**UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS
INSTITUTO DE FÍSICA DE SÃO CARLOS
INSTITUTO DE QUÍMICA DE SÃO CARLOS**

**SOLDAGEM A ARCO ELÉTRICO
COM PROTEÇÃO GASOSA EM
JUNTAS DE CHAPAS FINAS DE AÇO**

Adnauer Tarquínio Daltro

Tese apresentada a área de Interunidades em
Ciência e Engenharia dos Materiais da
Universidade de São Paulo, campus de São
Carlos, como parte dos requisitos para
obtenção do título de Doutor em Ciência e
Engenharia dos Materiais

DEDALUS - Acervo - EESC

31100017142

ORIENTADOR: Prof. Dr. Samuel Irati Novaes Gomes

São Carlos

2000

Class.	FE 1455
Out.	J-34
Tombo	TC 21/00

st 34191

Ficha catalográfica preparada pela Seção de Tratamento
da Informação do Serviço de Biblioteca – EESC/USP

D152s Daltro, Adnauer Tarquínio
Soldagem a arco elétrico com proteção gasosa em
juntas de chapas finas de aço / Adnauer Tarquínio
Daltro. -- São Carlos, 2000.

Tese (Doutorado) -- Escola de Engenharia de São
Carlos-Universidade de São Paulo, 2000.
Área: Ciência e Engenharia dos Materiais.
Orientador: Prof. Dr. Samuel Irati Novaes Gomes.

1. Soldagem. 2. Chapa fina. 3. Aço zincado .
4. Distorções. I. Título.

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

Ciência e Engenharia de Materiais

MEMBROS DA COMISSÃO JULGADORA DA TESE DE DOUTORADO DE ADNAUER TARQUÍNIO DALTRO, APRESENTADA A ÁREA INTERUNIDADES EM CIÊNCIA E ENGENHARIA DE MATERIAIS, DA EESC-IFSC-IQSC, UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO, EM 01/06/2000.

COMISSÃO JULGADORA:

Prof. Dr. **SAMUEL IRATI NOVAES GOMES** - Orientador (EESC/USP)

Prof. Dr. **CARLITO CALIL JÚNIOR** (EESC/USP)

Prof. Dr. **MAXIMILIANO MALITE** (EESC/USP)

Prof. Dr. **VALTAIR ANTONIO FERRARESI** (UFU)

Prof. Dr. **CLAUDEMIRO BOLFARINI** (UFSCar)

À Jesus Cristo, o grande Deus e amigo de todos os instantes
À minha querida esposa Sydele pelo carinho e compreensão

AGRADECIMENTOS

Ao professor Dr. Samuel Irati Novaes Gomes, pela orientação, apoio e amizade desenvolvida ao longo deste trabalho.

Ao professor Dr. Carlito Calil Junior pela colaboração no desenvolvimento do projeto e revisões.

À Coordenadoria de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – CAPES, através do programa PICD, pela bolsa de estudo concedida.

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo – FAPESP, pelo apoio financeiro ao projeto de pesquisa, que possibilitou a compra de materiais e equipamentos.

Ao Departamento de Engenharia Civil da Universidade Federal de Mato Grosso, aos órgãos colegiados e a PROPEP, através da Coordenação de Pesquisa e Pós-Graduação pelo apoio e permissão para o afastamento necessário a realização deste curso de doutorado.

Aos professores doutores Sérgio e Denilson, da UFMT, pela competência na viabilização do convênio UFMT/USP-São Carlos e pela dedicação na nossa preparação através de aulas introdutórias ao curso.

Ao professor Dr. Benedito Di Giacomo, chefe do laboratório de metrologia do Departamento de Engenharia Mecânica e aos técnicos que ajudaram na realização das medições de distorção.

Ao técnico Luiz Penazzi, chefe da oficina mecânica da EESC/USP, e demais funcionários pelo apoio na execução da soldagem dos corpos de prova.

Aos colegas e professores do Departamento de Engenharia de Materiais, Aeronáutica e Automobilística da EESC/USP pela colaboração, e em especial aos funcionários e técnicos: Eliete, Regina, Ana, Eliezer, Pedro, Silvano, João e Alberto.

Ao professor Dr. José Manoel Henriques de Jesus pela amizade e agradável convívio nos quatro anos de curso.

Aos colegas cuiabanos, que estiveram conosco neste desafio, pelo estímulo.

Aos meus familiares pelo carinho e incentivo.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	vi
LISTA DE TABELAS	x
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS	xii
LISTA DE SÍMBOLOS	xiii
RESUMO	xv
ABSTRACT	xvi
1 INTRODUÇÃO	01
1.1 O Problema – A Motivação	01
1.2 Justificativas	03
1.3 Objetivos	04
1.3.1 Objetivo geral	04
1.3.2 Objetivos específicos	04
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	05
2.1 Características do Processo a Arco Elétrico com Proteção Gasosa – GMAW	05
2.1.1 O arco elétrico	06
2.1.2 Fatores intervenientes no arco elétrico	08
2.1.3 Transferência do metal através do arco	09
2.1.4 Vantagens e limitações do processo	12
2.1.5 Características do circuito e da corrente de soldagem	13
2.1.6 Escolha do gás de proteção	15
2.1.7 Escolha do arame	18
2.2 Soldagem de Chapas Finas de Aço Zincado	20
2.2.1 Aços zincados	21

2.2.2 Soldagem de aços zincados	23
2.3 Fluxo de Calor na Soldagem e seus Efeitos	28
2.3.1 Balanço de energia na soldagem	29
2.3.2 Fluxo de calor na solda e ciclos térmicos	33
2.3.3 Temperaturas máximas e taxas de resfriamento	38
2.4 Microestruturas na Região da Solda	40
2.4.1 Microestrutura na zona fundida	40
2.4.2 Microestrutura da zona afetada pelo calor	48
2.4.3 Algumas relações entre microestruturas do metal de solda e propriedades mecânicas	51
2.5 Tensões Residuais e Distorções	55
2.5.1 Caracterização das tensões residuais e distorções na soldagem	55
2.5.2 Análise das tensões térmicas e distorções durante a soldagem	64
2.5.3 Redução e controle das tensões residuais e distorções em procedimentos de soldagem	68
 3 MATERIAIS E MÉTODOS	 72
3.1 Materiais	72
3.2 Métodos	75
3.2.1 Sistema multiprocesso de soldagem e ajustes	75
3.2.2 Definição dos consumíveis e parâmetros de soldagem	85
3.2.3 Procedimentos de soldagem	91
3.2.4 Análise da qualidade da solda	97
3.2.5 Medida das distorções nas chapas soldadas	100
3.2.6 Distribuição de temperatura próximo a junta soldada	101
 4 RESULTADOS E DISCUSSÕES	 102
4.1 Consumíveis e parâmetros de soldagem nos testes preliminares	102
4.2 Juntas soldadas empregando os três procedimentos de soldagem	113
4.3 Inspeção visual e características geométricas dos cordões de solda	115
4.4 Análise micrográfica	124
4.5 Testes de tração, medidas de dureza Vickers e ensaios de dobramento	126

4.6 Análise da distribuição de temperatura	130
4.7 Análise das distorções das chapas	134
 5 CONCLUSÕES	 141
5.1 Sugestões de trabalhos futuros	143
 ANEXOS	 144
 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	 151
 OBRAS CONSULTADAS	 156

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 01 – Região do arco no processo de soldagem a arco elétrico com eletrodo consumível	06
FIGURA 02 – Mecanismo de transferência por curto circuito	11
FIGURA 03 – Esquema do circuito e equipamentos no processo GMAW	14
FIGURA 04 – Efeito do tipo de gás de proteção no contorno e penetração do cordão de solda	16
FIGURA 05 – Diagrama esquemático do processo de zincagem por imersão à quente	22
FIGURA 06 – Trinca por penetração de zinco em junta T de chapas zincadas de 6 mm, soldadas pelo processo GMAW (5x)	25
FIGURA 07 – Seção transversal da solda	31
FIGURA 08 – Distribuição esquemática da temperatura na soldagem de chapas finas	36
FIGURA 09 – Ciclos térmicos de soldagem para três pontos da chapa	37
FIGURA 10 – Ilustração esquemática da incidência de alguns dos principais constituintes microestruturais que podem se desenvolver em metais de solda depositados em aços estruturais ferríticos	42
FIGURA 11 – Influência do teor de liga na microestrutura do metal de solda. Os grãos de austenita têm seção transversal na forma hexagonal	44
FIGURA 12 – Ilustração esquemática de um feixe de bainita	46
FIGURA 13 – Representações esquemáticas dos constituintes microestruturais que podem ser observados em metais de solda ferríticos, segundo o IIW, DOC. IX-1533-88	47
FIGURA 14 – Ilustração esquemática da variação microestrutural observada na ZAC de juntas soldadas de aço	49

FIGURA 15 – Comportamento da resistência a clivagem de metais de solda com baixo e altos teores de carbono em função dos aumentos na quantidade de ferrita acicular e resistência mecânica	53
FIGURA 16 – Representação esquemática do efeito da: (a) velocidade de resfriamento, (b) da composição química e do tamanho de grão da austenita anterior, em uma curva de resfriamento contínuo	54
FIGURA 17 – Distribuição idealizada das tensões residuais longitudinais devido à contração térmica longitudinal na região aquecida	58
FIGURA 18 – Variação idealizada da distribuição das tensões residuais longitudinais em função do comprimento do cordão de solda	59
FIGURA 19 – Esquema de formação das tensões residuais transversais devido à contração térmica longitudinal da região aquecida	60
FIGURA 20 – Distribuição idealizada das tensões residuais transversais devido à contração térmica longitudinal na região aquecida	61
FIGURA 21 – Variação idealizada da distribuição das tensões residuais transversais em função do comprimento do cordão de solda	62
FIGURA 22 – Principais tipos de distorção em chapas soldadas	63
FIGURA 23 – Deformação transiente de uma placa retangular durante a soldagem	69
FIGURA 24 – Vista geral do sistema de soldagem	76
FIGURA 25 – Diagrama de sequência operacional do alimentador de arame	78
FIGURA 26 – Vista da unidade de alimentação do arame e seu controle	80
FIGURA 27 – Vista do mecanismo de automatização	81
FIGURA 28 – Aspectos visuais e geométricos analisados do cordão de solda	90
FIGURA 29 – Marcação feita no conjunto de chapas	92
FIGURA 30 – Vista geral da montagem do procedimento P2 com aquecimento Lateral	95
FIGURA 31 – Detalhe da posição dos bicos de aquecimento e da tocha de soldagem	95
FIGURA 32 – Vista geral da montagem do procedimento P3 com resfriamento	96
FIGURA 33 – Detalhe da posição do bico de resfriamento e da tocha de Soldagem	97
FIGURA 34 – Configuração do corpo de prova para o teste de tração	99

FIGURA 35 – Vista do ensaio de dobramento	100
FIGURA 36 – Aparato utilizado para a medição da distorção das chapas soldadas	101
FIGURA 37 – Seção transversal típica do cordão de solda em chapa de aço carbono não revestido com espessura de 0,9 mm	104
FIGURA 38 – Região típica de interface entre ZAC e a zona fundida em chapa de aço carbono não revestida com espessura de 0,9 mm	105
FIGURA 39 – Micrografia típica da região central do cordão de solda em chapa de aço carbono não revestida com espessura de 0,9 mm	105
FIGURA 40 – Seções transversais típicas da região central dos cordões de solda	109
FIGURA 41 – Micrografias típicas da região central dos cordões de solda	110
FIGURA 42 – Vista frontal e posterior do cordão de solda na junta J4P1S1,9	115
FIGURA 43 – Vista frontal e posterior do cordão de solda na junta J4P1Z1,9	116
FIGURA 44 – Fotos macrográficas de seções transversais típicas de juntas de aço SAE-1020 com espessura de 1,9 mm para os três procedimentos	117
FIGURA 45 – Fotos macrográficas de seções transversais típicas de juntas de aço ZAR-345 com espessura de 1,9 mm para os três procedimentos	118
FIGURA 46 – Fotos micrográficas da região central de seções transversais típicas de juntas com chapas de aço ZAR-345 com espessura de 1,9 mm para os três procedimentos	125
FIGURA 47 – Configuração típica do ensaio de dobramento de uma junta	126
FIGURA 48 – Medidas de dureza Vickers das juntas soldadas	128
FIGURA 49 – Resistência última das juntas soldadas	129
FIGURA 50 – Variação de temperatura durante a soldagem – J1P1Z0,9	130
FIGURA 51 – Variação de temperatura durante a soldagem – J1P3Z0,9	130
FIGURA 52 – Variação de temperatura durante a soldagem – J4P1Z1,9	131
FIGURA 53 – Variação de temperatura durante a soldagem – J4P3Z1,9	131
FIGURA 54 – Variação de temperatura durante a soldagem – J8P1Z3,0	132
FIGURA 55 – Variação de temperatura durante a soldagem – J7P3Z3,0	132
FIGURA 56 – Configurações deformadas de juntas soldadas pelo procedimento de soldagem P1	134
FIGURA 57 – Configurações deformadas de juntas soldadas pelo procedimento de soldagem P2	135

FIGURA 58 – Configurações deformadas de juntas soldadas pelo procedimento de soldagem P3	136
--	-----

FIGURAS DOS ANEXOS:

FIGURA A1 – Fotos macrograficas de seções transversais típicas de juntas de aços SAE-1020 e ZAR-345 com espessura de 0,9 mm para os três procedimentos	144
FIGURA A2 – Fotos macrograficas de seções transversais típicas de juntas de aços SAE-1020 e ZAR-345 com espessura de 3,0 mm para os três procedimentos	145
FIGURA B1 – Fotos micrograficas de juntas com chapas de aços ZAR-345 com espessuras de 0,9 e 3,0 mm para os três procedimentos	146
FIGURA C1 – Configurações deformadas de juntas soldadas com chapas de aços SAE-1020 com espessura de 1,9 mm para os três procedimentos	147
FIGURA C2 – Configurações deformadas de juntas soldadas com chapas de aços ZAR-345 com espessura de 1,9 mm para os três procedimentos	148
FIGURA C3 – Configurações deformadas de juntas soldadas com chapas de aços SAE-1020 com espessura de 3,0 mm para os três procedimentos	149
FIGURA C4 – Configurações deformadas de juntas soldadas com chapas de aços ZAR-345 com espessura de 3,0 mm para os três procedimentos	150

LISTA DE TABELAS

TABELA 01 – Seleção de gases para soldagem com transferência por curto circuito	17
TABELA 02 – Arames de aço carbono para GMAW	19
TABELA 03 – Composição dos arames de aço carbono para GMAW	19
TABELA 04 – Composição química e propriedades mecânicas especificadas das chapas	73
TABELA 05 – Espessuras das chapas	74
TABELA 06 – Composição química dos arames	74
TABELA 07 – Região de valores nos testes preliminares para as chapas de aço carbono não revestidas	87
TABELA 08 – Combinações de estudo	88
TABELA 09 – Critérios de qualidade adotados para as soldas	90
TABELA 10 – Parâmetros de soldagem para as chapas de aço carbono não revestidas	102
TABELA 11 – Valores geométricos médios das seções transversais das soldas executadas nas chapas de aço carbono não revestidas	103
TABELA 12 – Resultados da análise de qualidade dos cordões de solda executados nas chapas de aço carbono não revestidas	103
TABELA 13 – Parâmetros de soldagem em cada combinação	106
TABELA 14 – Valores geométricos médios das seções transversais das soldas executadas nas chapas de aço zincado em cada combinação	107
TABELA 15 – Resultados da análise de qualidade dos cordões de solda executados nas chapas de aço zincado em cada combinação	107
TABELA 16 – Parâmetros de soldagem para as chapas de aço carbono zincado	111
TABELA 17 – Valores geométricos médios das seções transversais das soldas executadas nas chapas de aço carbono zincado	111

TABELA 18 – Resultados da análise de qualidade dos cordões de solda executados nas chapas de aço carbono zincado	112
TABELA 19 – Parâmetros de soldagem medidos para o procedimento P1	113
TABELA 20 – Parâmetros de soldagem medidos para o procedimento P2	114
TABELA 21 – Parâmetros de soldagem medidos para o procedimento P3	114
TABELA 22 – Valores geométricos médios das seções transversais dos cordões de solda obtidos pelo procedimento P1	119
TABELA 23 – Valores geométricos médios das seções transversais dos cordões de solda obtidos pelo procedimento P2	119
TABELA 24 – Valores geométricos médios das seções transversais dos cordões de solda obtidos pelo procedimento P3	120
TABELA 25 – Resultados da análise de qualidade dos cordões de solda executados nas juntas soldadas com o procedimento P1	121
TABELA 26 – Resultados da análise de qualidade dos cordões de solda executados nas juntas soldadas com o procedimento P2	122
TABELA 27 – Resultados da análise de qualidade dos cordões de solda executados nas juntas soldadas com o procedimento P3	123
TABELA 28 – Resultados dos testes de tração e medidas de dureza do metal virgem	126
TABELA 29 – Resistência última e dureza Vickers das juntas	127
TABELA 30 – Deslocamentos máximo e mínimo das chapas após a soldagem – Procedimento P1	137
TABELA 31 – Deslocamentos máximo e mínimo das chapas após a soldagem – Procedimento P2	138
TABELA 32 – Deslocamentos máximo e mínimo das chapas após a soldagem – Procedimento P3	139

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ASM	- American Society of Materials
AWS	- American Welding Society
CC	- Corrente Contínua
CSN	- Companhia Siderúrgica Nacional
CTOD	- Crack Tip Opening Displacement
CV	- Corrente Variável
DOC	- Document
GMAW	- Gas Metal Arc Welding
IIW	- International Institute of Welding
IPM	- Inch Per Minute
LSND	- Low Stress non-Distortion
TIG	- Tungsten Inert Gas
TWI	- Technology Welding Institute
ZAC	- Zona Afetada pelo Calor

LISTA DE SÍMBOLOS

Latinos:

A	- área da seção transversal, mm^2
A_m	- área do metal base fundido mais o metal de enchimento, mm^2
A_r	- área do metal de solda ou área de reforço, mm^2
A_z	- área da zona afetada pelo calor, mm^2
A_w	- área da seção transversal da solda, mm^2
a	- alongamento na ruptura, %
c	- calor específico do material no estado sólido ou do metal base, $\text{J/g.}^\circ\text{C}$
d	- espessura da chapa do metal base, mm
f_u	- resistência ao escoamento, MPa
f_y	- resistência última, MPa
f_1	- eficiência do arco
f_2	- eficiência de fusão
H	- potência transferida, W (J/s)
h	- aporte de calor ou aporte de energia, kJ/cm
h_{net}	- aporte líquido de energia ou aporte efetivo de calor, kJ/cm
I	- corrente do arco, A
$K_0(z)$	- função modificada de Bessel, de segunda espécie e ordem zero
$K_1(z)$	- função modificada de Bessel, de segunda espécie e primeira ordem
k	- difusividade térmica do material, mm^2/s
Q	- quantidade de calor, J/mm^3
q	- intensidade da fonte de calor linear, J/s.mm
T	- temperatura, $^\circ\text{C}$
T_c	- temperatura a partir da qual a taxa de resfriamento é calculada, $^\circ\text{C}$

T_f	- temperatura de fusão do metal, °C
T_m	- temperatura máxima, °C
T_o	- temperatura inicial da chapa, °C
t	- tempo, s
$\dot{T}$	- velocidade de resfriamento na linha central da solda, °C/s
$\dot{T}_G$	- taxa de variação de temperatura, J.°C/s.mm ³
V	- voltagem, V
v	- velocidade de avanço da fonte de calor ou de soldagem, mm/s
x, y, z	- coordenadas cartesianas triortogonais, mm
w	- coordenada móvel que substitui a coordenada x , mm

Gregos:

λ	- condutividade térmica do metal, J/s.mm.°C
ρ	- densidade do metal base, g/mm ³

RESUMO

DALTRO, Adnauer Tarquínio (2000). *Soldagem a arco elétrico com proteção gasosa em juntas de chapas finas de aço*. São Carlos, 2000. 159 p. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

O uso de chapas finas de aço, revestidas ou não, tem sido crescente nos últimos anos, principalmente aquelas que tem revestimento a base de zinco. Isto ocorre tanto na indústria automobilística e mecânica como na construção civil, que geralmente fabricam suas peças e estruturas utilizando um procedimento de soldagem. O objetivo deste trabalho é estabelecer procedimentos de soldagem à arco elétrico com proteção gasosa – GMAW – com transferência por curto circuito, para elementos de chapa fina de aço carbono não revestido e aço zincado, de modo a se obter junções de qualidade aceitável e diminuição das distorções decorrentes dos ciclos térmicos presentes durante a soldagem e, conseqüentemente a redução das tensões residuais. Em termos de qualidade da solda, propõe-se uma combinação de consumíveis disponíveis no mercado, de modo a reduzir os defeitos como: porosidade, respingos, trincas e perda de revestimento. No caso das chapas finas de aço zincado, a melhor combinação de consumíveis encontrada foi: arame com baixo teor de desoxidantes, ER70S-3, e como gás de proteção a mistura 8%CO₂ + 92%Ar. Quanto a redução e controle das distorções, três técnicas são utilizadas. A técnica que utiliza um escoadouro dinâmico de calor, formado por um jato de gás refrigerador aplicado logo após o arco de solda durante a soldagem, apresentou maior eficiência na redução das distorções, provenientes do ciclo térmico.

Palavras-chave: soldagem; chapa fina; aço zincado, distorções.

ABSTRACT

DALTRO, Adnauer Tarquínio (2000). *Gas metal arc welding of thin sheet steels*. São Carlos, 2000. 159 p. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

The thin sheet steels, coated or not, has been widely used nowadays, mainly the hot dip galvanized steel sheets. It's observed as in the mechanic and automobilist industry as in the civil construction that in manufacturing of pieces and structures employ welding procedures. The aim of this work is to establish procedures to gas metal arc welding with short circuit transfer of thin sheet steel elements, not coated and zinc-coated steel, in order to get junctions of acceptance quality and reduction of welding stress and distortion. This distortion arise of the thermal cycles that occur during the welding. In terms of the weld quality is defined the best consumables combination available in the market, in such a way to reduce the weld defects like porosities, spatters, cracks and loss of covering. To galvanized steel sheets, the combination: wire ER70S-3 and mixture 8%CO₂ + 92%Ar showed the best performance. Three techniques were employed for control and reduce the welding distortion. One that using a spot heat sink following the arc, in this case the cooling jet, was more efficient that others techniques.

Key-words: welding; thin sheet; galvanized steel; distortion.

1 - INTRODUÇÃO

1.1 - O Problema - A Motivação

Nos processos industriais, principalmente nas áreas de mineração e agro-indústria, os silos constituem elementos indispensáveis para o incentivo da produção, no que diz respeito a armazenagem e manipulação dos produtos do processo de produção. Sabe-se que a produção de grãos é periódica, enquanto que a necessidade de alimentação e a demanda das agro-indústrias são ininterruptas. Colhe-se uma safra em dois meses e esta será consumida, em um ano ou mais. Os armazéns e silos, recebendo a produção que não encontra consumo imediato, formam os estoques que permitem a distribuição cronológica dos produtos e impedem as flutuações de preços que resultam das safras e entre-safras.

Um país como o Brasil, com uma produção de cereais e grãos leguminosos apresentando safras irregulares e uma população urbana em expansão, deve implantar um sistema de armazenamento adequado para atender esse aumento populacional. Trata-se de um problema de abastecimento de produtos essenciais à satisfação de uma necessidade primária - a alimentação. Este ponto por si só, justifica uma política voltada para o estabelecimento de uma rede de armazenamento convenientemente dimensionada para atender a demanda interna e exportação.

Os silos possibilitam a utilização da matéria prima a granel, economizando sacaria e mão-de-obra, favorecendo a automação do processo de carga e descarga, contribuindo para a obtenção de ganhos na produtividade, qualidade e custo.

As soluções que vêm sendo adotadas no Brasil, visando expandir o armazenamento a granel, através de silos e grandes armazéns graneleiros, têm sido caracterizados pela improvisação, projetados a partir de tentativa e erro, pela cópia de projetos existentes, ou ainda pela importação de projetos, quase sempre,

inadequadamente adaptados às condições a que se destinam, e, que de certa forma compromete o correto desenvolvimento do sistema de armazenamento de grãos no país.

A falta de tecnologia em projeto e operação de silos implica no desconhecimento de parte importante do processo industrial, tendo como consequência, frequentes perdas do controle de produção, representando uma parcela relevante nos custos.

Com o objetivo de contribuir nesta importante área de armazenamento, o Departamento de Estruturas da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC) da Universidade de São Paulo (USP), vem implementando um programa de pesquisa para o desenvolvimento de tecnologias e projetos de silos para armazenamento de produtos agro-industriais. Este programa já propiciou o andamento de diversos trabalhos tanto a nível de iniciação científica, como de mestrado e doutorado, contribuindo, cada um deles, para uma maior compreensão dos fenômenos presentes na execução e funcionamento de um silo.

Os silos para o pequeno agricultor e indústrias têm sido objeto de estudos no Laboratório de Madeiras e de Estruturas de Madeira (LaMEM) do Departamento de Estruturas da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo desde 1976.

Num dos últimos trabalhos de doutorado, foram construídos modelos em tamanho real de painéis de fechamento para uso em silos prismáticos e de tremonhas tronco-piramidais enrijecidas e não enrijecidas. Na construção desses modelos, foram usadas chapas metálicas de aço carbono, conformadas, com espessura entre 0,8 e 3,0 mm, soldadas para formarem as peças em questão. A solda foi feita pelo processo de soldagem a arco elétrico, com proteção gasosa e arame sólido, GMAW, cujo resultado não foi satisfatório, resultando em grandes distorções nas peças, comprometendo assim o comportamento estrutural, a estanqueidade e a estabilidade do conjunto. Este fenômeno pode estar acompanhado de outros problemas decorrentes da soldagem: surgimento de tensões residuais, geometrias incorretas do cordão de solda, trincas e, em consequência destes, perda de propriedades importantes como a resistência a tração, ductilidade e resistência à corrosão.

O pouco domínio na área da tecnologia de soldagem e o real conhecimento dos fenômenos que dela decorrem, em relação aos materiais utilizados, motivou o presente

trabalho, com a finalidade de melhorar e garantir de forma eficiente as ligações soldadas executadas nos silos e tremonhas, contribuindo assim para a consolidação desta importante linha de pesquisa aplicada na EESC-USP.

Por outro lado, observa-se que o uso das chapas finas de aço tem sido crescente nos diversos tipos de obras da construção civil como também na indústria automobilística e mecânica, onde as junções entre os elementos de chapas finas são executadas através da soldagem. Isto tem exigido maior atenção no processo de fabricação, principalmente na obtenção de soldas de qualidade aceitável, com uso de procedimentos adequados, expeditos e com custos relativamente baixos.

1.2 - Justificativas

O presente trabalho se justifica pelos seguintes aspectos:

- Dá sequência a um projeto maior de pesquisa, que vem sendo desenvolvido na EESC-USP na área de silos metálicos, que poderá contribuir na definição de elementos essenciais para o projeto e construção de silos industriais;

- Permite um maior conhecimento do comportamento de peças construídas a partir da soldagem de chapas finas de aço e em consequência, a proposição de recomendações de projeto, colaborando com as próximas revisões da norma brasileira para projeto e execução de elementos de chapas finas;

- Propicia um maior conhecimento sobre a tecnologia de soldagem, muito usada na fabricação de estruturas metálicas, permitindo o melhor uso das potencialidades dos processos de soldagem, a partir de equipamentos racionalizados, em aplicações específicas;

- Permite o desenvolvimento de tecnologia de soldagem de chapas finas com aço do tipo ZAR (Zincado de Alta Resistência);

- Possibilita o acompanhamento das evoluções das pesquisas e recomendações normativas internacionais.

1.3 - Objetivos

1.3.1 - Objetivo Geral:

Estudar procedimentos de soldagem a arco elétrico com proteção gasosa – GMAW - com transferência por curto circuito, para elementos de chapas finas de aço carbono não revestido e zincado; para se obter junções de qualidade aceitável e redução das distorções decorrentes dos ciclos térmicos presentes durante a soldagem e, consequentemente a redução das tensões residuais em peças estruturais que usam chapas finas de aço.

1.3.2 - Objetivos Específicos:

- Obter uma técnica experimental para medição das distorções em peças de chapas finas conformadas de aço, soldadas;

- Estudar a soldabilidade de aços zincados na forma de chapa fina, bem como a compatibilidade com os consumíveis disponíveis no mercado;

- Estabelecer procedimentos de soldagem, utilizando o processo GMAW, em peças estruturais, através de peças representativas (corpos de prova), com variação nos parâmetros de soldagem, e analisar:

 - .O desenvolvimento das distorções;

 - .A geometria e aparência do cordão de solda;

 - .A ocorrência de defeitos e descontinuidades;

 - .A perda de propriedades como a resistência a tração e ductilidade.

- Propor orientações para projeto e execução de soldas em perfis e peças metálicas para uso estrutural, conformados a partir de chapas finas de aço.

2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 - Características do Processo a Arco Elétrico com Proteção Gasosa - GMAW

O GMAW é um processo de soldagem a arco elétrico onde o arco é mantido entre um eletrodo nu ou arame, alimentado continuamente, e a peça a ser soldada. O calor do arco funde a superfície do metal base e a extremidade do arame. O metal fundido do arame é transferido através do arco à peça, onde se transforma em metal da solda depositado. A proteção da região de soldagem é feita por um fluxo de gás inerte ou gás ativo, ou ainda pela mistura de gases. O gás de proteção na área circunvizinha do arco, protege-o da contaminação do ar atmosférico. O arame é alimentado para dentro do arco de maneira automatizada, usualmente de uma bobina ou carretel. O arco é mantido automaticamente e o seu deslocamento e direção pode ser manual ou mecanizado.

O processo foi desenvolvido na década de 40, inicialmente para a soldagem de alumínio, mas hoje com algumas variações do processo é aplicado na soldagem de aços carbono, aços inoxidáveis e até de materiais não ferrosos. As variações estão basicamente relacionadas com o tipo de gás de proteção, o tipo de transferência metálica, o tipo de metal a ser soldado e outras características. Em virtude dessa gama de variação, o processo é conhecido por diversos nomes: soldagem MIG, quando o gás de proteção é um gás inerte; soldagem MAG, quando o gás de proteção é ativo; soldagem com arame fino; soldagem a arco pulsado; soldagem a arco por curto circuito; soldagem a CO₂; e vários outros. Antes de especificarmos melhor este processo, vale a pena discutir dois aspectos, que são inerentes também aos demais processos a arco elétrico utilizando eletrodos consumíveis: o arco formado e a transferência do metal através do arco.

2.1.1 - O Arco Elétrico

A principal função do arco é produzir calor, mas produz também luminosidade, barulho e um bombardeamento iônico, o qual remove a superfície do metal base. O arco elétrico formado entre o arame consumível e a peça, também conhecido como "arco metálico", nada mais é do que uma descarga elétrica mantida através de um gás ionizado, iniciada por uma quantidade de elétrons emitidos do eletrodo negativo (cátodo) aquecido e mantido pela ionização térmica do gás aquecido. No arco elétrico para soldagem a descarga elétrica tem alta corrente e baixa tensão que ocorre através de um plasma altamente condutivo, produzindo suficiente energia térmica capaz de unir metais por fusão.

A figura 01 mostra com detalhes a formação do arco para um processo de soldagem a arco elétrico utilizando um eletrodo consumível.

FIGURA 01 - Região do arco no processo de soldagem a arco elétrico com eletrodo consumível. Extraída de CARY (1994).

A coluna do arco é constituída de elétrons livres, íons positivos, íons negativos e uma pequena quantidade de átomos neutros. São estas cargas que formam o plasma, que conduz corrente na faixa de centenas de amperes de corrente alternada ou corrente contínua. Conforme CARY (1994), nesta região a temperatura pode chegar a 6000° C.

No arco os elétrons (cargas negativas) se movem do cátodo (polo negativo) para o ânodo (polo positivo). Os íons (positivos) se movem do ânodo para o cátodo. Numa soldagem a arco elétrico de corrente contínua e polaridade reversa (CCPR), que é a polaridade comum em soldagem, os elétrons se movem do metal base para o eletrodo, e os íons positivos se movem do eletrodo para o metal base. A maior porção do fluxo de corrente é proporcionada pelos elétrons. No caso de corrente convencional o fluxo ocorre na direção do eletrodo para o metal base.

O termo polaridade é usado para descrever a conexão elétrica da tocha de soldagem, com relação aos terminais da fonte de potência de corrente contínua. Quando a tocha está conectada ao terminal positivo, a polaridade é designada como corrente contínua eletrodo positivo - CCEP (em inglês - DCEP - *direct current electrode positive*), arbitrariamente chamada de polaridade reversa (CCPR). Quando a tocha está conectada no terminal negativo, a polaridade é designada como corrente contínua eletrodo negativo - CCEN (em inglês - DCEN - *direct current electrode negative*), originalmente chamado de polaridade direta (CCPD).

A queda de tensão no arco elétrico pode ser dividida em três partes (ver figura 01): a queda de tensão anódica, a queda de tensão na coluna do arco ou queda de tensão do plasma, e a queda de tensão catódica. As regiões referentes a queda de tensão catódica e anódica são extremamente curtas mas representam o maior gradiente de tensão. A energia térmica do arco é governada pela corrente de soldagem e as quedas de tensão destas três regiões. Na região total do arco existe uma outra queda de tensão conhecida como queda de tensão devido a resistência do eletrodo. Esta é a resistência ao fluxo de corrente através do comprimento disponível do eletrodo a partir do bico do tubo de contato da tocha. Segundo CARY (1994), trata-se de uma queda de tensão considerável, relacionada com a corrente de soldagem, o diâmetro do eletrodo e sua composição.

