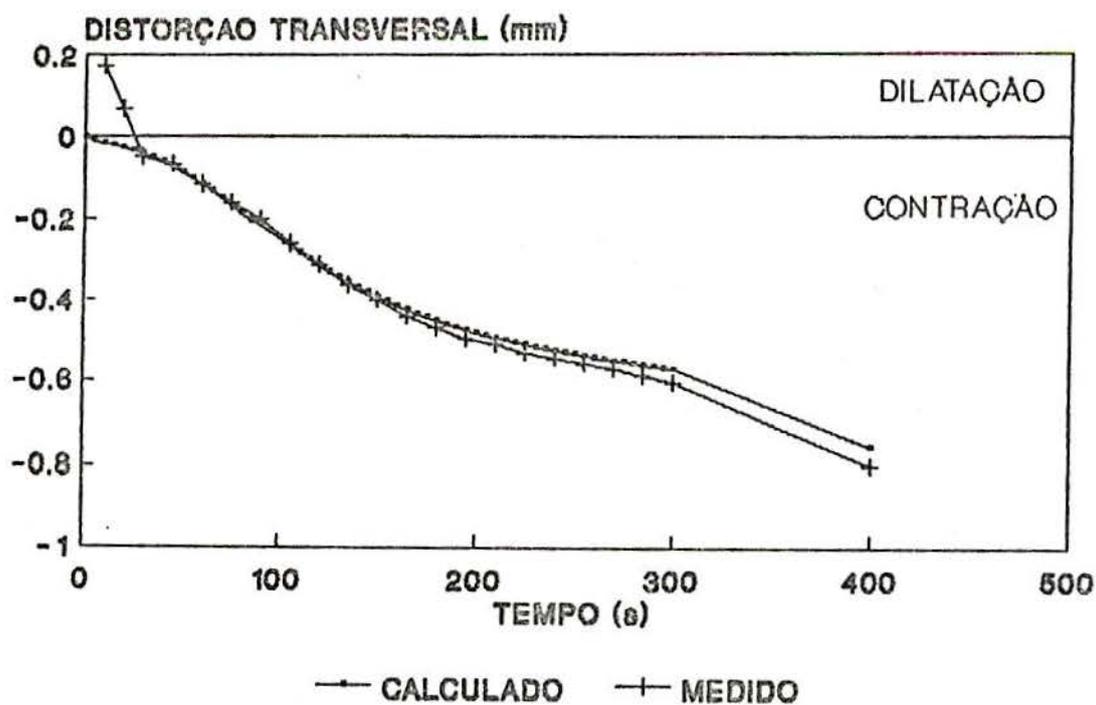


Fig. 69 - Contração transversal x tempo - CP8

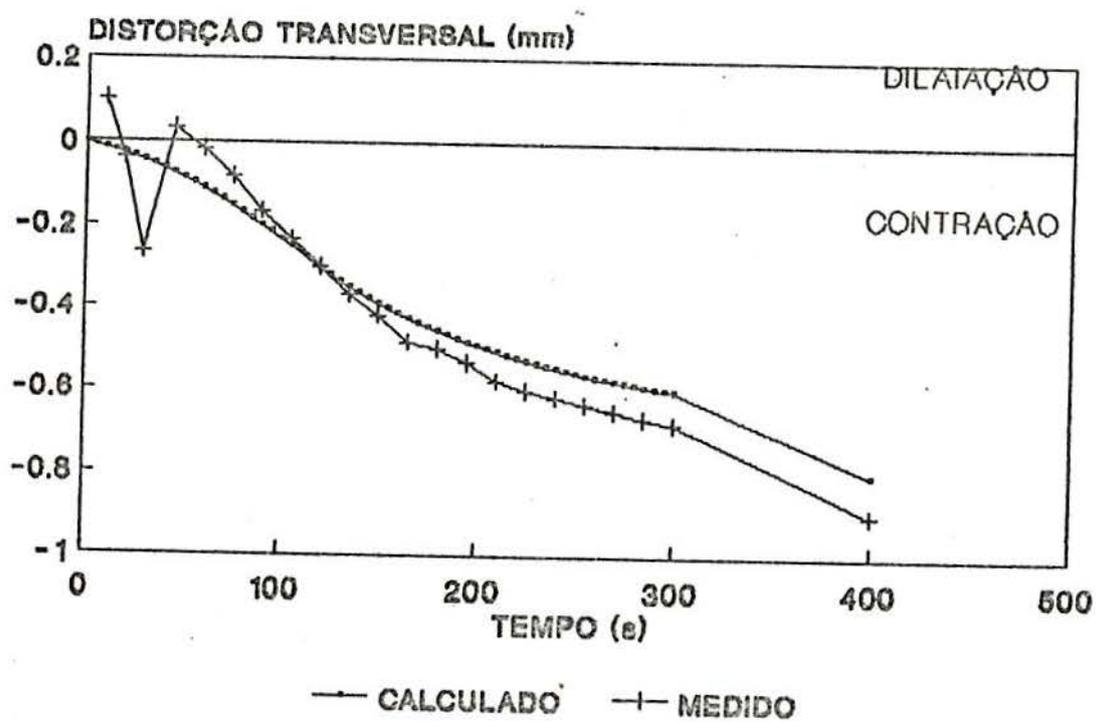


Fig. 70 - Contração transversal x tempo - CP9

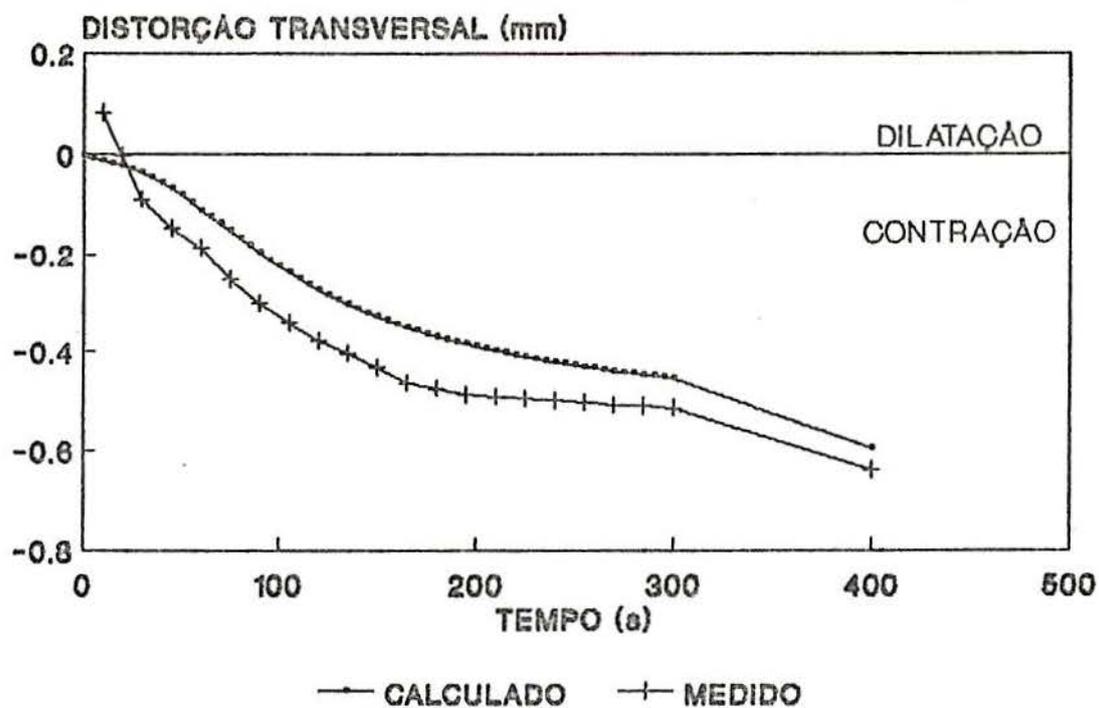


Fig. 71 - Contração transversal x tempo - CP10

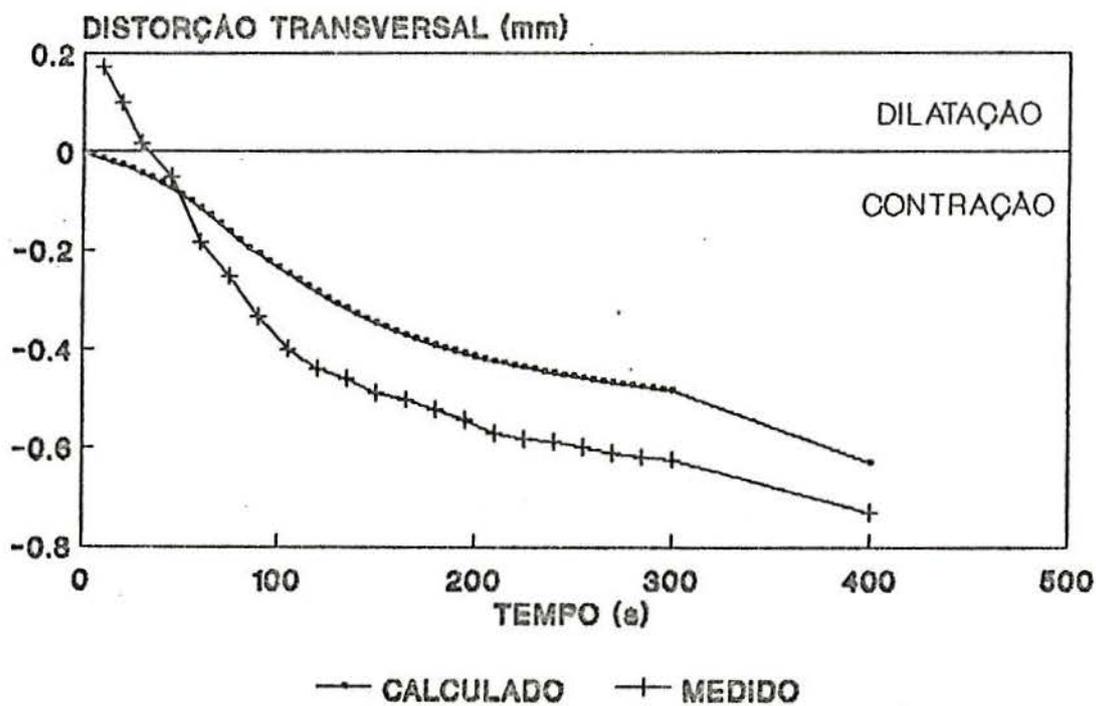


Fig. 72 - Contração transversal x tempo - CP11

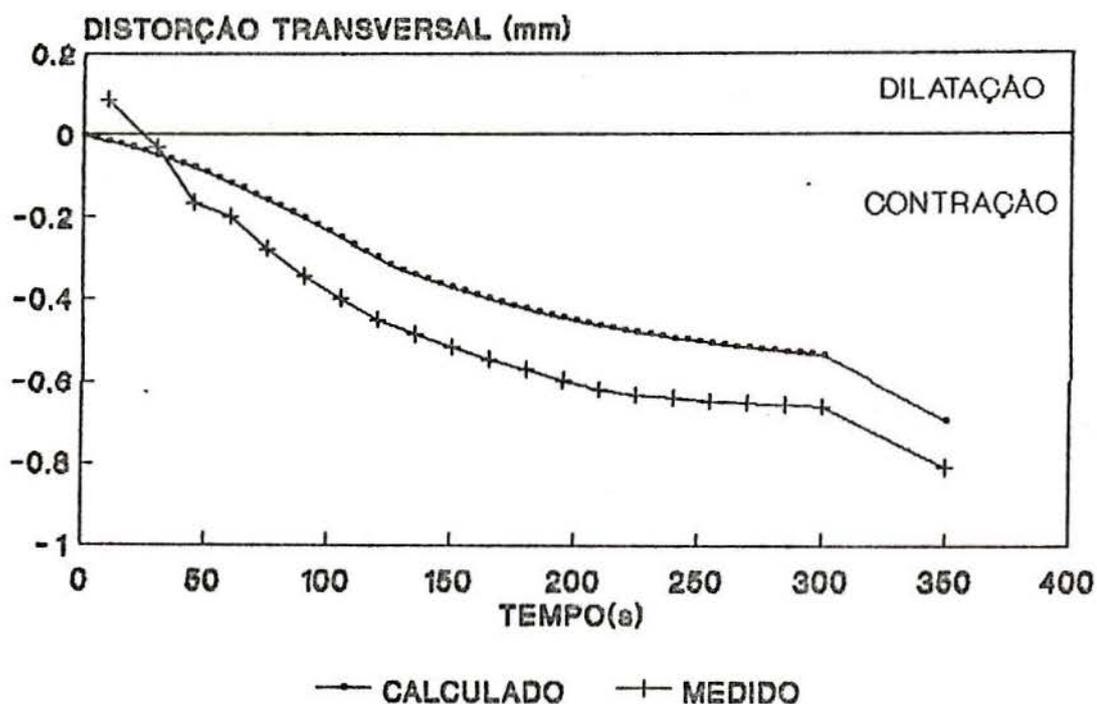


Fig. 73 - Contração transversal x tempo - CP12

Com relação à contração transversal, os valores finais obtidos através do programa demonstram coerência com a teoria e se aproximam bastante dos obtidos na prática. Uma análise individual da evolução de cada curva de distorção, mostra que nos instantes iniciais a curva teórica não consegue acompanhar a variação dimensional ocorrida na chapa. Uma das razões para esta diferença é o fato do programa considerar a distorção causada pelo metal fundido como acontecendo no instante inicial da solda. Desta forma toda a contração da tira inicial acontece no instante zero, mascarando a expansão que ocorre até que o metal realmente atinja a temperatura de fim de solidificação.

Outro fato que pode explicar esta diferença é a

rotação-no-plano (seção 4.6) que neste caso faria com que o espaçamento entre as chapas tendesse a aumentar. Apesar de ponteadas nas extremidades, como a execução da solda começa sobre um dos pontos, pode haver um movimento no sentido de aumentar o espaço entre as chapas no centro do cordão.

