

**UNESP**  
**Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá**

**Guaratinguetá**  
**2014**

**LUCAS FERNANDO CHAGAS MACIEL**

**EFEITOS DA VIBRAÇÃO SIMULTÂNEA NAS PROPRIEDADES MECÂNICAS  
DE JUNTAS DE AÇO ASTM A131 SOLDADAS PELO PROCESSO ARAME TUBULAR  
(FCAW)**

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica na área de Projetos e Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Angelo Caporalli Filho  
Co-orientador: Peterson Luiz Ferrandini

Guaratinguetá  
2014

M152e

Maciel, Lucas Fernando Chagas

Efeitos da vibração simultânea nas propriedades mecânicas de juntas de aço ASTM A131 soldadas pelo processo arame tubular (FCAW) / Lucas Fernando Chagas Maciel – Guaratinguetá, 2014.

111 f : il.

Bibliografia: f. 106-111

Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, 2014.

Orientador: Prof. Dr. Angelo Caporalli Filho

Coorientador: Prof. Dr. Peterson Luiz Ferrandini

1. Soldagem 2. Vibração I. Título

CDU 621.791(043)

*LUCAS FERNANDO CHAGAS MACIEL*

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE  
“MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA”

PROGRAMA: ENGENHARIA MECÂNICA  
ÁREA: MATERIAIS

APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO

  
Prof. Dr. Edson Cocchieri Botelho  
Coordenador

**BANCA EXAMINADORA:**

  
Prof. Dr. ANGELO CAPORALLI FILHO  
UNESP/FEG

  
Prof. Dr. VALDIR ALVES GUIMARÃES  
UNESP/FEG

  
Prof. Dr. RICARDO RISSO CHAVES  
UNIFEI

## **DADOS CURRICULARES**

### **LUCAS FERNANDO CHAGAS MACIEL**

NASCIMENTO	17.04.1985 – GUARATINGUETÁ/SP
FILIAÇÃO	Mauricio de Lima Maciel Maria Auxiliadora Chagas Maciel
2006/2010	Curso de Graduação em Engenharia Mecânica Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho” Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá.
2012/2014	Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, nível de Mestrado, na Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho” Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá.

Dedico este trabalho à minha família, em especial meus pais e meus irmãos. Também, de forma muito especial, à minha companheira Marina.

## **AGRADECIMENTOS**

Agradeço primeiramente a Deus, por sempre estar ao meu lado;

a minha família por todo apoio e incentivo que foi dado, e também pelo suporte oferecido para o meu desenvolvimento;

agradeço também a minha Companheira, Marina Nagatani, pelo grande incentivo, compreensão e paciência durante o curso, principalmente nesse último ano;

ao meu orientador, Professor Dr. Angelo Caporalli Filho, ao co-orientador Prof. Peterson Luis Ferrandini, e ainda a todos os professores, alunos e técnicos que fazem parte do Departamento de Materiais e Tecnologia.

agradeço também ao amigo Luis Norberto da Fonseca que foi de extrema importância no auxílio direto do desenvolvimento do trabalho, bem como o Luiz Fernando Briet e a empresa de Calderaria CALDSTEEL – Serviço de Calderaria do Vale do Paraíba, dos quais forneceram o Local e os materiais para a realização do projeto;

agradeço à Professora Doutora Maria Cindra Fonseca, professora da Universidade Federal Fluminense do Campus de Niterói que nos disponibilizou e auxiliou no laboratório de análises de ensaios mecânicos de tensões residuais.

à República Xanadu, local onde vivi por anos e construí amizades inesquecíveis;

à CNPq pela bolsa de iniciação científica.

Este trabalho contou com apoio do Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico – CNPq.



MACIEL, L. F. C., **Efeitos da vibração simultânea nas propriedades mecânicas de juntas de aço ASTM A131 soldadas pelo processo Arame tubular (FCAW)**. 2014. 111 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2014.

## RESUMO

Juntas soldadas são amplamente aplicadas na indústria em geral, principalmente nas áreas automotiva, petróleo e gás, aeronáutica, dentre outras. O processo de soldagem sob excitação apresenta bons resultados experimentais em juntas soldadas quanto ao refinamento de grãos, melhoria na tenacidade e ductilidade, redução da ZTA, entre outros. Problemas como trincas e excessos de deformações são característicos decorrentes do processo de soldagem. Assim, há a necessidade de buscar novos e alternativos métodos para melhoria da qualidade dos componentes soldados. O objetivo deste trabalho foi analisar a influência dos tratamentos térmicos de pré e pós-aquecimento e, principalmente, da aplicação dos processos vibracionais de “*Vibratory Weld Conditioning* - aplicado simultaneamente ao processo de soldagem”, nas propriedades mecânicas de juntas soldadas. Chapas de aço ASTM A131 com dimensões idênticas foram soldadas, pelo processo Arame tubular (FCAW) com proteção gasosa de CO<sub>2</sub>. Objetivando avaliar e comparar os possíveis benefícios obtidos pelos processos térmicos, comumente utilizados na indústria e, principalmente, pelos processos emergentes vibracionais, cinco condições distintas de soldagem foram aleatoriamente selecionadas, visando analisar uma possível influência dos fatores: temperatura e vibração: a) Convencional; b) Com pré e pós-aquecimento; c) Com tratamento vibracional de alívio tensão; d) Com *Weld Conditioning* e e) Com *Weld Conditioning* e pré e pós-aquecimento. As amostras soldadas foram submetidas aos ensaios mecânicos destrutivos e não destrutivos e, objetivando a mensuração dos ganhos, os respectivos resultados obtidos para todas as condições, foram comparados entre si, tomando o processo convencional como referência. Os resultados obtidos mostraram ganhos expressivos como redução do tamanho de grão, aumento de 26,0% da tenacidade, redução de 11,0 % do perfil de microdureza da Zona fundida e ZTA, dentre outros.

**PALAVRAS-CHAVE:** Soldagem, vibração e *Weld Conditioning*.

MACIEL, L. F. C., **Effects of simultaneous vibration welding on mechanical properties of ASTM A131 steel joints welded by FCAW process**. 2014. 111 f. Dissertation (Master's Degree in Mechanical Engineering) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2014.

### **ABSTRACT**

Welded joints are widely applied in industry in general, especially in the automotive, oil and gas fields, aeronautics, among others. The welding process under excitation gives good experimental results in welded joints concerning the improvement in toughness and ductility, the grain refinement, reduction of the HAZ, among others. Problems such as cracks and excessive deformations are characteristic resulting from the welding process. Thus there is a need to seek new and alternative methods for improving the quality of welded components. The objective of this work was to analyze the influence of heat treatment pre and post-heating and, especially, the application of vibrational processes "Vibratory Weld Conditioning - simultaneously applied to the welding process" on mechanical properties of welded joints. Plates ASTM A131 steel with identical dimensional were welded, the process Cored wire (FCAW) with shielding gas CO<sub>2</sub>. Aiming to evaluate and compare the potential benefits obtained by thermal processes, commonly used in the industry and mainly the emerging vibrational processes, five different welding conditions were randomly selected to analyze the possible influence of factors: temperature and vibration: a) Conventional; b) With pre and post-heating; c) With vibrational stress relief treatment; d) With Weld Conditioning; e) With Weld Conditioning and pre-and post-heating. The welded samples were subjected to destructive and non-destructive mechanical testing and objective measurement of earnings, the results obtained for all conditions were compared, having as reference the conventional process. The results showed significant gains as a reduction of grain size, 26.0% increase in toughness, down 11.0% from the microhardness profile of the molten zone and HAZ, among others.

**KEYWORDS:** Welding, vibration and Weld Conditioning.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Regiões de uma solda monopasse (ADAPTADO DE ASM, 2003).	33
Figura 2 – Representação esquemática da estrutura da zona termicamente afetada pelo calor em uma solda multipasses. (ADAPTADO DE ASM, 2003).....	34
Figura 3 – Variações de temperatura ao longo de uma junta (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001). .....	37
Figura 4 – Efeito da geometria e espessura relativa da chapa no regime de troca de calor (ADAPTADO DE ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).....	38
Figura 5 – Repartição térmica (FBTS, 2000). .....	39
Figura 6 – Repartição térmica para uma junta soldada de aço ao carbono (ADAPTADO DE TOYODA, 1989).....	40
Figura 7 – Ciclo térmico de uma junta soldada (metal base Aço API 5L) com arame tubular (medido a 7,0 mm do centro da solda) utilizando-se temperaturas da pré-aquecimento ( $T_{pa}$ de 25°C e 95°C) (SANTOS NETO, 2003).....	41
Figura 8 – Representação esquemática de uma junta soldada.....	41
Figura 9 – Influência do pré-aquecimento na largura e na dureza da zona termicamente afetada. 1) Sem pré-aquecimento, onde B-A corresponde à largura da ZTA; 2) Com pré-aquecimento, onde C-A corresponde à largura da ZTA. (AWS, 1995). .....	42
Figura 10 – Influência do pré-aquecimento na microestrutura da ZTA de uma junta soldada de metal base Aço API 5L X70 com processo arame tubular. (a) Pré-aquecimento de 25°C; (b) Pré-aquecimento de 95°C. (SANTOS NETO, 2003).....	42
Figura 11 – Crescimento competitivo de grãos na zona fundida. (KOU, 1987). .....	43
Figura 12 – Constituintes da zona fundida em aços ferríticos, de acordo com dados da Tabela 3 (MODENESI, 2004).....	45
Figura 13 – Crescimento epitaxial – solidificação da zona fundida. (FBTS, 2000).....	46
Figura 14 – O processo de soldagem com arames tubulares com gás de proteção (ARAÚJO, 2004).....	48
Figura 15 – O processo de soldagem com arames tubulares autoprotetidos (ARAÚJO, 2004). .....	49
Figura 16 – Tensões residuais típicas em soldagem de chapas. (a) perfil “T”. (b) perfis “H”. (c) caixa soldada. Tensão de compressão (-); tensão de tração (+) (ADAPTADO DE ASM HANDBOOK, 1995). .....	52
Figura 17 – Condição harmônica.....	54