2.1.2 – Fatores Intervenientes no Arco Elétrico

Vários são os fatores que intervêm no desempenho do arco elétrico, que serão apresentados resumidamente. Inicialmente, cabe ressaltar que a relação entre a corrente de soldagem e a tensão do arco não é uma reta. Existe uma região não linear, com inclinação negativa, que predomina para baixas correntes. Numa outra região, observa-se que a tensão do arco aumenta com o aumento da corrente de soldagem, se os demais parâmetros de soldagem permanecerem os mesmos, conforme afirma CARY (1994).

O comprimento do arco afeta a tensão do arco. No processo GMAW, o comprimento é uma variável crítica que deve ser cuidadosamente controlada. Por exemplo, na forma do arco em borrfio com proteção de argônio, um arco que é muito curto provoca, momentaneamente, um curto circuito. Ele causa flutuação na pressão e bombeia o ar para dentro do fluxo do arco, produzindo porosidade ou fragilização, devido ao nitrogênio absorvido. Se o arco for muito longo ele tende a se desviar, afetando tanto a penetração como o perfil da superfície do cordão. Um arco longo pode também destruir a proteção do gás. No caso de arcos protegidos com dióxido de carbono, um arco longo resulta em respingos excessivos, como também, o surgimento de porosidade. Tensão do arco é um meio aproximado de estabelecer o comprimento físico do arco em termos elétricos, embora a tensão do arco também inclua a queda de tensão na extensão do arame, além do tubo de contato. Embora o comprimento do arco seja a variável de interesse que deveria ser controlada, a tensão é mais facilmente monitorada. Portanto, o procedimento normal é o de especificar a tensão do arco, que é o termo mais comumente utilizado. O ajuste da tensão do arco varia dependendo do material, do gás de proteção e da forma de transferência. São necessários testes para ajustar a tensão do arco, para produzir as características do arco mais favoráveis e cordão de solda de melhor aparência.

A atmosfera de proteção afeta a tensão. Com uma maior tensão do arco, devido a atmosfera de proteção, um arco mais quente será produzido. Com isso, ocorre um aumento de energia térmica no arco.

A energia térmica produzida no arco é o produto da corrente de soldagem e da tensão do arco. Essa energia é usada para fundir o metal base, permitir a penetração da

solda e fundir o arame. O calor necessário para fundir o arame é uma relação física entre a corrente e o peso do metal fundido, conhecida como taxa de fusão, que corresponde ao peso do metal fundido por unidade de tempo. Cabe aqui diferenciar a taxa de fusão da taxa de deposição. A taxa de deposição é o peso do metal depositado por unidade de tempo e leva em consideração as perdas por respingos e escórias.

Existem inúmeros fatores que afetam a taxa de fusão. O mais importante é o ponto de fusão do material. Por exemplo, o alumínio tem uma baixa temperatura de fusão, o que resultará numa alta taxa linear de fusão .

O diâmetro do arame também afeta a taxa de fusão. Este é baseado na densidade de corrente, que é definida como a corrente de soldagem dividida pela área da seção transversal do arame. A densidade de corrente tem também efeito sobre a profundidade de penetração. Menor o diâmetro do eletrodo, maior a densidade de corrente para uma mesma corrente de soldagem. Maiores densidades de corrente a taxa de fusão aumenta para a mesma corrente.

O outro fator que tem influência na taxa de fusão é o efeito da extensão do arame. Esta é a resistência ao aquecimento da extensão do arame. Este aquecimento pode ser chamado de pré aquecimento próprio e é uma técnica usada para aumentar a taxa de deposição.

2.1.3 - Transferência do Metal Através do Arco

As forças que causam a transferência do metal através do arco são praticamente as mesmas em todos os processos de soldagem a arco elétrico que usam arame consumível. O metal que está sendo transferido varia de pequenas gotas, menores que o diâmetro do arame, a gotas com diâmetros muito maiores que o arame. O mecanismo de transferência do metal líquido através do comprimento do arco é controlado pela tensão de superfície, o jato de plasma, a gravidade e força eletromagnética, a qual provoca o efeito de pinçamento (*pinch effect*). É a combinação destas forças que age sobre a gota fundida que determina o modo de transferência.

O modo de transferência do metal através do arco está relacionado com o processo de soldagem; o metal base; a atmosfera do arco; o tamanho, o tipo e polaridade do arame; as características da fonte de energia; a posição de soldagem, e a corrente de soldagem, a densidade de corrente, e o aporte de calor. No GMAW, a polaridade reversa (CCPR) é sempre empregada.

A transferência do metal pode ocorrer de dois modos: em "queda livre", que inclui a transferência por borrfio e globular; ou "por contato", que inclui a transferência por curto circuito. Porém a classificação mais comum da transferência do metal, tem sido feita de acordo com a dimensão, a frequência e características das gotas do metal a ser transferido. Deste modo existem quatro tipos principais de transferência do metal: transferência por borrfio, transferência globular, transferência por curto circuito e transferência por arco pulsado. A estabilidade do arco de solda e as mudanças metalúrgicas no metal da solda dependem do modo de transferência do metal, que de certa forma define os procedimentos de soldagem. Estes tipos de transferência do metal já estão bem definidos, discutiremos aqui apenas a transferência por curto circuito.

O modo de **Transferência por Curto Circuito** foi introduzida nos anos 50 para usar o processo GMAW em chapas finas e em soldagem fora de posição. É um modo de transferência de baixa energia.

O mecanismo de transferência do metal por curto circuito ocorre da seguinte forma: a ponta fundida do arame é mantida por um jato de cátodo e pode crescer até 1,5 vezes o diâmetro do arame. O arame é alimentado a uma velocidade relativamente alta de modo que a ponta fundida entrará em contato com a poça de solda fundida, periodicamente. Ocorre então o curto circuito que cria uma ponte através da distância entre o arame e a poça fundida e o arco é extinguido. O metal fundido é transferido do arame por uma tensão de superfície da poça de solda, a qual puxa o metal fundido da ponta do arame para a poça da solda fundida. O arame então se separa da poça de solda e restabelece o arco (ver figura 02). Ocasionalmente, quando o arame entra em contato com a poça de solda, o arame agirá como um estopim e literalmente explode, devido a alta densidade de corrente. A explosão restabelece o arco.

FIGURA 02 - Mecanismo de transferência por curto circuito. Extraída de CARY (1994).

Este modo de transferência permite soldar em todas as posições, chapas finas de metais ferrosos. É obtido com parâmetros de soldagem específicos normalmente limitado para um máximo de 200 A de CCPR para um arame de aço de 0,9 mm de diâmetro e gases de proteção do tipo CO_2 ou 75% de argônio + 25% de CO_2 . Aliás este modo de transferência tem maior eficiência quando for usada atmosfera de proteção rica em CO_2 . É usado uma fonte de energia com tensão constante e com impedância adequada, de modo a garantir um aumento apropriado da corrente durante o curto circuito e manter o arco estável. Normalmente a poça de solda é relativamente pequena

e facilmente controlada. A penetração no metal base pode ser controlada pela técnica de soldagem.

2.1.4 - Vantagens e Limitações do Processo

As principais vantagens e limitações do processo, segundo WAINER et al. (1992), são dadas a seguir:

Vantagens:

- Processo semi-automático bastante versátil, podendo ser adaptado facilmente para a soldagem automática;
- O arame é alimentado continuamente;
- A soldagem pode ser executada em praticamente todas as posições, principalmente nos modos de transferência por curto circuito e por arco pulsado;
- A velocidade de soldagem é elevada;
- A taxa de deposição é elevada, devido à densidade de corrente alta na ponta do arame, principalmente quando comparada com o processo de soldagem manual a arco elétrico com uso de eletrodo revestido;
- Não há formação de escória e, conseqüentemente, não se perde tempo na sua remoção, nem se corre o risco de inclusão de escória na soldagem em vários passes;
- Redução de fumaças e fumos;
- A penetração de raiz é mais uniforme do que no processo com eletrodo revestido;
- O processo tem baixo teor de hidrogênio que, no caso de eletrodos nus, fica ao redor de 5 ppm/100g de metal;
- Os problemas de tensões residuais e distorções são diminuídos;
- A soldagem é feita com visibilidade total da poça de fusão;
- Existe a possibilidade de controlar a penetração e a diluição durante a soldagem, principalmente se variar a inclinação da tocha de soldagem;

- Facilidade de execução da soldagem;
- O soldador pode ser facilmente treinado para soldar em todas as posições.

Limitações:

- Maior velocidade de resfriamento por não haver escória, o que pode favorecer a ocorrência de trincas, principalmente no caso de aços temperáveis;
- A soldagem deve ser protegida de correntes de ar;
- Como o bocal da tocha precisa ficar próximo do metal base a ser soldado, a operação não é fácil em locais de acesso difícil;
- Projeções de gotas de metal líquido durante a soldagem;
- Grande emissão de raios ultravioleta;
- Equipamento de soldagem mais caro e complexo que o do processo com eletrodo revestido;
- Equipamento menos portátil que o do processo com o eletrodo revestido.

Em termos de espessuras e metais soldáveis, o processo GMAW pode ser usado para soldar a maioria dos metais. A soldagem com dióxido de carbono é restrita aos aços. No caso do modo de transferência por curto circuito podem ser soldados o ferro fundido, o aço baixo carbono, o aço baixa liga, o aço carbono médio e o aço inoxidável. Com os modos de transferência por curto circuito e arco pulsado, espessuras mais finas (acima de 0,13 mm) e todas as posições podem ser soldadas. Com a técnica de múltiplos passes de solda é possível soldar praticamente uma região ilimitada de espessuras.

2.1.5 - Características do Circuito e da Corrente de Soldagem

O circuito de soldagem empregado no processo GMAW (ver figura 03) usa um sistema de alimentação do arame que controla a velocidade de alimentação do arame e o arco de soldagem, como também o fluxo do gás de proteção e a água de refrigeração da tocha quando necessário. A fonte de energia é do tipo de tensão constante, o que permite

a auto-regulagem para manter o comprimento do arco constante. Essa característica é importante, pois o arame é alimentado continuamente e a fonte deve fornecer a energia necessária para fundir este eletrodo nu, alimentado pela tocha a uma dada velocidade. Essa energia tem dois componentes: a que está contida no arco, dada pelo produto $V.I$, e a energia de aquecimento do arame, por efeito Joule, dada por $R.I^2$, onde R é a resistência elétrica do arame.

Conforme WAINER et al. (1992), são três os fatores que podem alterar o valor dessa energia: mudança da distância entre a tocha e o metal base; mudança na velocidade de alimentação do arame; e mudança da faixa de tensão de soldagem na fonte de energia.

FIGURA 03 - Esquema do circuito e equipamentos no processo GMAW. Extraída de CARY (1994).

A pistola ou tocha é usada para direcionar o arame e o gás de proteção para a área do arco. Um sistema com veículos motorizados é necessário para a automatização do processo. O processo usa corrente contínua com polaridade reversa (CCPR).

Em resumo, a partir da figura 03, o sistema de equipamentos compõem-se de

- (1) uma fonte de energia;
- (2) um alimentador de arame e o sistema de controle;
- (3) a pistola de soldagem e o cabo para soldagem semi-automática ou a tocha de soldagem para soldagem automática;
- (4) sistema de controle do gás e água para o gás de proteção e refrigeração a água quando usada, respectivamente e,
- (5) o mecanismo de deslocamento para soldagem automática.

2.1.6 - Escolha do Gás de Proteção

Entre outros fatores, o tipo de gás de proteção influi no modo de transferência e nos formatos do arco e do cordão, como mostra a figura 04. Essa proteção pode ser feita através de gases inertes (argônio, hélio ou suas misturas), de gases ativos (como o CO_2 e o oxigênio) ou ainda de misturas gasosas.

As misturas gasosas visam melhorar as características dos cordões de solda, bem como na eficiência do arco. Por exemplo, a adição de hélio ao argônio melhora o contorno do cordão. A adição de gases ativos aos gases inertes visa melhorar a estabilidade do arco. Além de estabilizar o arco, a adição de pequenos teores de gases ativos tem as seguintes funções: muda o contorno do cordão, diminui a ocorrência dos respingos e de mordedura e aumenta a penetração.

A quantidade de gás ativo a ser adicionado em uma mistura depende de vários fatores, dentre eles:

- a) da geometria da junta - quantidades maiores de gás ativo exigem, por exemplo, face de raiz maior para não se ter perfuração em uma junta topo-a-topo;
- b) da posição de soldagem - em posições fora da plana, a quantidade de calor colocada na peça deve ser controlada pois a adição de gases ativos aumenta a temperatura do arco;

- c) do metal base - a quantidade de gás ativo está ligada ao ponto de fusão, tensão superficial, características do metal base, e às reações que podem ocorrer na poça de fusão. Ponto de fusão mais baixo, menores teores de gás ativo; tensão superficial maior, maiores teores de gás ativo.

FIGURA 04 - Efeito do tipo de gás de proteção no contorno e penetração do cordão de solda. Extraída de WAINE et al. (1992).

O dióxido de carbono (CO_2) é utilizado na forma pura ou com adições de oxigênio e/ou argônio. É usado exclusivamente para a soldagem de aços carbono e aços de baixa liga. As vantagens do CO_2 são: seu baixo custo, comparado com argônio e hélio e a velocidade de soldagem e penetração elevadas. Por outro lado, são desvantagens: o excesso de respingos e a atmosfera do arco oxidante que pode causar porosidade, caso o eletrodo nu ou arame não tenha desoxidante, podendo influir nas propriedades mecânicas do depósito.

A adição de argônio ao CO_2 , apesar de encarecer a mistura, tem as seguintes vantagens: melhora a aparência do cordão, diminui a quantidade de respingos, e a temperatura do arco é menor, o que é interessante para chapas mais finas.

A tabela 01, extraída de WAINER et al. (1992) serve de roteiro para a escolha dos gases de proteção, considerando algumas aplicações, quando a transferência se dá por curto circuito.

TABELA 01 - Seleção de gases para soldagem com transferência por curto circuito

Metal	Gás de Proteção	Vantagens
Aço carbono	Ar + (20 -25%) CO_2	Espessura até 3,5 mm; velocidade de soldagem elevada; diminui a distorção e respingo; boa penetração
	Ar + 50% CO_2	Espessuras maiores que 3,5 mm; diminui os respingos; solda com aparência limpa; bom controle da poça de fusão na posição vertical e sobre cabeça
	CO_2	Grande penetração; velocidade de soldagem elevada; baixo custo
Aço de baixa liga	(60-70%)He + (25-35%)Ar + (1-5%) CO_2	Tenacidade razoável; estabilidade do arco excelente; poucos respingos
Aço inoxidável	90%He + 7,5%Ar + 2,5% CO_2	Zona afetada pelo calor pequena; não há mordedura; minimiza a distorção; boa estabilidade do arco
Alumínio, Cobre, Magnésio e Níquel e suas ligas	Argônio (Ar)	Adequado para pequenas espessuras
	Ar + He	Para chapas grossas

2.1.7 - Escolha do Arame

O arame está relacionado com os requisitos de resistência do metal da solda depositado, como também com a composição. Os seguintes fatores governam a seleção de um arame:

- Metal a ser soldado: a composição e as propriedades mecânicas do metal base são de importância básica;
- Espessura e detalhe da junta: seções mais grossas e projeto complexo de juntas requer metais de enchimento que fornece alta ductilidade do metal da solda;
- Condições de superfície: a superfície do metal base a ser soldado não deve estar enferrujada, nem escamosa;
- Especificações e condições de serviço: especificações deve ditar o eletrodo a ser usado. Se não existirem especificações do material, considere os requisitos de serviço que o trabalho de soldagem requer.

As principais normas fornecem especificações de arames para o uso no processo GMAW. O sistema de classificação AWS para arames de aço carbono é representado pela sequência: **ER 70 S- X**. O primeiro dígito, "E", indica que se trata de um eletrodo na forma de um arame ou "R" (*rod*), uma haste. O dois próximos dígitos estabelecem a mínima resistência a tração em *Ksi*. Para arames de aço carbono, este número é 70. Para arames de aço de baixa liga o número pode ser 80 ou mais. O próximo dígito, o qual é a letra "S", indica que o eletrodo é um arame sólido. O último dígito "X", que segue um traço, indica o gás de proteção ou a composição química. Estes dados estão resumidos com as propriedades mecânicas na tabela 02.

A composição química dos arames está na tabela 03. A composição química e os gases de proteção usados para eletrodos de aço de baixa liga e outros tipos podem ser encontradas em normas e especificações.

TABELA 02 - Arames de aço carbono para GMAW. Extraída de CARY (1994).

IDENTIFICAÇÃO	CONDIÇÕES DE SOLDAGEM		REQUISITOS DE RESISTÊNCIA			Teste de Impacto - Charpy V
Classificação AWS	Corrente Polaridade	Gás de Proteção	Resistência a tração (min.-MPa)	Escoamento da solda (min.-MPa)	Elong. do metal - % min-50mm	
E70S-2 E70S-3 E70S-4 E70S-5 E70S-6 E70S-7 E70S-G	CCPR *	CO ₂ *	496	410	22	20@ -20°F 20@ 0°F - - 20@ -20°F 20@ -20°F -

Obs.: P-0,025 máx.; S-0,0035 máx. - Gás de proteção pode ser Ar+CO₂ ou Ar+O₂

* Não especificado

TABELA 03 - Composição dos arames de aço carbono para GMAW. Extraída de CARY (1994)

IDENTIFICAÇÃO	COMPOSIÇÃO QUÍMICA (% em Peso)					
Classificação AWS	C	Mn	Si	Outros		
E70S-2 E70S-3 E70S-4 E70S-5 E70S-6 E70S-7 E70S-G*	0,06 0,06 a 0,15 0,07 a 0,15 0,07 a 0,19 0,07 a 0,15 0,07 a 0,15 -	 0,90 a 1,40 1,40 a 1,85 1,50 a 2,00 -	0,40 a 0,70 0,45 a 0,70 0,65 a 0,85 0,30 a 0,60 0,80 a 1,15 0,50 a 0,80 -	Ti-0,05 a 0,15 Al-0,50 a 0,90	Zi-0,02 a 0,12	Al-0,05 a 0,15

* sem requisito de composição química

2.2 – Soldagem de Chapas Finas de Aço Zincado

O uso de chapas finas de aço zincado tem sido crescente nos últimos anos, principalmente em silos metálicos, torres, caixas d'água, e outras obras da construção civil, além do uso na fabricação de eletrodomésticos e na indústria automobilística. De acordo com LUÍS & PATITUCCI (1994), nos últimos dez anos, a produção anual das chapas zincadas no Brasil, praticamente triplicou, embora o consumo ainda seja baixo comparado com os países mais desenvolvidos da Europa, cujo consumo é 20 vezes maior que o nosso. Mesmo diante deste crescente mercado, quanto à tecnologia da soldagem o Brasil tem caminhado no desenvolvimento de materiais zincados (substrato e revestimento) e técnicas para a soldagem por resistência (ponto e costura), embora a soldagem GMAW seja bastante utilizada os problemas são muitos devido à pouca disponibilidade de informações sobre o assunto.

Neste caso, as chapas zincadas são chapas de aço carbono revestidas em ambas as faces com uma camada de zinco. Esta camada atua como revestimento de sacrifício, pois a película de zinco protege o aço de descontinuidades como: arranhões, cortes e outras falhas, além de apresentar alta resistência a corrosão, bem superior às chapas não revestidas. A resistência a corrosão pode ser de 10 a 50 vezes maior do que a do aço não revestido em aplicações no setor industrial, e de 50 a 350 vezes maior em diversas áreas marinhas, o que torna o produto bastante atraente nas diversas aplicações, devido a maior durabilidade e economia a médio e longo prazos.

Para garantir a estabilidade e a estanqueidade das estruturas metálicas que usam chapas de aço zincado, a união dos elementos estruturais durante a fabricação, deve ocorrer de forma satisfatória através da soldagem. E é na soldagem desses elementos que surgem alguns problemas, dentre eles: a formação de defeitos de porosidades, respingos, trincas, perda de revestimento na região adjacente da solda e a formação de fumos que são prejudiciais à saúde do soldador.

Vários trabalhos foram publicados sobre a soldagem de chapas de aços zincados, explicando principalmente a formação de porosidades e respingos que comprometem a qualidade da junta. Esses estudos tem apontado uma direção quanto aos procedimentos de soldagem e os consumíveis que devem ser empregados, de modo a reduzir a formação desses defeitos. Mesmo assim, ainda existem algumas divergências para procedimentos de

soldagem aplicáveis a condições muito específicas, que ainda necessitam ser investigadas. Neste item, vamos revisar da literatura o que se tem disponível sobre o comportamento desses aços frente ao processo de soldagem.

2.2.1 – Aços Zincados

Os aços zincados ou galvanizados são aços que apresentam revestimentos protetores metálicos à base de zinco ou ligas de zinco como forma de proteção à corrosão. Os métodos para a galvanização podem ser por eletrodeposição, também conhecida como eletrogalvanização, e por imersão a quente. O método mais econômico é a zincagem por imersão em um banho de zinco fundido, o que permite depositar sobre a superfície da chapa camadas de zinco com espessura da ordem de 6 a 170 μm . Os revestimentos à base de zinco para os aços são produzidos em uma ampla variedade de composições, desde os que tem aproximadamente 100% de zinco até os de liga com 55% de alumínio ou 20% de outras adições, incluindo o ferro e o níquel. Para as chapas zincadas por imersão costuma-se usar um revestimento relativamente puro, contendo menos do que 1,4% de chumbo.

O revestimento deve suportar as ações decorrentes do manuseio e fabricação das peças (estampagem, dobramento, conformação, etc.), mantendo a superfície intacta. De um modo geral, após a limpeza da superfície pela remoção de óleo de laminação, óxidos e outras sujeiras, o material entra no banho de zinco líquido, fundido a 450 °C. Neste momento começa uma reação metalúrgica entre o zinco fundido do banho e o ferro da chapa de aço. Inicialmente, uma fina camada de zinco se forma sobre a superfície do aço e, à medida que o material permanece no banho, o zinco adere no metal base formando camadas intermetálicas (Zn-Fe) com teores crescentes de zinco até a superfície, onde permanece uma camada de zinco puro. Conforme o *Welding Handbook* da AMERICAN WELDING SOCIETY (AWS) de 1998, quatro camadas são observadas: fase gama ($\text{Fe}_3\text{Zn}_{10}$), fase delta (FeZn_7), fase zeta (FeZn_{13}), e a fase eta (solução sólida com o máximo de 0,005% de ferro no zinco). As fases gama, delta e zeta resultam da difusão do ferro na camada de zinco, e a camada eta se forma a partir do zinco fundido que se agarra nas camadas intermetálicas quando o material é retirado do banho. A conformabilidade do revestimento é limitada por causa da natureza frágil das camadas intermetálicas. Para

evitar a formação dessas camadas, o alumínio pode ser adicionado ao banho de zinco, que combina com o zinco e o ferro para formar uma camada ternária do substrato à interface do revestimento. Isto resulta em um revestimento mais maleável. No banho, tempo e temperatura são controlados, de modo a assegurar uma espessura uniforme de revestimento.

Após a imersão, dependendo do resfriamento imposto, pode-se ajustar o tamanho do cristal do zinco (cristal normal ou cristal minimizado) que definirá a aparência da superfície da chapa zincada. A última etapa do processo de zincagem, consiste no tratamento químico passivante - cromatização, que é utilizado para prevenir a formação da corrosão branca durante o transporte e armazenagem da chapa. No caso das chapas zincadas por imersão a quente que posteriormente serão pintadas, este tratamento é dispensado, e a proteção da superfície indicada para essas chapas é o oleamento. Para melhor visualização, a figura 05 apresenta de forma sucinta todos as fases no processo de zincagem de chapas de aço por imersão à quente.

FIGURA 05 – Diagrama esquemático do processo de zincagem por imersão à quente. Extraída do Manual do Aço zincado da Companhia Siderúrgica Nacional – CSN (1996).

Um outro tipo de produto galvanizado é aquele que após a zincagem a quente recebe um tratamento de recozimento da camada (*galvanneal*). O processo, cujo objetivo é

o de aumentar a aderência da camada ao metal base para melhorar suas características de posterior soldagem e pintura, consiste no reaquecimento do produto recém-zincado, antes da solidificação da camada, garantindo a continuidade da difusão e da produção de intermetálicos e consumindo todo o zinco livre. O tempo e a temperatura devem ser controlados de forma a propiciar o crescimento da fase delta, com 7 a 12% de ferro, conforme descrito no AMERICAN SOCIETY OF MATERIALS (ASM) *Handbook** de 1985, apud MACEDO (1996).

Os zincados podem ser utilizados sem tratamento posterior, muito embora os revestimentos a base de zinco funcionem como excelente base para a aplicação de tintas. A pintura de aços zincados normalmente é utilizada por motivos estéticos ou quando se trata de aplicações em meios muito severos. Para melhorar ainda mais a aparência e as condições para pintura, o tamanho dos cristais de zinco na superfície da chapa pode ser diminuído (cristal minimizado), reduzindo o teor de chumbo do banho para 0,01% e/ou resfriando rapidamente a superfície da chapa assim que for retirada do banho.

2.2.2 – Soldagem de Aços Zincados

Os problemas que surgem durante a soldagem dos aços zincados são devidos a presença do zinco que apresenta baixa temperatura de vaporização (906 °C) em relação às temperaturas envolvidas na fusão do consumível e soldagem do aço (superior a 1530 °C).

Um dos problemas que surge é a produção de fumos, pois durante a soldagem, o zinco do revestimento se volatiliza e forma o óxido de zinco (composto branco), que se inalado em grande quantidade provoca desconforto ao soldador ou operador: irritação das vias respiratórias, febre. A quantidade de fumos expelidos depende da camada de zinco, do processo e das condições de soldagem, da configuração da junta e da posição de soldagem. Uma adequada ventilação do local da execução da solda é recomendado. Este problema pode ser resolvido de forma eficiente com uso de extratores de fumos adaptados de forma a se mover ao longo da junta a medida que a mesma vai sendo soldada. Com melhor

* AMERICAN SOCIETY OF MATERIALS – ASM Handbook (1985). *Properties and Selection: Irons, Steels and High Performance Alloys*. Volume 1, p. 211-218 apud MACEDO, William de A. et al (1996). *Soldagem de Chapas Galvanizadas*. XXII ENTS-ABS, Blumenau-SC, Brasil, p. 173-185.

resultado, o *TWI CONNECT* (*World center for materials joining technology*) de 1991, realizou testes utilizando extratores de fumos em tochas GMAW, removendo os fumos na origem, eliminando assim totalmente o problema.

Um outro é a porosidade, que é produzida pela nucleação e crescimento de bolhas de gás ou vapor enquanto o metal da solda está em processo de solidificação. Assim sendo uma das variáveis significativas na ocorrência da porosidade é a quantidade de gás ou vapor presente no sistema. Outra variável crítica é a taxa de solidificação do metal como soldado. Para baixas taxas de solidificação, as bolhas têm maior possibilidade de escapar da poça fundida, enquanto que para altas taxas de solidificação, as bolhas ficam aprisionadas. Portanto, variações nas condições de soldagem que afetam a taxa de solidificação do metal como soldado (corrente, tensão ou velocidade de soldagem) afetarão a quantidade de porosidade. Fica claro, que o fator associado ao controle da taxa de solidificação, no caso de aços zincados, é a quantidade de zinco que se dissolve no metal de solda fundido. Dentre as ações possíveis para redução do problema da porosidade, e que é consenso na literatura, é a diminuição da velocidade de soldagem, de modo a permitir a volatilização do zinco antes da formação da poça fundida. Para as soldas de filete, a geometria das juntas em T e juntas sobrepostas devem ser definidas de modo que facilite o escape dos vapores de zinco à frente da poça.

A formação de respingos está associada a instabilidade do arco, provocada também pelos vapores de zinco. No caso do processo GMAW com transferência por curto circuito, cada curto circuito durante a transferência do metal causa um rápido aumento na corrente, extinguindo o arco. A reignição é acompanhada pela ejeção de pequenas partículas do metal fundido na forma de respingos.

Na soldagem dos aços não revestidos, a quantidade de respingos pode ser reduzida pelo aumento da indutância do circuito. Na soldagem dos aços zincados, mesmo com um valor ótimo para indutância, ainda ocorre uma pequena quantidade de respingos.

Quando da soldagem da junta T na posição plana, as partículas de respingos tendem a rolar para o canto da junta, dificultando a soldagem. As partículas de respingos também podem se alojar no bocal da tocha de soldagem, interrompendo o fluxo do gás de proteção e ainda dificultando a alimentação do arame.

O uso de *sprays* anti-respingos a base de silicone, petróleo, ou compostos de grafite tem sido recomendado, de modo a reduzir a aderência dos respingos no metal, o que

facilita a sua remoção após a soldagem. No processo GMAW, o uso de arames de diâmetros mais finos reduz a formação de respingos. Conforme o *Welding Handbook* da AWS de 1998, arame de 0,8 mm apresenta melhor desempenho, comparativamente ao de 1,14 mm. Diâmetros mais finos não produzem qualquer melhora significativa.

Um outro problema verificado na soldagem de chapas de aço zincado, é o surgimento de trincas causadas pela penetração intragranular do zinco no metal de solda. Este tipo de trinca, mostrada na figura 06, é comum se formar ao longo da garganta de uma solda de filete em chapas de espessura superior a 6,4 mm, executada através do processo GMAW tendo como gás de proteção o dióxido de carbono.

FIGURA 06 – Trinca por penetração de zinco em junta T de chapas zincadas de 6 mm, soldadas pelo processo GMAW (5x) . Extraída da AWS (1998).

Segundo o que está posto na última edição do *Welding Handbook* da AWS (1998), se uma quantidade excessiva de silício ou magnésio estão presentes num consumível, esses elementos podem se concentrar entre as “dendritas” durante o processo de solidificação e produzir composições críticas dentro das quais o zinco fundido pode penetrar facilmente, enfraquecendo aquela região e propiciando a formação da trinca. Para evitar a formação desse defeito, o manual recomenda o uso apropriado da abertura da raiz entre as chapas (1,6 mm é suficiente); a escolha correta do consumível, com baixo teores de silício; e a preparação do metal com a remoção do zinco na região da solda.

É exatamente na escolha do consumível que surgem as divergências, pois SUGA (1994) informa que aumentando o teor de Mn e Si no arame, ocorre um aumento na viscosidade da poça fundida, evitando assim o aparecimento das bolhas de gás e dos respingos, provocados pelo vapor de zinco. BANG et al. (1994) também concluíram que arames com desoxidantes tais como Ti, Si e Mn favorecem a formação de um arco com menor gradiente de energia potencial do que os arames sem desoxidantes, resultando em um arco mais estável, reduzindo assim a geração de respingos.

A GALVANIZERS ASSOCIATION (1981) confirma que uma maior quantidade de respingos e porosidades ocorre quando se usa arames com menores teores de elementos desoxidantes para se evitar a trinca por penetração de zinco. Isto foi comprovado usando o processo GMAW com CO₂ como gás de proteção.

BONNET et al. (1996) propõem o uso do par de consumíveis: arame tipo DIN SG-3 com mistura Ar + CO₂ (10 a 20%), para minimizar os efeitos produzidos pela vaporização do revestimento das chapas zincadas. Eles também citam o fato de uma companhia francesa estar utilizando um arame tubular a base de cobre-alumínio, o que proporcionou uma redução considerável de respingos, além de poder funcionar a muito baixa tensão em uma atmosfera à base de argônio. Afirmam ainda que a mesma companhia também desenvolveu um arame sólido, também de cobre-alumínio, para soldagem GMAW.

Outros procedimentos foram pesquisados quanto ao uso do gás de proteção. Tem-se observado que a mistura Ar-CO₂ como gás de proteção, além de reduzir os respingos e a formação de fumos, melhora a aparência dos cordões de solda. Segundo SUGA (1994), em artigos de pesquisadores japoneses, por exemplo, observa-se a utilização de misturas com Ar-He-CO₂-O₂ para a soldagem de chapas galvanizadas com maiores níveis de corrente, sendo também especiais os arames de soldagem. Acredita-se que a presença do oxigênio no gás de proteção e de purga pode evitar a volatilização do zinco através da formação do óxido de zinco, que é sólido e, segundo KARUBE e HILLMANN* apud MACEDO et al. (1996), se dispersa no metal de solda sem prejuízo de suas propriedades.

* KARUBE, N. et alli. *Device and method for welding surface – treated metal*. European Patent 0.540.746A1, 12 pps. e HILLMANN, T. J. *Laser-welding for galvanized steels*. European Patent 0.503.70A2, apud MACEDO, William de A. et al (1996). *Soldagem de Chapas Galvanizadas*. XXII ENTS-ABS, Blumenau-SC, Brasil, p. 173-185.

Conforme o TWI CONNECT (1991), as juntas de topo de chapas finas de aço zincado geralmente estão livres destes tipos de defeitos, observando apenas que uma vez que a penetração é um pouco menor em relação as chapas não revestidas, é necessário uma abertura de raiz maior; e, uma menor velocidade de soldagem como já foi dito.

Devido aos ciclos térmicos que sofrem as regiões adjacentes ao cordão de solda, ocorrem alterações nas camadas do revestimento a base de zinco. Dependendo da temperatura máxima atingida e do tempo de permanência, estas alterações podem promover desde o simples crescimento das camadas de intermetálicos até sua total destruição. A principal consequência destes fenômenos seria a perda das propriedades anti-corrosivas do aço zincado.