Há ainda que se considerar o sistema de medição utilizado. Como a medição de distorções é feita na metade da solda, qualquer movimento das chapas, ocasionado pela distorção dos primeiros segmentos, se reflete imediatamente no valor da distorção da chapa como um todo, enquanto o programa calcula a deformação da chapa como a média de todos os segmentos.

Nos instantes finais as curvas passam a ser paralelas indicando que existe uma diferença constante entre a temperatura calculada e a real, já que a contração é determinada neste momento apenas pela variação de temperatura em cada segmento. Esta diferença não sofre grandes alterações até que as chapas atinjam a temperatura ambiente.

Os valores obtidos para a contração longitudinal também ficaram bastante próximos daqueles observados na prática, a Fig. 74 mostra a evolução deste tipo de distorção com o tempo obtida através do programa.

A deformação angular calculada através do programa proporciona uma boa idéia do grau de deformação angular real. Pode-se notar que os valores guardam coerência entre si, se compararmos de forma global os valores médios para diferentes energias de soldagem e chanfros. Para uma mesma energia e chanfro, entretanto, existem algumas discrepâncias. A Fig. 75 mostra a curva de distorção angular teórica.

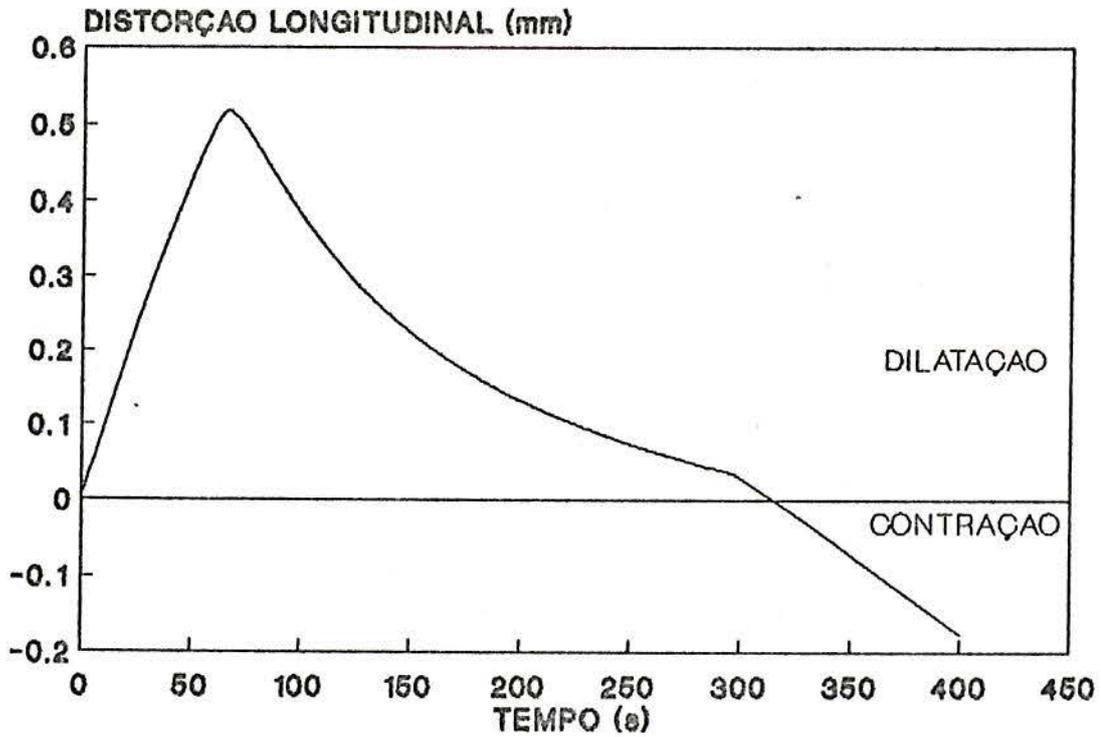


Fig. 74 - Curva típica de distorção longitudinal durante a soldagem gerada pelo programa - CP1.

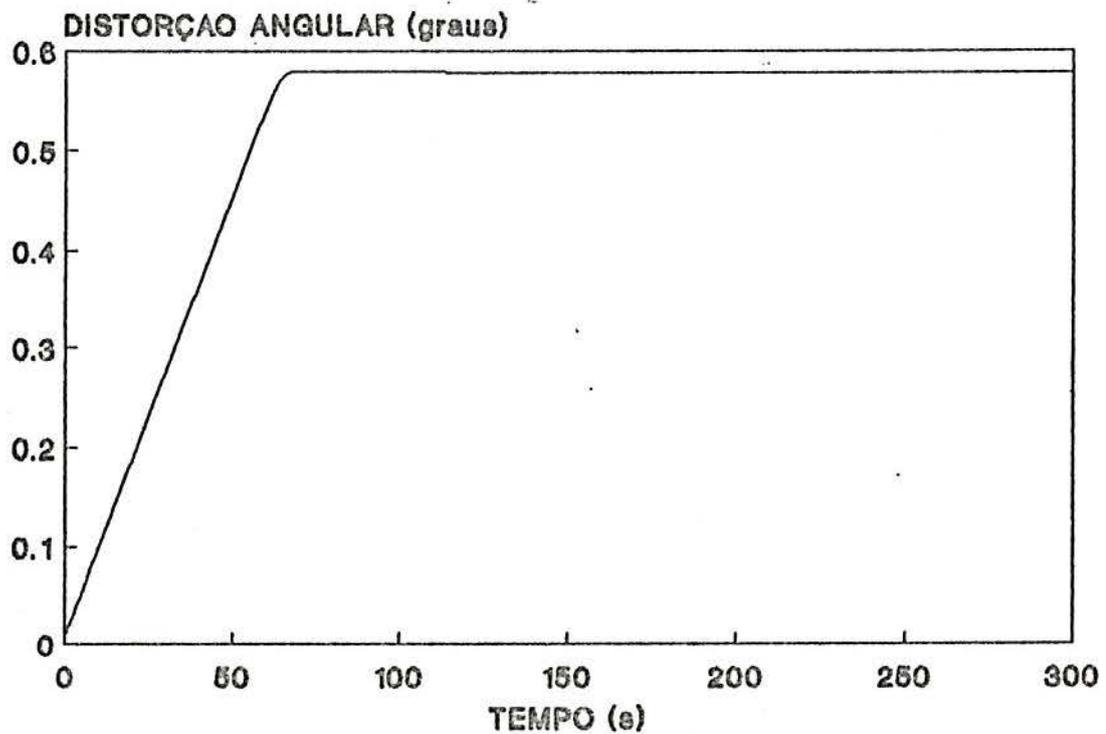


Fig. 75 - Curva típica de distorção angular durante a soldagem gerada pelo programa - CP1.