Figura 18 – Comportamento harmônico inicial.....	55
Figura 19 – Comportamento harmônico após ciclo.....	56
Figura 20 – Comportamento final estabilizado após tratamento. Curva “Preta”: Condição harmônica após a soldagem (inicial); Curva “Vermelha”: Condição harmônica de verificação da condição ressonante; Curva “Azul”: Condição harmônica estabilizada (Tensões aliviadas). .....	56
Figura 21 – Aplicação do processo VSR em componente de plataforma (BONAL, 2008)....	57
Figura 22 – Aplicação do processo VWC em componente de rotor (BONAL, 2008). ....	58
Figura 23 – Configuração do sistema de soldagem adaptado. ....	61
Figura 24 – Posicionamento dos calços sobre o gabarito. ....	61
Figura 25 – Adaptação e posicionamento dos componentes periféricos: Sistema de aquecimento e vibração. ....	62
Figura 26 – Adaptação da pistola no sistema de oxicorte. ....	63
Figura 27 – Esquema do corpo de prova fornecido para o projeto.....	64
Figura 28 – corpo de prova fornecido para o projeto. ....	64
Figura 29 – Alinhamento das chapas dos corpos de provas a serem soldadas. ....	65
Figura 30 – Fresamento das laterais das chapas dos corpos de prova a serem soldadas. ....	65
Figura 31 – Chanfro dos corpos de prova.....	65
Figura 32 – Equipamento de CORTE CNC modelo PI6000.....	67
Figura 33 – Central de soldagem eletrônica multiprocessos. ....	68
Figura 34 – Motor 2A FORCE INDUCERT do processo de vibração Meta-Lax – BONAL. ....	68
Figura 35 – Pirômetro digital portátil. ....	69
Figura 36 – Resumo da sequência do ensaio de LP (ANDREUCCI, 2006). ....	70
Figura 37 – Primeiro corte das juntas soldadas utilizando Serra Fita. ....	71
Figura 38 – Junta soldada cortada em pequenas partes para ensaios de caracterização microestrutural e mecânicos. ....	72
Figura 39 – Dimensões em mm do corpo de prova de tração transversal. ....	74
Figura 40 – Corpo de prova de tração transversal. ....	74
Figura 41 – Equipamento de ensaios universal, modelo INSTRON 8801. ....	75
Figura 42 – Equipamento utilizado para a o ensaio de microdureza – Laboratório de fadiga – FEG/UNESP.....	75
Figura 43 – Esquema do perfil de microdureza medido.....	76
Figura 44 – Corpo de prova de ensaio de impacto Charpy transversal com estalhe na ZTA, esquerda, e na solda, direita.....	77

Figura 45 – Dimensões em mm dos corpos de prova de ensaio de impacto Charpy transversal com estalhe na ZTA, esquerda, e na solda, direita. Tipo do corpo de prova: Subsize. ....	77
Figura 46 – Máquina de ensaio de impacto Charpy. ....	77
Figura 47 – Corpo de prova posicionado na máquina de ensaio de impacto Charpy.....	78
Figura 48 – Testes preliminares.....	80
Figura 49 – Condição (A). Soldagem convencional.....	80
Figura 50 – Condição (B). Soldagem convencional com pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora. ....	81
Figura 51 – Condição (C). Soldagem com tratamento vibracional de alívio tensão (Pós soldagem).....	81
Figura 52 – Condição (D). Soldagem com tratamento vibracional de Weld Conditioning. ...	82
Figura 53 – Condição (E). Soldagem com tratamento vibracional de Weld Conditioning e pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.....	82
Figura 54 – Escória removida logo após a soldagem. ....	83
Figura 55 – Aplicação do Líquido penetrante. ....	83
Figura 56 – Condição (A). Soldagem convencional.....	83
Figura 57 – Condição (B). Soldagem convencional com pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora. ....	84
Figura 58 – Condição (C). Soldagem com tratamento vibracional de alívio tensão (Pós soldagem).....	84
Figura 59 – Condição (D). Soldagem com tratamento vibracional de Weld Conditioning. ...	84
Figura 60 – Condição (E). Soldagem com tratamento vibracional de Weld Conditioning e pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.....	85
Figura 61 – Condição (A). Soldagem convencional.....	86
Figura 62 – Condição (B). Soldagem convencional com pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora. ....	86
Figura 63 – Condição (C). Soldagem com tratamento vibracional de alívio tensão (Pós soldagem).....	86
Figura 64 – Condição (D). Soldagem com tratamento vibracional de Weld Conditioning. ...	87
Figura 65 – Condição (E). Soldagem com tratamento vibracional de Weld Conditioning e pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.....	87
Figura 66 – Condição (A). Soldagem convencional.....	88
Figura 67 – Condição (B). Soldagem convencional com pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora. ....	88

Figura 68 – Condição (C). Soldagem com tratamento vibracional de alívio tensão (Pós soldagem).....	88
Figura 69 – Condição (D). Soldagem com tratamento vibracional de <i>Weld Conditioning</i> .....	89
Figura 70 – Condição (E). Soldagem com tratamento vibracional de <i>Weld Conditioning</i> e pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.....	89
Figura 71 – Condição (A). Soldagem convencional.....	90
Figura 72 – Condição (B). Soldagem convencional com pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora. ....	90
Figura 73 – Condição (C). Soldagem com tratamento vibracional de alívio tensão (Pós soldagem).....	90
Figura 74 – Condição (D). Soldagem com tratamento vibracional de <i>Weld Conditioning</i> .....	91
Figura 75 – Condição (E). Soldagem com tratamento vibracional de <i>Weld Conditioning</i> e pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.....	91
Figura 76 – Condição (A). Soldagem convencional.....	92
Figura 77 – Condição (B). Soldagem convencional com pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora. ....	92
Figura 78 – Condição (C). Soldagem com tratamento vibracional de alívio tensão (Pós soldagem).....	93
Figura 79 – Condição (D). Soldagem com tratamento vibracional de <i>Weld Conditioning</i> .....	93
Figura 80 – Condição (E). Soldagem com tratamento vibracional de <i>Weld Conditioning</i> e pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.....	93
Figura 81 – Comparativo da tensão de escoamento entre as condições diferentes de soldagem. ....	94
Figura 82 – Comparativo da resistência mecânica entre as condições diferentes de soldagem. ....	95
Figura 83 – Comparativo do alongamento entre as condições diferentes de soldagem. ....	95
Figura 84 – Corpo de prova de ensaio de tração fraturado.....	96
Figura 85 – Perfil de microdureza da condição (A). Soldagem convencional. ....	96
Figura 86 – Perfil de microdureza da condição (B). Soldagem convencional com pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora. ....	97
Figura 87 – Perfil de microdureza da condição (C). Soldagem com tratamento vibracional de alívio tensão (Pós-soldagem).....	97
Figura 88 – Perfil de microdureza da condição (D). Soldagem com tratamento vibracional de <i>Weld Conditioning</i> .....	97

Figura 89 – Perfil de microdureza da condição (E). Soldagem com tratamento vibracional de <i>Weld Conditioning</i> e pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora....	98
Figura 90 – Perfil de microdureza comparativo entre todas as cinco condições propostas no projeto.....	98
Figura 91 – Perfil de microdureza comparativo entre processos auxiliares sem influência nas propriedades mecânicas.....	99
Figura 92 – Perfil de microdureza comparativo entre processos auxiliares com influência nas propriedades mecânicas.....	99
Figura 93 – Comparativo de microdureza do Metal fundido entre todos os processos.....	100
Figura 94 – Comparativo de microdureza da Zona termicamente afetada entre todos os processos.....	100
Figura 95 – Comparativo de microdureza do Metal base entre todos os processos.....	101
Figura 96 – Ensaio de resistência ao impacto – Charpy para todas as condições propostas. Valores expressos em Joule (J).....	102
Figura 97 – Ensaio de resistência ao impacto – Charpy para todas as condições propostas, com referência na posição do entalhe. Valores expressos em Joule (J). ....	102
Figura 98 – Comparativo da resistência ao impacto entre a condição “a” (soldagem convencional) e as condições de aquecimento (Condição “b”) e vibracional de alívio de tensão (Condição “c”).....	103

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Alguns exemplos de classificação usual dos aços. ....	26
Tabela 2 – Algumas classificações realizadas pela ASTM. ....	26
Tabela 3 – Constituintes da zona fundida em aços ferríticos, segundo IIW. ....	45
Tabela 4 – Condições de soldagem propostas. ....	60
Tabela 5 – Composição química do aço carbono ASTM A-131 (ASTM, 2008). ....	63
Tabela 6 – Propriedades mecânicas do aço ASTM A-131 (ASTM, 2008). ....	64
Tabela 7 – Dimensões do Chanfro. ....	66
Tabela 8 – Composição química do arame E71T-1. ....	66
Tabela 9 – Resultados obtidos para o ensaio de tração. ....	94
Tabela 10 – Resultados obtidos do ensaio de impacto – Charpy a temperatura ambiente (T = 23,0°C) com o entalhe no metal fundido e na Zona Termicamente Afetada. ....	101
Tabela 11 – Parâmetros de soldagem. ....	104



## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	-	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ABS	-	<i>American Bureau of Shipping</i>
ASM	-	<i>American Society for Metals</i>
ASTM	-	<i>American Society for Testing and Materials</i>
AISI	-	<i>American Iron and Steel Institute</i>
API	-	<i>American Petroleum Institute</i>
API	-	<i>American Piping Institute</i>
ASME	-	<i>American Society of Mechanical Engineers</i>
AWS	-	<i>American Welding Society</i>
BS	-	<i>British Standard</i>
CIMM	-	Centro de Informações Metal Mecânica
DIN	-	<i>Deutsches Institut für Normung</i>
FCAW	-	<i>Flux Cored Arc Welding</i>
IIW	-	<i>International Institute of Welding</i>
LP	-	Líquido Penetrante
SAE	-	<i>Society of Automotive Engineers</i>
VSR	-	<i>Vibratory Stress Relief</i>
VWC	-	<i>Vibratory Weld Conditioning</i>

## LISTA DE SIMBOLOS

$C_{eq}$	Carbono equivalente
MPa	Mega Pascal
°C	Temperatura – Graus Celsius
°F	Temperatura – Graus Fahrenheit
CFC	Cúbicos De Face Centrada
CCC	Cúbicos De Corpo Centrado
HCP	Hexagonal Compacto
I	Corrente
A	Ampere
Hz	Hertz
V	Volts
kJ/cm	Aporte Térmico
J	Energia - Joule
HV	Dureza Vickers
CDP	Corpo de prova
mm/s	Velocidade de deposição
ZTA	Zona Termicamente Afetada

## SUMÁRIO

<b>1. INTRODUÇÃO</b> .....	21
1.1 JUSTIFICATIVA.....	23
1.2 OBJETIVO.....	25
<b>2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b> .....	26
2.1 CLASSIFICAÇÃO DOS AÇOS.....	26
2.2 INFLUÊNCIA DOS ELEMENTOS DE LIGA.....	27
2.3 AÇOS CARBONO E AÇOS DE BAIXA LIGA.....	27
<b>2.3.1 Introdução</b> .....	27
<b>2.3.2 Classificação quanto a soldabilidade</b> .....	28
2.4 SOLDAGEM .....	30
2.5 TIPOS DE SOLDAGEM.....	31
2.6 METALURGIA DA SOLDAGEM .....	32
<b>2.6.1 Soldas monopasse</b> .....	32
<b>2.6.2 Soldas multipasse</b> .....	33
<b>2.6.3 Dissimilaridade mecânica das soldas</b> .....	35
2.7 APORTE TÉRMICO .....	35
2.8 REGIÕES DA JUNTA SOLDADA .....	41
<b>2.8.1 Zona termicamente afetada</b> .....	41
<b>2.8.2 Metal fundido</b> .....	43
<b>2.8.3 Zona de ligação</b> .....	45
2.9 ARAME TUBULAR .....	46
<b>2.9.1 Introdução</b> .....	46
<b>2.9.2 Processo de Soldagem com arame tubular</b> .....	48
2.10 TENSÕES RESIDUAIS .....	49
<b>2.10.1 Tensões Residuais na Soldagem</b> .....	50
2.11 VIBRAÇÕES APLICADAS À SOLDAGEM .....	52

2.12	VSR x VWC .....	55
<b>3.</b>	<b>MATERIAIS E MÉTODOS</b> .....	<b>60</b>
3.1	PLANEJAMENTO DA SOLDAGEM .....	60
3.2	AÇO ASTM A131 GRAU A.....	63
3.3	PREPARAÇÃO DAS CHAPAS PARA SOLDAGEM .....	65
3.4	ARAME CONSUMÍVEL.....	66
3.5	GÁS DE PROTEÇÃO .....	66
3.6	EQUIPAMENTOS UTILIZADOS.....	67
3.7	BANCADA DE SOLDAGEM .....	67
3.8	CENTRAL DE SOLDAGEM.....	67
3.9	SISTEMA DE VIBRAÇÃO .....	68
3.10	MEDIÇÕES .....	69
3.11	ENSAIO DE INSPEÇÃO VISUAL DO CORDÃO DE SOLDA .....	69
3.11	ENSAIO DE LÍQUIDO PENETRANTE .....	70
3.12	PREPARAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA.....	71
<b>3.12.1</b>	<b>Seccionamento</b> .....	<b>71</b>
<b>3.12.2</b>	<b>Lixamento</b> .....	<b>72</b>
<b>3.12.3</b>	<b>Polimento</b> .....	<b>72</b>
<b>3.12.4</b>	<b>Ataque químico</b> .....	<b>73</b>
3.13	MACROGRAFIA .....	73
3.14	CARACTERIZAÇÃO MICROESTRUTURAL .....	73
3.15	ENSAIOS MECÂNICOS .....	73
<b>3.15.1</b>	<b>Ensaio de tração</b> .....	<b>73</b>
<b>3.15.2</b>	<b>Ensaio de microdureza</b> .....	<b>75</b>
<b>3.15.3</b>	<b>Ensaio de Impacto Charpy</b> .....	<b>76</b>
3.16	ANÁLISE DE PRODUTIVIDADE .....	78
<b>4.</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÕES</b> .....	<b>79</b>

4.1	SOLDAGEM .....	79
4.2	TESTES PRELIMINARES .....	79
4.3	ENSAIO DE INSPEÇÃO VISUAL .....	80
4.4	ENSAIO DE LÍQUIDO PENETRANTE .....	83
4.5	ENSAIO DE MACROGRAFIA .....	85
4.6	MICROSCOPIA ÓPTICA.....	87
<b>4.6.1</b>	<b>Metal Base</b> .....	<b>87</b>
4.7	ENSAIO DE TRAÇÃO .....	94
4.8	ENSAIO DE MICRODUREZA .....	96
4.9	ENSAIO DE IMPACTO – CHARPY .....	101
4.10	ANÁLISE DE PRODUTIVIDADE .....	103
<b>5.</b>	<b>CONCLUSÕES</b> .....	<b>105</b>
<b>6.</b>	<b>BIBLIOGRAFIA CONSULTADA</b> .....	<b>106</b>

## 1. INTRODUÇÃO

A soldagem é hoje o principal processo usado na união permanente de peças metálicas utilizadas industrialmente, permitindo a montagem de conjuntos com rapidez, segurança e economia de processo e de materiais (MARQUES; MODENESI; BRACARENSE, 2009).

Atualmente existem mais de 50 processos distintos de soldagem em utilização industrial e sua aplicação vai além das áreas de larga escala. Componentes soldados são utilizados na fabricação de estruturas simples, tais como grades e portões, assim como em estruturas com elevado grau de responsabilidade, como na indústria química, petrolífera e nuclear e também na criação de peças de artesanatos, jóias e de outros objetos de arte (AOKI, NISHIMURA, HIROI, 2005; MARQUES; MODENESI; BRACARENSE, 2009). Sua importância é evidenciada tanto pela sua presença nas mais diferentes atividades industriais quanto pela influência que a necessidade de uma boa soldabilidade tem no desenvolvimento de novos tipos de aços e outras ligas metálicas (MARQUES; MODENESI; BRACARENSE, 2009).

Todos os processos de soldagem são baseados na aplicação, na região da junta, de energia térmica e mecânica. A intensa concentração de calor durante a soldagem submete as regiões próximas à solda a um severo ciclo térmico, causando o aquecimento e um resfriamento não uniforme do material. Introduzindo ou maximizando a ocorrência, ao longo de uma secção do componente mecânico, de deformações plásticas heterogêneas, tensões residuais, transformações de fases, obtenção de fases indesejáveis e crescimento de grão na região da solda que juntamente com a formação de descontinuidades existentes na solda, podem prejudicar a integridade e o desempenho da junta soldada (JIJIN, LIGONG, CHUNZHEN, 2006; MARQUES; MODENESI; BRACARENSE, 2009).

Dentre os diversos métodos empregados para minimizar os efeitos citados acima, melhorar as propriedades mecânicas ou conferir as características pré-determinadas à junta soldada, os convencionais são os tratamentos térmicos, que consistem em um conjunto de operações envolvendo o aquecimento, tempo de permanência em determinada temperatura e o resfriamento sob condições controladas. Todavia, sua empregabilidade é muitas vezes limitada pelos seguintes fatores:

- Alto custo do tratamento em termos de equipamento e de consumo de energia;
- Tempo de processamento alto;
- Deterioração da superfície tratada através da formação de camadas de óxidos, descoloração e escamações;

- Necessidade de processamento subsequente para remoção das camadas de óxido formada durante o tratamento;
- Limitações em relação a formas e dimensões dos componentes mecânicos;
- Em alguns casos pode promover alterações metalúrgicas micro-estruturais e alterar propriedades mecânicas importantes que usualmente são adquiridas durante outros processos termomecânicos;
- Limitações de tratamento em relação à forma, dimensões e quando o componente é constituído de materiais dissimilares (AOKI, NISHIMURA, HIROI, 2005; JURČIUS, VALIULIS, ČERNAŠEJUS, 2010).