MACEDO et al. (1996) concluíram que a utilização do oxigênio nos gases de proteção favorece a formação, nas adjacências da solda, de óxido de zinco (produto branco), que é facilmente removível da superfície, expondo a chapa de aço diretamente ao meio e favorecendo a corrosão atmosférica já no segundo dia de exposição. A utilização de misturas gasosas contendo CO_2 resulta em outros produtos (possivelmente o carbonato de zinco) que conferem melhores propriedades de resistência à corrosão atmosférica, muito embora o uso de CO_2 favoreça o aumento da quantidade de respingos e formação de escórias.

A literatura tem apresentado como soluções para a renovação do revestimento após a soldagem, a aplicação de tintas a base de óxido de zinco, tintas orgânicas e *sprays* a base de zinco. As tintas orgânicas são as preferidas, pois necessitam de menor preparo da superfície e são de secagem rápida. Na aplicação de pintura recomenda-se que a espessura da camada de tinta deve ser no mínimo três vezes a espessura do revestimento de zinco, para se obter proteção equivalente. *Sprays* a base de zinco, embora apresentem a mesma intensidade de proteção que as tintas, os custos deste processo são maiores.

Em termos do processo de soldagem, o processo GMAW no modo de transferência por curto circuito é o que produz menor prejuízo à camada de revestimento de zinco, comparado aos demais modos de transferência, além de produzir baixo aporte de calor, importante para a redução da distorção em chapas finas. Ainda assim, poucas informações existem na bibliografia consultada quanto aos parâmetros e condições de soldagem de chapas finas de aço zincado. O *Welding Handbook* da AWS (1998), por exemplo, só apresenta os parâmetros de soldagem para chapas com espessura maior que 6,35 mm.

2.3 - Fluxo de Calor na Soldagem e seus Efeitos

O calor fornecido pela soldagem por arco elétrico produz ciclos térmicos complexos na zona da solda que além de provocar transformações metalúrgicas, ou seja, variações na micro estrutura da zona afetada pelo calor, causam também deformações no metal e tensões térmicas transientes que dão origem às tensões residuais e distorções no material soldado. Para analisar estes efeitos, torna-se necessário o estudo do fluxo de calor durante a soldagem bem como as variáveis envolvidas no processo de transferência.

Muitos investigadores tem estudado o fluxo de calor durante a soldagem, tanto analítica como experimentalmente. Soluções analíticas têm sido apresentadas a partir dos trabalhos clássicos de ROSENTHAL (1946) e RYKALIN* (1957) apud SVENSSON (1994), e são capazes de calcular com razoável precisão a distribuição de temperaturas na região da solda e adjacências. Com o avanço das técnicas computacionais, muitos trabalhos têm sido publicados, onde as equações diferenciais do problema são resolvidas numericamente a partir do conhecido método dos elementos finitos. A principal vantagem deste método é que a variação das propriedades físicas do material com a temperatura pode ser levada em conta e, dependendo do tamanho da malha usada, pode-se obter soluções bastante exatas.

Os fatores que devem ser considerados no estudo de transferência de calor em juntas soldadas são: o aporte de calor ou de energia à junta soldada; a eficiência ou rendimento térmico do arco elétrico; a distribuição de picos de temperatura (ciclo térmico) durante a soldagem e, a velocidade de resfriamento da região da solda.

Neste item apresentamos alguns conceitos básicos sobre o fluxo de calor devido a soldagem, de modo a estabelecer algumas relações entre os procedimentos de soldagem utilizados neste trabalho, a microestrutura resultante, bem como as propriedades das juntas soldadas.

* ROSENTHAL, D. (1946). *The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments*. Transactions ASME, 68,849 e RYKALIN, N. N. (1957). *Berechnung der Wärmevergänge beim Schweißen*. Verlag Technik, Berlim. Apud SVENSSON, Lars-Erik (1994). *Control of microstructures and properties in steel arc welds*. Boca Raton, Fla.

2.3.1 - Balanço de Energia na Soldagem

Durante a soldagem a arco elétrico, o calor desenvolvido tem basicamente as seguintes origens:

- a) calor gerado pelo próprio arco elétrico, expresso por:

$$H = V \cdot I \quad (1)$$

H = dado em watts - W (joules/segundo - J/s)

V = voltagem do arco em volts - V

I = corrente do arco em ampères - A

Este calor representa a taxa na qual a energia é transferida da fonte de calor para a peça por unidade de tempo; conhecida como potência transferida.

- b) calor causado pelas reações químicas que ocorrem nos eletrodos revestidos ou nus, na atmosfera do arco e na poça de fusão; e,
c) calor causado pela transformação do metal.

Destes três, o calor do arco elétrico é o mais significativo, e por isso apenas ele será considerado. A partir do calor gerado pelo arco elétrico define-se aporte de calor ou de energia, que expressa a intensidade da fonte de calor, ou seja que correlaciona a quantidade de energia disponível para a soldagem com a velocidade de avanço v da fonte de calor, ou do arco de solda. Se a velocidade é dada em mm/s, então o aporte de calor será dado por:

$$h = \frac{V \cdot I}{v} \cdot \frac{60}{1000} \quad (2)$$

h = dado em kJ/cm

que corresponde a quantidade de energia introduzida por unidade de comprimento da solda em uma passada do arco.

Outra grandeza usada é "densidade de energia" que corresponde à potência transferida por unidade de área de contato efetiva entre a fonte de calor e a peça que está sendo soldada, expressa em watts/mm². É esta grandeza que identifica uma fonte de energia como sendo de baixa ou de alta densidade de energia, caso a área de contato

efetiva entre a fonte de calor e a peça seja grande ou pequena, respectivamente. A dificuldade reside na definição da área de contato e por outro lado, a intensidade do calor não se distribui uniformemente na área de contato, mesmo assim, o conceito de densidade de energia contribui muito para o entendimento e comparação entre as fontes de calor usadas na soldagem.

O calor gerado pelo arco elétrico pode ser dissipado de diversas formas: uma parte se dissipa para atmosfera sob a forma de calor irradiante; outra pequena fração perde-se por convecção no meio gasoso que protege a poça de fusão; outra parcela se dissipa para o eletrodo ou arame por condução térmica (que de certa forma é usado para fundir o eletrodo); e, a que se dissipa por condução térmica para a peça. Estas duas últimas parcelas é que são realmente usadas para a execução da soldagem, o que leva a concluir que nem toda a energia disponível é integralmente aproveitada para fundir o metal base e o eletrodo, sendo as perdas computadas através da chamada "eficiência do arco - f_1 "; traduzida pela relação entre a quantidade de energia efetivamente absorvida na soldagem e a energia total fornecida ao arco; ou seja:

$$f_1 = \frac{h_{net}}{h} \quad (3)$$

onde: h_{net} é o aporte de energia efetivamente absorvido na soldagem ou aporte líquido de calor.

Alguns estudos experimentais, possibilitam a definição de valores típicos da eficiência do arco para determinados processos de soldagem. Segundo GRONG (1994), para o processo GMAW, usando como gás de proteção o argônio, o fator de eficiência do arco varia de 0,66 a 0,70. Para o gás CO₂ consegue-se uma eficiência melhor na faixa de 0,75 a 0,93.

A eficiência da fusão é a fração do aporte líquido de energia que é usado para fundir o metal. A seção transversal de um cordão de solda, mostrada na figura 07, apresenta três áreas características:

FIGURA 07 - Seção transversal da solda

A_m = área do metal base que foi fundido com metal de enchimento.

A_r = área do metal da solda, às vezes denominada de área de reforço.

Representa o volume do metal

de enchimento adicionado, na condição fundida.

A_z = área da zona afetada pelo calor

A seção transversal da área de solda, A_w é:

$$A_w = A_m + A_r \quad (4)$$

Se não for usado metal de enchimento, então

$$A_w = A_m \quad (5)$$

Existe uma quantidade teórica específica de calor Q , necessário para fundir um dado volume do metal (a partir de um valor inicial de temperatura). A quantidade Q , é uma propriedade do metal ou liga, e é obtida somando:

- (1) o calor necessário para elevar a temperatura do metal sólido ao seu ponto de fusão; mais,
- (2) o calor necessário para transformação do estado sólido para líquido no ponto de fusão. É o calor de fusão.

Uma aproximação razoável de Q em J/mm^3 é dada pela relação da AWS (1987):

$$Q = \frac{(T_f + 273)^2}{300000} \quad (6)$$

Onde: T_f = temperatura de fusão do metal em $^{\circ}C$.

A eficiência de fusão, f_2 , considerando um passe de solda, pode ser determinada medindo a área A_w e o aporte líquido de energia, h_{net} . Especificamente, f_2 é

o calor do arco mínimo (teórico) necessário para fusão, dividido pelo aporte líquido de calor:

$$f_2 = \frac{Q \cdot A_w}{h_{net}} = \frac{Q \cdot A_w}{f_1 \cdot h} = \frac{Q \cdot A_w}{f_1 \cdot V \cdot I} \cdot v \quad (7)$$

Quanto maior a condutividade térmica do metal que está sendo soldado, menor a eficiência de fusão pois a condução de calor da região da solda será mais rápida.

Das equações (7), (3) e (2), podemos obter uma relação entre a área da solda A_w , e o aporte de calor:

$$A_w = f_1 \cdot f_2 \cdot \frac{h}{Q} \quad (8)$$

Para um processo de soldagem particular, as eficiências f_1 e f_2 não variam muito com as variações específicas dos parâmetros de soldagem, tais como: tensão e corrente do arco e velocidade de avanço do arco. Isto significa que a seção transversal de um único passe de solda é diretamente proporcional ao aporte de calor.

2.3.2 – Fluxo de Calor na Solda e Ciclos Térmicos

A equação fundamental da condução de calor em um sólido é dada por:

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

onde:

t = tempo (s)

λ = condutividade térmica (J/s.mm.°C)

A = área da seção transversal (mm²)

T = temperatura (°C)

ρ = densidade do material (g/mm³)

c = calor específico do material no estado sólido (J/g.°C)

x, y, z = coordenadas cartesianas triortogonais (mm)

$\dot{T}_G$ é definido como o calor líquido gerado por unidade de volume por unidade de tempo pela fonte de calor ou sorvedouro, ou ainda como sendo a taxa de variação da temperatura devido ao calor gerado pelo volume por tempo, dado em $J.^{\circ}C/s.mm^3$.

A análise matemática do fluxo de calor em uma solda é essencialmente a solução da eq. (9) para uma dada condição inicial (que corresponde a distribuição inicial de temperatura e condições de contorno: forma e intensidade da fonte de calor, geometria da solda, etc.). Aqui consideraremos as hipóteses da solução de ROSENTHAL (1946) e RYKALIN (1957).

Para efeitos práticos e de simplificação, considera-se:

- A inexistência de fontes ou sorvedouros no interior do material, ou seja, o termo $\dot{T}_G = 0$ na eq. (9).
- O valor da condutividade térmica não varia com a temperatura, ou seja $\frac{\partial \lambda}{\partial T} = 0$, ainda que os modernos computadores permitam efetuar cálculos mais apurados, considerando a variação desta grandeza com a temperatura.

Na verdade as propriedades térmicas, como condutividade e difusividade térmica, não são constantes, mas variam com a temperatura, e com variações diferentes para cada material. Se assim forem consideradas, a eq. (10), posta a seguir, torna-se não linear e a análise matemática torna-se extremamente complexa. GROSH* apud MASUBUCHI (1980) foi um dos primeiros a analisar o fluxo de calor em soldas assumindo que as propriedades térmicas variam linearmente com a temperatura. Outros pesquisadores tem usado soluções lineares modificadas, onde diferentes valores das propriedades térmicas são usados dependendo da temperatura do local estudado. Isto é feito por meio de uma técnica de iteração.

GOLDAK et al. (1986) apresentou o modelo de análise tridimensional, não linear por elementos finitos para o fluxo de calor em soldas, levando em consideração a distribuição da densidade de energia e ainda a variação das propriedades térmicas, da

* GROSH apud MASUBUCHI, K. (1980). *Analysis of welded structures residual stresses, distortion and their consequences*. Pergamon Press.

radiação e da convecção com a temperatura. MICHALERIS & DeBICCARI (1997) utilizou estes conceitos para a predição das tensões residuais e das distorções na soldagem.

Considerando as hipóteses anteriores, a eq. (9) pode ser reduzida a uma equação diferencial linear dada por:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = k \cdot \left[\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right] \quad \text{ou} \quad \nabla^2 T = \frac{1}{k} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad (10)$$

onde, $k = \frac{\lambda}{\rho \cdot c}$ = difusividade térmica do material (mm²/s).

A expressão (10) é conhecida como equação básica de Fourier, é empregada para estudar os fenômenos térmicos que ocorrem durante a soldagem, conhecendo-se as condições iniciais e as de contorno de cada problema a ser analisado.

O fluxo de calor durante a soldagem a arco elétrico tem as seguintes características:

- (1) a fonte de calor se move a uma velocidade constante por sobre a superfície da chapa;
- (2) a dimensão da fonte de calor (arco elétrico) é pequena comparada às dimensões da peça.

E, este fluxo acontece em três estágios:

- Estágio 1 – Processo de saturação de calor, durante o qual a temperatura ao redor da fonte de calor está aumentando;
- Estágio 2 – Estado quase-estacionário, onde a distribuição de temperatura é estacionária num sistema de coordenadas que se move com a fonte de calor, ou seja, a distribuição de temperaturas é considerada constante para um observador colocado sobre a fonte móvel e, conseqüentemente, movimenta-se junto com a fonte a uma determinada velocidade.
- Estágio 3 – Estágio de equilíbrio no qual a temperatura vai se uniformizando após o arco ser extinguido.

No estado quase-estacionário, a análise matemática é simples, uma vez que o problema pode ser tratado como um problema de fluxo de calor constante para uma coordenada móvel. Este estado ocorre em uma pequena área próxima a solda durante os ciclos térmicos, provenientes da execução de um certo comprimento do cordão de solda.

No desenvolvimento da análise matemática de fluxo de calor em soldas, o trabalho mais significativo foi realizado por ROSENTHAL nas décadas de 30 e 40. Seu estudo é essencialmente uma análise do modo de condução de calor em um sólido quando uma fonte de calor está se movendo. As principais hipóteses simplificadoras no seu estudo são:

- A análise foi limitada ao estado quase-estacionário;
- Foi assumido que o calor de soldagem está concentrado em um ponto (na análise tridimensional) ou ao longo de uma linha (na análise bidimensional).

Para o caso específico de condução de calor em chapas finas, aplica-se a solução do caso bidimensional - placa infinita, introduzindo ainda a hipótese de que não há fluxo na direção da espessura da chapa, ou seja a condução se processa nas direções x e y, caracterizando um fluxo bidirecional, com a fonte de calor linear de intensidade q, movendo-se a uma velocidade constante v ao longo de uma linha (no caso eixo X), dada por:

$$T - T_0 = \frac{q}{2\pi\lambda} \cdot e^{-\left(\frac{v}{2k}\right) \cdot w} \cdot K_0 \cdot \frac{v}{2k} \cdot r \quad (11)$$

onde: $r = \sqrt{w^2 + y^2}$

$$q = \frac{f_1 \cdot V \cdot I}{d} = \frac{f_1 \cdot h}{d} = \frac{h_{net}}{d} \dots \dots (J / s.mm) \quad (12)$$

= quantidade total de energia disponível na fonte de calor linear, ou ainda, a intensidade da fonte de calor linear.

d = espessura da chapa

$w = x - vt$, coordenada móvel que substitui a coordenada x, dando origem ao novo sistema de coordenadas (w, y, z), que se move na mesma velocidade do arco de solda (ver figura 08).

$K_0(z)$ é a função modificada de Bessel, de Segunda espécie e ordem zero, cuja definição e valor são encontrados nos livros de matemática aplicada.

GRONG (1994) afirma que esta solução se aplica para soldas de topo em chapas largas e finas, executadas por qualquer dos processos de soldagem, considerando que ocorre uma penetração total, através da espessura da chapa, em um único passe de solda. Uma configuração das linhas isotérmicas na condução de calor em chapa fina é mostrada na figura 08.

Da solução apresentada na eq. (11), nota-se que a variação da temperatura num certo ponto durante a soldagem é determinada pelos fatores: localização do ponto; tempo; calor fornecido pelo arco elétrico; velocidade de avanço da fonte do calor, que é igual ao deslocamento do arco elétrico; dimensões e espessura da chapa; propriedades térmicas do material; e, a temperatura inicial da chapa.

FIGURA 08 – Distribuição esquemática da temperatura na soldagem de chapas finas

Dada as características do fluxo de calor durante a soldagem, os materiais que estão sendo soldados ficam submetidos a ciclos térmicos que influenciam diretamente a morfologia dos microconstituintes, e portanto as propriedades finais desses materiais. A figura 09 representa esquematicamente os ciclos térmicos de soldagem e, consiste basicamente de três fases: a etapa de aquecimento vigoroso do material num dado ponto no início do processo; a fase em que a temperatura atinge um valor máximo do ciclo; e a etapa de resfriamento gradual, até que a temperatura retorne ao valor inicial. Na referida figura, o instante indicado com $t = 0$, representa o exato momento em que a fonte de calor atinge o ponto em estudo no sólido. Deve ser observado que os tempos negativos representam instantes em que a fonte se aproxima do ponto estudado e os valores positivos configuram seu afastamento do mesmo ponto.

FIGURA 09 – Ciclos térmicos de soldagem para três pontos da chapa

Durante a soldagem, cada ponto do sólido passa por um ciclo térmico cuja intensidade é função de sua localização em relação à fonte de calor, e representa as temperaturas que o ponto em estudo atinge em cada instante do processo. Seus valores podem ser calculados pela eq. (11), para chapas finas.

2.3.3 – Temperaturas Máximas e Taxas de Resfriamento

Do ponto de vista metalúrgico, é muito importante conhecer os picos de temperatura e as velocidades de resfriamento a que são submetidos os materiais que estão sendo soldados, uma vez que dessas variáveis dependem as propriedades finais dos mesmos. O cálculo desses valores pode ser efetuado a partir da curva dos ciclos térmicos, uma vez que nela pode-se determinar a máxima temperatura alcançada e as velocidades de resfriamento em cada instante, no ramo descendente da curva representativa do ciclo térmico.

Matematicamente, a velocidade de resfriamento pode ser obtida a partir da eq. (11), para chapa fina, calculando-se a sua derivada em relação ao tempo. Como a manipulação da equação derivada é muito trabalhosa, emprega-se expressões simplificadas para cada caso específico. Para se calcular a velocidade de resfriamento da linha central de uma união de topo entre duas chapas finas de mesma espessura, com poucos passes de solda (até quatro), a expressão é:

$$\dot{T} = 2\pi \cdot \lambda \cdot \rho \cdot c \cdot \left(\frac{d}{h_{net}}\right)^2 \cdot (T_c - T_o)^3 \quad (13)$$

onde: d = espessura do metal base (mm)

c = calor específico do metal base (J/g.°C)

ρ = densidade do metal base (g/mm³)

$\rho \cdot c$ = calor específico volumétrico, para aços = 0,0044 J/mm³.°C

λ = condutividade térmica do metal (J/mm.s.°C)

T_o = temperatura inicial da chapa (°C)

T_c = temperatura a partir da qual a taxa de resfriamento é calculada (°C)

$\dot{T}$ = velocidade de resfriamento na linha central da solda (°C/s)

Na verdade, a velocidade de resfriamento é máxima para a linha central da solda, o qual é dado pela equação acima; e a temperatura T_c seria da ordem de 1600 °C. Entretanto para uma temperatura menor, a velocidade de resfriamento próxima à face de

fusão da solda com o metal é apenas um pouco menor do que a da linha central da solda. De modo que a eq. (13) pode ser aplicada para toda a região da solda e na zona afetada pelo calor. Para os aços carbono e aços de baixa liga, a temperatura T_c que pode ser usada para se avaliar a velocidade de resfriamento de pontos em torno da linha central da solda, usando a eq. (13) é de aproximadamente 550 °C, conforme preconiza a AWS (1987).

Um aumento na temperatura inicial T_o do metal base que está sendo soldado, reduz a velocidade de resfriamento. Este aumento em T_o , é o que se denomina pré aquecimento, que é muito usado na soldagem de aços temperados. Para cada composição de aço, existe uma velocidade crítica de resfriamento, de modo que se ela for atingida, estruturas martensíticas duras, podem se desenvolver na zona afetada pelo calor, aumentando o risco de formação e propagação de trincas sob a influência de tensões térmicas na presença do hidrogênio. A eq. (13) também pode ser usada para se determinar a velocidade crítica de resfriamento sob condições de soldagem, e para calcular as temperaturas de pré-aquecimento que evitem a formação de uma zona afetada pelo calor dura.

Para pontos distantes "y" da linha de solda, a máxima temperatura ocorre onde $(\frac{\partial T}{\partial x})_y = 0$. A derivação parcial da eq. (11) encontra uma condição onde:

$$\frac{w}{r} = \frac{K_o(\alpha \cdot r)}{K_1(\alpha \cdot r)} \quad (14)$$

onde: $\alpha = \frac{v}{2k}$

K_1 = função modificada de Bessel de segunda espécie e ordem 1

Usando os valores tabelados das funções de Bessel (K_o, K_1), é possível das equações (11) e (14) derivar valores dos parâmetros adimensionais $\alpha \cdot r$ e $\frac{q}{\lambda} \cdot (T_m - T_o)$, onde T_m é a máxima temperatura atingida por um ponto a uma distância y da linha de solda.

2.4 – Microestruturas na Região da Solda

Como foi dito anteriormente, os ciclos térmicos a que ficam submetidas as juntas soldadas promovem transformações metalúrgicas na região da solda e adjacências, o que implica em mudanças na microestrutura e propriedades do material que está sendo soldado. Duas regiões distintas podem ser definidas na junta soldada: a zona de fusão ou zona fundida e a zona afetada pelo calor. A zona fundida compreende tanto o metal depositado, decorrente da fusão do eletrodo, e parte do metal base fundido durante o processo de soldagem, e esta zona apresenta uma microestrutura de solidificação. A zona afetada pelo calor (ZAC), por outro lado, representa aquelas regiões do metal base próximas a solda, onde o aporte de calor durante a soldagem provocou variações da microestrutura sem fundir o material.

Neste item vamos discorrer sobre as principais microestruturas formadas nestas regiões, suas características e qual a principal influência das mesmas nas propriedades finais da junta, como: tenacidade, resistência e outras.

2.4.1 – Microestruturas da Zona Fundida

A microestrutura obtida quando a solda resfria da sua fase líquida para a temperatura ambiente é chamada de microestrutura primária ou como soldado. Quando a solda é executada em vários passes, a microestrutura é denominada de secundária ou reaquescida, conforme HONEYCOMBE et al. (1995). Na condição como soldado, sua microestrutura pode ser considerada como uma consequência de reações químicas que ocorrem na poça de fusão, seguida do processo de solidificação e transformações de fases no estado sólido.

No processo de solidificação a ocorrência de crescimento epitaxial de grãos a partir do metal de base adjacente à linha de fusão; altas taxas de solidificação; grande turbulência na poça de fusão; entre outros fatores, contribui na formação da microestrutura pela imposição da morfologia típica de grãos colunares, com os espaços interdentríticos da subestrutura basicamente ocupados por impurezas, inclusões não metálicas, ou mesmo, fases metaestáveis associadas às microsegregações de soluto.

Embora em circunstâncias especiais, envolvendo condições de soldagem e consumíveis utilizados, os grãos colunares possam ser formados diretamente com a fase austenítica, em condições normais da prática de soldagem tratam-se de ferrita delta que, por efeito do resfriamento contínuo, logo em seguida transforma-se em austenita, e sua subsequente decomposição na faixa de temperatura crítica dá origem às transformações de fases características no estado sólido. Dependendo da composição química participante e da velocidade de resfriamento imposta pelo ciclo térmico de soldagem, essa austenita pode se decompor em uma variedade de constituintes microestruturais, sendo cada um deles particular no que concerne a cinética de transformação e, até certo ponto, em sua morfologia.

A composição química participante compreende a mistura entre os elementos químicos transferidos dos consumíveis e diluídos do metal base (carbono, manganês, silício, cromo, etc...), além daqueles que podem ser absorvidos do ambiente sob a forma gasosa como o oxigênio, nitrogênio e hidrogênio.

A velocidade de resfriamento, por sua vez, é uma característica do processo, do tipo de junta e procedimento de soldagem adotados, que na etapa de fusão determina a quantidade de inclusões não metálicas que são capazes de aglomerar e flutuar no metal de solda no estado líquido, enquanto que no processo de solidificação controla o tamanho dos grãos colunares.

Conforme afirma GONÇALVES (1998), na condição soldada a classificação dos constituintes microestruturais em metais de solda acompanhada de uma caracterização envolvendo morfologia, mecanismo de formação e influência nas propriedades mecânicas não é uma tarefa fácil, em razão das divergências nas terminologias utilizadas em importantes trabalhos.

Por exemplo, para metais de solda do tipo C-Mn, C-Mn-Ni ou C-Mn-Mo, SVENSSON (1994) faz a seguinte classificação quando da transformação da austenita para a ferrita α , numa ordem aproximadamente decrescente de temperaturas de transformação:

- constituintes ferríticos:
 - 1) ferrita alotriomórfica
 - 2) ferrita de Widmanstätten
 - 3) ferrita acicular

Além desses constituintes podem ocorrer em quantidade bastante pequena constituintes do tipo: agregados ferrita-carbonetos, bainita, martensita, e austenita retida, que são denominados de microfases. Para metais de solda com vários elementos de liga, como C-1,5Mn-2Ni-0,5Mo-0,5Cr, a microestrutura consiste de uma mistura de ferrita acicular e martensita.

A figura 10 apresenta de forma esquemática as morfologias típicas de alguns desses microconstituintes.

FIGURA 10 – Ilustração esquemática da incidência de alguns dos principais constituintes microestruturais que podem se desenvolver em metais de solda depositados em aços estruturais ferríticos. Extraída de GONÇALVES (1998).

Para uma baixa taxa de resfriamento, como é o caso durante a soldagem, ou na soldagem de chapas finas, forma-se a ferrita alotriomórfica ou de contorno de grão, cuja nucleação ocorre heterogeneamente nos contornos de grãos colunares da austenita. Essa transformação é essencialmente difusional e tem o caráter reconstrutivo, assegurando que a mudança da estrutura cristalina se processa com o mínimo de deformação.

Uma outra ferrita também reconhecida, mas que não consta da classificação de SVENSSON (1994), é a ferrita idiomórfica, também conhecida como ferrita poligonal, que tem morfologia grosseira, do tipo equiaxial, e que nucleia preferencialmente no interior dos grãos colunares da austenita em inclusões ou outros locais de nucleação heterogênea. Semelhante a ferrita alotriomórfica, esse tipo de ferrita também é formada pelo mecanismo de difusão reconstrutiva e necessita de pequeno grau de superesfriamento.

A medida que a temperatura cai, o espessamento da ferrita alotriomórfica tende a diminuir, propiciando o surgimento da ferrita de Widmanstätten ou ferrita de placas laterais. A sua morfologia é prontamente caracterizada como placas de ferrita com elevada relação de aspecto (entre 10:1 e 20:1), justapostas lateralmente. Elas podem nuclear no interior do grão ou no contorno do grão de austenita. O mecanismo de formação pode resultar da difusão do carbono e/ou da deformação da rede com plano invariante.

A próxima morfologia é da ferrita acicular que recebe este nome por causa de sua aparência na forma de agulha quando vista em duas dimensões, porém em três dimensões ela se assemelha a uma placa ou ripa fina com forma lenticular. Sua relação de aspecto está entre 3:1 e 5:1. A ferrita acicular nucleia a partir de inclusões não metálicas no interior dos grãos colunares da austenita, com graus de resfriamento intermediários. Após a nucleação inicial, outras ripas podem se formar a partir daquelas preexistentes numa forma denominada “autocatalítica”, uma vez que não há uma correspondência entre o número de inclusões e o número de ripas de ferrita acicular. Ainda existe muita discussão quanto ao mecanismo de nucleação da ferrita acicular, gerando dúvidas até quanto a sua própria existência, a ponto de afirmarem que a ferrita acicular é uma bainita nucleada intragranularmente. Mesmo assim ela tem sido reconhecida nas últimas publicações como um diferente constituinte microestrutural.

Em termos da presença de elementos de liga, se o metal de solda for fraco em elementos de liga, uma grande parte da austenita se transformará em ferrita alotriomórfica, o crescimento das placas laterais de Widmanstätten também será grande, e portanto estes dois constituintes dominarão a microestrutura. Por outro lado, se o metal da solda apresentar elevados teores de elementos de liga, a taxa de crescimento

desses constituintes diminuirá, dando lugar a formação da ferrita acicular. A figura 11 ilustra este fato.

FIGURA 11 – Influência do teor de liga na microestrutura do metal de solda. Os grãos de austenita têm seção transversal na forma hexagonal. Extraída de SVENSSON (1994)

Em termos da classificação apresentada anteriormente temos ainda as bainitas que surgem na faixa de graus de superesfriamento intermediários e mais elevados, e suas típicas morfologias de feixe geralmente nucleiam nos contornos de grãos da austenita e propagam para o interior dos mesmos através da nucleação e crescimento sequenciais de subunidades de ferrita. O grão de austenita no qual uma subunidade de ferrita cresce é aquele com que apresenta uma orientação dentro da região de Bain.

Experimentos realizados por YANG e BHADSHIA* (1987) apud SVENSSON (1994) mostram que a bainita e a ferrita acicular podem ser obtidas na mesma solda, para isso basta variar o tamanho do grão da austenita anterior. À medida que diminui o tamanho do grão, a nucleação no contorno de grão domina e consequentemente o

* YANG, J.-R. and BHADSHIA, H. (1987). *Thermodynamics of the acicular ferrite transformation in alloy-steel weld metals*, in *Advances in Welding Science and Technology*, ASM International apud SVENSSON (1994), Lars-Erik. *Control of microstructures and properties in steel arc welds*, Boca Raton, Fla.

crescimento dos feixes bainíticos preenche todo o interior do grão austenítico, evitando a formação da ferrita acicular.

Em aços com relativa quantidade de cromo ($>1,5\%$ peso) ou molibidênio ($>0,5\%$), a bainita se forma ao invés da ferrita acicular, a medida que a concentração da liga é aumentada.

A bainita é classificada de superior ou inferior de acordo com a temperatura na qual é formada. A bainita superior é formada por um feixe de finas ripas ($0,5\ \mu\text{m}$ de largura) com marcante distribuição de carbonetos entre os feixes, no contorno das ripas. A bainita inferior tem a forma de placas e apresenta uma distribuição de carbonetos predominantemente dentro das subunidades de ferrita contida em cada feixe. No caso das bainitas, também existe muita divergência em relação ao mecanismo responsável pelo crescimento das subunidades de ferrita. A polêmica recai entre os mecanismos reconstutivo e por deformação. O mecanismo reconstutivo considera que a ferrita da bainita cresce na forma de degraus, resultando macroscopicamente nas subunidades de ferrita. O mecanismo de deformação propõe que a subunidade de ferrita cresce devido a ocorrência de plano invariante de deformação, acompanhada de supersaturação de carbono na ferrita. A figura 12, extraída de GONÇALVES (1998), mostra esquematicamente a morfologia de um feixe de bainita.

Uma vez completada a formação da ferrita acicular, existem ainda algumas áreas de austenita entre os grãos da ferrita acicular, ricas em carbono, que não foram transformada. Essas áreas geralmente são pequenas regiões, da ordem de $1\ \mu\text{m}$ de extensão, as quais se manifestam como austenita retida ou se transformam para uma mistura de carbonetos e ferrita ou para martensita. Estes são chamados de microfases, pois a fração de volume é muito baixo, geralmente abaixo de $0,05$. As microfases podem também estar associadas com as placas laterais de Widmanstätten, onde elas são encontradas entre as placas de maneira alinhada. Microfases também podem ser observadas como veias ao longo dos grãos de ferritas alotríomórficas.

Na ocorrência da combinação de martensita e austenita retida, faz-se a ressalva de que as microfases são frequentemente referidas através da abreviatura M-A, e que sua caracterização por microscopia ótica é bastante dificultada devido a sua granulação bastante fina, sendo recomendado o auxílio da microscopia eletrônica de varredura ou de transmissão.

FIGURA 12 – Ilustração esquemática de um feixe de bainita. Extraída de GONÇALVES (1998)

Um esquema de padronização foi desenvolvido pelo *International Institute of Welding* (IIW) através do DOC. IX-1533-88 de (1988), que dispõe de um conjunto de definições, baseadas na análise morfológica realizada por microscopia ótica, que permite classificar os principais constituintes microestruturais de metais de solda ferríticos, na condição como soldado, com a seguinte terminologia: ferrita primária, ferrita acicular, ferrita com segunda fase, agregado ferrita-carboneto e martensita. Com exceção da martensita, a distinção entre os outros constituintes microestruturais pode ser visualizada através das ilustrações contidas na figura 13, com as correspondentes características morfológicas descritas a seguir.

- Ferrita primária (PF): engloba as morfologias de contorno de grão e a intragranular. A primeira, PF(G), é caracterizada como veios, ou grãos equiaxiais, associados aos contornos dos grãos colunares da austenita anterior, enquanto que a segunda, PF(I), compreende os grãos poligonais de ferrita contidos no interior dos referidos grãos colunares;
- Ferrita acicular (AF): a morfologia desse constituinte é tipicamente caracterizada como pequenos grãos de ferrita, não alinhados, isolados ou não, e encerrados dentro dos grãos colunares da austenita anterior. Os grãos isolados normalmente apresentam elevada relação de aspecto;

(a) contorno imaginário (linha tracejada) unindo as extremidades das segundas fases;

(bi) grão considerado como sendo ferrita acicular (relação de aspecto menor que 3:1);

(bii) grão considerado como sendo de ferrita primária (relação de aspecto maior que 3:1);

(ci) duas ou mais ripas paralelas consideradas como sendo ferrita com segunda fase alinhada (relação de aspecto maior que 4:1);

(cii) duas ripas paralelas e alinhadas consideradas como sendo de ferrita acicular (relação de aspecto menor que 4:1) ou

ainda não alinhadas, ou isolada com elevada relação de aspecto.