7.2 - CONCLUSÕES

Os resultados obtidos permitem concluir que o método adotado para o cálculo de distorções em juntas de topo possibilita uma boa previsão destas distorções, principalmente no que diz respeito aos valores de distorção residual.

A coerência dos dados gerados mostra também que as hipóteses feitas quanto à extensão da região fundida e "acomodação" em relação ao metal adjacente são válidas e conseguem simular os fenômenos que ocorrem durante a operação de soldagem.

Este trabalho não tem a pretensão de propor uma fórmula definitiva de simulação de distorções em juntas soldadas, mas sim de colaborar para a melhor compreensão dos mecanismos que causam estas distorções. Neste sentido os objetivos foram alcançados, já que com a utilização de uma formulação simples, baseada nos conceitos vistos no capítulo 4 conseguiu-se obter valores bastante próximos ao real.

6 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

1. Utilização do método de elementos finitos ou diferenças finitas para o cálculo do ciclo térmico e distorções. Desta forma pode-se levar em consideração a variação das propriedades físicas com a temperatura e modelar a forma real do chanfro.

2. Modelagem de diferentes tipos de juntas

3. Verificação da aplicabilidade do método para diferentes materiais.

4. Realizar testes com diferentes processos, parâmetros e condições de soldagem.

APÊNDICE A

Solução das equações para os regimes bi e tri-dimensional definidos por Rosenthal⁽¹⁰⁾:

A1. Regime tri-dimensional

A condição (16) no capítulo 3 define a forma das isotermas localizadas em seções paralelas ao plano yz, dependendo apenas da distância à fonte de calor

$$\rho^2 = y^2 + z^2 \quad (A1)$$

Assim pode-se escrever a eq. (8) mais convenientemente em coordenadas cilíndricas

$$z, \rho, \psi \quad (A2)$$

$$\text{Levando em consideração que } \frac{\partial \varphi}{\partial \psi} = 0, \quad (A3)$$

Chega-se a

$$\frac{\partial^2 \varphi}{\partial \xi^2} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \varphi}{\partial \rho} + \frac{\partial^2 \varphi}{\partial \rho^2} - (\lambda v)^2 \varphi = 0 \quad (A4)$$

Esta equação é satisfeita pela seguinte função:

$$\varphi = C \frac{e^{-\lambda v R}}{R} \quad (A5)$$

$$\text{onde } R = \sqrt{\xi^2 + \rho^2} \quad (A6)$$

$$\text{fazendo } C = \frac{q}{2\pi k} \quad (\text{A7})$$

obtem-se a eq. (16) do capítulo 3.

Para fins de generalização é recomendável colocar esta equação em outra forma:

Pode ser demonstrado que:

$$\frac{e^{-\lambda v R}}{R} = \int_0^{\infty} e^{-\lambda v z \sqrt{p^2 + 1}} \cdot J_0(\lambda v r p) \cdot \frac{p \, dp}{\sqrt{p^2 + 1}} \quad (\text{A8})$$

$$\text{onde } r = \sqrt{\xi^2 + y^2}$$

e J_0 é a função de Bessel de primeiro tipo, ordem zero.

O que conduz à equação (16) do capítulo 3

$$T - T_0 = \frac{q}{2\pi k} e^{-\lambda v \xi} \int_0^{\infty} e^{-\lambda v z \sqrt{p^2 + 1}} \cdot J_0(\lambda v r p) \cdot \frac{p \, dp}{\sqrt{p^2 + 1}} \quad (\text{A9})$$

Para obter a solução para uma chapa de espessura finita, d , deve-se repor na equação (A8)

$$e^{-\lambda v z \sqrt{p^2 + 1}} \quad (\text{A10})$$

$$\text{por } \frac{\text{ch} \left[\lambda v \cdot (d-z) \sqrt{p^2 + 1} \right]}{\text{sh} \left[\lambda v d \sqrt{p^2 + 1} \right]} \quad (\text{A11})$$

onde ch e sh representam coseno e seno hiperbólicos

A2. Regime bi-dimensional

O problema bi-dimensional ou plano é definido pela condição (18) do capítulo 3.

Como T é supostamente independente de z , podemos substituir na equação (A9), a expressão (A10) por (A11), multiplicar ambos os lados da equação por dz e integrar entre 0 e d

Levando em consideração que:

$$\begin{aligned}
 (\lambda v) \int_0^{\infty} \frac{\text{ch} \left[\lambda v \cdot (d-z) \sqrt{p^2 + 1} \right]}{\text{sh} \left[\lambda v d \sqrt{p^2 + 1} \right]} dz &= \frac{1}{\sqrt{p^2 + 1}} \int_0^{\infty} \frac{\text{ch}(a-x)}{\text{sh}(a)} dx \\
 &= \frac{1}{\sqrt{p^2 + 1}}
 \end{aligned} \tag{A12}$$

e que

$$\int_0^{\infty} \frac{p \, dp}{p^2 + 1} \cdot J_0(\lambda v r p) \cdot dp = K_0(\lambda v r) \tag{A13}$$

chega-se a

$$T - T_0 = \frac{q}{2\pi k} e^{-\lambda v \xi} \frac{K_0(\lambda v r)}{d} \tag{A14}$$

APÊNDICE B

Programa original desenvolvido por Solomon¹⁴ em Fortran para cálculo do ciclo térmico em juntas soldadas.

```

10  CALL CALLS$("ERASE HCL55\")
20  DIMENSION X(10),Y(12),ZZ(34),T(10)
30  g  TEMP(10,12),RATE(10,12)
40  DATA X/-0.0,-0.1,-0.2,-0.3,-0.4,-0.5,-0.6,-1.2,-2.0,
      g-4.0,/
50  DATA Y/0.2,0.25,0.3,0.35,0.4,0.45,0.5,0.55,0.6,0.7,
      g0.8,0.9/
60  CALL OPENF(12,"HCL55;",JS)
70  H=1.5
80  Z=1.47
90  HHH=1.47
100 * Q ENTERED IN JOULES/MIN, V ENTERED IN IN/MIN
110 V=6.0
120 VS=V/60
130 XT=0.01*VS
140 Q=144000
150 QS=Q/60
160 ALPHA=0.05
170 V2A=-VS/(2*ALPHA*0.155)
180 THK=0.23
190 Q4K=QS/(4*3.1416*2.54*THK)
200   DO 11 J=1,10
210       DO 11, K=1,12
220   RATE(J,K)=0.0
230   11 TEMP(J,K)=0.0
240   ZZ(1)=-16*H+HHH
250   ZZ(2)=-16*H-HHH
260   DO 12 K=3,34,2
270       ZZ(K)=ZZ(K-2)+2.*H
280   12 ZZ(K+1)=ZZ(K-1)+2*H
290       DO 20 K=1,10
300           DO 20 L=1,12
310               DO 20 M=1,14
320   ZZZ=Z-ZZ(M)
330   XXX=X(K)
340   YYY=Y(L)
350   R=SQRT(XXX**2+YYY**2+ZZZ**2)
360   RX=R+XXX
370   IF (RX.GT.10.) GO TO 20
380   RX=V2A*RX
390   TEMP(K,L)=TEMP(K,L)+Q4K*EXP(RX)/R
400   R1=SQRT((XXX+XT)**2+YYY**2+ZZZ**2)
410   R2=SQRT((XXX-XT)**2+YYY**2+ZZZ**2)
420   RX2=(R2+XXX-XT)*V2A
440   RATE(K,L)=RATE(K,L)-50.*Q4K*(EXP(RX1)/R1-EXP(RX2)/R2)

```

```

450          20 CONTINUE
460          40 CONTINUE
470          50 FORMAT(/9HWELD BEAD,F7.4,16MIN ABOVE ID
gZ=,F6.3,11HIN
480          g ABOVE ID /10X,1HY,F5.3,11F6.3/3X,6HT(SEC),4X)
490          51 FORMAT(/19HTEMPERATURES DEG C/)
500          52 FORMAT(/32HHEATING OR COOLING RATE DEG C/S)
510          53 FORMAT(4H H= ,F6.3,7HIN Q= ,F8.0,16HJOULES PER IN/
520          g10HWATTS V=F6.2,17HIN PER MIN Q/V=,F7.1,3HJOULES PER
gIN /
530          g8HALPHA=,7.5,16HCM SQ PER SEC K=,F6.3,16HWATTS
gPER CM DEG C/)
540          WRITE(12,51)
550          QV=Q/V
560          WRITE(12,53)H,Q,QS,V,QV,ALPHA,THK
570          WRITE(12,50)HHH,Z,(Y(I),I=1,12)
580          DO 60 K=1 10
590          XX=-X(K)
600          T(K)=-X(K)/VS
610          61 FORMAT(F9.4,2X,12F6.0)
620          60 WRITE(12,61)T(K),(TEMP(K,L),L=1,12)
630          WRITE(12,52)
640          WRITE(12,53)H,Q,QS,V,QV,ALPHA,THK
650          WRITE(12,50)HHH,Z,(Y(I),I=1,12)
660          DO 70 K=110
670          XX=-X(K)
680          T(K)=-X(K)/VS
690          71 FORMAT(F9.4,2X,12F6.0)
700          70 WRITE(12,71)T(K),(RATE(K,L),L=1,12)
710          CALL DETACH(12,J5,)
720          STOP"FOR PRINTOUT SBPRT FILENAME;HCL55"
730          END

```

APÊNDICE C

Programa de Solomon reescrito em linguagem Quick-Basic v4.0.