Atualmente, a indução de vibração mecânica vem emergindo como alternativa ao tratamento térmico de alívio de tensões residuais. Mundialmente, essa técnica é amplamente utilizada desde a década de 50. Porém, no Brasil é algo recente e pouco explorado, mas com grande potencial no auxílio de soluções de problemas oriundos dos processos de soldagem e da utilização cíclica. Consiste em vibrar um componente mecânico sobre um determinado ponto da sua curva de frequência natural, durante um determinado tempo visando reduzir e redistribuir as tensões residuais das estruturas soldadas (JIJIN, LIGONG, CHUNZHEN, 2006; JURČIUS, VALIULIS, ČERNAŠEJUS, 2010). A diferença entre o processo de Alívio de tensões (VSR) e *Weld Conditioning* (VWC) consiste que, no primeiro o tratamento ocorre após a soldagem enquanto o segundo ocorre simultaneamente ao processo de soldagem.

O presente trabalho visa analisar a influência dos tratamentos térmicos de pré e pós-aquecimento e, principalmente, dos tratamentos vibracionais, alívio de tensões e *Weld Conditioning*, nas propriedades mecânicas de juntas de aço A131, soldadas com apenas um passe pelo processo automatizado de soldagem por arame tubular (FCAW) em diferentes condições de aplicação.

Os benefícios serão apresentados através da comparação de ensaios mecânicos e caracterização microestrutural, entre as diferentes condições, sendo o processo convencional a referência para comparações.

## 1.1 JUSTIFICATIVA

Este trabalho apresenta o sistema de vibração durante o processo de soldagem, conhecido por *Weld Conditioning*. O processo implica em reduzir e redistribuir as tensões residuais das estruturas soldadas por meio de vibrações mecânicas aplicadas durante a soldagem. Estudos realizados com este método aplicado no processo de soldagem por arco submerso (V-SAW) revelam melhoria na qualidade da junta soldada, como diminuição da zona de fusão e da zona termicamente afetada e redução da estrutura de Widmanstätten.

A escolha pelo processo de soldagem com arames tubulares – FCAW foi devido à utilização do processo ter aumentado significativamente na indústria nos últimos anos, no Brasil e no mundo. As altas taxas de deposição e o desenvolvimento de novos consumíveis têm levado as empresas a migrar para este processo. Segmentos como o naval e *offshore*, construção pesada, soldagem de perfis estruturais, oleodutos reparo e manutenção estão entre os que mais utilizam o processo de soldagem com arames tubulares.

Buscando avaliar a influência direta de apenas um passe de solda em juntas soldadas, foram impostas algumas condições sugeridas em outros trabalhos sobre o objetivo em questão:

A necessidade de alteração dos parâmetros de soldagem para as condições propostas com *Weld Conditioning*, indicada pelo fabricante do sistema de vibração, na tentativa de garantir o não vazamento dos materiais durante a fusão do cordão de solda. Este fato está relacionado ao aumento do gradiente da velocidade de fusão e solidificação causada pela “ciclagem” da poça de fusão do cordão de solda dos processos de soldagem sob vibração mecânica simultânea (SHANKAR, 1982; QINGHUA, LIGONG, CHUNZHEN, 2006);

Na tentativa de não mascarar a influência pontual da vibração diretamente no cordão, foram descartados a necessidade de solda na raiz da junta e outros passes para o preenchimento total da junta.

O trabalho apresenta um assunto pouco explorado no Brasil. Através de pesquisas e estudos, analisar os efeitos benéficos e compreender melhor qual a definição deste processo e como ocorre a junção e união de dois materiais por meio da soldagem por vibração, uma vez que artigos e publicações científicas descrevem a eficiência do método de soldagem sob vibração mecânica nas suas diversas formas de componentes soldados nos processos de arco submerso e MIG/MAG.



Ensaio mecânico para a caracterização do aço ASTM A131 foram realizados, assim como nos corpos de prova soldados pelo processo de arame tubular sob o efeito de vibrações mecânicas com o propósito de avaliar o efeito do VWC nas juntas soldadas.

## 1.2 OBJETIVO

O objetivo principal do trabalho é analisar a influência da vibração mecânica pelo processo de *Weld Conditioning*, em um cordão de solda, nas propriedades mecânicas pela solidificação de uma junta soldada com apenas um passe de solda e comparar com outras condições propostas de soldagem também com um passe, tendo o processo de soldagem convencional como base de referência, através de ensaios mecânicos destrutivos e não destrutivos e análise microestrutural das juntas.

## 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 CLASSIFICAÇÃO DOS AÇOS

Hoje existem diversos tipos de aços e inúmeras formas de classificá-los: aços estruturais, fundidos, ferramentas, inoxidáveis, laminados a quente, microligados, baixo carbono, ao níquel, cromo-molibdenio, C-1020, A36, temperado e revenido, efervescentes, entre outros (CHIAVERINI, 2002; MODENESI, 2001). Um sistema muito usado para a classificação de aços é a Designação numérica de Aços Carbonos e Aços Ligados do *American Iron and Steel Institute*, sistema AISI ou SAE, conforme Tabela 1, uma vez desenvolvido pela *Society of Automotive Engineers*, e adotado basicamente sem alterações pela Associação Brasileira de Normas Técnicas ABNT.

Tabela 1 – Alguns exemplos de classificação usual dos aços.

Especificação		Tipos de Aços
AISI/SAE	UNS	
10XX	G10XXX	Aços carbono comuns
15XX	G15XXX	Aços Mn - Manganês acima de 1%
43XX	G43XXX	Aços Ni-Cr-Mo - 1,65 a 2% Ni, 0,4 a 0,9% Cr e 0,2 a 0,3% Mo
E51100	G51986	Aços Cromo (Forno elétrico) – 1 % de Cr
50BXX	G50XXX	Aços Cromo – 0,2 a 0,6 % de Cr e 0,0005 a 0,0003 % de boro
51BXX	G51601	Aços Cromo – 0,8 % de Cr e 0,0005 a 0,0003 % de boro

Fonte: Chiaverini, 2002.

Em Modenesi (2001) e no CIMM (*Centro de Informações Metal Mecânica*) são apresentadas outras classificações de aços e ligas metálicas produzidas pela *American Society for Testing and Materials* (ASTM), como alguns exemplos mostrados na Tabela 2. Além destas, outras especificações são representadas pela *American Society of Mechanical Engineers* (ASME), *American Petroleum Institute* (API) e o *American Bureau of Shipping* (ABS), e outras organizações normalizadoras como *British Standard* (BS) e a (DIN).

Tabela 2 – Algumas classificações realizadas pela ASTM.

Designação ASTM	Tipo de Aço Especificado
A36	Aço estrutural
A131	Aço estrutural para embarcações
A242	Aço estrutural de alta resistência e baixa liga
A709	Aço estrutural para pontes

Fonte: ASM Metals Handbook, 1990.

## 2.2 INFLUÊNCIA DOS ELEMENTOS DE LIGA

Os elementos de liga são adicionados aos aços com o objetivo de ajustar suas propriedades a determinadas aplicações. A soma de todos esses elementos, inclusive carbono, silício, manganês, fósforo e enxofre não devem ultrapassar 6%. No caso do silício, manganês e alumínio, sempre presentes nos aços-carbono, os aços serão considerados ligados quando seus teores ultrapassarem 0,6%, 1,65% e 0,1% respectivamente. (CHIAVERINI, 1977; BROWN, 2000).

A soldabilidade é uma característica muito importante para este tipo de material de construção, visto que a soldagem de peças estruturais é comum. Aços baixo-carbono comuns, também satisfazem plenamente este requisito, pois podem ser soldados sem alteração da matriz microestrutural, entretanto, a soldabilidade pode ser estimada através da utilização de uma das expressões desenvolvidas para essa finalidade. Em Modenesi (2004) e Brandi (1995), uma das expressões mais conhecidas é o efeito da composição química expressa em termos de fórmulas de carbono-equivalente, apresentada na Equação 1, quanto maior for o carbono equivalente, menor será a soldabilidade do aço, e mais lentamente deverá ser feito o resfriamento. As temperaturas de pré-aquecimento e interpasses deverão ser maiores e o controle do hidrogênio também deverá ser maior (KOU, 1987).

$$C_{eq} = \left( C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Ni + Cu}{10} \right) \quad (1)$$

## 2.3 AÇOS CARBONO E AÇOS DE BAIXA LIGA

### 2.3.1 Introdução

Conforme a norma *American Welding Society - AWS* (1994), a maioria dos aços utilizados em construções soldadas são aços de baixo teor de carbono, entre 0,04 e 0,25%, com teor de manganês normalmente entre 0,25% e 1,5%, o fósforo máximo é de 0,4% e de enxofre de 0,5%, sendo considerados elementos desoxidantes o Mn e o Si. Estes aços são predominantemente de estrutura ferrítica que não apresentam dificuldades na soldagem, porém, têm baixa resistência mecânica. Aços de baixo teor de carbono para construções soldadas têm tensão de escoamento normalmente entre 165 e 250 MPa (SALLMAN, BISHOP, 1999; BROWN, 2000). Mais precisamente, são ligas a base de ferro e carbono contendo ainda, como residuais (de matérias primas ou do processo de fabricação), outros elementos como manganês, silício, enxofre e fósforo. Aços de baixa liga têm uma quantidade total de liga inferior a 2% (SMALLMAN, BISHOP, 1999; MODENESI, 2001; FORTES, 2004).