(di) e (dii) diferenciação entre o que pode ser considerado como sendo ferrita acicular ou agregado ferrita-carboneto nas áreas reveladas enegrecidas devido a falta de resolução.

FIGURA 13 – Representações esquemáticas dos constituintes microestruturais que podem ser observados em metais de solda ferríticos segundo o IIW, DOC.IX-1533-88 (1988).

- Ferrita com segunda fase (FS): em função do posicionamento da fase secundária em relação a ferrita, as morfologias alinhadas e não alinhadas são possíveis de identificação. A morfologia alinhada, FS(A), é caracterizada pela incidência da fase

secundária entre ripas paralelas de ferrita. Particularizações em termos de ferrita de placas laterais (FS(SP)), bainita (FS(B)), ou mais específico ainda, as bainitas superior (FS(UB)) e inferior (FS(LB)), também são previstas. A morfologia não alinhada, FS(NA), caracteriza-se pela presença de grãos de ferrita circundados tanto por microfases, quanto por ripas isoladas de ferrita acicular de elevada relação de aspecto;

- Agregado ferrita-carboneto (FC): este constituinte pode ser interpretado como uma mistura de ferrita e carbonetos, incluindo a perlita e a ferrita com carboneto interfásico, de tamanho bastante refinado, cuja resolução frequentemente fica abaixo da obtida por microscopia ótica. A especificação única com respeito a perlita (FC(P)) também é prevista. Em relação ao tamanho do agregado, observa-se que no caso de uma incidência bem menor do que as ripas adjacentes de ferrita, esse constituinte pode ser tratado como uma microfase.

- Martensita (M): devido a dificuldade de resolução com a microscopia ótica, a morfologia desse constituinte é interpretada sob a forma de colônias, que devem ser maiores que as ripas adjacentes de ferrita. Em ocorrendo o contrário, as mesmas podem ser consideradas como microfases. A diferenciação da martensita em ripas (M(L)) e martensita maclada (M(T)), também são previstas.

Em relação à terminologia clássica, as equivalências das ferritas alotriomórfica e poligonal com as duas morfologias de ferrita primária na terminologia proposta pelo IIW, são bem aceitas, além é claro, da ferrita acicular que é comum em ambas terminologias. Dificuldades maiores de equivalências são observadas entre os outros constituintes.

2.4.2 – Microestruturas da Zona Afetada pelo Calor

Como já foi dito anteriormente a zona afetada pelo calor (ZAC) é a porção do material adjacente a solda que não foi fundida, mas sua microestrutura e propriedades mecânicas foram alteradas. Na verdade existe um gradiente microestrutural bem definido na ZAC, função da distancia até a borda de fusão, o que pode ser visto na figura 14.

FIGURA 14 – Ilustração esquemática da variação microestrutural observada na ZAC de juntas soldadas de aço. Extraída de HONYCOMBE et al. (1995).

Nesta figura se destacam as seguintes regiões da ZAC:

1. Aquelas regiões imediatamente adjacente a borda de fusão (que é uma zona de ligação entre a zona fundida do metal da solda e o metal base não fundido) que são aquecidas a altas temperaturas e se transforma completamente em austenita. Ou seja, durante o aquecimento contínuo, a austenita começa a se formar a temperatura $Ac_1 \cong 800\text{ }^{\circ}\text{C}$, e a região torna-se totalmente austenítica à $Ac_3 \cong 950\text{ }^{\circ}\text{C}$. Os picos de temperaturas na ZAC próximo a borda de fusão estão acima de Ac_3 para aços soldáveis.

Consequentemente, a austenita que forma é recozida durante o aquecimento além de Ac_3 , dando origem a uma estrutura de grão muito grosseira. Esta região é denominada de zona de grãos de austenita grosseiros, ou região de crescimento de grão.

A estrutura de grãos grosseiros permite o aumento na dureza, favorecendo a formação de microestruturas bastante duras, como a martensita, durante o resfriamento. Dependendo do processo de soldagem, o hidrogênio é introduzido no metal de solda, o qual pode difundir rapidamente para dentro da ZAC. Microestruturas duras são particularmente sensíveis a fragilização pelo hidrogênio, logo a fratura pode ocorrer após a solda ter sido resfriada a temperatura ambiente. Este fenômeno induzido pelo hidrogênio é chamado de trinca a frio induzida por hidrogênio. Por isso o carbono equivalente do aço tem que ser mantido bastante baixo para minimizar a formação de uma região extensa de grãos grosseiros e dura. Se a chapa for pré aquecida, a velocidade de resfriamento diminui e pode-se assim reduzir a quantidade de martensita na ZAC

2. Afastando ainda mais da borda de fusão, o tamanho do grão de austenita diminui acentuadamente. Esta região é distinguida como zona de grãos de austenita finos ou região de refino de grão, onde as propriedades mecânicas são superiores às da zona grosseira. Essa região é típica com os tamanhos de grãos da austenita variando entre 20-40 μm . Os grãos finos de austenita se transformam nas tão desejadas fases ferríticas com elevada ductilidade e alta tenacidade

3. A medida que os picos de temperatura diminui, regiões da ZAC longe da borda de fusão torna-se parcialmente austenítica durante o ciclo térmico. A austenita que forma tem alta concentração de carbono, devido ao aumento na solubilidade do carbono em γ , com a diminuição da temperatura. Esta região é conhecida como zona parcialmente austenizada ou região parcialmente transformada. Dependendo da velocidade de resfriamento a austenita pode se decompor em perlita, bainita ou martensita maclada (martensita de alto carbono). Essa região pode apresentar propriedades mecânicas piores que o metal base.

4. Quando o pico de temperatura torna-se menor que a temperatura Ac_1 , o único efeito do aporte de calor é esferoidizar a microestrutura, geralmente as lamelas de cementita da perlita, diminuindo com a distancia da borda de fusão. É a região de esferoidização de carbonetos. A resistência mecânica diminui, ainda que não seja fácil

comprovar o resultado em um ensaio de tração convencional, uma vez que o fenômeno da esferoidização ocorre numa faixa muito estreita da ZAC.

2.4.3 – Algumas Relações entre Microestruturas do Metal de Solda e Propriedades Mecânicas

Muitos são os trabalhos que relacionam a microestrutura tanto da ZAC como do metal da solda com as propriedades mecânicas, como também sobre os diversos fatores que influenciam na variação morfológica e quantitativa dos constituintes microestruturais. GONÇALVES (1998) em seu trabalho de doutorado faz um excelente apanhado das últimas contribuições nesta área, a partir do qual destacaremos de forma sucinta algumas relações.

Em metais de solda ferríticos tem se concluído que a diminuição dos constituintes ferrita de contorno de grão, ferrita poligonal, ferrita de placas laterais e ferrita em ripas, e aumento da ferrita acicular, favorece o aumento da tenacidade ao impacto do material. Isto porque a ferrita de contorno de grão e a ferrita poligonal, por exemplo, devido as suas granulações grosseiras, facilitariam a propagação de trincas pelos seus contornos. Nas ferritas de placas laterais e em ripas, a existência de contornos de baixo ângulo separando as placas ou as ripas de ferrita também facilitaria a propagação de trincas por seus contornos, num efeito semelhante ao da granulação grosseira observados nas ferritas de contorno de grão e poligonal. Essa fragilidade também é observada pela presença de segundas fases (carbonetos precipitados, austenita retida e martensita) ao longo das referidas placas ou ripas. A ferrita acicular promove a tenacidade, pois é um constituinte formado de ripas muito finas, não alinhadas, e separadas por contornos de alto ângulo, dificultando a propagação de trincas. A presença de alta densidade de discordância no interior das ripas contribuiria no sentido de originar deformação plástica, ao invés da fratura puramente por clivagem. Por outro lado, somente a maior incidência da ferrita acicular, às custas da ferrita de contorno de grão, e o desenvolvimento de uma microestrutura mais refinada, nem sempre traz benefícios a tenacidade ao impacto do metal de solda, uma vez que um aumento simultâneo na dureza e resistência mecânica, em consequência do endurecimento por

solução sólida, pode anular os efeitos positivos da maior quantidade de ferrita acicular e o menor tamanho de grãos numa microestrutura refinada.

Todas as conclusões anteriores foram verificadas pela proposta de DOLBY (1979), interpretada qualitativamente na figura 15, de que a resistência a clivagem do metal da solda, avaliada através de medidas de CTOD (Crack Tip Opening Displacement), está relacionada com sua resistência mecânica, quantidade de ferrita acicular e a composição química participante. Da figura 15, observa-se que para uma quantidade muito alta de ferrita acicular, proporção maior que 90%, inicia-se uma redução na resistência a clivagem, devido tanto a formação simultânea de martensita, quanto pelo aumento no limite de escoamento, ou mais adequadamente na resistência mecânica, em consequência do endurecimento por solução sólida. A diminuição da resistência por clivagem, verificada na região intermediária da curva mostrada na figura 15, foi atribuída ao aumento na resistência mecânica sem uma concomitante melhora na microestrutura. Os aumentos subsequentes na quantidade de ferrita acicular e a correspondente recuperação da resistência a clivagem confirmaram essa última constatação.

Como se pôde notar, a ferrita acicular tem grande efeito nas propriedades mecânicas, e os fatores que mais influenciam na formação ou não desse microconstituente entre outros são: composição química do metal da solda, velocidade de resfriamento, efeito de inclusões e outros sítios de nucleação.

(a) Composição química do metal de solda:

As principais contribuições foram dadas pelos estudos de EVANS* (1980, 1982, 1983, 1985, 1986a, 1986b, 1988, 1989 e 1990) e outros pesquisadores apud GONÇALVES (1998), que avaliaram a influência do Mn, C, Si, Mo, Cr, Ni Al, Cu e outros elementos na microestrutura e nos seus mecanismos de formação e, por consequência, a variação das propriedades mecânicas de metais de solda ferríticos. Estes estudos consideraram os teores ótimos de cada elemento em particular e dos demais elementos presentes no metal de solda. De um modo geral, os elementos acima, em teores especificados, promoveram o aumento na quantidade da ferrita acicular, em

* EVANS, G. M. (*artigos de 1980 a 1990, ver referências bibliográficas*) apud GONÇALVES, Gilberto M. B. (1998). *Estudo do desenvolvimento microestrutural em metais de solda obtidos pela soldagem a arco submerso com adição de pó metálico*. São Carlos. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos. Universidade de São Paulo.

alguns casos refinando-a, proporcionando assim aumento na dureza e resistência mecânica. Quanto a tenacidade ao impacto, a maioria desses elementos contribuíram de forma benéfica e alguns de forma prejudicial.

FIGURA 15 – Comportamento da resistência a clivagem de metais de solda com baixo e altos teores de carbono em função dos aumentos na quantidade de ferrita acicular e resistência mecânica. Extraída de DOLBY (1979).

(b) Velocidade de resfriamento

Quanto maior a velocidade de resfriamento, menor a temperatura necessária para ocorrer a decomposição da austenita. De um estudo sistemático do efeito da velocidade de resfriamento, através de dilatometria, com metal de solda contendo manganês e níquel, observou-se que com baixa velocidade de resfriamento, obtinha-se no contorno de grão ferrita primária e perlita. Com velocidades intermediárias, a ferrita acicular fina e grosseira foram obtidas e para altas velocidades, a tendência foi a formação de uma microestrutura martensítica, dependendo da temperabilidade do aço.

(c) Efeito de inclusões e outros sítios de nucleação

O teor de oxigênio no metal da solda tem efeito marcante na tenacidade deste. Existe um teor ótimo de oxigênio que favorece a formação de ferrita acicular. O alumínio tem efeito complexo, porque seu teor ideal no metal de solda está relacionado com o potencial de oxigênio do consumível utilizado. A relação ideal proposta é $(\%Al)/(\%O_2) \cong 28$, correspondendo à menor temperatura de transição para um ensaio Charpy V com 35 J de energia absorvida. Para esse valor, a densidade de inclusões por área é máxima e é o tamanho ideal para nuclear a ferrita acicular.

A figura 16, extraída de WAINER et al. (1994), resume a influência de todos os fatores discutidos na modificação da curva de resfriamento contínuo e, conseqüentemente, na microestrutura do metal de solda.

FIGURA 16 – Representação esquemática do efeito da: (a) velocidade de resfriamento, (b) da composição química e do tamanho de grão da austenita anterior; em uma curva de resfriamento contínuo.

2.5 - Tensões Residuais e Distorções

Um outro efeito causado pelos ciclos térmicos durante a soldagem é a ocorrência de deformações residuais e, conseqüentemente, o aparecimento de tensões residuais na junta soldada e suas adjacências.

O fenômeno das deformações residuais pode ser classificado como sendo de origem térmica e de natureza plástica, uma vez que a distribuição não uniforme de temperaturas acarreta expansões e contrações do material na região da solda, podendo atingir patamares que levem a deformação plástica. Nessas condições, criam-se incompatibilidades no campo de deformações daquela região, levando ao surgimento de tensões residuais necessárias para se manter ali o equilíbrio de forças.

O surgimento de tensões residuais, por sua vez, pode dar origem a outros efeitos indesejáveis na região da solda, como: propagação de trincas, corrosão sob tração, fadiga, flambagem da chapa na região de tensões residuais de compressão, que representam preocupações aos que trabalham com estruturas soldadas. As deformações e distorções que ocorrem nas peças, além de denunciarem a presença dessas tensões, podem comprometer a estanqueidade e a estabilidade, bem como a estética da estrutura.

Nos próximos itens esses assuntos serão abordados, de forma sucinta, com a preocupação principal de estabelecer meios práticos para a minimização dessas distorções.

2.5.1 - Caracterização das Tensões Residuais e Distorções na Soldagem

Tensões residuais sempre ocorrem nos materiais, com maior ou menor intensidade dependendo das características físicas, químicas e mecânicas dos mesmos e dos processos de fabricação envolvidos. Muitas vezes torna-se importante avaliar ou prever a formação de tensões residuais para preservar a integridade dos projetos de engenharia contra a deformação das peças ou estruturas, falhas por deformação devido ao alívio parcial de tensões durante a usinagem pós soldagem; trincas por corrosão sob tensão residual de tração; fratura frágil devido à propagação de trincas a partir de

defeitos; falhas por fadiga; redução da resistência a flambagem de membros estruturais, devido a presença de tensões residuais de compressão.

Numa estrutura as tensões que atuam em determinada região da junta soldada é o resultado de um somatório de tensões: das tensões devido ao carregamento, as tensões decorrentes da montagem, as tensões residuais preexistentes no material originadas na fabricação dos mesmos, mais as tensões residuais produzidas no cordão de solda em decorrência da soldagem.

Genericamente, tensões residuais são tensões internas em uma peça, que podem existir na ausência de qualquer carregamento externo, as quais são equilibradas dentro da própria peça, ou seja, tensões residuais de tração e tensões residuais de compressão existem em qualquer ponto da peça, em equilíbrio. Na verdade, quando se produz um material metálico e ao se trabalhar com o mesmo, é inevitável a ocorrência dessas tensões. Muitas vezes elas tem sido indicadas e diferenciadas pelos processos tecnológicos que as produzem. Em consequência, as tensões residuais têm sido chamadas de: tensões residuais de têmpera, tensões residuais térmicas, tensões residuais de cementação, tensões residuais de nitretação, tensões residuais de usinagem, tensões residuais de conformação, tensões residuais de eletrodeposição; tensões residuais de soldagem e outros nomes. Acrescenta-se ainda outras classificações referente ao uso estrutural: como a que resulta da aplicação não uniforme de temperatura nas peças, denominada de tensões térmicas; decorrente da diferenciação de dimensões das peças ou erros de posicionamento e ajustes, denominada de tensões residuais de montagem. Define-se ainda uma outra classificação relacionada a existência de tensões residuais cujos valores podem variar em áreas do material numa escala considerável ou em áreas medidas somente em escala atômica. São as chamadas tensões residuais macroscópicas e microscópicas. Um exemplo de tensões residuais macroscópicas pode ser obtido quando uma estrutura é aquecida por radiação solar de um dos lados, distorções térmicas e tensões térmicas são produzidas por toda estrutura. Em escala microscópica, pode-se citar as tensões residuais produzidas em áreas próximas as estruturas martensíticas em aço, desde que as transformações para essa estrutura ocorra em temperaturas relativamente baixas, resultando na expansão do metal.

Tensões residuais na soldagem são tensões que existem nas juntas soldadas sem atuação de forças ou momentos externos e que se formam durante o processo de soldagem e resfriamento, como consequência de deformações temporárias, locais e heterogêneas em escala macroscópica e microscópica do cordão de solda, da zona afetada pelo calor e do metal base.

Na soldagem por fusão, as partes da peça a serem unidas são fundidas através do fornecimento de energia térmica. No final do processo de aquecimento forma-se a união entre as partes através da "poça de fusão", que contém o metal base derretido e normalmente metal de adição. Durante a soldagem e início da solidificação da poça de fusão criam-se tensões térmicas nas regiões vizinhas ao cordão de solda, devido aos grandes gradientes de temperatura que variam com a posição e tempo. Com a continuidade do resfriamento da junta soldada, as tensões térmicas continuam variando com a posição e tempo e tendem a aumentar, mas sempre limitadas pela tensão de escoamento a quente do material na temperatura local a cada instante. Durante o resfriamento até a temperatura ambiente, com variações de temperatura e tensões térmicas, ocorrem também fenômenos metalúrgicos e mecânicos tais como: deformação plástica e transformações de fase. Todos estes efeitos podem gerar tensões residuais na junta soldada.

O estado de tensão inicial macroscópico na soldagem é completamente determinado se em cada ponto de peça soldada são conhecidas as componentes da tensão residual em valor e direção, porém estas componentes são de difícil obtenção experimental. Por ordem prática, a determinação das tensões residuais macroscópicas na soldagem limita-se à determinação das componentes das tensões residuais paralelas e perpendiculares ao cordão de solda, denominadas respectivamente por tensões residuais longitudinais σ_y e tensões residuais transversais σ_x .

A formação das tensões residuais longitudinais pode ser explicada, segundo ANTUNES (1995), do seguinte modo. Imediatamente após a soldagem, começa o resfriamento e a contração da região aquecida, contração que é impedida pelas regiões que permaneceram frias. Inicialmente, como a tensão de escoamento a quente é muito baixa na região aquecida, o material passa a deformar-se plasticamente em tração sem opor resistência. Com a continuidade do resfriamento e consequente diminuição da

temperatura, a tensão de escoamento a quente do material na região aquecida começa a crescer, fazendo com que esta região ao contrair comece também a se opor à deformação plástica de tração. Começam então a existir tensões de tração na região aquecida, que são contrabalançadas por tensões de compressão nas regiões que permaneceram frias. Portanto, quando a junta soldada esfriar para a temperatura ambiente, existirão tensões residuais longitudinais de tração nas regiões que foram aquecidas e tensões residuais longitudinais de compressão nas regiões que permaneceram em menores temperaturas. A distribuição idealizada das tensões residuais longitudinais devido à contração térmica da junta soldada, ao longo de uma perpendicular ao cordão de solda no meio da chapa, é apresentada na figura 17, que mostra também a distribuição das tensões residuais longitudinais ao longo do cordão, que começa no início do mesmo e gradualmente atinge seu valor máximo em tração, diminuindo da mesma maneira no final da junta. Somente após um determinado comprimento do cordão de solda, o valor máximo das tensões residuais longitudinais é alcançado. Com maiores comprimentos, o nível das tensões na região central do cordão é constante e igual à tensão máxima. Este comportamento é esquematizado na figura 18.

FIGURA 17 - Distribuição idealizada das tensões residuais longitudinais devido à contração térmica longitudinal da região aquecida. Extraída de ANTUNES (1995).

FIGURA 18 - Variação idealizada da distribuição das tensões residuais longitudinais em função do comprimento do cordão de solda. Extraída de ANTUNES (1995)

A formação das tensões residuais transversais pode ser explicada, considerando o caso da soldagem de duas chapas, que são inicialmente aquecidas separadamente em suas bordas onde seria efetivada a junta soldada (ver figura 19a). Assim que começa o resfriamento, as bordas aquecidas começam a se contrair, mas esta contração é impedida pelas regiões que permaneceram frias. Quando as chapas esfriarem para a temperatura ambiente, analogamente ao caso anterior, resultarão tensões residuais de tração na região das bordas que estavam aquecidas. Todavia, para que ocorra o equilíbrio de forças e momentos em cada chapa, em oposição às tensões residuais de tração na borda, surgem então as tensões residuais de compressão nas regiões que permanecem frias como também distorções no plano das chapas. Obtém-se uma configuração apresentada na figura 19b. Como na realidade as chapas estão unidas pelo cordão de solda, esta configuração é impedida por forças internas. Estas forças internas podem ser esquematizadas por meio de setas como na figura 19c. Devido a estas forças internas perpendiculares ao cordão de solda, obtêm-se também na junta soldada tensões residuais transversais. Verifica-se pela figura 19c, que as tensões residuais transversais ao longo

do cordão de solda serão tensões de compressão nos extremos e tensões de tração no trecho central. A distribuição idealizada das tensões residuais transversais ao longo do cordão de solda é apresentada na figura 20, que mostra também a distribuição das tensões residuais transversais ao longo da direção perpendicular ao mesmo, que por equilíbrio, é simétrica, relativamente ao meio do cordão e a partir dele tende gradativamente para zero no sentido das bordas da chapa.

FIGURA 19 - Esquema da formação das tensões residuais transversais devido à contração térmica longitudinal da região aquecida. Extraída de ANTUNES (1995).

FIGURA 20 - Distribuição idealizada das tensões residuais transversais devido à contração térmica longitudinal da região aquecida. Extraída de ANTUNES (1995).

Com o aumento do comprimento do cordão de solda, as tensões residuais transversais de compressão nos extremos crescem até atingir um valor máximo. Todavia, devido à configuração de equilíbrio interno da distribuição das tensões, as tensões residuais transversais de tração no meio do cordão de solda, após atingirem um valor máximo, tornam-se quase nulas no meio de cordões de grande comprimento. A variação na distribuição das tensões residuais transversais ao longo do cordão de solda e em função do comprimento deste, está esquematizada na figura 21.

Como regra geral, vale salientar que as tensões residuais devido à contração térmica são maiores quanto maior a tensão de escoamento e o coeficiente de dilatação térmica e menor a condutividade térmica do material. Com relação aos processos de soldagem, estas tensões são também maiores para processos com maior densidade de energia térmica, que conduzem a cordões de solda de menor largura.

Juntamente com as tensões residuais ocorrem também as distorções na chapa, que são deslocamentos do tipo: flexão e rotação, causados pelas forças internas produzidas pelas deformações térmicas no ciclo aquecimento - resfriamento durante a soldagem, tanto no metal da solda como no metal base.

FIGURA 21 - Variação idealizada da distribuição das tensões residuais transversais em função do comprimento do cordão de solda. Extraída de ANTUNES (1995).

Três tipos fundamentais de variação dimensional que ocorrem durante o processo de soldagem causam distorções nas estruturas metálicas: a contração transversal que ocorre na direção perpendicular à linha de solda; a contração longitudinal paralela à linha de solda e a distorção angular ou seja, a rotação em torno da linha do cordão de solda. Estas variações dimensionais que ocorrem na maioria das vezes, de forma combinada são mostradas na figura 22 e estão classificadas por suas aparências como segue:

- a) contração transversal - é a contração na direção perpendicular à linha de solda;
- b) variação angular (distorção transversal) - uma distribuição térmica não uniforme na direção da espessura causa distorção (variação angular) próxima à linha de solda;
- c) distorção rotacional - distorção angular no plano da chapa devido à expansão térmica;
- d) contração longitudinal - contração na direção da linha da solda;

e) flexão longitudinal - flexão em relação a um eixo paralelo a seção transversal da peça;

f) distorção devido a flambagem – com o surgimento das tensões térmicas de compressão a chapa pode sofrer flambagem apresentando distorções fora do plano da chapa, principalmente quando se trata de chapas finas.

(a) Contração Transversal

(b) Variação Angular

(c) Distorção Rotacional

(d) Contração Longitudinal

(e) Flexão Longitudinal

(f) Distorção devido a Flambagem

FIGURA 22 - Principais tipos de distorção em chapas soldadas.

O grande desafio para a fabricação das estruturas soldadas é minimizar ao máximo estas modalidades de distorção. Para isso deve ser observado fatores como: o processo de soldagem, o procedimento de soldagem, o grau de restrição da junta, as condições de soldagem, temperaturas de pré aquecimento e interpasses.

Muitos investigadores têm estudado o problema tanto analítica como experimentalmente, o que tem resultado em vários meios de análise tanto das tensões residuais como das distorções. O método mais ortodoxo e complexo é a simulação analítica, o que torna possível estudar não somente a distorção que ocorre após o término da soldagem, como também o deslocamento transiente da peça metálica, ou seja as distorções durante o procedimento de soldagem. E é aqui que reside a complexidade, pois torna-se necessário uma análise passo a passo, o que requer programas de computadores para avaliar estas distorções transientes. Se a investigação é apenas a distorção final, terminado o processo de soldagem, o problema pode ser tratado de forma mais simples, como um campo de tensões elásticas sob deformações incompatíveis, ou seja deformações plásticas, como explicado anteriormente. MASUBUCHI (1980) tem apresentado vários métodos para essa análise, tanto dele como de outros investigadores.

2.5.2 - Análise das Tensões Térmicas e Distorções Durante a Soldagem.

Quando um material é aquecido uniformemente, este se expande uniformemente, sem a ocorrência de tensões térmicas, porém na soldagem, como já foi dito, a distribuição de temperatura não é uniforme ao longo da chapa e varia durante a soldagem. Esta distribuição não uniforme da temperatura causa tensões térmicas o que resulta em tensões residuais acompanhadas de deformações plásticas. As relações fundamentais das tensões residuais são derivadas a partir de um caso bidimensional de tensões planas ($\sigma_z = 0$).

- (1) As deformações são compostas de uma parcela elástica e de outra não elástica:

$$\begin{aligned}
\varepsilon_x &= \varepsilon'_x + \varepsilon''_x \\
\varepsilon_y &= \varepsilon'_y + \varepsilon''_y \\
\gamma_{xy} &= \gamma'_{xy} + \gamma''_{xy}
\end{aligned} \tag{15}$$

onde: $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}$ são as componentes da deformação total

$\varepsilon'_x, \varepsilon'_y, \gamma'_{xy}$ são componentes da deformação elástica

$\varepsilon''_x, \varepsilon''_y, \gamma''_{xy}$ são as componentes da deformação não-

elástica. No caso de tensões térmicas: $\varepsilon''_x = \varepsilon''_y = \alpha \cdot \Delta T$, e $\gamma''_{xy} = 0$, onde α é o coeficiente de expansão térmica linear e ΔT é a variação de temperatura a partir de uma temperatura inicial.

(2) A lei de Hooke no caso de tensões e deformações elásticas é dada por:

$$\begin{aligned}
\varepsilon'_x &= \frac{1}{E} \cdot (\sigma_x - \nu \cdot \sigma_y) \\
\varepsilon'_y &= \frac{1}{E} \cdot (\sigma_y - \nu \cdot \sigma_x) \\
\gamma'_{xy} &= \frac{1}{G} \cdot \tau_{xy}
\end{aligned} \tag{16}$$

onde: E é o módulo de elasticidade longitudinal do material e G o módulo transversal.

(3) As tensões devem satisfazer as condições de equilíbrio:

$$\begin{aligned}
\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} &= 0, \\
\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} &= 0
\end{aligned} \tag{17}$$

(4) A deformação total deve satisfazer a condição de compatibilidade:

$$\left(\frac{\partial^2 \varepsilon_x'}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_y'}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 \gamma_{xy}'}{\partial x \cdot \partial y}\right) + \left(\frac{\partial^2 \varepsilon_x''}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_y''}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 \gamma_{xy}''}{\partial x \cdot \partial y}\right) = 0 \quad (18)$$

Fazendo:

$$R = \left(\frac{\partial^2 \varepsilon_x''}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_y''}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 \gamma_{xy}''}{\partial x \cdot \partial y}\right) \quad (19)$$

As equações anteriores indicam que existe tensão residual quando o valor de R , o qual é determinado pelas deformações não elásticas é diferente de zero. R é a causa das tensões residuais. Se $R = 0$, não ocorrem tensões residuais.

As tensões residuais $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ podem ser calculadas através da eq. (16) quando as componentes de deformação elástica $\varepsilon_x', \varepsilon_y', \gamma_{xy}'$ são conhecidas. Entretanto, as componentes de deformação não elástica $\varepsilon_x'', \varepsilon_y'', \gamma_{xy}''$, que dão origem às tensões residuais, não podem ser determinadas sem o conhecimento da história da formação destas tensões residuais.

Vários estudos têm sido feitos para calcular as componentes de tensão $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ a partir da distribuição das deformações não elásticas $\varepsilon_x'', \varepsilon_y'', \gamma_{xy}''$, sob várias condições de contorno. MASUBUCHI (1980) tem desenvolvido uma solução particular para calcular estas tensões devido a um campo R distribuído em uma placa, onde este campo é considerado como uma forma de singularidade num campo de tensões.

A partir do estudo analítico, vários programas de computador tem sido desenvolvido para a avaliação das tensões térmicas e distorções da peça durante a soldagem. MURAKI et al. (1975) e (1975 a) desenvolveram uma análise bidimensional com a formulação de um elemento finito elasto-plástico, incluindo a variação das propriedades do material e do critério de resistência, com a temperatura.

Um outro trabalho muito interessante é o de ARGYRIS et al. (1982), onde as tensões residuais e deformações devido a soldagem de topo a arco elétrico são determinados em uma placa de aço retangular. A resposta ao comportamento termomecânico é calculada em dois passos: a análise do fluxo de calor de toda placa devido ao movimento do arco elétrico; e a análise da resposta termoelástica-viscoplástica da seção média para a história da temperatura transiente observada nesta seção.

PAPAZOGLU & MASUBUCHI (1982) em seu trabalho determina a distribuição de temperaturas, as deformações térmicas transientes e as tensões residuais durante a soldagem de junta de chapas espessas pelo processo GMAW usando o método dos elementos finitos. Num primeiro passo é realizada uma análise não linear de transferência de calor, que leva em conta a variação das propriedades do material com a temperatura e ainda as perdas de calor por convecção e radiação na superfície da chapa. Em seguida é realizada uma análise termo-elástica-plástica de tensão que incorpora as deformações devido as transformações de fase que ocorrem durante o resfriamento da junta soldada.

TEKRIWAL & MAZUNDER (1991) também desenvolveram um trabalho de análise termomecânica transiente para o processo GMAW usando o método dos elementos finitos. A análise também é realizada em duas etapas. Na primeira executa uma análise tridimensional transiente de transferência do calor e calcula a história térmica de todo procedimento de soldagem. A segunda etapa usa os resultados da primeira e realiza uma análise termo-elasto-plástica tridimensional transiente para determinar as distorções transientes e residuais, deformações e tensões na solda. O modelo termomecânico por ele utilizado, incorpora todas as propriedades termo-físicas e mecânicas do material como função da temperatura. As condições de contorno utilizadas na simulação numérica são genéricas e foram estabelecidas de acordo com as restrições do procedimento experimental.

MICHALERIS & DeBICCARI (1997) da mesma maneira que TEKRIWAL & MAZUNDER (1991), apresentam uma técnica de análise numérica (análise termo-elasto-plástico por elementos finitos) para avaliar distorções devidas a soldagem. A técnica numérica combina uma simulação bidimensional da soldagem com uma análise

estrutural tridimensional de forma desacoplada. Propõe uma metodologia para prever tanto a distorção devido a soldagem como a integridade das estruturas soldadas, através da definição da carga crítica de flambagem da estrutura. Sua metodologia apresentou eficiente e efetiva na predição em vários estágios do projeto.

Grande parte dos modelos numéricos e análises realizadas pelos autores acima resultaram em programas de computador bastante extensos e caros, difíceis de serem usados na prática do dia-a-dia. De qualquer forma, em casos de análise para estruturas bastante críticas, servem como instrumento de averiguação e pesquisa.

2.5.3 - Redução e Controle das Tensões Residuais e Distorções em Procedimentos de Soldagem

A razão do controle das deformações plásticas é importante para reduzir as tensões residuais e distorções e pode ser compreendida pelo estudo dos mecanismos de sua formação, que voltaremos a discutir para melhor entendimento do processo de redução destas distorções. A figura 23 mostra esquematicamente como uma placa retangular se deforma quando uma soldagem à arco elétrico é realizada ao longo da face superior de sua borda longitudinal. Uma vez que as temperaturas são maiores nas regiões próximas à face superior da borda, estas regiões expandem mais do que as regiões próximas à face inferior da borda, causando um movimento dirigido para cima do centro da placa, δ , como mostrado pela curva OA. A mais importante componente de tensão é a tensão longitudinal σ_y . As tensões nas regiões próximas da solda são de compressão, pois as expansões térmicas nestas regiões são restringidas pelos metais da vizinhança que estão em temperaturas menores. Desde que as temperaturas das regiões próximas à solda são realmente altas e a tensão de escoamento do material é baixa, deformações plásticas de compressão são produzidas nestas regiões. Quando a soldagem é completada e a placa inicia seu resfriamento, esta se deforma em direção oposta. Se o material fosse completamente elástico durante todo o ciclo térmico (aquecimento e resfriamento), a placa se deformaria como mostrado pelo trecho OAB'C' da curva da figura 23, retornando a sua forma inicial sem nenhuma distorção residual. Entretanto,

isto não acontece durante a soldagem de um metal, seja ele aço, alumínio ou titânio. Como resultado das deformações plásticas de compressão produzidas nas regiões próximas à face superior da borda, a placa continua a se deformar além de sua forma inicial, como mostrado pela curva OABC da figura 23, resultando numa distorção final negativa, δ_f , quando a placa esfria abaixo de sua temperatura inicial.