Devido à falta de espaço, algumas linhas foram cortadas, prosseguindo o comando na linha imediatamente inferior.

```

XPON% = 300: YPON% = 10
DIM X(0 TO 310): DIM y(0 TO 18): DIM T(0 TO 310)
  DIM TEMP(0 TO 310, 0 TO 18): DIM ZZ(35)
OPEN "C:\DADOS.DAT" FOR INPUT AS #2
INPUT #2, VOLTG, CORR, REND, VELOC, ESPES, prec$, TPREC, XPON%,
  YPON%, Z, HHH, mate$, DIFUS, CONDT, NOME$, CEL, ELAST, ptfus,
  TESC
VELOC = VELOC / 6
ULT% = 0
FOR A% = ULT% TO XPON%
  INPUT #2, T(A%)
NEXT A%
FOR A% = 0 TO YPON%
  INPUT #2, y(A%)
NEXT A%
INPUT #2, F$
CLOSE #2
IF F$ <> "FIM" THEN
  CLS : PRINT "ERRO NA LEITURA DE DADOS"
  STOP
END IF
XINIC = (175 / VELOC - INT(175 / VELOC)) * VELOC
FOR K% = ULT% TO XPON%
  X(K%) = -XINIC - T(K%) * VELOC
NEXT K%
CLS
LOCATE 1, 10: PRINT "PROGRAMA PARA CALCULO DE DEFORMACAO EM JUNT
AS SOLDADAS"
LOCATE 3, 15: PRINT "HORA DO INICIO DE EXECUCAO DO PROGRAMA : ";
  TEM$
PI = 4 * ATN(1): POTEK = REND * VOLTG * CORR: ENOM = VOLTG * CO
RRT / VELOC: areal = ENOM * REND
XT = .01 * VELOC: V2A = -VELOC / (2 * DIFUS): Q4K = POTEK / (4 *
  PI * CONDT)
FOR J% = ULT% TO XPON%
  FOR K% = 0 TO YPON%
    TEMP(J%, K%) = TPREC
  NEXT K%
NEXT J%
ZZ(1) = -16 * ESPES - HHH: ZZ(2) = -16 * ESPES + HHH
FOR K% = 3 TO 34 STEP 2
  ZZ(K%) = ZZ(K% - 2) + 2! * ESPES
  ZZ(K% + 1) = ZZ(K% - 1) + 2! * ESPES
NEXT K%
FOR K% = ULT% TO XPON%
  FOR L% = 0 TO YPON%
    XXX = X(K%): YYY = y(L%)
    FOR M% = 1 TO 34
      ZZZ = Z - ZZ(M%)
    
```

```

      R = SQRT(XXX ^ 2 + YYY ^ 2 + ZZZ ^ 2)
      RX = R + XXX
      RX = V2A * RX
      TEMP(K%, L%) = TEMP(K%, L%) + Q4K * EXP(RX) / R
    NEXT M%
  NEXT L%
  IF K% = 0 THEN
    OPEN NOME$ FOR OUTPUT AS #1
    WRITE #1, T(0), X(0), TEMP(0, 0), TEMP(0, 1), TEMP(0, 2),
    TEMP(0, 3), TEMP(0, 4), TEMP(0, 5), TEMP(0, 6), TEMP(0, 7),
    TEMP(0, 8), TEMP(0, 9), TEMP(0, 10), TEMP(0, 11), TEMP(0, 12),
    TEMP(0, 13), TEMP(0, 14), TEMP(0, 15), TEMP(0, 16), TEMP(0, 17),
    TEMP(0, 18)
    CLOSE #1
    PROX% = 1
  ELSEIF (INT(K% / 50) - (K% / 50)) = 0 THEN
    OPEN NOME$ FOR APPEND AS #1
    FOR AKA% = PROX% TO K%
      WRITE #1, T(AKA%), X(AKA%), TEMP(AKA%, 0), TEMP(AKA%, 1),
      TEMP(AKA%, 2), TEMP(AKA%, 3), TEMP(AKA%, 4), TEMP(AKA%, 5),
      TEMP(AKA%, 6), TEMP(AKA%, 7), TEMP(AKA%, 8), TEMP(AKA%, 9),
      TEMP(AKA%, 10), TEMP(AKA%, 11), TEMP(AKA%, 12), TEMP(AKA%, 13),
      TEMP(AKA%, 14), TEMP(AKA%, 15), TEMP(AKA%, 16), TEMP(AKA%, 17),
      TEMP(AKA%, 18)
    NEXT AKA%
    CLOSE #1
    PROX% = K% + 1
  END IF
NEXT K%
OPEN NOME$ FOR APPEND AS #1
FOR AKA% = PROX% TO XPON% + 1
  WRITE #1, T(AKA%), X(AKA%), TEMP(AKA%, 0), TEMP(AKA%, 1),
  TEMP(AKA%, 2), TEMP(AKA%, 3), TEMP(AKA%, 4), TEMP(AKA%, 5),
  TEMP(AKA%, 6), TEMP(AKA%, 7), TEMP(AKA%, 8), TEMP(AKA%, 9),
  TEMP(AKA%, 10), TEMP(AKA%, 11), TEMP(AKA%, 12), TEMP(AKA%, 13),
  TEMP(AKA%, 14), TEMP(AKA%, 15), TEMP(AKA%, 16), TEMP(AKA%, 17),
  TEMP(AKA%, 18)
NEXT AKA%
WRITE #1, "FIM"
WRITE #1, "ESPES = ", ESPES, " mm V = ", VELOC, " mm/s POT = ", POTEC
WRITE #1, "ALFA = ", DIFUS, " mm2/s K% = ", CONDT, " J/(mm ° C)"
WRITE #1,
WRITE #1, " Y = ", y(0), y(1), y(2), y(3), y(4), y(5), y(6),
y(7), y(8), y(9), y(10), y(11), y(12), y(13), y(14), y(15),
y(16), y(17), y(18), y(19)
CLOSE #1
END

```

APÊNDICE D

Programa "DEFORM.BAS" usado para calcular as distorções.

```

DECLARE SUB ALTERA (condt, corrt, ctvol, difus, espes, hhh, mate$,
  nome$, ptfus, proc$, rend, tprec, veloc, voltg, x(), xpon%, y(),
  ypon%, z)
DECLARE SUB CHANFRO (area1, area2, comprim, espes, largura)
DECLARE SUB COMPAR (ind, n1, n2, var, vr$)
DECLARE SUB DADOENT (cel, comp(), comp1(), comp2(), condt, contr(),
  contr1(), contr2(), corrt, diamar, difus, elast, espes, hhh,
  mate$, nome$, OP1$, OP2$, proc$, ptfus, rend, result(), t(),
  temp(), tesc, tprec, valim, veloc, voltg,
  x(), xpon%, y(), ypon%, z)
DECLARE SUB DADOS (cel, comp(), comp1(), comp2(), condt, contr(),
  contr1(), contr2(), corrt, diamar, difus, elast, espes, hhh,
  mate$, nome$, OP1$, OP2$, proc$, ptfus, rend, result(), t(),
  temp(), tesc, tprec, valim, veloc, voltg, x(), xpon%, y(), ypon%,
  z)
DECLARE SUB DADOST (cel, comp(), comp1(), comp2(), condt, contr(),
  contr1(), contr2(), corrt, diamar, difus, elast, espes, hhh,
  mate$, nome$, OP1$, OP2$, proc$, ptfus, rend, result(), t(),
  temp(), tesc, tprec, valim, veloc, voltg, x(), xpon%, y(), ypon%,
  z)
DECLARE SUB DEFANG (comp(), contr(), contr1(), contr2(), dfng(),
  espes, k%, npts%, varang(), ypon%)
DECLARE SUB DIMEN (area1, area2, comprim, espes, largura)
DECLARE SUB DIST (comp(), comp1(), comp2(), k%, l%, larg(),
  xpon%, ypon%)
DECLARE SUB DURACAO (tem$, temf$)
DECLARE SUB EIXOS (comprim, contr(), contr1(), contr2(), result(),
  veloc)
DECLARE SUB ENTR (co, li)
DECLARE SUB ENTRADA ()
DECLARE SUB GRAVA (comp(), comp1(), comp2(), condt, contr(),
  contrm(), contr1(), contr2(), corrt, ctvol, diamar, difus,
  espes, hhh, largt(), mate$, nome$, proc$, ptfus, rend, result(),
  t(), temp(), tem$, temf$, tprec, valim, varang(), veloc, voltg,
  x(), xpon%, y(), ypon%, z)
DECLARE SUB ISOT (corrt, npts%, py1(), py2(), py3(), py4(), rend,
  temp(), veloc, voltg, y(), ypon%)
DECLARE SUB METSOL (cel, comp(), comp1(), comp2(), k%, l%, larg(),
  temp(), tesc, tprec)
DECLARE SUB NOM (A, li, nome$, OP1$, OP2$)
DECLARE SUB NUM (co, li, var, vr$)
DECLARE SUB QUADRO (op)
DECLARE SUB SUBTOT (contr(), contrm(), k%, largt(), largtm(),
  npts%)
DECLARE SUB TEMCAL ()
DECLARE SUB TIRA (area1, area2, cel, cli, comp(), comprim,
  comp1(), comp2(), condt, contr(), contrm(), contr1(), contr2(),
  corrt, ce1, dfng(), diamar, difus, elast, espes, hhh, largura,
  larg(), largt(), largtm(), npts%, op, proc$, ptfus, rend,