Em contrapartida, aços sem redução significativa da soldabilidade e facilidade de fabricação, devido às vantagens de maiores tensões de escoamento para diminuir o peso das estruturas, com conseqüente economia de material e energia, principalmente em equipamentos de transportes, foram desenvolvidos aços para estruturas com baixo teor de elementos de liga e alta resistência mecânica (CALLISTER, 2008).

Aços carbono e aços de baixa liga representam aproximadamente 95% dos metais usados nas construções e fabricações pelo mundo. Os aços resistentes à corrosão, entre estas classificações, são aços de baixa liga que podem ser expostos ao ambiente sem serem pintados, a sua resistência a corrosão é quatro vezes a de aços estruturais ao carbono, e são especificados pela ASTM A242. (MODENESI, 2001).

Melhoria das propriedades mecânicas e ganhos com aumento de resistência, combinado com um baixo custo e facilidade de fabricação, favorece o uso dos aços carbonos e de baixa liga. Por causa destes atributos, tais aços são uma excelente escolha para componentes, veículos, pontes, construções, máquinas, vasos de pressão, estruturas externas, equipamentos para estradas de ferro, navios e um amplo alcance de produtos de consumo. O extensivo uso de aços carbono e aços de baixa liga significam que soldagem, brasagem e corte por calor é comum para estes aços.

### **2.3.2 Classificação quanto a soldabilidade**

Aços carbono e aços de baixa liga podem ser divididos em cinco grupos de acordo com sua composição, resistência, tratamento térmico, ou propriedades em altas temperaturas. Os grupos são identificados, de ordem decrescente quanto à soldabilidade, como (AMERICAN WELDING SOCIETY – AWS, 1994):

- Aços carbono;
- Aços de alta resistência e baixa liga;
- Aços temperados e revenido;
- Aços de baixa liga tratados termicamente;
- Aços cromo-molibdênio.

É disponível uma variedade de formas de produtos incluindo chapas finas, chapas grossas, perfis, tubos, forjados, fundidos e perfis estruturais. Independentemente da forma do produto, na ordem de estabelecer procedimentos de soldagem satisfatórios, a composição química, propriedades mecânicas, e condições de tratamento térmico devem ser conhecidos, onde a soldabilidade primária é uma função destes três fatores (AMERICAN WELDING SOCIETY – AWS, 1994).

Ainda que os maiores volumes de consumo dos aços sejam na utilização de forma transformada, as mesmas considerações são aplicadas para soldagem, brasagem, e corte por calor de forjados e fundidos. Todavia, com maiores dimensões de forjados e fundidos, considerações devem ser tomadas para o efeito do tamanho ou espessura com respeito ao aquecimento inicial, resfriamento e controle. Outros fatores, a serem considerados com os fundidos, são os efeitos de elementos residuais e variações localizadas na composição química, como pode não ocorrer em aços trabalhados (AMERICAN WELDING SOCIETY – AWS, 1994).

Em geral a composição química dos aços carbono, basicamente inclui percentuais em peso até 1,00% carbono, até 1,65% de manganês e até 0,6% de silício. Aços carbono normalmente trabalhados são usados na condição de laminados, embora possam ser na condição recozido ou normalizado (AMERICAN WELDING SOCIETY – AWS, 1994).

Aços de alta resistência e baixa liga são projetados para obter melhores propriedades mecânicas do que aços carbono convencionais. Geralmente eles são classificados de acordo com as propriedades mecânicas, ao invés da composição química. Seus valores mínimos de resistência ao escoamento atuam-se dentro de uma faixa de 289 a 551 MPa. Estes aços usualmente são soldados depois de laminados, normalizados, ou na condição endurecidos por precipitação (AMERICAN WELDING SOCIETY – AWS, 1994).

O grupo dos aços temperados e revenido consistem de aços ao carbono e de baixa liga que são geralmente tratados para se obter resistência ao escoamento na faixa de 345 a 1034 MPa. Eles são projetados para serem soldados na condição de tratados termicamente. Normalmente, os conjuntos soldados não recebem um tratamento de pós-aquecimento, a menos que seja solicitada para se obter uma estabilidade dimensional ou para atender a um padrão de construção (AMERICAN WELDING SOCIETY – AWS, 1994).

Diversos parâmetros de tratamentos térmicos para aços de baixa liga causam baixa propriedade de soldabilidade. Tais aços, geralmente, possuem maior teor de carbono do que os aços de baixa liga e alta resistência e dos aços temperados e revenido. Consequentemente, embora eles sejam capazes de oferecer alta resistência, falta-lhes tenacidade quando soldados e podem ser suscetíveis a trincas na região da zona termicamente afetadas (ZTA). Tratamento térmico pós-solda pode reduzir o risco de surgimento de trincas e realçar a tenacidade ao entalhe dos componentes soldados, fabricados em aços de baixa liga tratados termicamente (AMERICAN WELDING SOCIETY – AWS, 1994).

Aços cromo-molibdênio foram usados primeiramente para serviços de elevadas temperaturas, aproximadamente 704°C (1300°F), para resistir à fluência e à corrosão, em

aplicações semelhantes a usinas de geração de energia, indústrias químicas ou refinarias de petróleo. Eles podem ser soldados em várias condições de tratamentos térmicos (recozido, normalizado e temperado, ou temperado e revenido). Tratamento térmico pós-solda sempre é requerido pelos códigos de fabricação para melhorar a ductilidade, tenacidade, e a resistência à corrosão e também reduzir tensões causadas pela soldagem (AMERICAN WELDING SOCIETY – AWS, 1994).

## 2.4 SOLDAGEM

O processo de soldagem é um dos processos de fabricação mais utilizados industrialmente, nas mais variadas aplicações, desde a união microscópica de fios em pequenos circuitos eletrônicos até a união de chapas de grande espessura em equipamentos pesados, como em navios ou em turbinas hidráulicas (AMERICAN SOCIETY OF METALS - ASM HANDBOOK, 1995; ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

Assim, os métodos de soldagem e as características das juntas soldadas podem ser totalmente diferenciados para aplicações específicas e dependem basicamente de: tipo, dimensões e geometria das peças a serem soldadas, do tipo de material ou materiais que se pretende unir, do processo de soldagem industrialmente utilizado, e do tipo de performance esperado para os componentes soldados frente às condições de serviço, que muitas vezes envolvem solicitações estáticas de grande intensidade, solicitações dinâmicas ou cíclicas, calor ou meio corrosivo (AMERICAN SOCIETY OF METALS - ASM HANDBOOK, 1995).

O estudo sobre adequação de um procedimento de soldagem a uma dada aplicação é complexo e, sem dúvida, requer experiência do profissional envolvido, embora, para a maioria das aplicações industriais, existam na literatura básica as referências necessárias para se elaborar procedimentos satisfatórios. Porém, como na prática existem muitas variáveis envolvidas em um procedimento de soldagem, que são pouco previsíveis apenas em estudos teóricos, antes de efetivamente realizar uma soldagem, é importante qualificar o procedimento de soldagem, principalmente, quando a aplicação envolve risco de vida, como em componentes pressurizados (AMERICAN SOCIETY OF METALS - ASM HANDBOOK, 1995).

Qualificação de um procedimento de soldagem e/ou processo é realizada segundo os diferentes códigos de fabricação – ASME, AWS e API (*American Piping Institute*) – e, basicamente, significa simular a condição real de soldagem e testar o material através de ensaios que avaliem as propriedades que serão requeridas na aplicação.

## 2.5 TIPOS DE SOLDAGEM

No intuito de unir, revestir e/ou produzir materiais, desenvolveu-se diversos processos de soldagem, entre os quais estão os por fusão com as seguintes características e aplicações, os quais são fortemente ligados a indústria do aço (MODENESI, 2014).

O conceito de intensidade de corrente elétrica ( $I$ ) – quantidade de energia transferida à peça por unidade de tempo e na unidade de área – é muito importante para a compreensão dos fenômenos envolvidos na soldagem. Processos, cujas fontes de energia são de alta intensidade, tendem a exigir menor tempo de soldagem e minimizam certos efeitos indesejáveis (como distorções, por exemplo) devido à pequena área aquecida. Em um processo de alta intensidade, a energia é transferida tão rapidamente e através de uma área tão pequena que a fusão ocorre quase instantaneamente, antes que ocorra uma perda significativa de calor por condução (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

A soldagem no estado sólido envolve, basicamente, energia mecânica para aproximar a estrutura cristalina dos dois materiais (sem os óxidos superficiais) e desenvolver uma atração atômica, seja através da ação de fricção, impacto ou pressão, realizada segundo processos de soldagem por fricção, soldagem por explosão, soldagem por difusão ou ainda soldagem por laminação (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

A soldagem por fusão ocorre com o aumento localizado da temperatura do material até que a temperatura da região onde estão os materiais a serem unidos ultrapasse a temperatura de fusão do metal ou da liga e posteriormente as partes sofram solidificação, mantendo uma continuidade física. A energia para aquecer o material pode ser de natureza química, por exemplo, reações de oxidação como na soldagem aluminotérmica, ou na queima de gases, como na soldagem oxi-acetilênica. O arco elétrico, como nos principais processos de soldagem hoje conhecidos (SMAW, SAW, GTAW e GMAW) ou proveniente de efeito Joule, em uma resistência elétrica, na soldagem por costura ou ponto, ou ainda pode ser de natureza física, como nas soldagens a laser ou feixe eletrônico. Um arco de soldagem pode ser considerado como um condutor gasoso o qual transforma a energia elétrica em calor. O arco é uma fonte de calor para os processos citados anteriormente, visto que o mesmo produz uma alta intensidade de calor e é fácil de ser controlado através de meios elétricos (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

Nos principais processos a arco elétrico, disponíveis industrialmente, as principais características dizem respeito:

- Ao tipo de eletrodo para abertura do arco (consumível ou não consumível);
- Ao tipo de proteção gasosa;



- Ao tipo de transferência metálica;
- As faixas de energia de soldagem;
- A produtividade e a possibilidade de automação.