FIGURA 23 - Deformação transiente de uma placa retangular durante a soldagem

O modo mais efetivo de reduzir a distorção é controlar a formação de deformações plásticas produzidas nas regiões da solda. A dificuldade que surge é que o controle deve ser feito durante a soldagem. Se este controle for feito de forma correta, a distorção será reduzida, caso contrário, a distorção final será aumentada.

Várias técnicas tem sido usadas envolvendo desde a alteração de formas de aquecimento até a tentativa de forças adicionais. Veremos algumas dessas tentativas.

CHANG (1988), PARK (1988) e MIYACHI (1989), executaram estudos experimentais e analíticos para reduzir forças agindo sobre soldas de enchimento durante a soldagem de chapas em junta de topo. A idéia básica usada por eles foi reduzir

o desalinhamento da junta ou a distorção rotacional pelo aquecimento lateral. Com este aquecimento durante a soldagem (o sistema consistia de duas tochas de oxigênio se deslocando juntamente com a tocha de soldagem) foi possível produzir tensões térmicas que contrabalançaram aquelas produzidas pela soldagem. Neste caso o aquecimento adicional não deve produzir tensões residuais adicionais. Para controlar o desalinhamento da junta em soldagem de alumínio foi usado um sistema de esfriamento lateral estático, uma vez que o alumínio tem um alto coeficiente linear de expansão térmica (aproximadamente duas vezes que o do aço). Neste caso o calor se propaga muito rapidamente, de modo que se torna difícil separar as distribuições de temperaturas causadas pela soldagem e por um aquecimento lateral. Então, o melhor método foi diminuir a temperatura lateralmente.

DeBICCARI* (1986) apud MASUBUCHI (1991), propôs uma técnica para reduzir a distorção radial e tensões residuais produzidas na soldagem de tubos na direção circunferencial. Para isso, ele utilizou um dispositivo, tipo esticador para fornecer uma restrição adicional a peça, conseguindo uma diminuição considerável da contração radial do tubo e das tensões residuais.

SEROTTA (1975) apud MASUBUCHI (1991), conduziu uma série de experimentos para investigar como o aquecimento diferencial reduz a distorção longitudinal durante a soldagem de vigas T de baixo alumínio. O aquecimento diferencial, consistia do pré-aquecimento de um dos elementos da viga, bem como do aquecimento ou resfriamento do outro, o que ficou conhecido como procedimento de aquecimento diferencial.

Uma outra técnica está apresentada em GUAN et al. (1994), denominada de (LSND - *Low stress non-distortion*), usada principalmente em elementos estruturais de chapas finas. Consiste em criar um controle "ativo" da tensão e da distorção durante a soldagem por um efeito de estiramento fornecido por uma distribuição de temperatura pré selecionada.

* DeBICCARI, A. (1986). *A control of distortion and residual stresses in girth-welded pipes*. Ph.D. thesis, M.I.T., Cambridge e SEROTTA, M. D. (1975). *Reduction of distortion in weldments*. M.S. thesis, M.I.T., Cambridge. apud MASUBUCHI, K. (1991). *Research activities examine residual stresses and distortion in welded structures*. Welding Journal.

Em outra publicação GUAN et al. (1994 a) apresenta uma técnica de controle dinâmico das distorções, utilizando um sistema de escoadouro de calor, que corresponde ao efeito de uma força de tração móvel, que vem em sequência da passagem do arco. De forma prática, o sistema consiste de um jato refrigerador que segue o arco de solda (numa distância apropriada) e cria um campo de temperatura bastante diferente e irregular, em comparação com a distribuição da temperatura no processo convencional de soldagem a arco elétrico. É evidente que ocorre um gradiente de temperatura extremamente alto, de modo que o jato refrigerador é tratado como uma fonte de calor negativa que se superpõe a fonte de calor que produz a soldagem. Desse modo, o efeito de contração produzido pela passagem do jato refrigerador sobre o metal da solda ainda sob alta temperatura, causa um efeito de forte estiramento naquela região. Ou seja, a deformação plástica de compressão formada anteriormente, apenas na solda solidificada, pode ser compensada pela deformação plástica de tração introduzida na região da solda. Observa-se ainda que a condução de calor da poça de solda para as regiões vizinhas a solda é também reduzida e, em consequência disso, ocorre um estreitamento da largura da zona de deformação plástica.

Em todas essas técnicas pôde-se notar que o procedimento de soldagem requer um outro aparato que introduza ou um campo de temperatura, ou forças de estiramento, ou esticadores nas peças que serão soldadas. Esses elementos, portanto, dificultarão e encarecerão a soldagem. Vale a pena então, um estudo da relação custo x benefício em cada aplicação.

Dos resultados apresentados na bibliografia consultada, percebeu-se que a técnica que utiliza o jato refrigerante durante a soldagem, produziu resultados mais efetivos em termos de redução das distorções, quando se trata da soldagem de peças planas de chapas finas.

A partir das idéias levantadas nesta revisão, procurou-se adaptar duas técnicas apresentadas, a que usa o aquecimento lateral e a que utiliza o jato refrigerante durante o procedimento de soldagem. Essas adaptações serão explicitadas no próximo capítulo.

3 – MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo apresentamos a descrição dos materiais e da metodologia utilizada na etapa experimental do trabalho objetivando a soldagem de chapas finas de aço revestidas e não revestidas e posterior medidas de distorções para três procedimentos de soldagem. Descrevemos também a metodologia para a análise da qualidade dos cordões de solda obtidos.

3.1 – Materiais

A soldagem foi realizada em dois tipos de aço: chapas de aço carbono SAE-1020 e chapas de aço zincado ZAR-345 de alta resistência mecânica. Estas chapas foram empregadas por serem representativas das diversas aplicações na indústria da construção civil, na fabricação de eletrodomésticos e na indústria automobilística.

As chapas SAE-1020 são chapas de aço carbono, que com espessura menor ou igual a 1,9 mm são laminadas à frio, e com espessura maior que 1,9 mm são laminadas a quente. Comercialmente, estas chapas estão sob requisitos de composição química e não têm garantia de propriedades mecânicas. Trata-se de um aço de baixo teor de metalóides, no qual a soma dos teores de carbono, manganês, enxofre e fósforo geralmente não excede a 1,0% em peso. Este produto tem sido usado também em peças estruturais de sistemas soldados, como: coberturas de galpões, silos metálicos, torres e outros. As chapas de aço carbono SAE-1020 utilizadas neste trabalho foram adquiridas no comércio local.

As chapas ZAR-345 são chapas finas de aço, de baixo teor de carbono, revestida em ambas as faces com uma camada de zinco aplicada por imersão em zinco fundido. No processo de produção, a chapa de aço é laminada a quente e a frio sendo posteriormente zincada continuamente, de forma controlada. O revestimento protetor é

executado conforme preconiza a NBR 7007/81 e o acabamento no revestimento conforme NBR 7013/81. O acabamento no revestimento indicado para construção de silos é o de cristais normais, pois apresentam o revestimento de zinco na forma de cristais, tendo a aparência de flores de zinco, têm menor custo e atendem às exigências de resistência e corrosão atmosférica conforme orientação dada por ESTEVES (1989), por isso as chapas ZAR-345 utilizadas neste trabalho apresentaram o acabamento descrito anteriormente e foram adquiridas junto a Companhia Siderúrgica Nacional – CSN.

A composição química e propriedades mecânicas especificadas para as chapas soldadas estão mostradas na tabela 04, e a tabela 05 mostra as espessuras de chapas empregadas neste trabalho.

TABELA 04 – Composição química e propriedades mecânicas especificadas das chapas

Tipo de Aço	Composição Química Típica - % em peso					Propriedades Mecânicas			Observações
	C máx	Mn máx	Si máx	P máx	S máx	f_y (Mpa)	f_u (Mpa)	a (%) min	
SAE-1020 CFF ($e \leq 1,9$)	0,23	0,60	0,15 - 0,35	0,04	0,05				
SAE-1020 CFG ($e > 1,9$)	0,23	0,60	0,15 - 0,35	0,04	0,05				Norma equivalente - ABNT-NB-82 - 1020
ZAR-345	0,20	-	-	0,10	0,04	345 min.	430 min.	12	ABNT - NBR 10735/89

f_y , f_u e a = Resistência ao escoamento, resistência última e alongamento, respectivamente.

CFF - Chapas finas à frio - CFQ - Chapas finas à quente

TABELA 05 - Espessuras das chapas

Tipo de Aço	Identificação da Chapa (MSG)	Espessura - padrão ABNT (mm)	Espessura nominal (mm)	Peso (Kg/m ²)
Chapa de Aço	# 20	0,90	0,91	7,20
Carbono	# 14	1,90	1,86	15,20
SAE 1020	# 11	3,00	3,04	24,00
Chapa de Aço	# 20	0,90	0,95*	7,60
zincada	# 14	1,90	1,95*	15,60
ZAR-345	# 11	3,00	3,05*	25,00

* inclui o revestimento

Como metais de adição ou consumíveis foram utilizados dois arames sólidos de 0,8 mm de diâmetro nominal, designados segundo a AWS como ER70S-3 e ER70S-6. Conforme descrito na norma *specification for carbon steel electrodes and rods for gas shielded arc welding*, da AWS (1993), esses eletrodos podem ser usados na soldagem de aços carbono com especificação tipo ASTM A36, A285-C, A515-55 e A516-70, seja em solda de um passe ou de múltiplos passes. A diferença básica entre eles está na composição química, onde o ER70S-3 apresenta baixo teores de elementos deoxidantes (no caso o Mn e principalmente o Si), indicado para chapas com superfície revestida, por isso foi utilizado na soldagem das chapas de aço zincado. O arame ER70S-6 foi usado na soldagem das chapas de aço carbono SAE-1020 sem revestimento. A tabela 06 apresenta as composições químicas determinadas no laboratório de análises químicas do departamento de engenharia de materiais da EESC-USP, cujos teores se mostraram dentro da região especificada pela norma ANSI/AWS A5.18-93 da AWS (1993).

TABELA 06 – Composições químicas dos arames

Especificação do arame	Composição química (% em peso)						
	C	Mn	P	S	Si	Cr	Mo
ER70S-6	0,083	1,38	0,014	0,014	0,87	0,044	0,026
ER70S-3	0,080	0,97	0,013	0,012	0,59	0,048	0,028

Dois tipos de misturas de gases de proteção foram utilizadas na soldagem dos dois tipos de chapas de aço, em combinação com os dois tipos de arame definidos anteriormente. A mistura de 8%CO₂ + 92%Ar, denominada de mistura A e, a mistura de 20%CO₂ + 80%Ar, denominada mistura B, foram aplicadas com fluxo de 15 l/min. Estas misturas que têm na sua composição um gás ativo e um gás inerte são apropriadas para a soldagem de metais ferrosos, por manterem uma boa estabilidade do arco e estarem disponíveis no mercado.

3.2 – Métodos

3.2.1 – Sistema Multiprocesso de Soldagem e Ajustes

Para a realização da etapa experimental do trabalho, houve a necessidade da aquisição de um equipamento de soldagem. Optou-se por um conjunto de soldagem multiprocesso, modelo DIGIPULSE 450i, com fonte inversora. O sistema, mostrado na figura 24, foi montado na oficina mecânica da Escola de Engenharia de São Carlos, que oferece espaço amplo e bem ventilado, e com infra-estrutura de rede e demais instalações elétricas necessárias a montagem e operação. Foram realizados testes iniciais para a compreensão dos principais comandos responsáveis pelo seu funcionamento.

O sistema compõe-se basicamente de três partes: a fonte de energia, o alimentador de arame juntamente com o controle de alimentação do arame, e o sub sistema de automatização que é formado por um veículo motorizado, uma máquina de oscilação ou pantográfica e trilhos. O sistema permite a realização de soldagem automática e semi-automática e propicia a soldagem através do processo GMAW por arco pulsado, por curto circuito e por borrifio; soldagem com eletrodo revestido; soldagem TIG e goivagem por arco carbono.

O sistema é pré-programado para cinco diâmetros de arame e seis tipos de materiais, com modalidades de controle sinérgico e auto adaptável (sinergia do arco), e traz ainda características próprias que facilitam as ações do operador, com um controle

maior sobre os parâmetros de soldagem, e conseqüentemente a execução de uma solda de qualidade.

FIGURA 24 – Vista geral do sistema de soldagem

A fonte de energia é do tipo inversora CV/CC, projetada para ser usada com o alimentador de arame Digipulse. Quando combinados, estes componentes funcionam de modo a propiciar um processo GMAW por arco pulsado que auto se ajusta enquanto se processa a soldagem, permitindo uma ótima performance do arco. O sistema é também projetado de modo a fornecer condições para as aplicações no processo GMAW com transferência por curto circuito e por borrfio.

Quando operando em corrente constante (CC), a fonte de energia pode ser usada para uma ampla região de aplicações em processos de soldagem com eletrodo, TIG e goivagem por arco de carbono.

O controle da alimentação do arame é um microprocessador que controla a alimentação do arame. Este componente trabalhando junto com a fonte de energia propicia o emprego do processo GMAW pulsado ou não pulsado usando os modos de operação sinérgico ou auto adaptável.

No modo sinérgico, o controle seleciona um comprimento de arco apropriado, baseado num dos modos de transferência (curto-circuito, arco pulsado ou borrifio), para um determinado tipo de arame, tamanho e velocidade de alimentação. A frequência do pulso no modo de transferência por arco pulsado permanece constante independente da manipulação da tocha. Essa sinergia do pulso oferece muitas vantagens ao soldador, particularmente onde a geometria de junta requer rápidas mudanças de direção e inclinação da tocha, o que pode resultar em condições instáveis da poça.

No modo auto adaptável, o controle varia a frequência durante a soldagem por arco pulsado para manter a tensão do arco constante, negligenciando as mudanças na direção e inclinação da tocha. Este modo é muito útil onde a geometria da junta é regular.

Numa operação de soldagem por arco pulsado a sequência é a mostrada na figura 25, e com as variantes descritas como segue. O controlador do alimentador de arame é pré-programado para acomodar uma ampla variedade de combinações de soldagem. Essas combinações são definidas pela seleção dos diferentes diâmetros de arame e tipos de material do arame, que estão pré programados na memória do controlador. O operador programa uma destas combinações (definindo um diâmetro e tipo de arame), e a velocidade de alimentação do arame (em ipm – “*inch per minute*” – polegadas por minuto) para a condição de soldagem desejada. O microcomputador então, automaticamente calcula o pulso característico necessário e a tensão do arco, e comanda a fonte de energia inversora para produzir a saída de tensão apropriada. Durante a soldagem, o microcomputador monitora de forma constante os parâmetros do arco e a velocidade de alimentação do arame, e automaticamente ajusta a taxa do pulso para as mudanças nas condições do arco. Ainda que o comprimento do arco/tensão é automaticamente calculado para cada condição de soldagem, este parâmetro pode ser ajustado, a partir deste valor calculado, para acomodar outras aplicações ou da preferência do operador.

1. *Selecione o modo de transferência do processo de soldagem MIG (curto-circuito, borriço ou arco pulsado);*
2. *Pressione este interruptor para acessar o tipo de MATERIAL do arame na janela IPM e o tamanho do DIÂMETRO do arame na janela VOLTS – a seleção é simultânea usando as teclas INC/DEC;*
3. *Use este interruptor para acessar a velocidade de alimentação do arame na janela IPM e já é possível iniciar a soldagem.*
4. *Outros parâmetros/pré e pós fluxo de gás, solda de ponto, queima do arame, etc. são também muito fáceis de selecionar.*

FIGURA 25 – Diagrama da sequência operacional do alimentador de arame

Para aplicações do processo GMAW convencional com transferência por curto-circuito ou por borriço (não pulsado), o procedimento de soldagem é exatamente o mesmo como descrito para a soldagem com o modo de transferência por arco pulsado. Isto é, o operador também pré seleciona um tipo de arame (material), o tamanho do arame (diâmetro) e a velocidade de alimentação do arame (*ipm*), parâmetros de uma das condições de soldagem pré programados. Uma vez que estes parâmetros são pré programados, o microprocessador automaticamente fornece o comprimento de arco correto (na operação sinérgica) ou a tensão do arco (na operação auto adaptável) para uma condição estável de soldagem.

Duas janelas digitais de leitura sobre o painel de controle mostram continuamente os parâmetros de soldagem pré selecionados (velocidade e comprimento do arco para o modo sinérgico; ou tensão do arco para o modo auto adaptável) como determinado pela escolha dos modos de transferência: “*Pulse/Spray/Short*” – “Arco pulsado/Borrifo/Curto Circuito”. Logo que o arco é ligado, elas mostram automaticamente a velocidade real da alimentação do arame e condições de tensão do arco para o modo selecionado. As janelas podem também mostrar outros parâmetros de soldagem (dependendo do modo especificado) tais como velocidade do arame, tempo de duração da solda de ponto (spot time), tempo de queima inicial do arame (*manual burnback time*), pré e pós fluxo (*preflow e postflow*) de gás em décimos de segundo. Em adição, a corrente média é mostrada na fonte de energia através da janela do amperímetro digital.

O alimentador de arame usa um motor projetado para arames duros e moles. A velocidade do arame (22-999 *ipm*) é controlada precisamente pelo uso de um circuito fechado digital de retorno que emprega um tacômetro para monitorar a velocidade do motor. O ajuste da tensão do arco é também controlada por um circuito fechado digital de retorno que monitora a tensão do arco e automaticamente ajusta a saída da fonte de energia para manter a condição pré selecionada.

A figura 26 mostra a unidade de alimentação do arame e seu controle.

O Sistema é também constituído pelos seguintes acessórios:

a) Tocha de soldagem: A tocha de soldagem usada no processo de soldagem é uma tocha MIG, refrigerada ao ar, modelo OM-36, com 3 metros de comprimento, com guia espiral de 3 metros, tubo de contato, difusor de gás e porta bico;

b) Regulador de gás: São dois os reguladores de gás disponíveis: um para mistura e outro para CO₂; e,

c) Roletes do mecanismo de alimentação do arame: Para o mecanismo de alimentação são usados quatro roletes, que são escolhidos de acordo com o tipo de material e diâmetro do arame. Para cada tipo de material e diâmetro existe um jogo com quatro roletes que devem ser instalados no mecanismo.

FIGURA 26 – Vista da unidade de alimentação do arame e seu controle

O mecanismo de automatização é formado por um veículo motorizado, uma máquina pantográfica ou oscilatória, trilhos e acessórios, que devidamente montados proporciona a movimentação da tocha de soldagem por sobre a peça de trabalho, em qualquer posição, com controle de velocidade da soldagem e de quatro modos de movimentos oscilatórios da tocha, para cada tipo de aplicação, responsáveis também pelo aspecto final do cordão de solda. A figura 27 mostra o conjunto que forma o mecanismo de automatização.

A Máquina de Oscilação ou Pantográfica – *SPEED WEAVER II* (Modelo BUG 5302) é um equipamento compacto, de precisão, projetado com grande versatilidade para descrever movimentos oscilatórios. Possui controles com *dials* graduados que permitem estabelecer ajustes nos parâmetros de soldagem. Esta unidade permite oscilar até 160 ciclos por minuto com um curso de 3 mm. Características como: ajuste no curso de 3 a 50 mm; velocidades de 150 a 3800 mm/m; e ajustes independentes do

tempo de descanso, à esquerda e à direita, de 0 a 3 segundos, atendem a qualquer condição de soldagem.

FIGURA 27 – Vista do mecanismo de automatização

O oscilador é montado sobre um carro motorizado (GO-FER III-HS – modelo 3242), parafusando a barra de montagem do oscilador na extremidade do carro, através dos furos que estão na placa de montagem. O ajuste das rodas dentadas do oscilador para os trilhos fornecidos é feita antes da montagem. As engrenagens (tipo roda dentada) sobre o lado dianteiro do oscilador são ajustadas externamente com os encaixes dos trilhos, de modo que possam deslizar livremente apenas com a força dos dedos.

Alguns ajustes foram efetivados para uma melhor utilização do equipamento. O primeiro foi feito na fonte de energia Digipulse 450i, que foi regulada para uma tensão de entrada de 220 volts – 65 amperes.

A variação da corrente pulsada requer uma fonte de potência especial que muda de uma baixa para uma alta corrente a uma frequência igual ao dobro daquela linha de frequência. No nosso caso como optou-se pelo modo de transferência por curto circuito,

corrente não pulsada, a máquina foi transformada de uma região alta de amperagem para uma região baixa de amperagem, permitindo assim uma melhor eficiência da curva de trabalho da fonte. A transformação foi feita com as devidas alterações no jampeamento dos pinos na placa terminal da fonte, promovendo um campo de regulação mais restrito para atender especificamente ao modo de transferência por curto circuito, na soldagem de chapas finas.

As tomadas de saída para a soldagem, localizadas no painel frontal da fonte, foram conectadas através dos conectores macho, ligando o positivo ao bloco terminal de energia do alimentador de arame (onde está conectado a tocha de soldagem) e o negativo à mesa de trabalho onde foram posicionadas as peças a serem soldadas. Esta conexão caracteriza o circuito de soldagem como de corrente contínua e polaridade reversa (CCPR) ou corrente contínua e eletrodo positivo.

Durante os teste iniciais foi verificado a eficiência do controle da indutância que é permitido pelo potenciômetro controlador de indutância, presente no painel frontal da fonte, o qual permite ao operador um ajuste fino da indutância necessária para tornar uma poça mais fluída e minimizar a quantidade de respingos produzidos durante a soldagem GMAW por curto circuito. Para as chapas bem mais finas, espessura entre 0,8 à 2,0 mm, o ajuste ficou entre 6 a 7 de indutância, já para chapas com espessura superior a 2,0 mm o ajuste de indutância foi de 8, que é um valor bastante próximo do máximo permitido pela máquina.

Uma outra adaptação executada foi sobre o ponto de leitura direta da corrente média de soldagem, cujo ponto estava na conexão da tocha. Este ponto foi transferido para um ponto no bico da tocha, de modo a se obter uma leitura mais real dessa corrente, levando em conta as possíveis perdas no trecho de comprimento da tocha. A leitura direta dessa corrente média de soldagem pôde ser registrada pelo amperímetro digital presente no painel frontal da fonte.

Na instalação dos roletes de alimentação do arame e no ajuste do mecanismo de alimentação, foi utilizado uma mola leve (*light*) que acompanha a unidade de controle de alimentação do arame, bem como os roletes apropriados para arames de pequenos diâmetros (0,6 a 0,9 mm) e de material mole.

O interruptor “fecho do gatilho e preenchimento de cratera” foi mantido na posição normal (tecla ao centro), mantida como desligada (*off*) para a função gatilho fechado. Foi assim mantido, pois a tocha foi acionada diretamente via interruptor do oscilador.

Consta da pré seleção os seguintes parâmetros: pré e pós fluxo do gás de proteção; tipo de arame; diâmetro do arame; tempo de duração da soldagem por ponto; tempo de queima inicial do arame; velocidade de avanço do arame frio e quando necessário a altura, largura do pulso, pulso de fundo e frequência do pulso. A pré seleção desses parâmetros é feita através de dois interruptores articulados “*Inc/Dec*” que estão no painel frontal da unidade de controle de alimentação do arame, abaixo das janelas de leitura digital IPM e VOLTS.

O pré fluxo, *PREFLOW*, do gás de proteção, corresponde ao tempo de purga do gás de proteção (que pode variar de 0,1 a 99,9 segundos) antes de ser aberto o arco. Nos testes realizados este valor foi fixado em 0,4 segundos.

O pós fluxo, *POSTFLOW*, do gás de proteção, corresponde ao tempo de purga de gás de proteção (que pode variar de 0,1 a 99,9 segundos) depois de ser extinto o arco. Nos testes realizados este valor foi fixado em 1,2 segundos.

O tipo de arame está relacionado com um código numeral que indica o tipo de material o qual é programado para várias aplicações do arame de soldagem. A unidade relaciona o código 1 para aço carbono, o qual foi selecionado para as soldagens realizadas.

O diâmetro do arame, *WIRE DIA*, é fixado através de um par de números que representam a dimensão do diâmetro do arame, os quais são programados para seleção. Nos testes preliminares o arame de 0,8 mm mostrou-se eficiente para todas as espessuras, resultando em cordões com geometria de melhor aparência e com um menor aporte de calor. Para este diâmetro, o parâmetro foi 30 (correspondente a 0,030”).

O tempo de duração da soldagem por ponto, *SPOT*, permite fixar a duração do tempo de solda por ponto, ou simplesmente “tempo do arco”, em períodos de 1 a 999 ciclos em incrementos de 1 ciclo (60 ciclos/segundo). Quando um tempo de solda de ponto é fixado dentro do controle, todos programas de soldagem “tempo contínuo” são

temporariamente desabilitados. Como a soldagem ocorreu em tempo contínuo, este parâmetro foi fixado com o valor zero (000).

O tempo de queima inicial do arame, *BURNBACK*, é ajustável em incrementos de um ciclo; e quando pré-fixado este atravessará o aspecto automático auto adaptável e anti-stick. Para os testes foi fixado o valor 4 para este tempo.

A seleção da velocidade de avanço do arame frio, *INCH*, permite avançar o arame frio sem ligar o circuito de soldagem através do gatilho da tocha ou pelo interruptor articulado correspondente. O valor dessa velocidade pode variar de 40 a 999 polegadas por minuto. Esse valor foi fixado em 75 polegadas por minuto.

Na parte frontal da unidade de alimentação do arame existe um seletor dos modos de transferência do processo de soldagem GMAW quais sejam: por arco pulsado, por curto circuito ou por borrifo. Este seletor foi posicionado no modo curto circuito, com isso o operador escolhe o código referente ao diâmetro e tipo do arame para a condição de soldagem pré programada, fixa a velocidade de alimentação do arame e o controle fornece automaticamente os parâmetros de soldagem apropriados para produzir a saída necessária para o modo selecionado, no caso curto circuito.

Um outro interruptor na parte frontal da unidade de alimentação do arame é o que permite escolher entre os modos de operação sinérgico ou auto adaptável. Por questões de ordem prática, nos procedimentos de soldagem executados optou-se pelo modo de operação auto adaptável, principalmente pelo fato de se poder monitorar continuamente a tensão efetiva do arco, que é mostrada no painel frontal da unidade de controle de alimentação do arame, em comparação com a tensão selecionada. Uma flutuação exagerada no valor da tensão indica perturbação nas condições de soldagem pré estabelecidas.

A distância do bico da tocha à peça a ser soldada foi tomada em 10 vezes o diâmetro do arame utilizado, conforme orientação técnica do manual do sistema, que para os testes realizados foi de 8,0 mm.

Os parâmetros: velocidade de soldagem, velocidade de alimentação do arame e a tensão do arco foram pré fixados de acordo com cada procedimento de soldagem para cada espessura de chapa e tipo de chapa de aço carbono, como será visto nos itens a seguir.

3.2.2 – Definição dos Consumíveis e Parâmetros de Soldagem

a) Para o Aço Carbono não Revestido

Os parâmetros de soldagem: velocidade de alimentação do arame, velocidade de soldagem e tensão do arco foram ajustados inicialmente para chapas de aço carbono sem revestimento (aço SAE-1020), através de juntas de topo. As dimensões dessas chapas foram de 250 mm x 100 mm e espessuras de 0,9; 1,9 e 3,0 mm. Estas espessuras foram escolhidas por serem representativas em relação as chapas que são usadas, por exemplo, como fechamento e enrijecimento das tremonhas e paredes de um silo metálico. Os testes com as chapas de aço carbono sem revestimento, servirão de comparação para com as chapas de aço carbono zincado.

O manual que acompanha o sistema de soldagem multiprocesso recomenda utilizar como gases de proteção o gás CO₂ ou a mistura 25%CO₂ + 75%Ar, com vazão entre 12 e 15 l/min, para o modo de transferência por curto circuito. A mistura disponível na oficina mecânica tinha composição de 8%CO₂ + 92%Ar, que foi usada nos testes preliminares na vazão de 15 l/min. Os resultados obtidos com essa mistura foram satisfatórios, não alterando de forma significativa o comportamento do arco bem como a aparência do cordão de solda, pois uma vez definido os parâmetros, os testes foram repetidos com a mistura 20%CO₂ + 80%Ar, disponível no mercado.

O arame usado nos testes preliminares foi o arame sólido ER70S-6, classificado pela norma AWS A5.18-93.

Outra recomendação feita pelo manual diz respeito a região típica de velocidade de alimentação do arame para aço carbono no modo de transferência por curto circuito, cujos valores variam entre 450 e 1500 cm/min, para um arame de diâmetro de 0,8 mm. Observa-se que esta região é bastante ampla e alta, não sendo especificado pelo manual a que espessuras de chapa se aplicam. Daí a necessidade de se perseguir uma combinação satisfatória para os parâmetros acima referidos, para as espessuras citadas.

Os parâmetros foram ajustados combinando valores, a partir de valores iniciais retirados da bibliografia, e sendo alterados a medida que eram executados e avaliados os cordões de solda obtidos, quanto a sua aparência em termos de irregularidade na

superfície; geometria; presença de defeitos como: porosidade, mordedura, respingos, falta de penetração; e o aporte final de calor. A velocidade de alimentação do arame e a velocidade de soldagem foram tomadas como principais variáveis independentes. A tensão do arco resultou automaticamente, calculada pelo programa armazenado na unidade de controle de alimentação do arame que forma o sistema de soldagem. Em todos os casos, a tensão passou por um ajuste fino a partir do valor calculado de modo a garantir melhor performance do arco de soldagem. Além desses parâmetros, a abertura da raiz da junta a ser soldada e a indutância aplicada ao circuito foram também controlados e variados, após a definição dos parâmetros iniciais, pois esses têm menor influência nas condições de soldagem.

A tabela 07 mostra a região de valores que foram combinados usados nos testes preliminares, de modo a se definir uma boa combinação de parâmetros para as chapas de aço carbono não revestidas.

Os cordões de solda foram inspecionados a olho nu, foram seccionados transversalmente e preparados para análise macro e micrográfica. Medições de geometria e observação microscópica quanto a ausência de defeitos e a avaliação do menor aporte de calor definiram por fim a melhor combinação dos parâmetros.

Foram realizados ensaios preliminares de tração e dobramento conforme preconiza o item 6.7 da especificação ANSI/AWS D1.3-89, *structural welding code – sheet steel* da AWS (1989), quanto ao número e métodos de testes e os resultados esperados para a qualificação dos procedimentos de soldagem.

TABELA 07 – Região de valores nos testes preliminares para as chapas de aço carbono não revestidas

Espessura da chapa (mm)	Velocidades de alim. do arame (cm/min)	Velocidades de soldagem (cm/min)	Tensão (V)	Indutância	Abertura da raiz (mm)
0,9	225,0	50,0	13,0	4,5	0
	250,0	55,0	13,5	6,0	0,4
	287,5	60,0	14,0	7,0	0,8
	300,0	62,5	14,3	8,0	
1,9	375,0	45,0	15,0	6,0	0,6
	400,0	50,0	16,0	7,0	0,8
	425,0	52,5	17,0	8,0	1,0
	450,0	55,0	18,0		
	462,5		18,5		
3,0	550,0	40,0	18,0	7,0	1,2
	575,0	42,5	18,5	8,0	1,4
	600,0	45,0	19,0		
	625,0	50,0	20,0		

b) Para as Chapas de Aço Zincado

Dada as controvérsias existentes na bibliografia quanto ao uso dos consumíveis para chapas de aço zincado, foram realizados testes preliminares para a definição da melhor combinação de consumíveis: gás de proteção e arame para a soldagem pelo processo GMAW com transferência por curto circuito, bem como a definição dos parâmetros de soldagem para uma boa condição de soldagem.

A soldagem foi feita em chapas planas de aço zincado ZAR-345, de classe estrutural, de alta resistência mecânica, produzido pela CSN. Todas as soldagens foram executadas sobre chapas com dimensões de 250 mm x 100 mm x 0,9 mm, na posição plana, com solda em junta de topo, cuja abertura da raiz foi de 0,4 mm. As chapas foram

presas lateralmente sobre a mesa de trabalho, para evitar a movimentação das mesmas durante a soldagem, e pontuada nas extremidades e no ponto central da junta.

Foram utilizados dois tipos de arame de soldagem, sólidos e com diâmetro de 0,8 mm, que foram combinados com dois tipos de misturas para o gás de proteção. Os arames, como já especificados, foram os ER70S-6 e ER70S-3 e as misturas utilizadas para o gás de proteção foram: 8%CO₂ + 92%Ar (mistura A) e 20%CO₂ + 80%Ar (mistura B). Essas misturas foram empregadas com vazão de 15 l/min. A tabela 08 apresenta as combinações estudadas.

As condições e parâmetros de soldagem utilizados nos testes foram aqueles que proporcionaram a melhor condição de soldagem, obtidos a partir de pré-testes. Após a soldagem as chapas foram escovadas na região da solda e adjacências, com escova de aço inoxidável. Em seguida os cordões de solda foram analisados a partir de análises metalográficas obtidas por microscopia ótica.