```

```

result(), scr(), t(), temp(), tesc, tprec, varang(), valim,
veloc, voltg, x(), xpon%, y(), ypon%, z)
DECLARE SUB TOTAL (cel, comp(), contr(), contrm(), k%, larg(),
largt(), largtm(), npls%, temp(), tesc, tprec, xpon%, ypon%)
COMMON area1, area2, cel, cli, co, comp(), comprim, comp1(),
comp2(), condit, contr(), contrm(), contr1(), contr2(), corrt,
csi, ctvol, dfng(), diamar, difus, elast, espes, hhh, ind, k%,
largura, larg(), largt(), largtm(), li, mate$
COMMON nome$, npls%, n1, n2, op, OP1$, OP2$, ptfus, proc$, py1(),
py2(), py3(), py4(), rend, result(), t(), temf$, temp(), tem$,
tprec, valim, var, varang(), veloc, voltg, vr$, x(), xpon%, y(),
ypon%, z
DIM comp(-1 TO 310, 1 TO 18): DIM comp1(-1 TO 310, 1 TO 18):
DIM comp2(-1 TO 310, 1 TO 18): DIM contr(-1 TO 310): DIM contrm(0
TO 310): DIM contr1(-1 TO 310): DIM contr2(-1 TO 310): DIM dfng(0
TO 310): DIM larg(-1 TO 310, 1 TO 18): DIM largt(-1 TO 310): DIM
largtm(0 TO 310): DIM py1(150): DIM py2(150): DIM py3(150):
DIM py4(150): DIM result(0 TO 320): DIM scr(16290): DIM t(0 TO
310): DIM temp(-1 TO 310, 0 TO 18): DIM varang(0 TO 310): DIM
x(0 TO 310): DIM y(0 TO 18)
CALL ENTRADA
KEY 1, " ": KEY 2, " ":
KEY(1) ON: ON KEY(1) GOSUB help
CALL ENTR(0, 0)
CALL DADOENT(cel, comp(), comp1(), comp2(), condit, contr(),
contr1(), contr2(), corrt, diamar, difus, elast, espes, hhh,
mate$, nome$, OP1$, OP2$, proc$, ptfus, rend, result(), t(),
temp(), tesc, tprec, valim, veloc, voltg, x(), xpon%, y(), ypon%,
z)
CALL DIMEN(area1, area2, comprim, espes, largura)
CALL CHANFRO(area1, area2, comprim, espes, largura)
CALL ALTERA(condit, corrt, ctvol, difus, espes, hhh, mate$, nome$,
ptfus, proc$, rend, tprec, veloc, voltg, x(), xpon%, y(), ypon%,
z)
CLS
CALL ISOT(corrt, npls%, py1(), py2(), py3(), py4(), rend, temp(),
veloc, voltg, y(), ypon%)
CALL TIRA(area1, area2, cel, cli, comp(), comprim, comp1(),
comp2(), condit, contr(), contrm(), contr1(), contr2(), corrt,
csi, dfng(), diamar, difus, elast, espes, hhh, largura, larg(),
largt(), largtm(), npls%, op, proc$, ptfus, rend, result(),
scr(), t(), temp(), tesc, tprec, varang(), valim, veloc, voltg,
x(), xpon%, y(), ypon%, z)
CALL GRAVA(comp(), comp1(), comp2(), condit, contr(), contrm(),
contr1(), contr2(), corrt, ctvol, diamar, difus, espes, hhh,
largtm(), mate$, nome$, proc$, ptfus, rend, result(), t(),
temp(), tem$, temf$, tprec, valim, varang(), veloc, voltg, x(),
xpon%, y(), ypon%, z)
END
help:
GET (0, 0)-(639, 199), scr
CLS : SHELL "MORE<C:\DEFORM.HLP"
CALL ENTR(20, 24)
PUT (0, 0), scr, PSET
RETURN

```

```

SUB CHANFRO (area1, area2, comprim, espes, largura)
CALL QUADRO(1)
LOCATE 8, 15: PRINT "ESCOLHA DO CHANFRO"
LOCATE 12, 10: PRINT "1 - RETO"
LOCATE 15, 10: PRINT "2 - V SIMPLES"
LOCATE 18, 10: PRINT "3 - V COM NARIZ"
y = 99
LOCATE 24, 20: PRINT "INDIQUE O TIPO DE CHANFRO UTILIZADO (1, 2
OU 3)";
n$ = "FIM"
WHILE n$ = "FIM"
CALL COMPAR(1, 1, 3, CH, n$)
WEND
IF CH = 1 THEN
CALL QUADRO(1)
X = 0: y = 8
LOCATE 8, 55: PRINT "CHANFRO RETO": LOCATE 17, 34: PRINT "B"
LOCATE 13, 47: PRINT "E"
LOCATE 24, 25: PRINT "INDIQUE AS DIMENSOES DO CHANFRO";
LOCATE 12, 55: PRINT "B =          mm": LOCATE 14, 55: PRINT
"E =          mm"
CALL NUM(59, 12, B, "1")
ESPES1 = espes
CALL NUM(59, 14, espes, STR$(espes))
IF espes <> ESPES1 THEN
CALL DIMEN(area1, area2, comprim, espes, largura)
GOTO 2:
END IF
area1 = B * espes / 2: area2 = area1
ELSEIF CH = 2 THEN
CALL QUADRO(1)
X = 5: y = 15
LOCATE 8, 52: PRINT "CHANFRO TIPO V SIMPLES": LOCATE 18, 33:
PRINT "B": LOCATE 14, 46: PRINT "E": LOCATE 9, 27: PRINT "A"
LOCATE 24, 25: PRINT "INDIQUE AS DIMENSOES DO CHANFRO";
LOCATE 12, 55: PRINT "A =          Graus": LOCATE 14, 55: PRINT
"B =          mm"
LOCATE 16, 55: PRINT "E =          mm"
CALL NUM(59, 12, ANG, "45")
CALL NUM(59, 14, B, "0")
ESPES1 = espes
CALL NUM(59, 16, espes, STR$(espes))
IF espes <> ESPES1 THEN
CALL DIMEN(area1, area2, comprim, espes, largura)
GOTO 2:
END IF
ANG = ANG * 3.1416 / 180
area1 = B * espes / 2 + 3 * espes ^ 2 / 4 * TAN(ANG / 2)
area2 = B * espes / 2 + espes ^ 2 / 4 * TAN(ANG / 2)
ELSEIF CH = 3 THEN
CALL QUADRO(1)
X = 5: y = 15
LOCATE 8, 53: PRINT "CHANFRO TIPO V COM NARIZ": LOCATE 18, 33:
PRINT "B": LOCATE 14, 46: PRINT "E": LOCATE 9, 27: PRINT "A":
LOCATE 14, 10: PRINT "H"
LOCATE 24, 25: PRINT "INDIQUE AS DIMENSOES DO CHANFRO";
LOCATE 12, 55: PRINT "A =          Graus": LOCATE 14, 55: PRINT
"B =          mm"

```

```

LOCATE 16, 55: PRINT "E =          mm": LOCATE 18, 55: PRINT
"H =          mm"
CALL NUM(59, 12, ANG, "60")
CALL NUM(59, 14, B, "1")
ESPES1 = espes
CALL NUM(59, 16, espes, STR$(espes))
IF espes <> ESPES1 THEN
    CALL DIMEN(area1, area2, comprim, espes, largura)
    GOTO 2:
END IF
CALL NUM(59, 18, H, "2")
ANG = ANG * 3.1416 / 180
IF H = espes / 2 THEN
    area1 = B * espes / 2 + espes ^ 2 / 4 * TAN(ANG / 2)
    area2 = B * espes / 2
ELSEIF H < espes / 2 THEN
    area1 = B * espes / 2 + (espes - H) ^ 2 * TAN(ANG / 2) -
TAN(ANG / 2) * (espes / 2 - H) ^ 2
    area2 = B * espes / 2 + (espes / 2 - H) ^ 2 * TAN(ANG / 2)
ELSE
    area2 = B * espes / 2
    area1 = B * espes / 2 + (espes - H) ^ 2 * TAN(ANG / 2)
END IF
END IF
END SUB

SUB DEFANG (comp(), contr(), contr1(), contr2(), dfng(), espes,
k%, npts%, varang(), ypon%)
pi = 4 * ATN(1)
IF contr1(k%) = contr2(k%) THEN
    ANG1 = 90: ANGR1 = pi / 2
    ANG2 = 0: ANGR2 = 0
    dfng(k%) = 0
ELSE
    ANGR = ATN(espes / (2 * (contr2(k%) - contr1(k%))))
    ANGR2 = (pi / 2 - ANGR) * 2
    ANGR1 = pi / 2 - ANGR2
    ANG1 = ANGR1 * 180 / pi
    ANG2 = ANGR2 * 180 / pi
    dfng(k%) = ANG2
END IF
var = 0
IF k% < npts% THEN
    FOR a% = 0 TO k%
        var = var + dfng(a%)
    NEXT a%
ELSE
    FOR a% = (k% - npts% + 1) TO k%
        var = var + dfng(a%)
    NEXT a%
END IF
varang(k%) = var / npts%
contr(k%) = (contr2(k%) + contr1(k%)) / 2 * COS(ANGR2 / 2)
LOCATE 19, 50: PRINT "DEF ANG = "; : LOCATE 19, 69: PRINT USING
"###.###"; varang(k%); : LOCATE 19, 75: PRINT " ";
END SUB