## 2.6 METALURGIA DA SOLDAGEM

Sabe-se que a microestrutura resultante de uma estrutura soldada de aço depende da velocidade de resfriamento. Durante os processos de soldagem o aporte de calor é muito severo e localizado, gerando um gradiente térmico muito elevado. As dimensões da zona termicamente afetada, são determinadas pelo aporte de calor aplicado durante o processo de soldagem. As fases e morfologias resultantes em cada região, por outro lado, são resultado direto das condições de resfriamento da junta. Elevadas taxas de resfriamento conduzem à formação exclusiva de martensita, enquanto taxas menores conduzem a combinações de martensita com bainita, ferrita e perlita respectivamente. Portanto, o conhecimento de tais microestruturas e seu controle desempenham um papel fundamental na avaliação da resistência à fratura de estruturas soldadas em geral. (ASM, 1995).

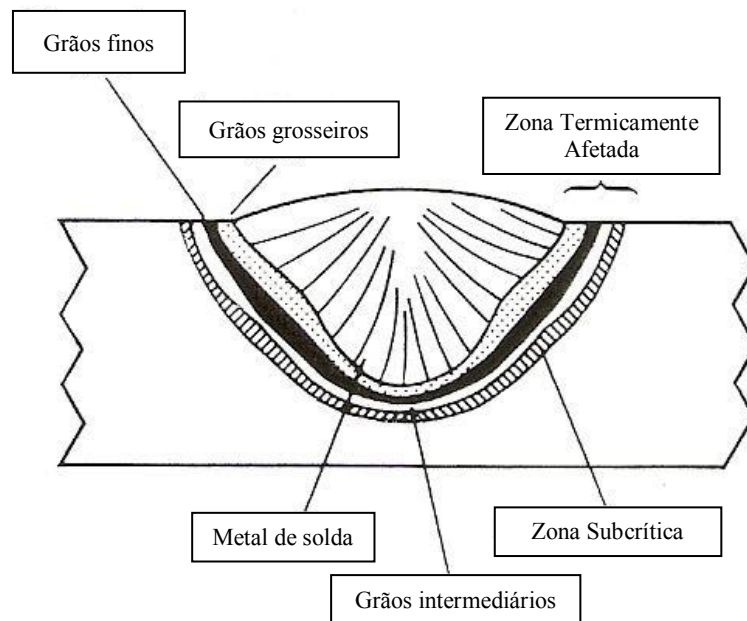
### 2.6.1 Soldas monopasse

Para uma solda monopasse, a solda pode ser dividida em duas regiões: a zona de fusão e a zona termicamente afetada (ZTA). A zona de fusão é a região na qual houve a fusão dos metais de base e adição. É uma região de composição química e propriedades mecânicas fortemente dependentes da especificação dos consumíveis de soldagem, assim como da taxa de dissolução do metal de base, e é inerentemente mais susceptível a defeitos (porosidades, microtrincas, etc.) em relação ao metal de base. A composição química da zona termicamente afetada não é alterada pelo fato de que a temperatura que tais regiões alcançam são inferiores à temperatura de fusão, entretanto, há alterações microestruturais. O tamanho de grão austenítico diminui com o aumento da distância da zona de fusão, assim como a taxa de resfriamento varia de região para região. Devido à variação das condições térmicas de acordo com a distância da zona de fusão, pode se dividir a zona termicamente afetada em quatro regiões, descritas a seguir e visualizadas na Figura 1: (ASM, 2003).

- Região de grãos grosseiros (*CGHAZ: coarse grain heat affected zone*): região de rápido crescimento de grãos austeníticos devido às temperaturas próximas às de fusão. Os maiores tamanhos de grão favorecem a temperabilidade e tal região é muito susceptível à formação de martensita, com decorrente sensível endurecimento;

- Região de grãos intermediários (*ICHAZ: intercritical zones*): região na qual as temperaturas não são elevadas suficientemente para gerar crescimento de grão, mas suficientes para austenitizar o material e permitir formação de martensita caso as taxas de resfriamento sejam elevadas;
- Região de grãos refinados (*FGHAZ: fine grain heat affected zone*): o material é parcialmente austenitizado, gerando uma morfologia de grãos bastante finos;
- Região de aquecimento subcrítico (*SCHAZ: subcritical zone*): região pouco afetada pelo calor, na qual não ocorre austenitização e os grãos podem sofrer revenimento devido ao calor do processo de soldagem. Pode ocorrer amolecimento localizado.

Figura 1 – Regiões de uma solda monopasse (ADAPTADO DE ASM, 2003).



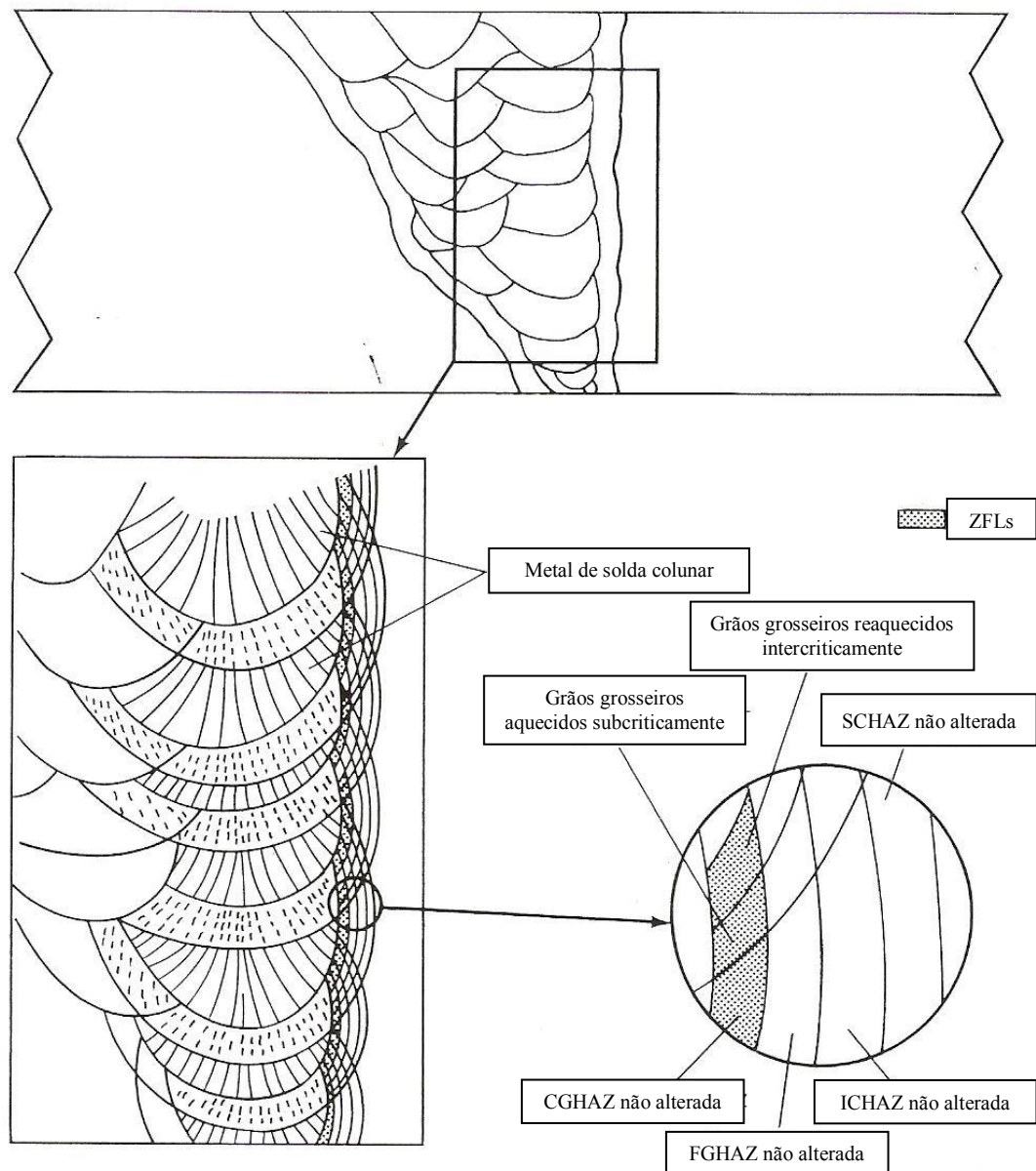
### 2.6.2 Soldas multipasse

Juntas soldadas multipasses são significativamente mais complexas, já que os ciclos térmicos de passes subsequentes alteram a microestrutura dos passes anteriores (já alterados em relação ao metal de base), fazendo com que a ZTA seja dividida em diversas regiões de acordo com a temperatura atingida ao longo dos múltiplos passes.