TABELA 08 – Combinações de estudo

Combinação	Arame	Mistura para Proteção
C1	ER70S-6	8%CO ₂ + 92%Ar
C2	ER70S-6	20%CO ₂ + 80%Ar
C3	ER70S-3	20%CO ₂ + 80%Ar
C4	ER70S-3	8%CO ₂ + 92%Ar

A análise consistiu numa inspeção visual em toda extensão dos cordões de solda e através de um sistema de análise de imagens, o MOCHA – IMAGE ANALYSIS SOFTWARE – V.1.2, em duas seções transversais para cada solda. Para isto, os corpos de prova foram cortados, lixados e atacados quimicamente com uma solução de nital 2%. Os fatores de qualidade do cordão de solda observados foram:

- a) Trincas: defeitos provocados pelo rompimento do metal de solda devido às tensões de tração. A existência de trincas superficiais foi verificada visualmente ao longo do cordão de solda. A presença de trincas internas foi verificada nas seções transversais dos corpos de prova cortados para análise;

- b) Penetração: tanto a total (profundidade de metal de solda na junta) como a excessiva (metal em excesso na raiz da solda) foram medidas nas seções transversais dos corpos de prova, através do sistema de análise de imagens;
- c) Reforço: que corresponde ao metal de solda em excesso, além da quantidade requerida para preencher a junta, também foi medido nas seções transversais, através do sistema de imagens;
- d) Mordedura: que corresponde a redução da seção transversal do metal de base junto à solda, também foi investigada a partir do sistema de imagens;
- e) Porosidade: cavidade esférica ou cilíndrica formada durante a solidificação. A porosidade superficial foi observada visualmente em todo o cordão de solda e a porosidade interna foi verificada nas seções transversais pelo sistema de imagens;
- f) Irregularidade na Superfície: variação percentual da largura/largura média e do reforço/reforço médio do cordão de solda, medida ao longo do comprimento da solda através de um paquímetro digital;
- g) Respingos: partículas de metal expelidas durante a fusão na soldagem, verificados visualmente em termos de uma análise comparativa entre os cordões de solda executados para cada combinação.

A figura 28 apresenta esquematicamente estes aspectos do cordão de solda. A tabela 09 apresenta os critérios de qualidade adotados para os cordões de solda que foram usados neste trabalho e também usados por SILVA (1998). Os fatores considerados foram baseados no *Guide for the Visual Inspection of Welds* da AWS (1988) e no *Welding Handbook* da AWS (1987).

Para avaliar a capacidade de resistência da junta soldada, foram realizados, como no item anterior testes de tração perpendicular ao eixo da solda e dobramento conforme orientações estabelecidas pela norma ANSI/AWS D1.3-89, *structural welding code – sheet steel* da AWS (1989), além de medidas de dureza Vickers do metal como soldado.

Onde: *T* – trincas; *p* – penetração total; *pe* – penetração excessiva; *r* – reforço; *l* – largura da solda; *M* – mordedura; *P* – porosidade; *IS* – irregularidade na superfície; *R* – respingos

FIGURA 28 – Aspectos visuais e geométricos do cordão de solda analisados. Extraída de SILVA (1998)

TABELA 09 – Critérios de qualidade adotados para soldas. Extraída de SILVA (1998)

Nível Qualidade / Fator	Aceitabilidade	A (ótimo)	B (bom)	C (ruim)
Trincas	Não são aceitas	Sem trincas	-	Com trincas
Penetração:				
- Total	$p > 80\% \text{ ec}$	$p = 100\%$	$100 > p > 80\%$	$p < 80\%$
- Excessiva	$pe < 20\% \text{ lr}$	$pe < 10\% \text{ lr}$	$10 < pe < 20\% \text{ lr}$	$pe > 20\% \text{ lr}$
Reforço	$r < 30\% \text{ l}$	$r < 20\% \text{ l}$	$r < 30\% \text{ l}$	$r > 30\% \text{ l}$
Mordedura	$M < 0,25 \text{ mm}$	s/ mordedura	$M < 0,25 \text{ mm}$	$M > 0,25 \text{ mm}$
Porosidade	Não são aceitas	s/ porosidade	-	c/ porosidade
Irregularidade na Superfície	$\Delta l / l_{\text{méd.}} < 20\%$ e $\Delta r / r_{\text{méd.}} < 60\%$	$\Delta l / l_{\text{méd.}} < 15\%$ e $\Delta r / r_{\text{méd.}} < 45\%$	$15 < \Delta l / l_{\text{méd.}} < 20\%$ e $45 < \Delta r / r_{\text{méd.}} < 60\%$	$\Delta l / l_{\text{méd.}} > 20\%$ ou $\Delta r / r_{\text{méd.}} > 60\%$
Respingos	nível médio	sem respingos	nível médio	alto nível

Onde: *ec* – espessura da chapa, *lr* – largura da raiz da solda, Δl – variação máxima na largura do cordão de solda, $l_{\text{méd}}$ – largura média do cordão de solda, Δr – variação máxima no reforço do cordão de solda, $r_{\text{méd}}$ – reforço médio do cordão de solda e *l* – largura da solda.

A partir das micrografias, foram identificados os principais microconstituintes presentes no metal de solda, obedecendo o *Guide to the light microscope examination of ferritic steel weld metals* do IIW (1988), e uma análise, apenas qualitativa e comparativa, entre as quatro combinações foi feita.

Após a realização dos testes preliminares, foram definidos os parâmetros de soldagem, usados em três testes para cada combinação de arame e gás, de modo a permitir uma melhor avaliação dos cordões de solda.

3.2.3 – Procedimentos de Soldagem

Os procedimentos de soldagem foram executados sobre três conjuntos de chapas metálicas de aço carbono não revestida e zincada de alta resistência, para cada espessura diferente, identificadas na tabela 05. Cada conjunto de chapas compreende duas chapas de mesma espessura, com dimensões de 100 mm de largura e 250 mm de comprimento, soldadas entre si, de topo em posição plana, ao longo da maior dimensão. Para poderem ser soldadas as chapas foram fixadas lateralmente através de barras parafusadas na mesa de trabalho, além de ponteadas nas extremidades. Os conjuntos de chapas com espessura de 0,9 mm também foram ponteados na parte central. Antes e após a soldagem, cada conjunto teve a seguinte preparação:

- 1) Corte das chapas nas dimensões previstas de 250 mm x 100 mm, de modo a manter a junta com faces retas e paralelas;
- 2) Limpeza das chapas através de escovação, uso de pano seco para retirada de graxas e outras impurezas de superfície. Foram escolhidas chapas livres de defeitos de superfície ou com grande curvatura;
- 3) Marcação dos pontos de medição, que consistiu em malha com elemento quadrado de 10 mm de lado, num total de 546 pontos de medição em todo o conjunto, riscada sobre as chapas com caneta apropriada (ver figura 29);
- 4) Medição e leitura inicial, indicativa de dimensões e deformações globais, presentes na chapa, através de micrômetros, réguas, paquímetros e relógio comparador;

- 5) Marcação do ponto de posicionamento de um termopar na parte central da chapa;
- 6) Fixação e apoio das chapas na mesa de trabalho, como visto na figura 30;
- 7) Colocação do torpedo de gás contendo a mistura apropriada e regulagem da vazão especificada;
- 8) Introdução dos parâmetros de soldagem no sistema multiprocesso DIGIPULSE 450i cv/cc;
- 9) Soldagem de cada conjunto conforme procedimentos especificados a seguir e medições simultâneas de temperatura através de um termopar. As chapas foram soldadas num procedimento automático utilizando o veículo motorizado do sistema;
- 10) Após atingida a temperatura ambiente, o conjunto foi retirado da bancada e então foi feita a leitura final da distorção da chapa como será explicado posteriormente;
- 11) Avaliação da qualidade da solda executada conforme metodologia definida anteriormente.

FIGURA 29 – Marcação feita no conjunto de chapas

Os três procedimentos de soldagem empregados estão descritos a seguir:

Procedimento de soldagem nº 1 – Convencional: utilizando a tocha de soldagem por sobre uma junta alinhada a partir da extremidade esquerda da banca. Com este procedimento foram soldados um total de 18 conjuntos identificados a seguir:

J1P1-S0,9: trata-se da primeira junta utilizando o procedimento número 1, para a chapa de aço SAE-1020 de espessura 0,9 mm;

J2P1-S0,9: trata-se da segunda junta utilizando o procedimento número 1, para a chapa de aço SAE-1020 de espessura 0,9 mm;

J3P1-S0,9: trata-se da terceira junta utilizando o procedimento número 1, para a chapa de aço SAE-1020 de espessura 0,9 mm;

J4P1-S1,9: trata-se da quarta junta utilizando o procedimento número 1, para a chapa de aço SAE-1020 de espessura 1,9 mm;

J5P1-S1,9: trata-se da quinta junta utilizando o procedimento número 1, para a chapa de aço SAE-1020 de espessura 1,9 mm;

J6P1-S1,9: trata-se da sexta junta utilizando o procedimento número 1, para a chapa de aço SAE-1020 de espessura 1,9 mm;

J7P1-S3,0: trata-se da sétima junta utilizando o procedimento número 1, para a chapa de aço SAE-1020 de espessura 3,0 mm;

J8P1-S3,0: trata-se da oitava junta utilizando o procedimento número 1, para a chapa de aço SAE-1020 de espessura 3,0 mm;

J9P1-S3,0: trata-se da nona junta utilizando o procedimento número 1, para a chapa de aço SAE-1020 de espessura 3,0 mm;

J1P1-Z0,9: trata-se da primeira junta utilizando o procedimento número 1, para a chapa de aço ZAR-345 de espessura 0,9 mm;

J2P1-Z0,9: trata-se da segunda junta utilizando o procedimento número 1, para a chapa de aço ZAR-345 de espessura 0,9 mm;

J3P1-Z0,9: trata-se da terceira junta utilizando o procedimento número 1, para a chapa de aço ZAR-345 de espessura 0,9 mm;

J4P1-Z1,9: trata-se da quarta junta utilizando o procedimento número 1, para a chapa de aço ZAR-345 de espessura 1,9 mm;

J5P1-Z1,9: trata-se da quinta junta utilizando o procedimento número 1, para a chapa de aço ZAR-345 de espessura 1,9 mm;

J6P1-Z1,9: trata-se da sexta junta utilizando o procedimento número 1, para a chapa de aço ZAR-345 de espessura 1,9 mm;

J7P1-Z3,0: trata-se da sétima junta utilizando o procedimento número 1, para a chapa de aço ZAR-345 de espessura 3,0 mm;

J8P1-Z3,0: trata-se da oitava junta utilizando o procedimento número 1, para a chapa de aço ZAR-345 de espessura 3,0 mm;

J9P1-Z3,0: trata-se da nona junta utilizando o procedimento número 1, para a chapa de aço ZAR-345 de espessura 3,0 mm.

Procedimento de soldagem nº 2 – Com aquecimento lateral simultâneo, fornecido por dois bicos para gás liquefeito de petróleo tendo por composição o propano e o butano, que foram montados sobre uma armação com um guia de soldagem, de tal maneira que este sistema de aquecimento lateral pôde se mover juntamente com o arco de solda, como pode ser visto na figura 30. A posição relativa do sistema de aquecimento foi ajustado de modo que os pontos de aquecimento (aplicação da chama) ocorreram à 50,0 mm de cada lado da junta e à 100,0 mm da tocha de soldagem. A ponta do bico de aquecimento ficou a 22,0 mm de altura em relação a junta a ser soldada. Desse modo a chapa fica submetida a um pré aquecimento, ou seja a chama segue a frente da tocha de soldagem. Outras distâncias relativas, menores que essas, foram usadas como pré-testes, as quais aumentaram ainda mais a distorção, o que pôde ser observado visualmente. Medições através de termopares garantiram uma chama que manteve um aquecimento lateral com temperatura em torno de 90 a 100 °C (definida em experimentos da bibliografia). A figura 31 mostra detalhes da armação que associa os bicos de aquecimento com a tocha de soldagem.

Com este procedimento também foram soldados um total de 18 conjuntos identificados da mesma forma que no caso do procedimento nº 1, substituindo P1 por P2. A sequência de ações neste procedimento foram as mesmas descritas no procedimento anterior.

FIGURA 30 – Vista geral da montagem do procedimento P2 com aquecimento lateral

FIGURA 31 – Detalhe da posição dos bicos de aquecimento e da tocha de soldagem

Procedimento de soldagem nº 3 – Com o uso de um escoadouro de calor dinâmico formado por um jato de gás refrigerador, no caso o nitrogênio, obtido a partir da vaporização do nitrogênio líquido, cujo ponto de ebulição é de $-195,8^{\circ}\text{C}$. A figura 32 apresenta uma vista geral da montagem para esse procedimento. O jato de gás de nitrogênio a temperatura bastante baixa, foi direcionado a uma distância de 85,0 mm atrás do arco de solda, exatamente sobre o cordão de solda recém fundido, com o objetivo de resfriá-lo. O bico que introduziu esse jato ficou inclinado de 45° em relação a junta, de modo a não interferir na proteção do arco. A figura 33 mostra em detalhe a posição do bico de resfriamento e da tocha de soldagem.

Com este procedimento também foram soldados 18 conjuntos de chapas identificados da mesma forma que no caso do procedimento nº 1, substituindo P1 por P3.

A sequência de ações neste procedimento foi a mesma descrita nos procedimentos anteriores.

FIGURA 32 – Vista geral da montagem do procedimento P3 com resfriamento

FIGURA 33 - Detalhe da posição do bico de resfriamento e da tocha de soldagem

Para a efetivação dos ensaios em cada procedimento foi realizado um ajuste para os parâmetros de soldagem a partir daqueles definidos nos ensaios preliminares, conforme descrito no item 3.2.2, de acordo com as características de cada procedimento, até obter o cordão de solda de melhor aparência e qualidade. Só depois disto, é que foram iniciados os testes definitivos.

3.2.4 – Análise da Qualidade da Solda

A avaliação da qualidade da solda em todas as juntas soldadas para cada procedimento foi efetivada através das seguintes medidas e observações:

- a) Inspeção visual em toda extensão dos cordões de solda para averiguação de defeitos observáveis a olho nu, como: trincas superficiais, mordedura, porosidades, irregularidades na superfície e presença de respingos;

- b) Análise metalográfica sobre fotos macrográficas e micrográficas, obtidas por microscopia ótica, utilizando um microscópio ótico Leica, modelo Metallovert. As fotos macrográficas foram analisadas por um sistema de análise de imagens, o MOCHA – IMAGE ANALYSIS SOFTWARE – V. 1.2, em duas seções transversais para cada solda, cujos corpos de prova foram cortados, lixados e atacados quimicamente com uma solução de nital 2%. Para esta análise foram observados e medidos os fatores de qualidade: trincas, penetração, reforço, mordedura, porosidade, irregularidade na superfície e respingos, conforme a metodologia já apresentada (item 3.2.2). As fotos micrográficas permitiram identificar os principais microconstituintes presentes no metal da solda, obedecendo o “*Guide to the light microscope examination of ferritic steel weld metals*” da IIW (1988), e uma análise apenas qualitativa e comparativa entre os procedimentos empregados.
- c) Capacidade de resistência da junta soldada que foi avaliada por testes de tração, dobramento e medidas de dureza vickers, conforme orientações estabelecidas pela norma ANSI/AWS D1.3-89, *structural welding code – sheet steel* da AWS (1989). Os testes de tração foram realizados numa máquina universal de ensaios, modelo INSTRON, com capacidade até 100 kN, disponível no laboratório de ensaios mecânicos do departamento de engenharia de materiais da EESC-USP. Os corpos de prova foram retirados de cada junta soldada, de modo que o eixo da solda ficasse perpendicular a linha de aplicação da carga, como pode ser visto na figura 34. O teste seguiu a norma ASTM A-370-92, e permitiu a obtenção do limite de resistência e a configuração de ruptura de cada junta. O ensaio de dobramento foi realizado também na máquina INSTRON, conforme especificação ASTM E-190-92, onde os corpos de prova foram retirados de cada junta com a menor dimensão igual a 100 mm e a maior igual a 200 mm. O cordão de solda foi mantido paralelo a menor dimensão e sob o aplicador de carga, como pode ser visto na figura 35. Este ensaio permitiu avaliar a ductilidade da junta soldada. Os testes de dureza foram realizados na máquina de dureza vickers,

modelo VICKERS-ARMSTRONGS CRAYFORD – KENT, com ponta de diamante piramidal, carga de 10 quilos e objetiva de 2/3". Na seção transversal de cada junta foram feitas três medidas, conforme orientação dada pela especificação ASTM E-92-82(92). Os resultados de dureza permitiram confirmar e comparar as resistências de cada material como soldado nos três procedimentos.

FIGURA 34 – Configuração do corpo de prova para o teste de tração

FIGURA 35 – Vista do ensaio de dobramento

3.2.5 – Medida das Distorções nas Chapas Soldadas

As medidas de distorções correspondem aos deslocamentos para fora do plano das chapas soldadas, de cada ponto da malha constituída de elementos quadrados com 10,0 mm de lado, que foi riscada sobre as chapas com caneta apropriada (como se vê na figura 29).

As medidas foram realizadas com o auxílio de um relógio comparador “BAKER”, com curso de 10 mm e resolução de 0,01 mm, montado sobre uma base magnética. O apalpador do relógio percorreu ponto a ponto da malha, antes e depois da execução soldagem. Para isto o conjunto de chapas foi colocado sobre três pontos apoiados sobre uma superfície de referência, no caso um desempenho rígido de ferro fundido. Os três pontos de apoio das chapas, que definem um plano ideal, foram estabelecidos através de três niveladores denominados de “macacos”. Todo este aparato pode ser visto na figura 36.

Após as medidas, o deslocamento final de cada ponto da malha foi calculado pela diferença entre a leitura do relógio depois da soldagem e a leitura do relógio antes da soldagem. O deslocamento de todos os pontos plotados através de uma programa gráfico de computador fornece a configuração final distorcida da junta soldada. Os valores máximos positivo e negativo desses deslocamentos foram tomados para comparação entre os três procedimentos de soldagem.

FIGURA 36 – Aparato utilizado para a medição da distorção das chapas soldadas

3.2.6 – Distribuição de Temperatura Próximo a Junta Soldada

Para uma das juntas soldadas, para cada espessura em cada procedimento, foi medida a variação da temperatura em um ponto P próximo ao cordão de solda (a 130,0 mm da extremidade de início da solda e a 10,0 mm do eixo médio da junta), durante a soldagem. Ou seja, um termopar de ferro-constantan com região de leitura entre $-7,66$ a $50,0$ milivolts (-190 °C a 871 °C), foi posicionado e mantido no ponto P, desde o momento em que o arco foi aceso até após a sua extinção. As leituras foram sendo registradas em papel apropriado através dum registrador da marca PHARMÁCIA, ao qual foi conectado o termopar de referência zero. As leituras foram recuperadas e foram apresentadas na forma de gráficos.

4 – RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 – Consumíveis e Parâmetros de Soldagem nos Testes Preliminares

a) Para o Aço Carbono não Revestido

A partir da região de valores apresentados na tabela 07 do item 3.2.2 a), chegou-se a uma combinação de parâmetros de soldagem para as chapas de aço carbono não revestidas (aço SAE-1020) que está resumida na tabela 10. Trata-se de uma boa combinação, porém não otimizada.

TABELA 10 – Parâmetros de soldagem para as chapas de aço carbono não revestidas

Espessura da chapa (mm)	Veloc. de alim. do arame (cm/min)	Velocidades de soldagem (cm/min)	Corrente média (A)	Tensão (V)	Indutância	Abertura da raiz (mm)	Aporte de calor (kJ/cm)
0,9	292,1	55,9	52	14,0	6,0	0,4	0,79
1,9	431,8	50,8	81,5	17,0	7,0	0,8	1,66
3,0	635,0	45,7	114,5	18,0	8,0	1,2	2,75

Gás de Proteção: 8%CO₂ + 92%Ar - Arame: ER70S-6

Para as espessuras de chapas soldadas, da chapa mais fina para a chapa mais grossa, a velocidade de alimentação do arame aumentou, a velocidade de soldagem diminuiu e, devido o aumento da corrente e da tensão, obtivemos um aumento no aporte de calor, como era de se esperar.

Os cordões de solda obtidos com os parâmetros acima, mostraram-se isentos de defeitos e os resultados médios das medidas realizadas nas seções transversais dos corpos de prova para a análise dos fatores de qualidade estão apresentados na tabela 11.

TABELA 11 – Valores geométricos médios das seções transversais das soldas executadas nas chapas de aço carbono não revestidas (mm)

Fator / Espessura	Penetração		Reforço	Largura		Mordedura
	Total	Excessiva		Face Solda	Raiz	
0,9	0,91	0,17	1,02	3,50	1,90	-
1,9	1,86	0,23	1,11	4,60	2,10	-
3,0	3,04	0,30	1,30	5,80	2,80	-

A tabela 12 mostra os resultados da análise de qualidade, baseados nos critérios adotados na tabela 09 do item 3.2.2 e nas medidas das seções transversais apresentadas na tabela 11. Observa-se que os cordões obtidos estão dentro dos padrões aceitáveis, o que qualifica o procedimento de soldagem adotado com os parâmetros definidos na tabela 10.

TABELA 12 – Resultados da análise de qualidade dos cordões de solda executados nas chapas de aço carbono não revestidas

Espessura da Chapa (mm) / Fator	0,9		1,9		3,0	
	valor	nível	valor	nível	valor	nível
Trincas: Superficiais	N	A	N	A	N	A
Internas	N	A	N	A	N	A
Penetração: Total (%)	100	A	98	B	100	A
Excessiva (%)	8,95	A	10,95	B	10,71	B
Reforço (%)	29,1	B	24,1	B	22,4	B
Mordedura (mm)	N	A	N	A	N	A
Porosidade: Superfícies	N	A	N	A	N	A
Internas	N	A	N	A	N	A
Irregularidades da Superfície	18,3%	B	19,8%	B	19,1%	B
($\Delta l/l_{\text{méd}}$ e $\Delta r/r_{\text{méd}}$)	14,7%	A	58,6%	B	16,9%	A
Respingos	médio	B	médio	B	médio	B

Onde: *N* – não apresentou o fator; *A* – nível de qualidade ótimo; *B* – nível de qualidade bom; *C* – nível de qualidade ruim.

Em todos os casos, as juntas de chapas de aço carbono não revestidas soldadas atenderam a especificação ANSI/AWS D1.3-89, *structural welding code –sheet steel* da AWS (1989), ou seja nos testes de tração a ruptura se deu no metal base distante da zona da solda e nos testes de dobramento não foi observado trincas tanto no metal base como na região da solda.

A figura 37 mostra uma macrografia representativa da seção transversal típica de um dos cordões de solda produzidos. Nota-se na região da solda a perfeita definição da zona afetada pelo calor, dada a diferenciação das regiões de grãos refinados e grosseiros em relação ao metal base e a região fundida com a formação de grãos colunares.

Em termos de microconstituintes na zona afetada pelo calor (ZAC), próximo a fronteira da zona fundida aparecem predominantemente grãos de ferrita poligonal maiores seguidos de grãos menores, e ainda alguns grãos de ferrita com segunda fase alinhada. A figura 38 mostra em detalhe uma pequena região típica entre a zona afetada pelo calor (ZAC) e a zona fundida, destacando a diferenciação na granulometria comentada anteriormente.

No metal base predomina em maior percentagem grãos de ferrita de número 10 , conforme classificação ASTM e uma quantidade mínima de perlita, o que caracteriza um aço baixo carbono.

FIGURA 37 – Seção transversal típica do cordão de solda em chapa de aço carbono não revestida com espessura de 0,9 mm (aumento: 20x)

Na zona fundida (metal como soldado) aparecem grãos colunares, cujo interior apresenta grande percentagem de ferrita acicular (AF) e muito pouco de ferrita primária poligonal intragranular (PF(I)) e nos seus contornos ferrita primária de contorno de grão (PF(G)) e ferrita com segunda fase alinhada (FS(A)), o que pode ser visto na fotomicrografia da figura 39. Todos esses constituintes microestruturais estão associados aos grãos de austenita anterior.

FIGURA 38 - Região típica de interface entre a ZAC e a zona fundida em chapa de aço carbono não revestida com espessura de 0,9 mm (aumento: 100x)

FIGURA 39 – Micrografia típica da região central do cordão de solda em chapa de aço carbono não revestida com espessura de 0,9 mm (aumento: 200x)

b) Para as Chapas de Aço Zincado

Para a soldagem das chapas de aço carbono com revestimento de zinco, conforme metodologia expressa no item 3.2.2 b), procurou-se a melhor combinação de consumíveis: gás de proteção e arame conforme tabela 08. A tabela 13 mostra os resultados dos parâmetros de soldagem. Observa-se desses resultados, que mantidos a velocidade de soldagem e a vazão de gás para as quatro combinações, os demais parâmetros como: corrente, tensão e velocidade de alimentação apresentaram variação quando da mudança do gás de proteção, da mistura A (8%CO₂ + 92%Ar) para a mistura B (20%CO₂ + 80%Ar), o que provocou variação no aporte de calor na ordem de 9% a 15%. Quando foi usado na combinação a mistura A (8%CO₂ + 92%Ar), o baixo teor do gás ativo CO₂, diminuiu o aporte de calor na junta, o que é benéfico na soldagem de chapas finas.

Durante a soldagem, observou-se a produção de fumos e faíscas, o arco permaneceu estável em praticamente todo o trecho percorrido pela tocha de soldagem nas juntas dos testes realizados.

TABELA 13 – Parâmetros de soldagem em cada combinação

Combinação	Arame	Gás	Corrente (A)	Tensão (V)	Vel. alim. do arame (cm/min)	Vel. soldagem (cm/min)	Aporte de calor (kJ/cm)	Dureza Vickers (HV)
C1	S6	A	43	13,4	226	45,7	0,76	288
C2	S6	B	45	15	243,8	45,7	0,89	224
C3	S3	B	45	15	243,8	45,7	0,89	222
C4	S3	A	41	15	241,3	45,7	0,81	214

A tabela 14 apresenta os resultados das medidas realizadas nas seções transversais dos corpos de prova para a análise dos fatores de qualidade.

TABELA 14 – Valores geométricos médios das seções transversais das soldas executadas nas chapas de aço zincado em cada combinação (mm)

Fator / Combinação	Penetração		Reforço	Largura		Mordedura
	Total	Excessiva		Face Solda	Raiz	
C1	0,97	0,16	1,63	3,02	1,33	-
C2	0,89	0,31	1,01	3,86	2,60	-
C3	0,87	0,08	1,39	3,49	2,13	-
C4	0,89	0,18	1,06	3,69	1,79	-

A tabela 15 apresenta os resultados da análise de qualidade, baseados nos critérios adotados na tabela 09 e nas medidas das seções transversais apresentadas na tabela 14. Esses resultados são para a situação crítica das seções transversais das soldas analisadas.

TABELA 15 – Resultados da análise de qualidade dos cordões de solda executados nas chapas de aço zincado em cada combinação

Combinação / Fator	C1		C2		C3		C4	
	valor	nível	valor	nível	valor	nível	valor	nível
Trincas: Superficiais	N	A	N	A	N	A	N	A
Internas	N	A	N	A	N	A	N	A
Penetração: Total (%)	100	A	94	B	92	B	94	B
Excessiva (%)	12,03	B	11,92	B	3,08	A	10,06	B
Reforço (%)	54,0	C	26,2	B	39,8	C	28,7	B
Mordedura (mm)	N	A	N	A	N	A	N	A
Porosidade: Superfícies	N	A	N	A	N	A	N	A
Internas	N	A	N	A	N	A	N	A
Irregularidades da Superfície	3,2%	A	7,7%	A	12,6%	A	6,4%	A
($\Delta l/l_{\text{méd}}$ e $\Delta r/r_{\text{méd}}$)	24,3%	A	54,5%	B	38,3%	A	5,2%	A
Respingos	médio	B	médio	B	médio	B	Sem	A

Onde: *N* – não apresentou o fator; *A* – nível de qualidade ótimo; *B* – nível de qualidade bom; *C* – nível de qualidade ruim.

Dos resultados da tabela 15, nota-se que as combinações C2 e C4 são as combinações que apresentam o melhor desempenho quanto a qualidade do cordão de solda, embora a combinação C2 apresente maior irregularidade da superfície, porém dentro do aceitável. As combinações C1 e C3 apresentaram um reforço excessivo e, no caso da C3, ocorreu o defeito localizado de falta de penetração. Tanto a penetração excessiva e o reforço da combinação C4, com valores a níveis aceitáveis, podem ser melhorados através de uma melhoria nos parâmetros de soldagem. Uma inspeção visual ao longo dos cordões de solda, confirma os resultados da tabela 15 e os comentários anteriores.

Dos cordões inspecionados, observou-se a perda do revestimento de zinco da chapa de aço, na região adjacente ao cordão. Através de um paquímetro digital, foi medida essa região nas faces da solda e da raiz da solda. Para as combinações C2, C3 e C4, essa região foi praticamente a mesma, com variação de 6 a 7%. Para a combinação C1, a região de perda de revestimento foi 25% menor que nas demais combinações.

A figura 40 mostra as macrografias representativas das seções transversais dos cordões de solda para as quatro combinações empregadas. Nota-se na figura 40(c), o defeito localizado de falta de penetração na face da raiz da solda, na combinação C3.

A figura 41 mostra as micrografias representativas das seções transversais, tiradas da região central dos cordões de solda para as quatro combinações empregadas. Em todas elas, como já visto no caso da solda nas chapas de aço carbono não revestida, observa-se na zona fundida (metal como soldado), grãos colunares, cujo interior apresenta em grande percentagem de ferrita acicular (AF) e, em menor quantidade ocorre também a ferrita poligonal intragranular (PF(I)). Nos contornos de grão surgem a ferrita primária de contorno de grão (PF(G)) e a ferrita com segunda fase alinhada (FS(A)). Comparando as quatro micrografias, observa-se nitidamente, que a ferrita acicular parece ter maior percentagem e com granulação fina na combinação C1. Na sequência das combinações C2, C3 e C4, a quantidade de ferrita acicular vai diminuindo, se tornando mais grosseira, e observa-se um aumento das ferritas primária de contorno de grão e da ferrita com segunda fase alinhada.

(a) Combinação C1

(b) Combinação C2

(c) Combinação C3

(d) Combinação C4

FIGURA 40 – Seções transversais típicas dos cordões de solda nas combinações
(aumento: 20x)

(a) Combinação C1

(b) Combinação C2

(c) Combinação C3

(d) Combinação C4

FIGURA 41 – Micrografias típicas da região central dos cordões de solda
(aumento: 200x)

A presença da ferrita acicular em maior quantidade, garante melhor desempenho da solda, quanto as propriedades mecânicas, o que pode ser comprovado pelo resultado das medidas de dureza vickers apresentadas na tabela 13, cujo valor máximo ocorre para a combinação C1, e diminui em até 25% na combinação C4.

Apesar da variação nos microconstituintes, em todos os testes de tração das juntas, perpendicular ao cordão de solda, a ruptura ocorreu no metal base, distante da região da solda e da zona afetada pelo calor. Dos ensaios de dobramento nos corpos de prova soldados não se constatou a ocorrência de fissuras ou fendas na zona tracionada, que condenasse a qualidade da solda.

A partir do par de consumíveis da combinação C4, seguindo os mesmos passos do item 4.1 a), foi definido também os parâmetros para a soldagem das chapas de aço zincado para as demais espessuras que estão resumidos na tabela 16.

TABELA 16 – Parâmetros de soldagem para as chapas de aço carbono zincado

Espessura da chapa (mm)	Veloc. de alim. do arame (cm/min)	Velocidades de soldagem (cm/min)	Corrente média (A)	Tensão (V)	Indutância	Abertura da raiz (mm)	Aporte de calor (kJ/cm)
0,9	241,3	45,7	42,5	15,0	7,0	0,6	0,85
1,9	330,2	40,6	67,0	17,0	7,0	1,0	1,71
3,0	381,0	35,6	80,7	18,0	8,0	1,25	2,49

Gás de Proteção: 8%CO₂ + 92%Ar

Arame: ER70S-3

Os cordões de solda obtidos com os parâmetros acima, mostraram-se isentos de defeitos e os resultados médios das medidas realizadas nas seções transversais dos corpos de prova para a análise dos fatores de qualidade estão apresentados na tabela 17.

TABELA 17 – Valores geométricos médios das seções transversais das soldas executadas nas chapas de aço carbono zincado (mm)

Fator / Espessura	Penetração		Reforço	Largura		Mordedura
	Total	Excessiva		Face Solda	Raiz	
0,9	0,89	0,18	1,06	3,69	1,79	-
1,9	1,85	0,14	1,33	4,73	2,07	-
3,0	2,76	0,27	1,26	5,57	2,26	-

A tabela 18 mostra os resultados da análise de qualidade, baseados nos critérios adotados na tabela 09 do item 3.2.2 e nas medidas das seções transversais apresentadas na tabela 17. Observa-se que os cordões obtidos estão dentro dos padrões aceitáveis, o que qualifica o procedimento de soldagem adotado com os parâmetros definidos na tabela 16.

TABELA 18 – Resultados da análise de qualidade dos cordões de solda executados nas chapas de aço carbono zincado

Espessura da Chapa (mm) / Fator	0,9		1,9		3,0	
	valor	nível	valor	nível	valor	nível
Trincas: Superficiais	N	A	N	A	N	A
Internas	N	A	N	A	N	A
Penetração: Total (%)	94	B	95	B	90,5	B
Excessiva (%)	10,06	B	6,76	A	11,95	B
Reforço (%)	28,7	B	28,1	B	22,6	B
Mordedura (mm)	N	A	N	A	N	A
Porosidade: Superfícies	N	A	N	A	N	A
Internas	N	A	N	A	N	A
Irregularidades da Superfície	4,61%	A	9,73%	A	7,36%	A
($\Delta l/l_{\text{méd}}$ e $\Delta r/r_{\text{méd}}$)	34,9%	A	12,8%	A	11,1%	A
Respingos	médio	B	médio	B	médio	B

Onde: **N** – não apresentou o fator; **A** – nível de qualidade ótimo; **B** – nível de qualidade bom; **C** – nível de qualidade ruim.