```

```

SUB DIST (comp(), comp1(), comp2(), k%, l%, larg(), xpon%, ypon%)
IF k% = 0 THEN
  FOR l% = 1 TO ypon%
    IF l% = 1 THEN
      r01 = comp1(k% - 1, l%) / (comp1(k% - 1, l%) +
      comp1(k% - 1, l% + 1)): r11 = comp1(k%, l%) / (comp1(k%, l%) +
      comp1(k%, l% + 1))
      r02 = comp2(k% - 1, l%) / (comp2(k% - 1, l%) +
      comp2(k% - 1, l% + 1)): r12 = comp2(k%, l%) / (comp2(k%, l%) +
      comp2(k%, l% + 1))
      s0 = larg(k% - 1, l%) / (larg(k% - 1, l%) +
      larg(k% - 1, l% + 1)): s1 = larg(k%, l%) / (larg(k%, l%) +
      larg(k%, l% + 1))
      comp1(k%, l%) = (comp1(k%, l%) + comp1(k%, l% + 1) +
      comp1(k% + 1, l%) + comp1(k% - 1, l% + 1)) / 4 * (r01 + r11)
      comp2(k%, l%) = (comp2(k%, l%) + comp2(k%, l% + 1) +
      comp2(k% - 1, l%) + comp2(k% - 1, l% + 1)) / 4 * (r02 + r12)
      larg(k%, l%) = (larg(k%, l%) + larg(k%, l% + 1) +
      larg(k% - 1, l%) + larg(k% - 1, l% + 1)) / 4 * (s0 + s1)
    ELSEIF l% = ypon% THEN
      r01 = comp1(k% - 1, l%) / (comp1(k% - 1, l%) +
      comp1(k% - 1, l% - 1)): r11 = comp1(k%, l%) / (comp1(k%, l%) +
      comp1(k%, l% - 1))
      r02 = comp2(k% - 1, l%) / (comp2(k% - 1, l%) +
      comp2(k% - 1, l% - 1)): r12 = comp2(k%, l%) / (comp2(k%, l%) +
      comp2(k%, l% - 1))
      s0 = larg(k% - 1, l%) / (larg(k% - 1, l%) +
      larg(k% - 1, l% - 1)): s1 = larg(k%, l%) / (larg(k%, l%) +
      larg(k%, l% - 1))
      comp1(k%, l%) = (comp1(k%, l%) + comp1(k%, l% - 1) +
      comp1(k% - 1, l%) + comp1(k% - 1, l% - 1)) / 4 * (r01 + r11)
      comp2(k%, l%) = (comp2(k%, l%) + comp2(k%, l% - 1) +
      comp2(k% - 1, l%) + comp2(k% - 1, l% - 1)) / 4 * (r02 + r12)
      larg(k%, l%) = (larg(k%, l%) + larg(k%, l% - 1) +
      larg(k% - 1, l%) + larg(k% - 1, l% - 1)) / 4 * (s0 + s1)
    ELSE
      r01 = comp1(k% - 1, l%) / (comp1(k% - 1, l% - 1) +
      comp1(k% - 1, l%) + comp1(k% - 1, l% + 1)): r11 = comp1(k%, l%)
      / (comp1(k%, l% - 1) + comp1(k%, l%) + comp1(k%, l% + 1))
      r02 = comp2(k% - 1, l%) / (comp2(k% - 1, l% - 1) +
      comp2(k% - 1, l%) + comp2(k% - 1, l% + 1)): r12 = comp2(k%, l%)
      / (comp2(k%, l% - 1) + comp2(k%, l%) + comp2(k%, l% + 1))
      s0 = larg(k% - 1, l%) / (larg(k% - 1, l% - 1) +
      larg(k% - 1, l%) + larg(k% - 1, l% + 1)): s1 = larg(k%, l%) /
      (larg(k%, l% - 1) + larg(k%, l%) + larg(k%, l% + 1))
      comp1(k%, l%) = (comp1(k%, l% - 1) + comp1(k%, l%) +
      comp1(k%, l% + 1) + comp1(k% - 1, l% - 1) + comp1(k% - 1, l%) +
      comp1(k% - 1, l% + 1)) / 4 * (r01 + r11)
      comp2(k%, l%) = (comp2(k%, l% - 1) + comp2(k%, l%) +
      comp2(k%, l% + 1) + comp2(k% - 1, l% - 1) + comp2(k% - 1, l%) +
      comp2(k% - 1, l% + 1)) / 4 * (r02 + r12)
      larg(k%, l%) = (larg(k%, l% - 1) + larg(k%, l%) +
      larg(k%, l% + 1) + larg(k% - 1, l% - 1) + larg(k% - 1, l%) +
      larg(k% - 1, l% + 1)) / 4 * (s0 + s1)
    END IF
  NEXT l%
ELSE

```

```

k% = k% - 1
FOR l% = 1 TO ypon%
  IF l% = 1 THEN
    r01 = comp1(k% - 1, l%) / (comp1(k% - 1, l%) +
comp1(k% - 1, l% + 1)): r11 = comp1(k%, l%) / (comp1(k%, l%) +
comp1(k%, l% + 1)): r21 = comp1(k% + 1, l%) / (comp1(k% + 1, l%)
+ comp1(k% + 1, l% + 1))
    r02 = comp2(k% - 1, l%) / (comp2(k% - 1, l%) +
comp2(k% - 1, l% + 1)): r12 = comp2(k%, l%) / (comp2(k%, l%) +
comp2(k%, l% + 1)): r22 = comp2(k% + 1, l%) / (comp2(k% + 1, l%)
+ comp2(k% + 1, l% + 1))
    s0 = larg(k% - 1, l%) / (larg(k% - 1, l%) +
larg(k% - 1, l% + 1)): s1 = larg(k%, l%) / (larg(k%, l%) +
larg(k%, l% + 1)): s2 = larg(k% + 1, l%) / (larg(k% + 1, l%) +
larg(k% + 1, l% + 1))
    comp1(k%, l%) = (comp1(k% - 1, l%) + comp1(k% - 1, l% + 1)
+ comp1(k%, l%) + comp1(k%, l% + 1) + comp1(k% + 1, l%) +
comp1(k% + 1, l% + 1)) / ϕ * (r01 + r11 + r21)
    comp2(k%, l%) = (comp2(k% - 1, l%) + comp2(k% - 1, l% + 1)
+ comp2(k%, l%) + comp2(k%, l% + 1) + comp2(k% + 1, l%) +
comp2(k% + 1, l% + 1)) / ϕ * (r02 + r12 + r22)
    larg(k%, l%) = (larg(k% - 1, l%) + larg(k% - 1, l% + 1) +
larg(k%, l%) + larg(k%, l% + 1) + larg(k% + 1, l%) + larg(k% +
1, l% + 1)) / ϕ * (s0 + s1 + s2)
  ELSEIF l% = ypon% THEN
    r01 = comp1(k% - 1, l%) / (comp1(k% - 1, l%) +
comp1(k% - 1, l% - 1)): r11 = comp1(k%, l%) / (comp1(k%, l%) +
comp1(k%, l% - 1)): r21 = comp1(k% + 1, l%) / (comp1(k% + 1, l%)
+ comp1(k% + 1, l% - 1))
    r02 = comp2(k% - 1, l%) / (comp2(k% - 1, l%) +
comp2(k% - 1, l% - 1)): r12 = comp2(k%, l%) / (comp2(k%, l%) +
comp2(k%, l% - 1)): r22 = comp2(k% + 1, l%) / (comp2(k% + 1, l%)
+ comp2(k% + 1, l% - 1))
    s0 = larg(k% - 1, l%) / (larg(k% - 1, l%) +
larg(k% - 1, l% - 1)): s1 = larg(k%, l%) / (larg(k%, l%) +
larg(k%, l% - 1)): s2 = larg(k% + 1, l%) / (larg(k% + 1, l%) +
larg(k% + 1, l% - 1))
    comp1(k%, l%) = (comp1(k% - 1, l%) + comp1(k% - 1,
l% - 1) + comp1(k%, l%) + comp1(k%, l% - 1) + comp1(k% + 1, l%)
+ comp1(k% + 1, l% - 1)) / ϕ * (r01 + r11 + r21)
    comp2(k%, l%) = (comp2(k% - 1, l%) + comp2(k% - 1,
l% - 1) + comp2(k%, l%) + comp2(k%, l% - 1) + comp2(k% + 1, l%)
+ comp2(k% + 1, l% - 1)) / ϕ * (r02 + r12 + r22)
    larg(k%, l%) = (larg(k% - 1, l%) + larg(k% - 1, l% - 1)
+ larg(k%, l%) + larg(k%, l% - 1) + larg(k% + 1, l%) + larg(k% +
1, l% - 1)) / ϕ * (s0 + s1 + s2)
  ELSE
    r01 = comp1(k% - 1, l%) / (comp1(k% - 1, l% - 1) +
comp1(k% - 1, l%) + comp1(k% - 1, l% + 1)): r11 = comp1(k%, l%)
/ (comp1(k%, l% - 1) + comp1(k%, l%) + comp1(k%, l% + 1))
    r21 = comp1(k% + 1, l%) / (comp1(k% + 1, l% - 1) +
comp1(k% + 1, l%) + comp1(k% + 1, l% + 1))
    r02 = comp2(k% - 1, l%) / (comp2(k% - 1, l% - 1) +
comp2(k% - 1, l%) + comp2(k% - 1, l% + 1)): r12 = comp2(k%, l%)
/ (comp2(k%, l% - 1) + comp2(k%, l%) + comp2(k%, l% + 1))
    r22 = comp2(k% + 1, l%) / (comp2(k% + 1, l% - 1) +
comp2(k% + 1, l%) + comp2(k% + 1, l% + 1))

```

```

      s0 = larg(k% - 1, l%) / (larg(k% - 1, l% - 1) +
larg(k% - 1, l%) + larg(k% - 1, l% + 1)): s1 = larg(k%, l%) /
(larg(k%, l% - 1) + larg(k%, l%) + larg(k%, l% + 1))
      s2 = larg(k% + 1, l%) / (larg(k% + 1, l% - 1) +
larg(k% + 1, l%) + larg(k% + 1, l% + 1))
      comp1(k%, l%) = (comp1(k% - 1, l% - 1) + comp1(k% - 1,
l%) + comp1(k% - 1, l% + 1) + comp1(k%, l% - 1) + comp1(k%, l%)
+ comp1(k%, l% + 1) + comp1(k% + 1, l% - 1) + comp1(k% + 1, l%) +
comp1(k% + 1, l% + 1)) / D * (r01 + r11 + r21)
      comp2(k%, l%) = (comp2(k% - 1, l% - 1) + comp2(k% - 1,
l%) + comp2(k% - 1, l% + 1) + comp2(k%, l% - 1) + comp2(k%, l%)
+ comp2(k%, l% + 1) + comp2(k% + 1, l% - 1) + comp2(k% + 1, l%)
+ comp2(k% + 1, l% + 1)) / D * (r02 + r12 + r22)
      larg(k%, l%) = (larg(k% - 1, l% - 1) + larg(k% - 1, l%)
+ larg(k% - 1, l% + 1) + larg(k%, l% - 1) + larg(k%, l%) +
larg(k%, l% + 1) + larg(k% + 1, l% - 1) + larg(k% + 1, l%) +
larg(k% + 1, l% + 1)) / D * (s0 + s1 + s2)
    END IF
  NEXT l%
  k% = k% + 1
END IF
END SUB