Na região intercrítica reauecida ocorre transformação parcial da perlita em austenita. Uma vez que a solubilidade do carbono na austenita é da ordem de 2% (contra solubilidade máxima de 0,022% do mesmo elemento na ferrita), ocorre a formação de uma fase austenítica rica em carbono. Com o subsequente resfriamento, esta austenita enriquecida transforma-se em “ilhas” contendo uma microestrutura frágil e de baixa tenacidade. Tais zonas de fragilidade (ZFLs) são extremamente danosas à tenacidade da ZTA e, conseqüentemente, à

resistência à fratura da junta soldada. Consistem de uma região da CGHAZ inalterada, uma região de grãos grosseiros aquecida intercriticamente (IRCG), e uma região de grãos grosseiros aquecidos subcriticamente (SRCG), e encontram-se alinhadas adjacentes à zona de fusão, sendo um caminho curto e fácil para a propagação de trincas. Além disso, as zonas de fragilização localizada, além de ocorrer na ZTA também podem ocorrer no metal de adição de passes anteriores durante os ciclos de reaquecimento, caracterizando a região de deposição como extremamente delicada do ponto de vista de fratura e integridade estrutural. (ASM, 2003). Essas regiões são representadas na Figura 2.

Figura 2 – Representação esquemática da estrutura da zona termicamente afetada pelo calor em uma solda multipasses. (ADAPTADO DE ASM, 2003).



### 2.6.3 Dissimilaridade mecânica das soldas

A qualidade metalúrgica do cordão de solda é inferior ao metal de base. Isso decorre da presença de tensões residuais e deformações na solda, alterações metalúrgicas e mecânicas e possíveis descontinuidades. Devido a essas características, o metal de solda e suas regiões adjacentes, a zona termicamente afetada (ZTA), apresenta reduzida tenacidade à fratura em comparação com o metal de base, sendo, conseqüentemente, mais susceptível às fraturas (MOREIRA, 2008).

Estudos demonstraram que a resistência à fratura na ZTA poderia ser alterada através da mudança nas propriedades microestruturais do metal de base (MOREIRA, 2008). Essa mudança é realizada através de uma condição chamada *Weld Strength Mismatch*, em português, Dissimilaridade Mecânica da Solda (DMS), na qual material de adição e material de base apresentam resistência diferentes. Existem três tipos de DMS:

- Metal de adição mais resistente (*overmatch*);
- Ambos os materiais de mesma resistência (*evenmatch*);
- Metal de adição menos resistente que o metal de base (*undermatch*).

Recomenda-se a fabricação de soldas em condições *overmatch* como forma de desviar grande parte das deformações para o metal de base menos resistente, o qual, presumivelmente, apresenta melhor controle microestrutural e menor presença de defeitos, e, conseqüentemente, suportará tensões maiores que o metal de solda sem a propagação de defeitos (DONATO, 2008). Além disso, o nível de tensões residuais da solda multi-passes, em especial na direção transversal ao cordão, são menores quando há a condição *overmatch* na solda (MOREIRA, 2008).

## 2.7 APORTE TÉRMICO

As temperaturas nas quais a junta soldada é submetida durante a soldagem dependem basicamente da energia de soldagem e da temperatura de pré-aquecimento. O aporte térmico, ou energia de soldagem absorvida pela junta soldada é dada pela equação a seguir:

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

Onde:

AT: Aporte térmico [J/cm];

: Rendimento do arco;

V: Tensão de soldagem [V];

I: Corrente de soldagem [A];

: Velocidade de soldagem [cm/min].

A energia de soldagem é uma característica do processo de soldagem e da técnica empregados. Os processos de soldagem do tipo arco submerso ou eletroescória, por exemplo, possuem inerentemente elevada energia de soldagem enquanto processos muito intensos, onde a área de aquecimento para fusão é pequena (como plasma ou tig), são considerados de baixa energia (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

Quanto mais alto for o aporte de calor (energia de soldagem), maior será a quantidade de energia calorífica transferida à peça, maior a poça de fusão, mais larga a zona aquecida e menor o gradiente térmico entre a solda e o metal de base.

O rendimento de transmissão pode ser considerado constante para um mesmo processo, pois exprime a parcela de energia efetivamente transferida à peça. Perdas decorrentes do aquecimento de cabos e eletrodos, respingos fora da poça, efeitos de resfriamento pelo meio ambiente, etc, contribuem para diminuir o valor do rendimento e consequentemente do aporte.

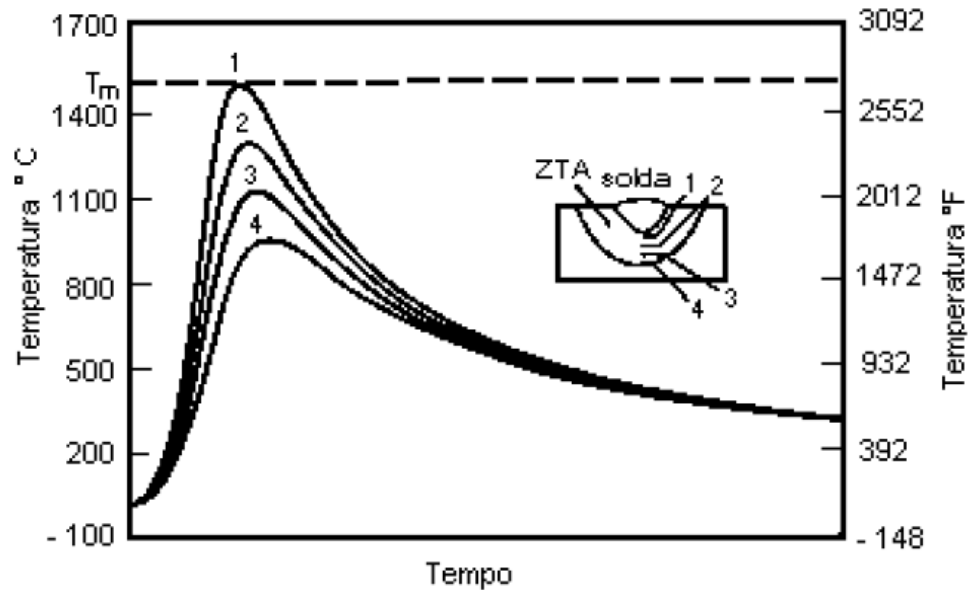
Pelo mesmo processo de soldagem, a medida para controlar o aporte de calor para evitar o aquecimento demasiado é bastante limitada, devido a:

- O valor do rendimento (  $\eta$  ) depende basicamente do processo;
- Em processos a arco a tensão  $V$  varia dentro de intervalos reduzidos (condicionados às características do processo e dos consumíveis);
- A corrente  $I$  está igualmente condicionada ao processo e ao consumível (principalmente bitola);
- Restando somente a velocidade  $v$ , qualquer variação substancial no aporte de calor, dada principalmente pela técnica adotada.

A velocidade de avanço exprime o comprimento linear de solda em cada passe na unidade de tempo. A técnica de cordões estreitos (filete) assume valores de velocidade de avanço bem mais elevados do que a técnica de cordões trançados (solda com oscilação), com, por consequência, menores quantidades de calor acionadas. É importante considerar, todavia que podem existir restrições quanto à amplitude de oscilação (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

Ciclos térmicos sofridos a cada ponto do material soldado determinam as transformações microestruturais, e consequentemente as propriedades esperadas para uma junta. O calor da operação de soldagem provoca, nos diversos pontos de uma junta, variações de temperatura como indica a Figura 3. A variação de temperatura ( $T$ ) em função do tempo ( $t$ ) é o ciclo térmico no ponto considerado (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

Figura 3 – Variações de temperatura ao longo de uma junta (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).



A partir desta curva  $T \times t$  pode-se determinar:

$T_m$  – Temperatura máxima atingida;

$T_p$  – Tempo de permanência acima de uma certa temperatura  $T$ ;

$V_t$  – Velocidade de resfriamento na temperatura  $T$ .

Conforme o ponto considerado se afasta da solda, as temperaturas máximas são decrescentes e atingidas com certo atraso. O tempo de permanência acima de uma dada temperatura decresce no mesmo sentido. Teoricamente, as velocidades de resfriamento decrescem à medida que a distância aumenta. Entretanto, do ponto de vista prático e para a faixa de temperatura onde ocorrem os principais fenômenos de transformações microestruturais, pode-se considerar a velocidade de resfriamento como constante em toda extensão da Zona Termicamente Afetada (ZTA).