Como ocorreu para as juntas de chapas de aço carbono não revestidas soldadas, as juntas de chapas de aço zincado também atenderam a especificação ANSI/AWS D1.3-89, *structural welding code –sheet steel* da AWS (1989), ou seja nos testes de tração a ruptura se deu no metal base distante da zona da solda e nos testes de dobramento não foi observado trincas tanto no metal base como na região da solda.

Comparando as tabelas 10 e 16, observa-se uma variação nos valores dos parâmetros encontrados para as chapas de aço carbono não revestidas e a zincada. O mais significativo diz respeito a velocidade de soldagem, que para a soldagem das

chapas zincadas chega a ser cerca de 23% menor que para as chapas não revestidas. Para a velocidade de alimentação do arame a diferença chega até 40% menor para a chapa mais grossa. Em decorrência disso, o aporte de calor torna-se maior para a chapa de aço zincado, principalmente para as chapas de espessuras mais finas.

4.2 – Juntas Soldadas Empregando os Três Procedimentos de Soldagem

A partir dos parâmetros obtidos nas tabelas 10 e 16, foram soldadas três juntas para cada espessura e tipo de aço em cada um dos três procedimentos. Nas tabelas 19, 20 e 21 estão apresentadas as juntas soldadas, a espessura nominal das chapas, a variação da corrente de soldagem, observada no amperímetro digital da fonte de energia do sistema de soldagem e o aporte de calor calculado a partir do valor médio da corrente medida. Nessas tabelas constam também os parâmetros de soldagem já discutidos anteriormente.

TABELA 19 – Parâmetros de soldagem medidos para o procedimento P1

Junta	Esp. medida (mm)	Abertura raiz (mm)	Vel. alim. do arame (cm/min)	Vel. de soldagem (cm/min)	Tensão (V)	Corrente (A)	Aporte de calor (kJ/cm)
J1P1S0,9	0,91	0,40	292,1	55,9	14,0	50 – 53	0,77
J2P1S0,9	0,93	a				52 – 54	0,80
J3P1S0,9	0,91	0,60				50 – 53	0,77
J4P1S1,9	1,98	0,60	431,8	50,8	17,0	82 – 84	1,67
J5P1S1,9	2,02	a				80 – 84	1,65
J6P1S1,9	2,00	1,00				86 – 89	1,76
J7P1S3,0	2,78	1,00	635,0	45,7	18,0	112 – 119	2,73
J8P1S3,0	3,00	a				114 – 120	2,76
J9P1S3,0	3,13	1,30				118 – 127	2,89
J1P1Z0,9	0,97	0,40	241,3	45,7	15,0	42 – 46	0,87
J2P1Z0,9	0,98	a				39 – 45	0,83
J3P1Z0,9	0,95	0,60				42 – 44	0,85
J4P1Z1,9	1,91	0,60	330,2	40,6	17,0	66 – 71	1,72
J5P1Z1,9	1,95	a				66 – 69	1,70
J6P1Z1,9	1,91	1,00				66 – 70	1,71
J7P1Z3,0	2,93	1,00	381,0	35,6	18,0	78 – 86	2,49
J8P1Z3,0	2,93	a				74 – 83	2,38
J9P1Z3,0	2,91	1,30				75 – 81	2,37

TABELA 20 – Parâmetros de soldagem medidos para o procedimento P2

Junta	Esp. medida (mm)	Abertura raiz (mm)	Vel. alim. do arame (cm/min)	Vel. de soldagem (cm/min)	Tensão (V)	Corrente (A)	Aporte de calor (kJ/cm)
J1P2S0,9	0,88	0,4	292,1	55,9	14,0	52 – 60	0,84
J2P2S0,9	0,88	a				52 – 57	0,82
J3P2S0,9	0,90	0,6				52 – 56	0,81
J4P2S1,9	1,98	0,6	431,8	50,8	17,0	83 – 90	1,74
J5P2S1,9	1,98	a				81 – 90	1,72
J6P2S1,9	1,94	1,0				83 – 88	1,72
J7P2S3,0	3,16	1,0	635,0	45,7	18,0	115 – 124	2,82
J8P2S3,0	3,15	a				114 – 123	2,80
J9P2S3,0	3,17	1,3				115 – 123	2,81
J1P2Z0,9	0,99	0,4	241,3	45,7	15,0	39 – 46	0,84
J2P2Z0,9	0,98	a				39 – 45	0,83
J3P2Z0,9	0,98	0,6				38 – 46	0,83
J4P2Z1,9	1,90	0,6	330,2	40,6	17,0	63 – 67	1,63
J5P2Z1,9	1,88	a				63 – 67	1,63
J6P2Z1,9	1,91	1,0				63 – 68	1,64
J7P2Z3,0	2,92	1,0	381,0	35,6	18,0	74 – 80	2,34
J8P2Z3,0	2,91	a				74 – 80	2,34
J9P2Z3,0	2,92	1,3				75 – 79	2,34

TABELA 21 – Parâmetros de Soldagem medidos para o procedimento P3

Junta	Esp. medida (mm)	Abertura raiz (mm)	Vel. alim. do arame (cm/min)	Vel. de soldagem (cm/min)	Tensão (V)	Corrente (A)	Aporte de calor (kJ/cm)
J1P3S0,9	0,88	0,4	292,1	55,9	14,0	52 – 55	0,80
J2P3S0,9	0,89	a				52 – 58	0,83
J3P3S0,9	0,88	0,6				53 – 56	0,82
J4P3S1,9	2,04	0,6	431,8	50,8	17,0	81 – 85	1,67
J5P3S1,9	2,05	a				82 – 87	1,70
J6P3S1,9	2,03	1,0				84 – 89	1,74
J7P3S3,0	2,84	1,0	635,0	45,7	18,0	119 – 121	2,83
J8P3S3,0	2,80	a				116 – 123	2,82
J9P3S3,0	2,99	1,3				115 – 124	2,82
J1P3Z0,9	0,99	0,4	241,3	45,7	15,0	41 – 46	0,86
J2P3Z0,9	0,98	a				38 – 43	0,80
J3P3Z0,9	0,95	0,6				42 – 47	0,88
J4P3Z1,9	1,90	0,6	330,2	40,6	17,0	59 – 65	1,56
J5P3Z1,9	1,89	a				63 – 69	1,66
J6P3Z1,9	1,89	1,0				61 – 66	1,59
J7P3Z3,0	2,91	1,0	381,0	35,6	18,0	76 – 79	2,35
J8P3Z3,0	2,92	a				75 – 79	2,34
J9P3Z3,0	2,92	1,3				74 – 81	2,35

Dessas tabelas observa-se uma variação bastante pequena na corrente de soldagem, em cada procedimento de soldagem para uma dada espessura e tipo de chapa, e conseqüentemente no aporte de calor. Tomando o valor médio das três juntas para cada espessura e tipo de aço, o valor do aporte de calor praticamente é o mesmo em cada procedimento, demonstrando assim a boa performance dos procedimentos de soldagem.

4.3 – Inspeção Visual e Características Geométricas dos Cordões de Solda

A partir de uma inspeção visual em toda extensão dos cordões de solda, não foram observados defeitos de mordedura, falta de penetração, trincas e porosidades superficiais, bem como irregularidades na superfície que condenassem os cordões examinados. A presença de respingos junto aos cordões foram mínimos, dentro dos limites aceitáveis.

As figuras 42 e 43 mostram vistas frontal e posterior de dois cordões de solda representativos do procedimento P1, no caso tratam-se das juntas J4P1S1,9 e J4P1Z1,9. Os demais cordões de solda têm aparência muito parecida com os representados nestas figuras. Os cordões têm aparência regular, contínuos ao longo das juntas e livres de defeitos.

FIGURA 42 – Vista frontal e posterior do cordão de solda na junta J4P1S1,9

FIGURA 43 – Vista frontal e posterior do cordão de solda na junta J4PIZ1,9

As tabelas 22, 23 e 24 mostram os valores médios das medidas realizadas nas seções transversais dos cordões de solda para a análise dos fatores de qualidade, em cada procedimento. Esses valores foram utilizados para a análise da qualidade dos cordões de solda a partir dos fatores definidos nos itens 3.2.2b) e 3.2.4 do capítulo de materiais e métodos. As medidas geométricas para avaliação dos fatores de qualidade da solda, foram realizadas através do sistema de análise de imagens, o MOCHA – IMAGE ANALYSIS SOFTWARE – V. 1.2, a partir de fotos macrográficas de seções transversais das juntas soldadas, obtidas pelos três procedimentos. As figuras 44 e 45 apresentam algumas macrografias típicas, as demais fazem parte do anexo A.

Os valores mostrados nas tabelas referidas acima, apresentam variações em média para os três procedimentos, principalmente no valor da penetração excessiva e da largura na face da raiz, apesar das conformações das seções transversais dos cordões serem bastante semelhantes. No caso da penetração excessiva, a variação é de 59% no valor médio para as três juntas de cada espessura e tipo de chapa para os três procedimentos de soldagem. Já no caso da medida da largura na face da raiz, a variação é de 44%. Para a medida do reforço a variação é de 36%. Para as demais medidas a variação média não ultrapassa os 10%. Essas variações demonstram que os diferentes procedimentos de soldagem alteram as medidas geométricas dos cordões de solda.

(a) J4P1S1,9

(b) J5P2S1,9

(c) J6P3S1,9

FIGURA 44 – Fotos macrograficas de seções transversais típicas de juntas de aço SAE-1020 com espessura de 1,9 mm para os três procedimentos (aumento: 17x)

(a) J4P1Z1,9

(b) J5P2Z1,9

(c) J5P3Z1,9

FIGURA 45 – Fotos macrograficas de seções transversais típicas de juntas de aço ZAR-345 com espessura de 1,9 mm para os três procedimentos (aumento: 17x)

TABELA 22 – Valores geométricos médios das seções transversais dos cordões de solda obtidos pelo procedimento P1 (mm)

Junta	Penetração		Reforço	Largura		Mordedura
	Total	Excessiva		Face de Solda	Raiz	
J1P1S0,9	0,92	0,34	0,69	2,78	1,60	-
J2P1S0,9	0,90	0,18	0,87	2,65	1,55	-
J3P1S0,9	0,91	0,16	0,98	2,80	1,93	-
J4P1S1,9	2,06	0,09	1,30	4,89	2,25	-
J5P1S1,9	2,02	0,30	1,04	4,40	1,91	-
J6P1S1,9	2,44	0,18	1,00	4,56	1,58	-
J7P1S3,0	3,00	0,23	1,18	6,00	2,00	-
J8P1S3,0	3,00	0,18	1,45	6,00	1,73	-
J9P1S3,0	3,00	0,45	0,91	5,82	2,95	-
J1P1Z0,9	0,90	0,45	0,96	3,33	2,18	-
J2P1Z0,9	0,91	0,56	0,78	3,25	2,13	-
J3P1Z0,9	0,95	0,26	1,15	3,42	2,07	-
J4P1Z1,9	1,85	0,15	1,27	5,02	2,29	-
J5P1Z1,9	1,85	0,11	1,44	4,60	1,93	-
J6P1Z1,9	1,87	0,15	1,27	4,56	1,98	-
J7P1Z3,0	2,73	0,14	1,27	5,77	2,64	-
J8P1Z3,0	2,77	0,36	1,18	5,36	1,77	-
J9P1Z3,0	2,77	0,32	1,32	5,59	2,36	-

TABELA 23 – Valores geométricos médios das seções transversais dos cordões de solda obtidos pelo procedimento P2 (mm)

Junta	Penetração		Reforço	Largura		Mordedura
	Total	Excessiva		Face de Solda	Raiz	
J1P2S0,9	1,02	0,53	0,60	3,44	2,85	-
J2P2S0,9	0,89	0,44	0,93	3,51	2,71	-
J3P2S0,9	0,95	0,49	0,77	3,48	2,78	-
J4P2S1,9	1,96	0,09	1,09	5,00	2,36	-
J5P2S1,9	1,97	0,18	1,09	5,33	2,07	-
J6P2S1,9	1,96	0,14	1,09	5,17	2,22	-
J7P2S3,0	3,06	0,77	0,73	5,95	3,18	-
J8P2S3,0	3,05	0,71	0,75	5,80	2,96	-
J9P2S3,0	3,05	0,64	0,77	5,64	2,73	-
J1P2Z0,9	0,92	0,25	1,23	3,08	1,46	-
J2P2Z0,9	0,92	0,11	1,24	3,36	1,27	-
J3P2Z0,9	0,92	0,38	1,22	2,80	1,65	-
J4P2Z1,9	1,87	0,31	1,00	4,71	2,02	-
J5P2Z1,9	1,96	0,24	0,95	4,85	1,71	-
J6P2Z1,9	1,89	0,28	1,00	4,78	1,87	-
J7P2Z3,0	2,82	0,09	1,18	5,36	2,05	-
J8P2Z3,0	2,95	0,36	1,09	5,45	2,23	-
J9P2Z3,0	2,82	0,29	1,14	5,41	2,14	-

TABELA 24 – Valores geométricos médios das seções transversais dos cordões de solda obtidos pelo procedimento P3 (mm)

Juntas	Penetração		Reforço	Largura		Mordedura
	Total	Excessiva		Face de Solda	Raiz	
J1P3S0,9	0,89	0,51	0,75	3,47	2,78	-
J2P3S0,9	0,87	0,56	0,73	3,62	3,13	-
J3P3S0,9	0,87	0,42	0,84	3,24	3,15	-
J4P3S1,9	1,95	0,49	0,93	4,96	2,56	-
J5P3S1,9	1,95	0,22	1,11	4,60	2,35	-
J6P3S1,9	1,96	0,25	1,13	4,84	2,24	-
J7P3S3,0	2,77	0,73	1,00	6,59	3,32	-
J8P3S3,0	2,86	0,50	1,09	6,27	3,18	-
J9P3S3,0	2,95	0,23	1,45	6,18	2,59	-
J1P3Z0,9	0,93	0,33	1,16	3,45	1,91	-
J2P3Z0,9	0,95	0,16	1,09	3,29	1,87	-
J3P3Z0,9	0,93	0,09	1,24	2,82	1,24	-
J4P3Z1,9	1,91	0,58	0,87	5,49	3,29	-
J5P3Z1,9	1,89	0,33	1,05	5,09	2,75	-
J6P3Z1,9	1,91	0,38	1,00	4,78	2,47	-
J7P3Z3,0	2,91	0,36	0,95	5,64	2,32	-
J8P3Z3,0	2,91	0,36	0,95	5,68	2,36	-
J9P3Z3,0	2,95	0,36	0,95	5,68	2,14	-

As tabelas de número 25, 26 e 27 apresentam os resultados da análise de qualidade, baseados nos critérios adotados na tabela 09 e nas medidas das seções transversais apresentadas nas tabelas 22, 23 e 24. Esses resultados são para a situação crítica das seções transversais das soldas analisadas.

Comparando os resultados obtidos nessas tabelas, observa-se que para as juntas soldadas de chapas de aço zincado, com espessura de 0,9 mm, o reforço medido ultrapassa em até 14% (caso da junta J3P2Z0,9) o valor limite aceitável que é de 30%. Para as chapas de aço carbono sem revestimento, com espessura mais grossa, 3,0 mm, há uma tendência, ainda que mínima, de ocorrer penetração excessiva acima do limite aceitável que é de 20%. É o caso das juntas J7P2S3,0; J8P2S3,0; J9P2S3,0 e J7P3S3,0, que atingiram uma penetração excessiva relativa de 24%, 24%, 23% e 22% respectivamente.

Tendo em vista estes fatos, os parâmetros de soldagem nesses casos devem ser ajustados de modo a propiciar uma melhoria no reforço e penetração excessiva dos cordões.

TABELA 25 – Resultados da análise de qualidade dos cordões de solda executados nas juntas soldadas com o procedimento P1

Fatores → Juntas ↓		Trincas		Penetração		Re- for ço	Mor de du ra	Po ro si da de	Irregularida- des da superfície		Respin gos
		Super ficiais	Inter nas	Total	Exces siva				$\Delta l/l_{méd}$	$\Delta r/r_{méd}$	
J1P1S0,9	valor nível	N A	N A	100% A	20% B	25% B	N A	N A	1,5% A	23% A	médio B
J2P1S0,9	valor nível	N A	N A	99% B	12% B	33% C	N A	N A	3,4% A	2,3% A	médio B
J3P1S0,9	valor nível	N A	N A	100% A	8% A	35% C	N A	N A	2,1% A	13% A	médio B
J4P1S1,9	valor nível	N A	N A	100% A	4% A	27% B	N A	N A	5,5% A	15% A	médio B
J5P1S1,9	valor nível	N A	N A	100% A	16% B	24% B	N A	N A	5,0% A	6,7% A	médio B
J6P1S1,9	valor nível	N A	N A	100% A	11% B	22% B	N A	N A	1,3% A	11% A	médio B
J7P1S3,0	valor nível	N A	N A	99% B	12% B	20% A	N A	N A	1,0% A	0% A	médio B
J8P1S3,0	valor nível	N A	N A	99% B	10% A	24% B	N A	N A	1,0% A	19% A	médio B
J9P1S3,0	valor nível	N A	N A	99% B	15% B	16% A	N A	N A	2,1% A	30% A	médio B
J1P1Z0,9	valor nível	N A	N A	95% B	10% A	29% B	N A	N A	0% A	0% A	médio B
J2P1Z0,9	valor nível	N A	N A	96% B	26% C	24% B	N A	N A	2,5% A	23% A	médio B
J3P1Z0,9	valor nível	N A	N A	100% A	13% B	34% C	N A	N A	9,0% A	17% A	médio B
J4P1Z1,9	valor nível	N A	N A	95% B	7% A	25% B	N A	N A	5,8% A	4,7% A	médio B
J5P1Z1,9	valor nível	N A	N A	95% B	6% A	30% B	N A	N A	2,8% A	7,6% A	médio B
J6P1Z1,9	valor nível	N A	N A	96% B	8% A	28% B	N A	N A	3,7% A	4,7% A	médio B
J7P1Z3,0	valor nível	N A	N A	90% B	5% A	22% B	N A	N A	3,5% A	0,8% A	médio B
J8P1Z3,0	valor nível	N A	N A	91% B	20% B	22% B	N A	N A	3,9% A	6,8% A	médio B
J9P1Z3,0	valor nível	N A	N A	91% B	14% B	24% B	N A	N A	0,4% A	4,5% A	médio B

Onde: *N* – não apresentou o fator; *A* – nível de qualidade ótimo; *B* – nível de qualidade bom; *C* – nível de qualidade ruim.

TABELA 26 – Resultados da análise de qualidade dos cordões de solda executados nas juntas soldadas com o procedimento P2

Fatores → Juntas ↓		Trincas		Penetração		Re- for ço	Mor de du ra	Po ro si da de	Irregularida- des da superfície		Respin gos
		Super ficiais	Inter nas	Total	Exces siva				$\Delta l/l_{méd}$	$\Delta r/r_{méd}$	
J1P2S0,9	valor nível	N A	N A	100% A	19% B	17% A	N A	N A	1,2% A	28% A	médio B
J2P2S0,9	valor nível	N A	N A	98% B	16% B	26% B	N A	N A	0,9% A	16% A	médio B
J3P2S0,9	valor nível	N A	N A	100% A	18% B	22% B	N A	N A	0% A	0% A	médio B
J4P2S1,9	valor nível	N A	N A	100% A	4% A	22% B	N A	N A	3,4% A	0% A	médio B
J5P2S1,9	valor nível	N A	N A	100% A	9% A	21% B	N A	N A	3,0% A	0% A	médio B
J6P2S1,9	valor nível	N A	N A	100% A	6% A	21% B	N A	N A	0% A	0% A	médio B
J7P2S3,0	valor nível	N A	N A	100% A	24% C	12% A	N A	N A	2,5% A	2,7% A	médio B
J8P2S3,0	valor nível	N A	N A	100% A	24% C	13% A	N A	N A	0% A	0% A	médio B
J9P2S3,0	valor nível	N A	N A	100% A	23% C	14% A	N A	N A	2,8% A	2,6% A	médio B
J1P2Z0,9	valor nível	N A	N A	97% B	17% B	40% C	N A	N A	0% A	0% A	médio B
J2P2Z0,9	valor nível	N A	N A	97% B	9% A	37% C	N A	N A	8,3% A	0,8% A	médio B
J3P2Z0,9	valor nível	N A	N A	97% B	23% C	44% C	N A	N A	10% A	0,8% A	médio B
J4P2Z1,9	valor nível	N A	N A	96% B	15% B	21% B	N A	N A	1,5% A	2,0% A	médio B
J5P2Z1,9	valor nível	N A	N A	100% A	14% B	20% A	N A	N A	1,5% A	3,2% A	médio B
J6P2Z1,9	valor nível	N A	N A	97% B	15% B	21% B	N A	N A	0% A	2,0% A	médio B
J7P2Z3,0	valor nível	N A	N A	92% B	5% A	22% B	N A	N A	0,9% A	3,4% A	médio B
J8P2Z3,0	valor nível	N A	N A	97% B	16% B	20% A	N A	N A	0,7% A	4,6% A	médio B
J9P2Z3,0	valor nível	N A	N A	92% B	14% B	21% B	N A	N A	0% A	0% A	médio B

Onde: *N* – não apresentou o fator; *A* – nível de qualidade ótimo; *B* – nível de qualidade bom; *C* – nível de qualidade ruim.

TABELA 27 – Resultados da análise de qualidade dos cordões de solda executados nas juntas soldadas com o procedimento P3

Fatores → Juntas ↓		Trincas		Penetração		Re- for ço	Mor de du ra	Po ro si da de	Irregularida- des da superfície		Respin gos
		Super ficiais	Inter nas	Total	Exces siva				$\Delta l/l_{mé}$ d	$\Delta r/r_{mé}$ d	
J1P3S0,9	valor nível	N A	N A	98% B	18% B	22% B	N A	N A	0,9% A	2,7% A	médio B
J2P3S0,9	valor nível	N A	N A	96% B	18% B	20% B	N A	N A	5,0% A	5,5% A	médio B
J3P3S0,9	valor nível	N A	N A	96% B	13% B	26% B	N A	N A	6,2% A	8,3% A	médio B
J4P3S1,9	valor nível	N A	N A	100% A	19% B	19% A	N A	N A	3,2% A	14% A	médio B
J5P3S1,9	valor nível	N A	N A	100% A	9,4% A	24% B	N A	N A	4,3% A	4,5% A	médio B
J6P3S1,9	valor nível	N A	N A	100% A	11% B	23% B	N A	N A	0,8% A	6,2% A	médio B
J7P3S3,0	valor nível	N A	N A	91% B	22% C	15% A	N A	N A	3,6% A	18% A	médio B
J8P3S3,0	valor nível	N A	N A	94% B	16% B	17% A	N A	N A	1,3% A	8,3% A	médio B
J9P3S3,0	valor nível	N A	N A	97% B	8,8% A	23% B	N A	N A	2,8% A	19% A	médio B
J1P3Z0,9	valor nível	N A	N A	98% B	17% B	34% C	N A	N A	7,5% A	0% A	médio B
J2P3Z0,9	valor nível	N A	N A	100% A	8,6% A	33% C	N A	N A	3,0% A	6,4% A	médio B
J3P3Z0,9	valor nível	N A	N A	98% B	7,3% A	44% C	N A	N A	13% A	6,5% A	médio B
J4P3Z1,9	valor nível	N A	N A	98% B	18% B	16% A	N A	N A	6,7% A	12% A	médio B
J5P3Z1,9	valor nível	N A	N A	97% B	12% B	21% B	N A	N A	0,6% A	7,6% A	médio B
J6P3Z1,9	valor nível	N A	N A	98% B	15% B	21% B	N A	N A	7,1% A	3,0% A	médio B
J7P3Z3,0	valor nível	N A	N A	95% B	16% B	17% A	N A	N A	0,5% A	0% A	médio B
J8P3Z3,0	valor nível	N A	N A	95% B	15% B	17% A	N A	N A	0,2% A	0% A	médio B
J9P3Z3,0	valor nível	N A	N A	97% B	17% B	17% B	N A	N A	0,2% A	0% A	médio B

Onde: N – não apresentou o fator; A – nível de qualidade ótimo; B – nível de qualidade bom; C – nível de qualidade ruim.

Para as juntas com chapas de espessura de 1,9 mm, as dimensões geométricas dos cordões de solda estão dentro dos limites aceitáveis, qualquer que seja o procedimento de soldagem.

4.4 – Análise Micrográfica

Na figura 46 estão mostradas as micrografias representativas do desenvolvimento microestrutural do metal de solda dos cordões obtidos pelos três procedimentos de soldagem utilizados neste trabalho, em juntas com chapas de aço do tipo ZAR-345 e espessura de 1,9mm.

Essas fotos micrograficas permitem a identificação dos constituintes microestruturais observáveis por microscopia ótica, para a avaliação qualitativa das soldas. Em todas elas, observa-se na zona fundida (metal como soldado), grande percentagem de ferrita acicular (AF) e, em menor quantidade ocorre também a ferrita poligonal intragranular (PF(I)). Nos contornos de grão surgem a ferrita primária de contorno de grão (PF(G)) e a ferrita com segunda fase alinhada (FS(A)), confirmando o que fora observado nos ensaios preliminares.

A caracterização dos microconstituintes descrita acima, se mantém para todas as demais espessuras e para as chapas de aço carbono não revestido, como pode ser visto nas demais fotos apresentadas no anexo B.

A partir dessas micrografias pode-se observar que os diferentes procedimentos empregados na soldagem das juntas não alteram o desenvolvimento microestrutural do metal de solda, e portanto as propriedades mecânicas das juntas soldadas não foram significativamente alteradas. Tal fato está comprovado nos resultados dos testes de tração, medidas de dureza e ensaios de dobramento apresentados no item a seguir.

Em vista desses resultados, os procedimentos P2 e P3 que envolve a introdução de aquecimento e resfriamento respectivamente, durante a soldagem das juntas, não propiciaram uma significativa alteração no campo de temperatura próximo ao cordão de solda, de modo a contrapor àquele presente no procedimento de soldagem P1, o que provocaria alteração no desenvolvimento microestrutural dos cordões de solda.

(a) J4P1Z1,9

(b) J5P2Z1,9

(c) J5P3Z1,9

FIGURA 46 – Fotos micrograficas da região central de seções transversais típicas de juntas com chapas de aço ZAR-345 com espessura de 1,9 mm para os três procedimentos (aumento: 200x)

4.5 – Testes de Tração, Medidas de Dureza e Ensaio de Dobramento

A tabela 28 mostra os resultados dos testes de tração e das medidas de dureza do metal base utilizado nas juntas soldadas. Esses valores são valores médios de três corpos de prova para os testes de tração e no caso da dureza Vickers, uma média de seis medidas.

TABELA 28 – Resultado dos testes de tração e medidas de dureza no metal base

Tipo de Material	f_y (MPa)	f_u (MPa)	a (%)	Dureza Vickers
ZAR - 345	353,0	478,0	29,3	150,0
SAE - 1020	232,0	330,0	33,8	105,0

f_y , f_u e a = resistência ao escoamento, resistência última e alongamento, respectivamente

Quanto aos ensaios de dobramento das juntas, não foram observadas trincas ao longo da região da solda, o que qualifica os cordões de solda obtidos pelos procedimentos especificados. A figura 47 mostra a configuração típica do ensaio de dobramento de uma das juntas ensaiadas.

FIGURA 47 – Configuração típica do ensaio de dobramento de uma junta

A tabela 29 apresenta as tensões que definem a resistência última para cada junta soldada, obtidas pelo teste de tração, e as medidas de dureza Vickers. Nos ensaios de

tração, a ruptura em todos os corpos de prova se deu em seções do metal base, distante da região da solda, dentro da região de medida. O valor da dureza Vickers foi obtido a partir da média de três medidas realizadas na região central da seção transversal da solda em cada junta.

TABELA 29 – Resistência última e dureza Vickers das juntas

Juntas	f_u (MPa)	Dureza Vickers	Juntas	f_u (MPa)	Dureza Vickers	Juntas	f_u (MPa)	Dureza Vickers
J1P1S0,9	348,2	202,0	J1P2S0,9	331,5	196,0	J1P3S0,9	336,3	207,0
J2P1S0,9	355,9	212,0	J2P2S0,9	333,0	198,0	J2P3S0,9	340,4	200,0
J3P1S0,9	359,7	213,0	J3P2S0,9	332,3	197,0	J3P3S0,9	331,9	199,0
J4P1S1,9	396,0	210,0	J4P2S1,9	417,7	200,0	J4P3S1,9	395,6	200,0
J5P1S1,9	392,8	199,0	J5P2S1,9	405,4	194,0	J5P3S1,9	395,5	204,0
J6P1S1,9	394,4	203,0	J6P2S1,9	411,6	198,0	J6P3S1,9	396,7	200,0
J7P1S3,0	424,2	192,0	J7P2S3,0	421,7	198,0	J7P3S3,0	396,8	200,0
J8P1S3,0	421,8	178,0	J8P2S3,0	426,5	199,0	J8P3S3,0	384,4	201,0
J9P1S3,0	428,2	194,0	J9P2S3,0	431,3	201,0	J9P3S3,0	395,4	203,0
J1P1Z0,9	476,4	182,0	J1P2Z0,9	474,3	233,0	J1P3Z0,9	494,7	203,0
J2P1Z0,9	481,7	198,0	J2P2Z0,9	479,8	237,0	J2P3Z0,9	502,0	196,0
J3P1Z0,9	487,0	203,0	J3P2Z0,9	468,8	228,0	J3P3Z0,9	495,5	205,0
J4P1Z1,9	492,8	188,0	J4P2Z1,9	493,8	202,0	J4P3Z1,9	496,8	202,0
J5P1Z1,9	488,5	170,0	J5P2Z1,9	495,8	203,0	J5P3Z1,9	496,9	203,0
J6P1Z1,9	490,7	182,0	J6P2Z1,9	494,8	202,0	J6P3Z1,9	496,1	198,0
J7P1Z3,0	472,5	190,0	J7P2Z3,0	482,6	192,0	J7P3Z3,0	473,7	192,0
J8P1Z3,0	478,4	197,0	J8P2Z3,0	482,5	191,0	J8P3Z3,0	469,3	195,0
J9P1Z3,0	475,9	193,0	J9P2Z3,0	482,4	189,0	J9P3Z3,0	472,4	190,0

As medidas de dureza em Kg/mm^2 foram obtidas para uma carga de 10 Kgf

Nas figuras 48 e 49 estão representados os valores constantes da tabela 29, para as medidas de dureza e as tensões correspondentes a resistência última das juntas soldadas para cada procedimento de soldagem e tipo de aço.

Pode-se verificar que as medidas de dureza realizadas no metal como soldado das juntas apresentam uma variação considerável, principalmente para o procedimento P1 sobre aço SAE-1020 e para o procedimento P2 sobre o aço ZAR-345. As medidas de dureza pouco variaram para o procedimento P2 sobre aço SAE-1020 e para o procedimento P3 sobre os aços SAE-1020 e ZAR-345.

Considerando os valores médios das medidas de dureza em cada procedimento, observa-se que os mesmos estão variando entre os valores de 189 a 209, em torno de 10%. Tal fato demonstra que os resultados de dureza não são afetados pelos procedimentos de soldagem, ou seja, não ocorre uma tendência clara sobre a influência dos diferentes procedimento de soldagem na propriedade mecânica relacionada a dureza.

Figuran 48 – Medidas de dureza Vickers das juntas soldadas

Quanto aos resultados dos testes de tração, os valores da resistência última das juntas ensaiadas estão bem próximos dos valores encontrados para o metal base, com variação em torno de 5% para as juntas com chapas de aço ZAR-345 e de até 23% para as juntas com chapas de aço SAE-1020.

Da figura 49 observa-se que ocorre uma variação considerável dos valores da tensão correspondente a resistência última, quando os procedimentos de soldagem P1, P2 e P3 são aplicados sobre juntas de chapas de aço não revestidas. Esta variação era esperada, tendo em vista o tipo de aço empregado, sem qualificação estrutural.

No caso das juntas de chapa de aço zincado, os valores da resistência última estão bem próximos. De qualquer forma, os valores médios da tensão de resistência última praticamente se mantêm, independentemente do tipo de procedimento de soldagem que está sendo usado. Assim como nos resultados das medidas de dureza, os diferentes tipos de procedimentos de soldagem não afetaram também a resistência última em cada tipo de aço empregado.

Figura 49 – Resistência última das juntas soldadas

Estes resultados confirmam o que fora observado nas fotos micrográficas, onde o desenvolvimento microestrutural dos cordões de solda praticamente se mantém independente do procedimento de soldagem utilizado, como foi dito no item 4.4.

4.6 – Análise da Distribuição de Temperatura

As figuras 50 e 51 mostram a variação da temperatura para um ponto P da chapa (posição do termopar) durante a soldagem das juntas J1P1Z0,9 e J1P3Z0,9, que correspondem aos procedimentos 1 e 3, respectivamente.

FIGURA 50 – Variação de temperatura durante a soldagem – J1P1Z0,9

FIGURA 51 – Variação de temperatura durante a soldagem – J1P3Z0,9

Para as demais espessuras a configuração dos gráficos se manteve, como pode ser visto nas figuras 52, 53, 54 e 55.

FIGURA 52 – Variação de temperatura durante a soldagem – J4P1Z1,9

FIGURA 53 – Variação de temperatura durante a soldagem – J4P3Z1,9

FIGURA 54 – Variação de temperatura durante a soldagem – J8P1Z3,0

FIGURA 55 – Variação de temperatura durante a soldagem – J7P3Z3,0

As medidas de variação de temperatura foram efetivadas apenas para as chapas de aço zincadas, quando da soldagem das juntas pelos procedimentos P1 e P3. No procedimento P2, o posicionamento do termopar foi prejudicado, uma vez que as tochas de aquecimento passavam bem próximo da região da solda, inviabilizando a fixação do termopar próximo ao cordão de solda.