```

```

SUB METSOL (cel, comp(), comp1(), comp2(), k%, l%, larg(), temp(),
tesc, tprec)
IF temp(k%, l%) >= tesc THEN
  IF temp(k% - 1, l%) < tesc THEN
    comp1(k%, l%) = comp1(k%, l%) * (1 + cel * (tesc - temp(k%
- 1, l%)))
    comp2(k%, l%) = comp2(k%, l%) * (1 + cel * (tesc - temp(k%
- 1, l%)))
    larg(k%, l%) = larg(k%, l%) * (1 + cel * (tesc - temp(k%
- 1, l%)))
  END IF
ELSEIF temp(k% - 1, l%) > tesc THEN
  comp1(k%, l%) = comp1(k%, l%) * (1 + cel * (temp(k%, l%) -
tesc))
  comp2(k%, l%) = comp2(k%, l%) * (1 + cel * (temp(k%, l%) -
tesc))
  larg(k%, l%) = larg(k%, l%) * (1 + cel * (temp(k%, l%) -
tesc))
ELSE
  comp1(k%, l%) = comp1(k%, l%) * (1 + cel * (temp(k%, l%) -
temp(k% - 1, l%)))
  comp2(k%, l%) = comp2(k%, l%) * (1 + cel * (temp(k%, l%) -
temp(k% - 1, l%)))
  larg(k%, l%) = larg(k%, l%) * (1 + cel * (temp(k%, l%) -
temp(k% - 1, l%)))
END IF
END SUB

```

```

SUB SUBTOT (contr(), confirm(), k%, largt(), largtm(), npts%)
contra = 0: lgura = 0: y = -18
IF k% < npts% THEN
  FOR a% = 0 TO k%
    contra = contra + contr(a%): lgura = lgura + largt(a%)
  NEXT a%
ELSE
  FOR a% = (k% - npts% + 1) TO k%
    contra = contra + contr(a%): lgura = lgura + largt(a%)
  NEXT a%
END IF
contrm(k%) = contra / npts%: largtm(k%) = lgura / npts%
LINE (k% + 55, 110 - (contrm(k%) * 100) + y) - (k% + 55, 110 -
  (contrm(k%) * 100) + y)
LOCATE 18, 50: PRINT "CONTR LONG = "; : LOCATE 18, 65: PRINT
  USING "##.###"; largtm(k%);
END SUB

```

```

SUB TIRA (area1, area2, cel, cli, comp(), comprim, comp1(),
  comp2(), condi, contr(), confirm(), contr1(), contr2(), corrt,
  csi, dfng(), diamar, difus, elast, espes, hhh, largura, larg(),
  largt(), largtm(), npts%, op, proc$, pifua, rend, result(),
  scr(), t(), temp(), tesc, tprec, varang(), valim, veloc, voltg,
  x(), xpon%, y(), ypon%, z)
cli = 1.5: csi = 7.5: lgr = 0: pi = 4 * ATN(1)
xinic = (comprim / 2 / veloc - INT(comprim / 2 / veloc)) * veloc
npts% = CINT(2 * (comprim / 2 - xinic) / veloc + 1)
FOR l% = 1 TO ypon%
  larg(-1, l%) = veloc
  lgr = lgr + larg(-1, l%)
NEXT l%
largt(-1) = lgr / ypon%
CLS
CALL EIXOS(comprim, contr(), contr1(), contr2(), result(), veloc)
t1:
cl = (1 - cli / 100) ^ (1 / 3): cs = (1 - csi / 100) ^ (1 / 3):
ct = (1 - (csi + cli) / 100) ^ (1 / 3)
area = pi * diamar ^ 2 * valim / (4 * veloc)
area1 = 1.3 * area1: area12 = area1 / (area1 + area2): area21 =
  area2 / (area1 + area2): a% = 0
ar1 = area * area12: ar2 = area * area21
zona1 = (ar1 + area1) / espes: zona2 = (ar2 + area2) / espes:
  zona = (zona1 + zona2) / 2
FOR l% = 1 TO ypon%
  IF (y(l%) + comp(-1, l%) / 2) <= zona1 THEN
    comp1(-1, l%) = comp(-1, l%) * ct
  ELSEIF (y(l%) - comp(-1, l%) / 2) < zona1 THEN
    comp1(-1, l%) = (zona1 - (y(l%) - comp(-1, l%) / 2)) * ct
  + (y(l%) + comp(-1, l%) / 2 - zona1)
  END IF
  IF (y(l%) + comp(-1, l%) / 2) <= zona2 THEN
    comp2(-1, l%) = comp(-1, l%) * ct
  ELSEIF (y(l%) - comp(-1, l%) / 2) < zona2 THEN
    comp2(-1, l%) = (zona2 - (y(l%) - comp(-1, l%) / 2)) * ct
  + (y(l%) + comp(-1, l%) / 2 - zona2)
  END IF

```

```

IF (y(l%) + comp(-1, l%) / 2) <= zona THEN
  larg(-1, l%) = larg(-1, l%) * ct
ELSEIF (y(l%) - comp(-1, l%) / 2) < zona THEN
  larg(-1, l%) = ((zona - (y(l%) - comp(-1, l%) / 2)) * ct
+ (y(l%) + comp(-1, l%) / 2 - zona)) / comp(-1, l%) * larg(-1,
l%)
END IF
NEXT l%
FOR k% = 0 TO xpon%
  FOR l% = 1 TO ypon%
    comp1(k%, l%) = comp1(k% - 1, l%): comp2(k%, l%) =
comp2(k% - 1, l%): larg(k%, l%) = larg(k% - 1, l%)
    CALL METSOL(cel, comp(), comp1(), comp2(), k%, l%, larg(),
temp(), tesc, tprec)
  NEXT l%
  CALL DIST(comp(), comp1(), comp2(), k%, l%, larg(), xpon%,
ypon%)
  contr1(k%) = 0: contr2(k%) = 0: contr(k%) = 0: lgr = 0
  FOR l% = 1 TO ypon%
    contr1(k%) = contr1(k%) + comp1(k%, l%): contr2(k%) =
contr2(k%) + comp2(k%, l%): lgr = lgr + larg(k%, l%)
  NEXT l%
  largt(k%) = lgr / ypon%
  CALL DEFANG(comp(), contr(), contr1(), contr2(), dfng(),
espes, k%, npts%, varang(), ypon%)
  FOR l% = 1 TO ypon%
    comp(k%, l%) = (comp1(k%, l%) + comp2(k%, l%)) / 2 *
COS(dfng(k%) * pi / 360)
  NEXT l%
  contr(k%) = contr(k%) - contr1(-1): largt(k%) = largt(k%) -
largt(-1)
  CALL SUBTOT(contr(), contrm(), k%, largt(), largtm(), npts%)
  a% = a% + 1
  IF a% > 10 THEN
    a% = a% - 10
    FOR lin% = 8 TO 17
      LOCATE lin%, 55: PRINT " ";
    NEXT lin%
  END IF
  LOCATE a% + 7, 55: PRINT USING "###"; l(k%)
  LOCATE a% + 7, 61: PRINT USING "###.###"; (contrm(k%) +
contr(-1))
  LOCATE a% + 7, 71: PRINT USING "##.###"; (contrm(k%) * 2)
NEXT k%
BEEP
CALL TOTAL(cel, comp(), contr(), contrm(), k%, larg(), largt(),
largtm(), npts%, temp(), tesc, tprec, xpon%, ypon%)
END SUB

SUB TOTAL (cel, comp(), contr(), contrm(), k%, larg(), largt(),
largtm(), npts%, temp(), tesc, tprec, xpon%, ypon%)
contrm(xpon% + 1) = 0: largtm(xpon% + 1) = 0: D = 0: G = 0: y = -10
FOR k% = (xpon% - npts% + 1) TO xpon%
  C = 0: E = 0

```

```

FOR l% = 1 TO ypon%
  B = comp(k%, l%) * (1 + cel * (tprec - temp(k%, l%)))
  F = larg(k%, l%) * (1 + cel * (tprec - temp(k%, l%)))
  C = C + B: E = E + F
NEXT l%
E = E / ypon%
C = C - contr(-1): E = E - largt(-1)
D = D + C: G = G + E
XT k%
ntrm(xpon% + 1) = D / npte%: largtm(xpon% + 1) = G / npte%
NE (xpon% + 73, 110 - (contrm(xpon% + 1) * 100) + y) - (xpon% +
7, 110 - (contrm(xpon% + 1) * 100) + y)
NE (xpon% + 75, 109 - (contrm(xpon% + 1) * 100) + y) - (xpon% +
5, 111 - (contrm(xpon% + 1) * 100) + y)
NE (xpon% + 75, 110 - (contrm(xpon% + 1) * 100 + y) - (xpon% +
5, 110 - (contrm(xpon%) * 100 + y))
CATE 21, 4: PRINT " ";
CATE 22, 4: PRINT " ";
CATE 23, 4: PRINT " ";
CATE 24, 4: PRINT " ";
CATE 21, 20: PRINT "CHAPA FRIA (TEMPERATURA AMBIENTE):"
CATE 22, 20: PRINT "CONTRACAO TRANSVERSAL = "; : LOCATE 22,
0: PRINT USING "###.###"; contrm(xpon% + 1) * 2;
CATE 23, 20: PRINT "CONTRACAO LONGITUDINAL = "; : LOCATE 23,
0: PRINT USING "###.###"; largtm(xpon% + 1);
LL ENTR(25, 24)
D SUB

```

BIBLIOGRAFIA

1. AMERICAN WELDING SOCIETY. Welding Processes. In: __. "Welding Handbook". 7^aed., Miami, 1978, vol. 2.
2. PÓVOA, A., A., "Soldagem de alumínio", ABS, São Paulo.
3. EASTERLING, K., "Introduction to the Physical Metallurgy of Welding", Butterworths & Co., 1^a ed., 1983.
4. MASUBUCHI, K., "Analysis of Welded Structures", Pergamon Press, 1^aed., 1980.
5. KAISER ALUMINUM & CHEMICAL SALES, Inc., "Welding Kaiser Aluminum", 2^aed, 1978.
6. AMERICAN WELDING SOCIETY. Metals and Their Soldability. In: __. "Welding Handbook", 7^aed., Miami, 1978, vol. 4.
7. CAVALCANTI, J., R., S.; FAJARDO, L., A., "Soldagem MIG - Alumínio na Construção Naval", Contribuição técnica apresentada no XIV Encontro Nacional de Tecnologia de Soldagem, Gramado-RS, 1988.
8. AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Welding and Brazing. In: __. "Metals Handbook". 8^aed., Ohio, 1971, vol. 6.
9. AMERICAN WELDING SOCIETY. Fundamentals of Welding. In: __. "Welding Handbook". 7^aed., Miami, 1978, vol. 1.
10. ROSENTHAL, D., "Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cutting", Welding Journal, 20(5), 220-s a 234-s, 1941.
11. MYERS, P., S.; UYEHARA, O., A.; BORMAN, G., L., "Fundamentals of Heat Flow in Welding", Welding Research Council Bulletin, 123, jul 1967.
12. ROSENTHAL, D.; SCHMERBER, R., "Thermal Study of Arc Welding", Welding Journal, 17(4), Supplement 208, 1938.