Da comparação dos gráficos das figuras anteriores, observa-se que o efeito do gás refrigerador logo após a tocha de soldagem para o procedimento P3, diminui o pico de temperatura em torno de 10% para a chapa mais fina e de 21% para a chapa mais grossa, comparativamente ao procedimento P1. Essa diminuição não foi tão significativa, como era esperada, de modo que a distribuição de temperatura na região da solda, logo após a passagem da tocha de soldagem e do gás refrigerador pudesse praticamente se anular. Tal fato garantiria a redução, em maior valor, das tensões residuais e consequentemente das distorções nas chapas.

A velocidade de resfriamento média depois que a tocha de soldagem passa pelo ponto P, no procedimento P1, para a junta com chapas de aço zincado de espessura de 0,9 mm foi de aproximadamente 5,5 °C/s. Para a mesma situação no procedimento P3, a velocidade de resfriamento aumenta para 20 °C/s. Para as juntas com chapas de espessura de 1,9 mm, a velocidade de resfriamento foi de 10 °C/s para o procedimento P1 e, de 54° C/s para o procedimento P3. Para as juntas com chapas de espessura de 3,0 mm foi de 11 °C/s para o procedimento P1 e, de 30 °C/s para o procedimento P3.

Desses resultados observa-se uma tendência no aumento da velocidade de resfriamento quando do uso do procedimento P3, em relação ao procedimento P1. Tal fato, aliado a redução do pico de temperatura como comentado anteriormente, demonstra que se o procedimento P3 for empregado com um maior controle na temperatura do gás refrigerador logo após a passagem da tocha de soldagem, pode ser obtido resultados mais satisfatórios quanto a redução no campo de temperatura próximo da solda.

4.7 – Análise das Distorções das Chapas

Algumas configurações deformadas representativas das juntas após a soldagem, considerando os procedimentos P1, P2 e P3, estão mostradas nas figuras 56, 57 e 58. Outras configurações estão apresentadas no anexo C.

FIGURA 56 – Configurações deformadas de juntas soldadas pelo procedimento de soldagem P1

FIGURA 57 – Configurações deformadas de juntas soldadas pelo procedimento de soldagem P2

FIGURA 58 – Configurações deformadas de juntas soldadas pelo procedimento de soldagem P3

As configurações deformadas apresentadas acima, bem como as que estão postas no anexo C, em termos de conformação praticamente se mantêm. Observa-se que para o procedimento P1 sobre chapas de espessura de 0,9 mm, a forma de distorção tanto para

as chapas de aço SAE-1020, como para as chapas de aço ZAR345 são bastante semelhantes, mantendo a concavidade do eixo da solda ora para cima , ora para baixo.

As tabelas 30, 31 e 32 mostram os valores dos deslocamentos máximo e mínimo das chapas das três juntas soldadas para cada espessura, considerando os três procedimentos de soldagem, bem como os valores médios, sua variância, desvio padrão e coeficiente de variação. Nessas tabelas, a coluna deslocamento total médio é obtida pela soma do deslocamento médio máximo (+) e do deslocamento médio mínimo (-), que são utilizados para a comparação final entre os três procedimentos de soldagem.

TABELA 30 – Deslocamentos máximo e mínimo das chapas após a soldagem –
Procedimento P1

Aço / Espes- sura (mm)	Procedimento P1								
	Valores do desl. máx.(+) (mm)	Desl. médio máx.(+) (mm)	Vari- ância s^2	Desvio padrão s / Coef. variação	Valores do desl. min.(-) (mm)	Desl. médio min(-) (mm)	Vari- ância s^2	Desvio padrão s Coef. variação	Desl. total médio (mm)
SAE- 1020 (0,9)	8,70	8,92	0,31	0,557	4,80	4,71	0,015	0,122	13,63
	8,50				4,57				
	9,55			0,062	4,75			0,026	
SAE- 1020 (1,9)	5,70	5,80	0,43	0,656	3,12	3,07	0,006	0,077	8,87
	6,50				3,11				
	5,20			0,113	2,98			0,025	
SAE- 1020 (3,0)	5,19	5,71	0,38	0,616	2,81	3,08	0,14	0,374	8,79
	5,55				2,92				
	6,39			0,108	3,51			0,121	
ZAR- 345 (0,9)	8,31	8,38	0,06	0,245	3,80	3,73	0,02	0,141	12,11
	8,66				3,56				
	8,17			0,029	3,83			0,038	
ZAR- 345 (1,9)	7,83	7,77	0,003	0,055	3,47	3,53	0,02	0,141	11,30
	7,75				3,44				
	7,73			0,007	3,68			0,040	
ZAR- 345 (3,0)	5,26	5,36	0,18	0,424	3,04	2,81	0,12	0,346	8,17
	5,00				2,42				
	5,82			0,079	2,97			0,123	

Observando os valores dos coeficientes de variação da tabela 30, nota-se que os valores medidos dos deslocamentos máximos e mínimos têm variação entre 2,5% a

12,3% com relação aos valores médios, apresentando um desvio considerável entre os valores medidos.

TABELA 31 – Deslocamentos máximo e mínimo das chapas após a soldagem –
Procedimento P2

Aço / Espes- sura (mm)	Procedimento P2								
	Valores do desl. máx.(+) (mm)	Desl. médio máx.(+) (mm)	Vari- ância s^2	Desvio padrão s / Coef. variação	Valores do desl. min.(-) (mm)	Desl. médio min(-) (mm)	Vari- ância s^2	Desvio padrão s Coef. variação	Desl. total médio (mm)
SAE- 1020 (0,9)	12,12	11,71	0,13	0,361	5,06	5,29	0,07	0,265	17,00
	11,55				5,59				
	11,46			0,031	5,22			0,05	
SAE- 1020 (1,9)	7,03	7,01	0,004	0,063	3,44	3,52	0,12	0,346	10,53
	7,06				3,90				
	6,94			0,009	3,22			0,098	
SAE- 1020 (3,0)	2,62	2,66	0,001	0,032	5,02	5,03	0,01	0,10	7,69
	2,67				4,93				
	2,69			0,012	5,14			0,020	
ZAR- 345 (0,9)	3,53	3,53	0,004	0,063	6,19	6,34	0,02	0,141	9,87
	3,47				6,49				
	3,59			0,018	6,34			0,022	
ZAR- 345 (1,9)	7,23	7,37	0,08	0,283	3,65	3,62	0,001	0,032	10,99
	7,19				3,59				
	7,69			0,038	3,62			0,009	
ZAR- 345 (3,0)	2,61	2,67	0,004	0,063	4,44	4,21	0,04	0,20	6,88
	2,74				4,05				
	2,66			0,024	4,14			0,048	

Observando os valores dos coeficientes de variação da tabela 31, nota-se que os valores medidos dos deslocamentos máximos e mínimos têm variação entre 0,9% a 9,8% com relação aos valores médios, apresentando um desvio bastante pequeno entre os valores medidos.

TABELA 32 – Deslocamentos máximo e mínimo das chapas após a soldagem –
Procedimento P3

Aço / Espes- sura (mm)	Procedimento P3								
	Valores do desl. máx.(+) (mm)	Desl. médio máx.(+) (mm)	Vari- ância s^2	Desvio padrão s / Coef. variação	Valores do desl. min.(-) (mm)	Desl. médio min(-) (mm)	Vari- ância s^2	Desvio padrão s Coef. variação	Desl. total médio (mm)
SAE- 1020 (0,9)	6,65	6,23	0,18	0,424	2,18	2,39	0,04	0,20	8,62
	6,23				2,56				
	5,81			0,068	2,43			0,084	
SAE- 1020 (1,9)	5,84	5,77	0,13	0,361	2,16	2,50	0,09	0,30	8,27
	6,09				2,68				
	5,38			0,062	2,66			0,12	
SAE- 1020 (3,0)	3,56	3,65	0,05	0,224	1,98	2,09	0,02	0,141	5,74
	3,49				2,03				
	3,90			0,061	2,26			0,068	
ZAR- 345 (0,9)	4,65	4,05	0,33	0,574	1,04	1,00	0,004	0,063	5,05
	3,99				0,93				
	3,51			0,142	1,03			0,063	
ZAR- 345 (1,9)	6,77	6,09	0,41	0,640	1,76	1,83	0,04	0,20	7,92
	6,00				2,05				
	5,50			0,105	1,68			0,109	
ZAR- 345 (3,0)	4,59	4,06	0,29	0,539	1,50	1,77	0,07	0,265	5,83
	4,08				2,01				
	3,51			0,133	1,80			0,149	

Observando os valores dos coeficientes de variação da tabela 32, nota-se que os valores medidos dos deslocamentos máximos e mínimos têm variação entre 6,1% a 14,9% com relação aos valores médios, apresentando um desvio considerável entre os valores medidos.

Dos resultados apresentados nas tabelas 30, 31 e 32 observa-se que em comparação ao procedimento P1 há uma tendência de aumento da distorção nas juntas com chapas de aço SAE-1020, quando aplicado o procedimento P2 e uma tendência de diminuição da distorção quando aplicado o procedimento P3. Para as juntas com chapas de aço ZAR-345, a tendência é de redução da distorção tanto na aplicação do procedimento P2 como do procedimento P3, se comparado com os valores mostrados para o procedimento P1.

Para as condições de soldagem estabelecidas nos procedimentos P2 e P3, a redução das distorções ocorrem, principalmente nas juntas de aço zincado. Em termos

de valores, a redução chega a ser de 58% para o procedimento P3 em comparação com o procedimento P1, para a chapa mais fina de aço zincado, enquanto que para o procedimento P2, a redução chega a 18,5%.

Portanto, o procedimento P3 mostrou-se mais eficiente. É o procedimento recomendado, quando se deseja reduzir os efeitos das tensões residuais nas peças soldadas. Neste caso, o jato de gás refrigerador aplicado em seguida ao arco de soldagem, promove um campo de temperatura negativa que se soma as altas temperaturas de soldagem, reduzindo as tensões residuais e, conseqüentemente as distorções das chapas.

5 - CONCLUSÕES

Os testes e as medições realizadas permitem estabelecer conclusões importantes no que concerne a soldagem de chapas finas não revestidas ou zincadas, que servem como recomendações para a fabricação de estruturas soldadas de chapas finas de aço.

Dos resultados obtidos observamos que:

1. As chapas de aço zincadas (aço ZAR-345) requerem consumíveis diferenciados em relação as chapas de aço carbono não revestidas (aço SAE-1020), de modo a garantir sua soldabilidade e integridade dos cordões de solda. No caso das chapas zincadas ficou comprovado que o uso de arame com baixo teor de desoxidantes e de gás de proteção com maior percentagem de argônio garantem a qualidade da solda e, confere ao arco de soldagem maior estabilidade. Assim sendo, a combinação: arame ER70S-3 e a mistura 8%CO₂ + 92%Ar é recomendada para a soldagem de chapas de aço zincadas;

2. Não foram observados defeitos de mordedura, falta de penetração e porosidades nos cordões de solda executados;

3. A metodologia quanto a análise de qualidade dos cordões de solda, mostrou-se adequada para avaliar e qualificar os procedimentos de soldagem empregados. Dos resultados apresentados, sugere-se que os parâmetros de soldagem, principalmente no procedimento P2, para as chapas de aço SAE-1020, com espessura de 3,0 mm, sejam ajustados para reduzir a penetração excessiva;

4. Nos ensaios de dobramento das juntas, não foram observados trincas ao longo da região da solda, o que qualificou os cordões de solda obtidos pelos procedimentos especificados;

5. Nos testes de tração, em todas as juntas, a ruptura se deu no metal base, garantindo a resistência da solda executada;

6. Pelos resultados de medidas de dureza Vickers e dos valores da tensão limite de ruptura, afirmamos que os tipos de procedimentos de soldagem empregados não alteraram as propriedades mecânicas da solda de forma significativa;

7. Do exame micrográfico, observa-se no metal como soldado, em todos os procedimentos e juntas, a presença de grãos colunares com grande percentagem de ferrita acicular (AF), o que confere aos cordões de solda boa resistência e tenacidade. Em menor quantidade ocorre também a ferrita poligonal intragranular (PF(I)). Nos contornos dos grãos surgem a ferrita primária de contorno de grão (PF(G)) e a ferrita com segunda fase alinhada (FS(A));

8. Os diferentes procedimentos empregados na soldagem das juntas não alteraram também o desenvolvimento microestrutural do metal de solda;

9. Em comparação ao procedimento P1 ocorre uma tendência de aumento da distorção nas juntas com chapas de aço SAE-1020, quando aplicado o procedimento P2 e uma tendência de diminuição da distorção quando aplicado o procedimento P3;

10. Para as juntas com chapas de aço ZAR-345, a tendência é de redução da distorção tanto na aplicação do procedimento P2 como do procedimento P3;

11. O procedimento P3, com o uso de um jato de gás refrigerador seguindo o arco de solda, mostrou-se mais eficiente em termos de redução das distorções das chapas, sendo então o recomendado para peças soldadas em fábrica, a partir de chapas finas de aço.

Diante das considerações expostas acima, podemos afirmar que os objetivos definidos no projeto de pesquisa proposto foram alcançados. Tanto a revisão bibliográfica como o desenvolvimento da etapa experimental do trabalho, permitiu o melhor conhecimento e averiguação das potencialidades do processo de soldagem à arco elétrico com proteção gasosa, GMAW, com transferência por curto circuito, para elementos de chapa fina de aço. Os cordões de solda das juntas ensaiadas apresentaram qualidade aceitável e, com o uso do procedimento de soldagem com gás refrigerador logo após a tocha de soldagem conseguiu-se uma redução das distorções e, conseqüentemente das tensões residuais.

5.1 – Sugestões de Trabalhos Futuros

Este trabalho por ser pioneiro na área de soldagem de chapas finas de aço, dentro do Departamento de materiais, aeronáutica e automobilística da EESC-USP, permite estabelecer outras iniciativas de pesquisa, ou a partir do escopo do próprio trabalho, ampliar e estabelecer procedimentos que melhorem ainda mais os resultados obtidos. Dentre as diversas ações, recomendamos:

- a definição de um planejamento estatístico apropriado, visando a otimização dos parâmetros de soldagem em cada procedimento de soldagem, objetivando a redução das distorções;

- a variação das posições dos bicos de aquecimento no procedimento P2 e do bico que introduz o jato de gás refrigerador no procedimento P3, com o objetivo de definir aquelas posições que introduzam campos de temperaturas que somados às temperaturas provenientes da soldagem, possam reduzir as tensões residuais e, consequentemente as distorções finais nas chapas;

- o controle mais efetivo da temperatura de aquecimento no procedimento P2 e do gás refrigerador no procedimento P3, considerando as posições estabelecidas no item anterior;

- a aplicação dos procedimentos P2 e P3 em outros tipos de juntas, que não a de topo;

- inclinar a tocha de soldagem, na tentativa de se obter um menor reforço nos cordões de solda, consequentemente, um menor aporte de calor e distorções;

- o uso de uma técnica de análise de porosidade mais precisa, como por exemplo, por radiografia, quando da avaliação da qualidade dos cordões de solda;

- a utilização de outros consumíveis disponíveis no mercado nacional, visando a soldagem de chapas de aço zincado.

ANEXO A

(a) J3P1S0,9

(b) J2P2S0,9

(c) J1P3S0,9

(d) J3P1Z0,9

(e) J2P2Z0,9

(f) J3P3Z0,9

FIGURA A . 1 – Fotos macrograficas de seções transversais típicas de juntas de aços SAE-1020 e ZAR-345 com espessura de 0,9 mm para os três procedimentos (aumento: 17x; redução: 37%)

FIGURA A . 2 – Fotos macrograficas de seções transversais típicas de juntas de aços SAE-1020 e ZAR-345 com espessura de 3,0 mm para os três procedimentos (aumento: 6,4x; redução: 37%)

ANEXO B

(a) J2P1Z0,9

(b) J2P2Z0,9

(c) J2P3Z0,9

(d) J9P1Z3,0

(e) J7P2Z3,0

(f) J8P3Z3,0

FIGURA B . 1 – Fotos micrograficas de juntas com chapas de aços ZAR-345 com espessuras de 0,9 e 3,0 mm para os três procedimentos
(aumento: 200x; redução: 37%)

ANEXO C

Configuração Deformada da Junta J4P1-S1,9

Configuração Deformada da Junta J5P2-S1,9

Configuração Deformada da Junta J6P3-S1,9

FIGURA C . 1 – Configurações deformadas de juntas soldadas com chapas de aço SAE-1020 com espessura de 1,9 mm para os três procedimentos

FIGURA C. 2 – Configurações deformadas de juntas soldadas com chapas de aço ZAR-345 com espessura de 1,9 mm para os três procedimentos

FIGURA C . 3 – Configurações deformadas de juntas soldadas com chapas de aço SAE-1020 com espessura de 3,0 mm para os três procedimentos

FIGURA C.4 – Configurações deformadas de juntas soldadas com chapas de aço ZAR-345 com espessura de 3,0 mm para os três procedimentos

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- AMERICAN SOCIETY FOR METALS (1985). *ASM Handbook: Properties and selection: irons, steels and high performance alloys*. v.1, p.211-218.
- AMERICAN WELDING SOCIETY (1987). *Welding technology*. 8.ed., v.1, Miami, Florida.
- AMERICAN WELDING SOCIETY (1988). *Guide for the visual inspection of weld* . Florida.
- AMERICAN WELDING SOCIETY (1989). *ANSI/AWS D1.3-89: Structural welding code - sheet steel*. Flórida.
- AMERICAN WELDING SOCIETY (1993). *ANSI/AWS A5.18-93: Specification for carbon steel electrodes and rods for gas shielded arc welding*. Flórida.
- AMERICAN WELDING SOCIETY (1998). *Welding handbook: Materials and applications*. part 2, 8.ed., v.4, Miami, Fl.
- ANTUNES, Eduardo Baptista (1995). Tensões residuais na soldagem, aspectos básicos. *Revista Brasileira de Ciências Mecânicas*, ABCM, v.17, p.394-403, abr.
- ARGYRIS, J. H.; SZIMMAT, J.; WILLAM, K. J. (1982). Computational aspects of welding stress analysis. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, v. 33, n.1-3, p. 635-665, Sept.
- BANG, K. S.; AHN, Y. H.; CHANG R. W. (1994). Effects of welding condition and deoxidizing elements of wire on the spatter generation in GMA welding. *Welding in the World*, v.34, p.411-412.
- BONNET, C.; ASTIER D.; CUNHA, José Antonio (1996). Aspectos importantes na soldagem MAG de chapas de aço galvanizado. In: ENCONTRO NACIONAL DE TECNOLOGIA DA SOLDAGEM, 22., Blumenau, 1996. Anais. Santa Catarina, ABS. p.163-171.

- CARY, Howard B. (1994). *Modern welding technology*. 3.ed. Englewood Cliffs, New Jersey, Regents/Prentice Hall,.
- CHANG, I. H. (1988). *Analisis and control of root gap during butt welding*. Cambridge. Thesis (Ph.D) – Massachusetts Institute of Technology.
- COMPANHIA SIDERÚRGICA NACIONAL. Superintendência Geral de Pesquisas e Desenvolvimento (1996). Manual do aço zincado CSN. *Aço zincado por imersão a quente. /minuta/*
- DeBICCARI, A . (1986). *A control of distortion and residual stresses in girth-welded pipes*. Thesis (Ph.D) – Massachusetts Instituite of Technology.
- DOLBY, R. E. (1979). Factors controlling HAZ and weld metal toughness in C-Mn steels. In: ENGINEERING APLICATIONS OF FRACTURE ANALYSIS, South Africa, Nov. Proceedings of fracture'79. Pergamon Press, p.117-134.
- ESTEVEES Jr., Paulo (1989). *Silos metálicos de chapa corrugada*. São Carlos. 118p. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- EVANS, G. M. (1980). The effect of manganese on the microstruture and properties of C-Mn all-weld metal deposits. *Welding Journal*, v.59, n.3, p.67-75s, Mar.
- EVANS, G. M. (1982). The effect of heat input on the microstruture and properties of C-Mn all-weld metal deposits. *Welding Journal*, v.61, n.4, p.125-132s, Apr.
- EVANS, G. M. (1983). The effect of carbon on the microstruture and properties of C-Mn all-weld metal deposits. *Welding Journal*, v.62, n.11, p.313-320s, Nov.
- EVANS, G. M. (1985). The effect of heat treatment on the microstruture and properties of C-Mn all-weld metal deposits. *Metal Construction*, v.17, n.10, p.676-682R, Oct.
- EVANS, G. M. (1986a). The effect of silicon on the microstruture and properties of C-Mn all-weld metal deposits. *Metal Construction*, v.18, n.7, p.38-44R, Jul.
- EVANS, G. M. (1986b). The effect of stress-relieving on the microstruture and properties of C-Mn all-weld metal deposits. *Welding Journal*, v.65, n.12, p.326-334s, Dec.
- EVANS, G. M. (1988). The effect of molybdenum on the microstruture and properties of C-Mn all-weld metal deposits. *Joining et Materials*, v.1, n.5, p.239-246, Nov.

- EVANS, G. M. (1989). The effect of chromium on the microstruture and properties of C-Mn all-weld metal deposits. *Welding and Metal Fabrication*, v.57, n.7, p.346-358, Aug./Sept.
- EVANS, G. M. (1990). The effect of nickel on the microstruture and properties of C-Mn all-weld metal deposits. *Oerlinkon-Scweißmitt*, v.48, p.18-35, Aug./Sept.
- GALVANIZERS ASSOCIATION (1981). Rust is not a must. *Metal Construction*, p.20-21, Jan.
- GOLDAK, J.; BIBBY, M.; MOORE, J.; HOUSE, R.; PATEL, B. (1986). Computer modeling of heat flow in welds. *Metallurgical Transactions B*, v.17B, n.3, p.587-600.
- GONÇALVES, Gilberto M. B. (1998). *Estudo do desenvolvimento microestrutural em metais de solda obtidos pela soldagem a arco submerso com adição de pó metálico*. São Carlos. Tese (Doutorado) - Escola de engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- GRONG, OYSTEIN (1994). *Metallurgical modelling of welding*. London, The Institute of Materials.
- GUAN, Q.; GUO, D. L.; LI, C. Q.; LEGGATT, R. H. (1994). Low stress non-distortion (LSND) welding - a new technique for thin materials. *Welding in the World*, v.33, n.3, p.160-167.
- GUAN, Q.; ZHANG, C. X.; GUO, D. L. (1994a). Dynamic control of welding distortion by moving spot heat sink. *Welding in the World*, v.33, n.4, p.308-312.
- HILLMANN, T. J. *Laser-welding for galvanized steels*. European Patent 0.503.70A2,
- HONEYCOMBE, ROBERT W. K.; BHADESHIA, H. K. D. H. (1995). *Steels – Microstructure and Properties*. London. (Metalurgy & Materials Science Series)
- INTERNATIONAL INSTITUTE OF WELDING (1988). *Doc. N° IX-1533-88: Guide to the light microscope examination of ferritic steel weld metals*. Jun.
- KARUBE, N. et alli. *Device and method for welding surface – treated metal*. European Patent 0.540.746A1, 12p.
- LUÍS, M. F. G.; PATITUCCI, G. G. (1994). Chapas Galvanizadas por imersão a quente: um produto competitivo. *Metalurgia e Materiais*, p.402-407, abr.

- MACEDO, William de A.; TORRES, Ricardo; ZEEMANN, Annelise; EMYGDIO, Paulo R. O (1996). Soldagem de chapas galvanizadas. In: ENCONTRO NACIONAL DE TECNOLOGIA DA SOLDAGEM, 22., Blumenau, 1996. Anais. Santa Catarina, ABS. p.173-185.
- MASUBUCHI, K. (1980). *Analysis of welded structures residual stresses, distortion and their consequences*. Oxford, U.K., Pergamon Press.
- MASUBUCHI, K. (1991). Research activities examine residual stresses and distortion in welded structures. *Welding Journal*, p.41-47, Dec.
- MICHALERIS, P.; DE'BICCARI, A. (1997). Prediction of welding distortion. *Welding Research Supplement*, p.172-181s, Apr.
- MIYACH, H. (1989). *Control of thermal forces acting on tack welds during butt welding*. Thesis (Ph.D) – Massachusetts Institute of Technology.
- MURAKI, T.; BRYAN, J. J.; MASUBUCHI, K. (1975). Analysis of thermal stresses and metal movement during welding - part I - analytical study. *Journal of Engineering Materials and Technology*, ASME, v.97, n.1, p.81-84.
- PAPAZOGLOU, V. J.; MASUBUCHI, K. (1982). Numerical analysis of thermal stresses during welding including phase transformation effects. *Journal of Pressure Vessel Technology: Transactions of the ASME*, v.104, n.3, p.198-203.
- PARK, S. W. (1988). *In-process control of distortion during aluminum butt welding*. Thesis (Ph.D) – Massachusetts Institute of Technology.
- ROSENTHAL, D. (1946). The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments. *Transactions ASME*, 68,849
- RYKALIN, N. N. (1957). Berechnung der Wärmevergänge beim Schweißen. *Verlag Technik*, Berlin.
- SEROTTA, M. D. (1975). *Reduction of distortion in weldments*. Thesis (Ph.D) – Massachusetts Institute of Technology.
- SILVA, César Resende; FERRARESI, Valtair Antonio (1998). Avaliação de custo e de qualidade em soldagem de chapas finas de aço carbono. *Soldagem & Inspeção*, suplemento técnico n.11, p.1-8.
- SUGA, Tetsuo (1994). Recent progress of MAG welding material for automation. *Welding in the world*, v.34, p.301-308.

- SVENSSON, Lars-Erik (1994). *Control of microstructures and properties in steel arc welds*. Boca Raton, Fla. (Series: Materials science and technology)
- TEKRIWAL, P.; MAZUNDER, J. (1991). Transient and residual thermal strain-stress analysis of GMAW. *Journal of Engineering Materials and Technology*, v.113, n.3, p.336-343.
- WAINER, E.; BRANDI, S. D.; MELLO, F. D. H. (1992). *Soldagem - processos e metalurgia*. São Paulo, Editora Edgard Blücher Ltda.
- WORLD CENTRE FOR MATERIALS JOINING TECHNOLOGY (1991). Welding galvanized steel. *TWI Connect*, n°23, July.
- YANG, J. R.; BHADSHIA, H. K. D. H. (1987). Thermodynamics of the acicular ferrite transformation in alloy-steel weld metals. In: *ADVANCES IN WELDING SCIENCE AND TECHNOLOGY*. David, S. A., ed., ASM International, Metals Park, OH, 187p.

OBRAS CONSULTADAS

- ADAMS Jr., C. M. (1963). Cooling rates and peak temperatures in fusion welding. *Welding Journal*, 37(5), p.97-104s.
- AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE (1986). *Specification for the design of cold-formed steel structural members*. New York.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (1992). A370-92: *Standard test methods and definitions for mechanical testing of steel products*. New York.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (1992a). E190-92: *Standard test method for guided bend test for ductility of welds*. New York.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (1992b). E92-82: *Standard test method for Vickers hardness of metallic materials*. New York.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (1981). NBR 7008 - *Chapas de aço carbono zincada pelo processo contínuo de imersão à quente*. Rio de Janeiro.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (1984). NBR 6655 - *Chapas de aço com características melhoradas de propriedades mecânicas, conformabilidade e soldabilidade*. Rio de Janeiro.
- BROWN, S.; SONG, H. (1992). Finite element simulation of welding of large structures. *Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME*, v.114, n.4, p.441-451.
- CLARKE, M. J.; ROTTER, J. M. (1988). *A technique for the measurement of imperfections in prototype silos and tanks*. School of civil and mining engineering, The University of Sydney, Australia, Mar. (Research report n. R565)
- COLLARD, J. F. (1988). Adaptive pulsed GMAW control: The Digipulse System. *Welding journal*, p.35-38, Nov.

- DAVID, A.; VITEK, J. M. (1989). *Recent trends in welding science and technology*. ASM International.
- DAVIES, A. C. (1989). *The science and practice of welding*. New York, Cambridge University Press, v.1.
- DWIGHT, J. B.; MOXHAM, K. E. (1969). Welded steel plates in compression. *The Structural Engineer*, v.47, n.2, p.49-66, Feb.
- FARSON, D.; CONRARDY, C.; TALKINGTON, J.; BAKER, K.; KERSCHBAUMER, T.; EDWARDS P. (1998). Arc initiation in gas metal arc welding. *Welding Journal*, p.315s-321s, Aug.
- FONSECA, Antônio F., AVELAR, Ricardo C. e MODENESI, Paulo J. (1996). Efeito de variações nas características de arames na soldagem GMAW por curto circuito. In: ENCONTRO NACIONAL DE TECNOLOGIA DA SOLDAGEM, 22., Blumenau, 1996. Anais. Santa Catarina, ABS. p.187-195.
- FREE, J. Arnold; GOFF, Robin F. D. Porter (1989). Predicting residual stresses in multi-pass weldments with the finite element method. *Computers & Structures*, v.32, n.2, p. 365-378.
- FREITAS et al. (1986). Desenvolvimento de materiais zincados com elevada resistência mecânica na CSN. Anais. ABM. v.1, p.305-312.
- GOFF, Robin F. D. Porter (1979). A simplified analysis of the residual longitudinal stresses and strains due to the gas-cutting and welding of thin steel plate. *International Journal of Mechanical Sciences*, London, Pergamon Press, v.21, n.5, p.287-300.
- GOMES, Samuel I. N. (1995). *Processo de soldagem com proteção gasosa GMAW, aplicado em aços estruturais*. Notas de aula. Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São paulo.
- GOURD, L. M. (1995). *Principles of welding technology*. London, Edward Arnold.
- KOELLHOFFER, Leonard et. al. (1988). *Welding – processes and practices*. New York, John Wiley & sons.
- LU, J. et. al. (1992). Study of residual welding stress using the step-by-step hole drilling and X-ray diffraction method. *Welding in the World*, v.33, n.2, p.118-128.

- LUNDIN, C. D. (1984). Fundamentals of weld discontinuities and their significance. *Welding Research Council Bulletin*, (295), June.
- MARQUES, Paulo V. (1991). Tecnologia da soldagem. Belo Horizonte, ESAB.
- MASUBUCHI, Koichi; LUEBKE William H.; ITOH Hiroshi (1988). Novel techniques and their applications for measuring out-of-plane distortion of welded structures. *Journal of Ship Production*, v.4, n.2, p.73-80.
- MURAKI, T.; BRYAN, J. J.; MASUBUCHI, K. (1975). Analysis of thermal stresses and metal movement during welding - part II - Comparison of experimental data and analytical results. *Journal of Engineering Materials and Technology*, ASME, v.97, n.1, p.85-91.
- NASCIMENTO, JOSÉ W. B. do (1996). *Estudo de silos metálicos prismáticos para fábricas de ração*. São Carlos. 152p. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- NORRISH, John (1989). Basic welding process: GMAW. *Welding & Metal Fabrication, International Business and Technical Magazines Ltd.*, England, p.73-76, Mar.
- NORTH, T. H. (1990). *Advance joining technologies*. London, Chapman and Hall.
- PASCHOALIM, A. C.; CORRÊA, C. O. (1989). Seleção de detalhes de juntas e processos de soldagem através de microcomputadores. In: ENCONTRO NACIONAL DE TECNOLOGIA DA SOLDAGEM, 15., São Paulo, 1989. Anais. São Paulo, ABS.
- PEKOZ, Teoman; MCGUIRE, William (1981). Sheet steel welding. *Journal of the Structural Division*, ASCE, v.107, n.ST8, p.1657-1673, Aug.
- PEREIRA, Warley A.; COSTA, Ubirajara P.; SCOTTI, Américo (1995). Influência da inclinação do eletrodo e do tipo de gás no desempenho da solda MIG pulsado e MAG curto circuito. In: ENCONTRO NACIONAL DE TECNOLOGIA DA SOLDAGEM, 21., Caxias do Sul, 1995. Anais. Rio Grande do Sul, ABS, p.571-580.
- PUCHAICELA, J. (1998). Control of distortion of welded steel structures. *Welding Journal*, AWS, p.49-52, Aug.
- RICHARDS, W. K. G. (1980). *Weldability of steel*. Cambridge, The Welding Institute,.

- SANTOS, J. F.; QUINTINO, L. (1993). *Processos de soldadura*. Lisboa (Portugal), Edições Técnicas do Instituto de Soldadura e Qualidade.
- SILVA, E. M. P., GREUS, G., LORENTE, G. F., HELMAN, H., CETLIN, P. R., SOUZA, S. A. (1980). *Fundamentos de ensaios mecânicos de metais*. Belo Horizonte, Universidade Federal de Minas Gerais, 443p.
- STOUT, R. D. (1987). *Weldability of steels*. Welding Research Council, 4.ed.
- TALJAT, B.; ZACHARIA, T.; WANG, X-L.; KEISER, J. R.; SWINDEMAN, R. W.; FENG, Z.; JIRINEC, M. J. (1998). Numerical analysis of residual stress distribution in tube with spiral weld cladding. *Welding research supplement*, AWS, p.328s-335s, Aug.
- THE WELDING INSTITUTE (1981). *Control of distortion in welded fabrications: Introductory notes*. 2.ed., Cambridge.
- WELLS, A. A. (1952). Heat flow in welding. *Welding Journal*, 31(5), Research Supplement, p.263-267.
- WU, Tsung-Tsong; FANG, Jin-Seol (1993). Evaluation of welding residual stresses in a thin steel plate using an ultrasonic technique. *Journal of the Chinese Society of Mechanical Engineers*, v.14, n.2, p.113-119.