13. CLYDE, M.; ADAMS, Jr. "Cooling Rates and Peak Temperatures in Fusion Welding", *Welding Journal*, 37(5), Research Supplement, 210s-215s, 1958.

14. JACKSON, F., J., "Analysis of Time-Temperature Effects in 2219 Aluminum Welding", *Welding Journal*, 45(4), Research Supplement, 188s-192s, 1966.

15. NUNES Jr, A., C., "An Extended Rosenthal Weld Model", *Welding Journal*, 62(6), Supplement 165s-170s, 1983.

16. SOLOMON, H., D.; LEVY, S., "HAZ Temperatures and Cooling Rates as Determined by a Simple Computer Program", *Trends in Welding Research in the United States*, ASM, Louisiana, Nov. 1981.

17. PALEY, Z.; HIBBERT, P., D., "Computation of Temperatures in Actual Weld Designs". *Welding Journal*, 54(11), Research Supplement, 385s-392s, 1975.

18. TEKRIWAL, P.; STITT, M.; MAZUMDER, J., "Finite Element Modelling of Heat Transfer for Gas Tungsten Arc Welding", *Metal Construction*, 19(10), 599R-606R, 1987.

19. KRUTZ, G., W.; SEGERLIND, L., J., "Finite Element Analysis of Welded Structures", *Welding Journal* 57(7), Research Supplement, 211s-216s, 1978.

20. CACCIATORE, P., "Modelling of Casting and Welding Processes", Ed. Brody, H., D., and Apelian, D., *The Metal Society of AIME*, 1980.

21. SADEK, C., A.; BRASIL Jr, A., C., P., "Análise da distribuição Transiente de Temperatura em uma placa Submetida ao Processo de Soldagem Automática", XII ENTS, Campos do Jordão - SP, 1986.

22. STOECKINGER, G., R.; CALABRESE, R., A.; MENAUL, R., F., "Computerized Prediction of Heat Distribution in Weld Tooling",

Welding Journal, 49(1 e 6), Research Supplement, 14s-26s e272s-277s, 1970.

23. TOULOUKIAN, Y., S., "Thermophysical Properties of Materials", TPRC, vol. 1, Thermal Conductivity. Metallic Elements and Alloys. IFI Plenum, New York, 1970.

24. BLODGETT, O., W., "Calculating Cooling Rates by Computer Programming", Welding Journal, 63(3), 19-34, 1984.

25. TOULOUKIAN, Y., S.; BUYCO, E., H., "Thermophysical Properties of Materials", TPRC, vol. 4, Specific Heat. Metallic Elements and Alloys. IFI Plenum, New York, 1970.

26. THE LINCOLN ELECTRIC COMPANY, "The Procedure Handbook of Arc Welding", 12th ed., Cleveland, Ohio, jun 1973.

27. U. S. DEPARTMENT OF COMMERCE, NATIONAL BUREAU OF STANDARDS, CIRCULAR C447, "Mechanical Properties of Metals and Alloys", United States Government Printing Office, Washington, 1943.

28. WEINER, J., H.; BOLEY, B., A., "Elasto-Plastic Thermal Stresses in a Solidifying Body", Journal of Mechanics and Physics of Solids, 11(3), 1963.

29. SPRARAGEN, W.; CORDOVI, M., A., "Shrinkage Distortion in Welding", Welding Journal, 23(11), Research Supplement, 545s-559s, 1944.

30. GUYOT, F., "A Note on the Shrinkage and Distortion of Welded Joints", Welding Journal, 26(9), Research Supplement, 519s-529s, 1947.

31. Campus, F., "Transverse Shrinkage of Welds", Welding Journal, 26(8), Research Supplement, 485s-488s, 1947.

32. SPRARAGEM W.; ETTINGER, W., G., "Shrinkage Distortion in Welding", Welding Journal, 29(7), Research Supplement, 323s-335s, 1950.

33 WATANABE, M.; SATOH, K., "Effect of Welding Conditions on the Transverse Distortion in Butt-Welded Joint", Journal of the Japan Welding Society, 25(8), 455-460, 1956(ém japonais).

34. GILDE, W., "Transverse Weld Shrinkage", Abstract by G. E. Claussen, Welding Journal, 37(2), Research Supplement, 48s, 1958.

35. MASUBUCHI, K., "Analytical Investigation of Residual Stresses and Distortions Due to Welding", Welding Journal, 39(12), Research Supplement, 525s-537s, 1960.

36. WATANABE, M.; SATOH, K., "Effect of Welding Conditions on the Shrinkage Distortion in Welded Structures", Welding Journal, 40(8), Research Supplement, 377s-384s, 1961.

37. CLINE, C., L., "Weld Shrinkage and Control of Distortion in Aluminum Butt Welds", Welding Journal, 44(11), Research Supplement, 523s-528s, 1965.

38. GOTT, C.; CLOVER, F., R.; RUDY, J., F., "Metal Movement and Mismatch in Aluminum Welds", Welding Journal, 47(8), Research Supplement, 337s-344s, 1968.

39. PAPAZOGLU, V., J.; MASUBUCHI, K., "Analysis and Control of Distortion in Welded Aluminum Structures", Welding Journal, 57(9), Research Supplement, 251s-262s, 1978.

40. TANAKA, K.; YONEDA, Y.; SAKAGUCHI, A.; KINOSHITA, T., "Weld Distortion of Aluminum Alloy Butt Joints - On Transverse Shrinkage", Journal of Light Metal Welding & Construction, 22(2), 51-58, 1984(ém japonais).

41. TANAKA, K.; YONEDA, Y.; SAKAGUCHI, A.; KINOSHITA, T., "Weld Distortion of Aluminum Alloy Butt Joints - On Longitudinal Shrinkage", Journal of Light Metal Welding & Construction, 22(8), 347-353, 1984(em japonais).
42. WICKRAMASINGHE, D., M., G.; GRAY, T., G., F., "A Simple Treatment of Welding Distortion", Welding Research International, 8(5), 1978.
43. WHITE, J., D.; LEGGATT, R., H.; DWIGHT, J., B., "Weld Shrinkage Prediction", Welding and Metal Fabrication, november, 1980
44. MASUBUCHI, K., "Control of distortion and Shrinkage in Welding", Welding Research Council Bulletin, 149 (april 1970) .
45. AMERICAN WELDING SOCIETY , "Structural Welding Code - Aluminum", Miami, 1983.
46. GUREV, H., S.; STUOT, R., D., "Solidification Phenomena in Inert Gas Metal Arc Welding", Welding Journal, 42(7), Research Supplement, 298s-310s, 1963.
47. CELLERS, M., Q., Welding Engineering, 29(7), 35-39, 1944.
48. GILL, E., A., Canadian Machinery, 59(2), 118-122, 59(3), 128-134, 1944.
49. MOLLOY, E., The Welding Engineering Pocket Book, London, 1942.
50. MORRILL, J., R., Iron Age, 155(26), 77-80, 1945.
51. HADJISPYROU, A., G., Trans. Instr. Engineerings and Shipbuilders in Scotland, 87, 212-237, 1944.
52. HILL, H., V., The Structural Engineering, 23(8), 357-375, 1945.
53. BROOKING, W., J., Welding Engineering and Production Control", McGraw-Hill, 1944.

54. JHAVERI, P.; MOFFATT, W., G.; ADAMS Jr., C., M., "Effect of Plate Thickness and Radiation on Heat Flow in Welding and Cutting", Welding Journal, 41(1), Research Supplement, 12s-16s, 1962.

55. IWAMURA, Y., "Reduction of Transverse Shrinkage in Aluminum Butt Welds", M. S. Thesis, M. I. T., may, 1974. In___. MASUBUCHI, K., "Analysis of Welded Structures", Pergamon Press, 1^a ed., 1980.

56. OKERBLUM, N., O., "The Calculations of Deformations of Welded Metal Structures", (translated from russian by DSIR), HMSO, London, 1958.

57. ABNT, "NBR 6388 - Relógios Comparadores com Leitura de 0,01 mm", 1983.

58. BORCHARDT, I., G., "Termomotria Termoelétrica - Termopares", 2^a ed., 1978.

59. SANTOS Jr., M., J.; IRIGOYEN, E., R., C., "Metrologia Dimensional: Teoria e Prática", Porto Alegre, Editora da Universidade/UFRGS, 1985.

60. BLODGETT, O., W., "Types and curves of Distortion in Welded Steel and Corrective Measures", Welding Journal, 39(7), 692-697, 1960.

61. AWS 5.10 - 80, Specification for Aluminum and Aluminum Alloy Bare Rods and Electrodes.

62. CANTO, M., A., A., "Influência dos gases de proteção utilizados no processo MIG/MAG sobre as propriedades mecânicas da solda", tese de mestrado em andamento, PPGEMM, UFRGS, 1990.

63. ASTM B209 - 86 - Specification for Aluminum and Aluminum-Alloy Sheet and Plate.

64. QUITES, A., M.; DUTRA, J., C., "Tecnologia da Soldagem a Arco Voltaico", Florianópolis, EDEME, 248 pag., 1979.

65. BLODGETT, O., W., "Calculating Cooling Rates of Arc Spot Welds", Welding Journal, 66(12), 17-31, 1987

66. ZARO, M., A., "Método de Obtenção de Curvas de Escoamento através do Ensaio de Compressão a Frio", Tese de mestrado PPGEMM/UFRGS, 1977.

71. VERRAN, G., O., "Estudo da alimentação de peças fundidas em ligas de alumínio", tese de mestrado, PPGEMM, UFRGS, 1986.

72. PANSERI, C., "Manuale de fonderia d'alumínio", Ulrico Hoepli Editore, Milano, 1949.

73. FINARDI, J., "Especificação, propriedades e aplicações das ligas de alumínio para fundição", In__: Associação Brasileira de Metais. Curso de fundição de ligas não ferrosas, 3^aed., São Paulo, ABM, 1974.