A forma de dissipação de calor muito influencia o ciclo térmico no que diz respeito ao resfriamento e  $V_t$ , que é dada pela tangente à curva  $T \times t$ , assume seus valores mais elevados quando o componente a ser soldado apresenta dimensões que proporcionem uma troca de calor em regime tridimensional (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

Quando se está trabalhando em regime de troca de calor bidimensional denomina-se a condição de chapa fina e o cálculo de  $V_t$  é dado pela Equação 3:

$$V_t = 2 \kappa \pi \rho c \left(\frac{e}{E}\right)^2 (T_c - T_o)^3 \quad (3)$$

Onde:

$V_t$ : Velocidade de resfriamento à temperatura  $T_c$  – (°C/s);

$\kappa$ : Condutividade térmica do metal – (J/mm s°C);

$T_c$ : Temperatura de interpasse – (°C);

$T_0$ : Temperatura inicial da peça – (°C);

$e$ : Espessura da peça – (mm);

$\rho c$ : Calor específico volumétrico – (J/mm<sup>3</sup>);

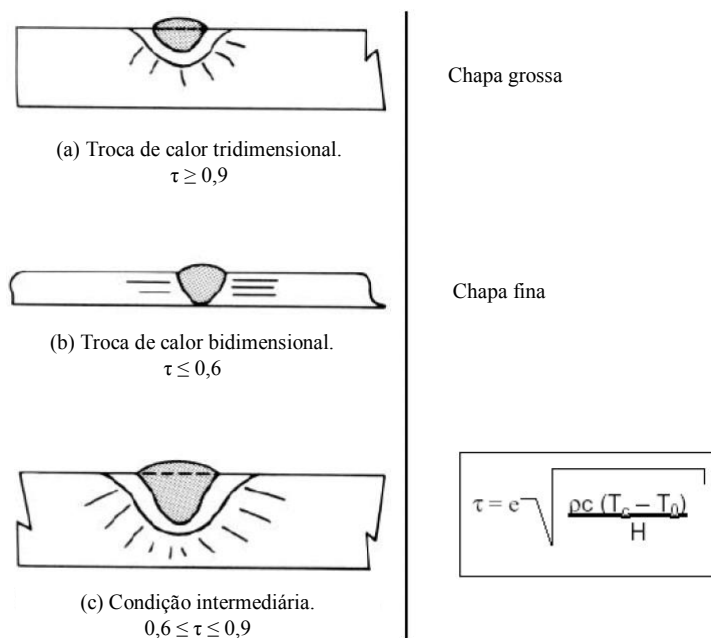
$E$  ou  $H$  – Energia de soldagem ou aporte de calor – (J/mm).

Quando o regime de troca de calor passa a tridimensional denomina-se condição de chapa grossa e a velocidade de resfriamento passa a independender da espessura. Sua expressão é dada pela Equação 4:

$$V_t = \frac{2 \kappa \tau (T_c - T_0)^3}{E}$$

Para a definição do regime de troca de calor, se bidimensional ou tridimensional (chapa fina ou chapa grossa) utiliza-se o fator  $\tau$ , cujo valor superior a 0,9 caracteriza um regime tridimensional, inferior a 0,6 caracteriza um regime bidimensional e entre 0,6 e 0,9 uma condição intermediária, como ilustra a Figura 4.

Figura 4 – Efeito da geometria e espessura relativa da chapa no regime de troca de calor (ADAPTADO DE ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).



Quando há cordões de reforço a deposição é sempre superficial e a troca de calor tende a ser tridimensional, com grande troca de calor e elevada velocidade de resfriamento.

Alguns fatores que afetam os ciclos térmicos são importantes quando se avaliam as possíveis transformações no material:

- A temperatura máxima atingida a cada ponto e a velocidade de resfriamento depende de propriedades físicas do material sendo soldado. Ligas com maior condutibilidade térmica, como ligas a base de cobre e alumínio, apresentam maiores velocidades de resfriamento, o que pode muitas vezes causar problemas de falta de fusão devido à rápida dissipação de calor;

- A temperatura máxima atingida varia inversamente com a distância ao centro da solda, isto é, quanto maior é a temperatura de pré-aquecimento da peça menor será a velocidade de resfriamento. Pode-se notar que a influência da temperatura inicial é mais significativa em peças de pequena espessura;

- A velocidade de resfriamento varia diretamente com a espessura da peça sendo soldada, isto é, quanto maior a espessura maior a velocidade de resfriamento. Entretanto, a variação tem um limite. A partir de uma determinada velocidade de resfriamento, por mais que se aumente a espessura, a velocidade de resfriamento não se altera;

- A velocidade de resfriamento varia inversamente com a energia de soldagem, isto é, quanto menor a energia de soldagem maior a velocidade de resfriamento. A influência da energia de soldagem na velocidade de resfriamento é maior em espessuras finas.

A partir das curvas de ciclo térmico para todos os pontos ao longo da junta, é possível se obter as temperaturas máximas atingidas ao longo da seção transversal da junta, conforme expressado na Figura 5 a seguir. Esta função se chama repartição térmica que avalia as transformações ocorridas no aquecimento, pois esta pode ser associada ao diagrama de equilíbrio do material. Ela tem influência direta na microestrutura da junta, conforme ilustrado na Figura 6 (FBTS, 2000).

Figura 5 – Repartição térmica (FBTS, 2000).

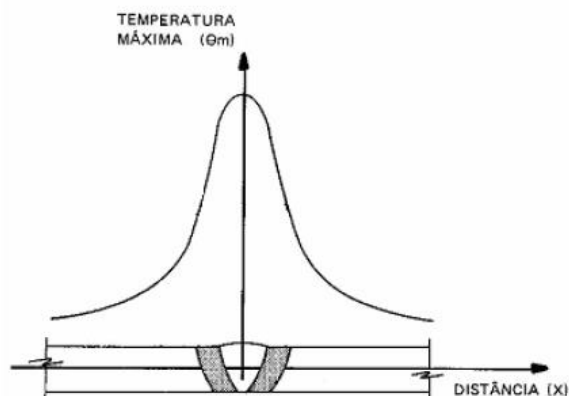
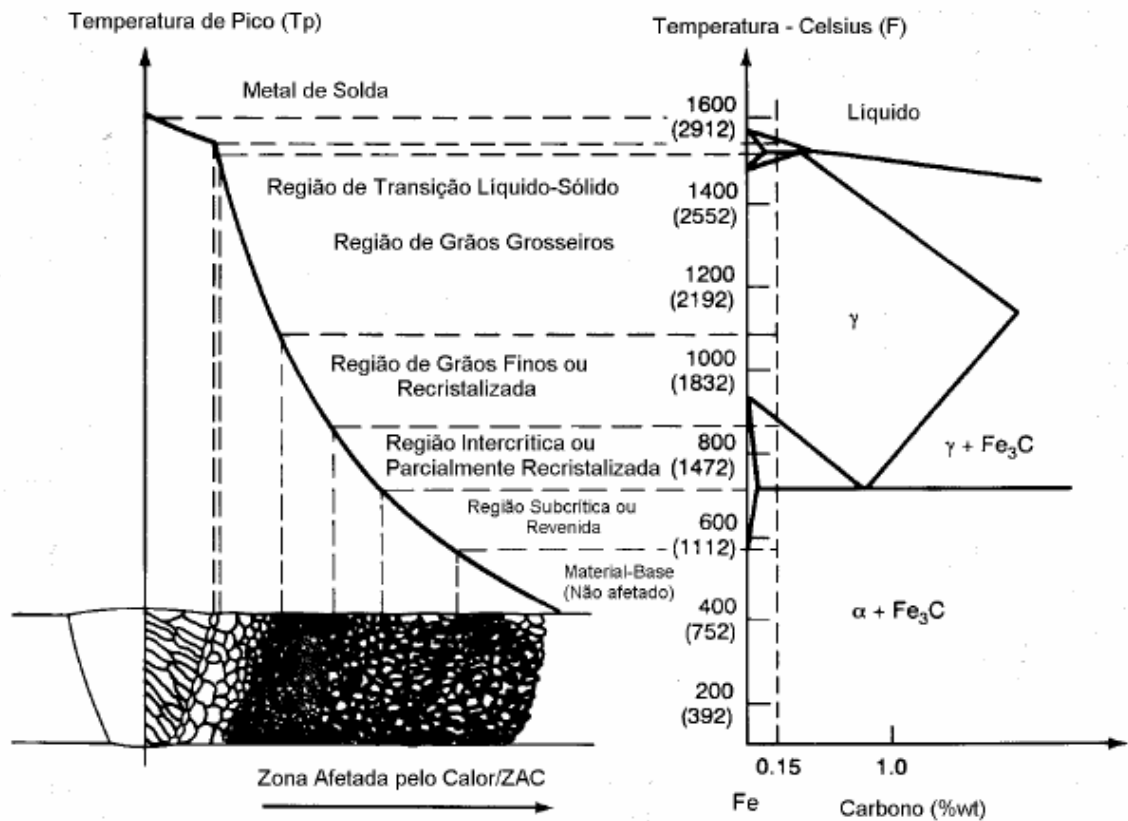




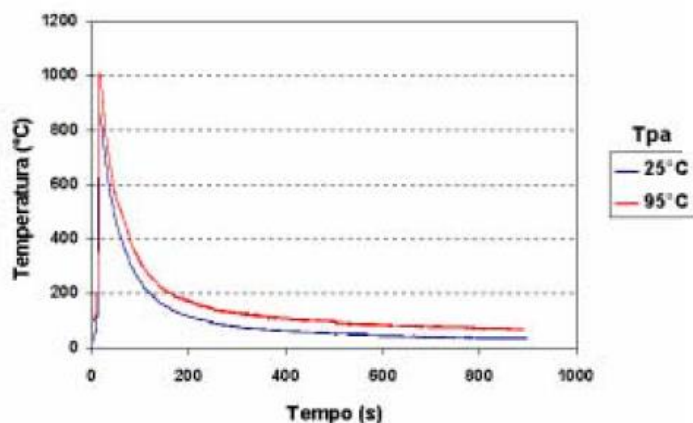
Figura 6 – Repartição térmica para uma junta soldada de aço ao carbono (ADAPTADO DE TOYODA, 1989).



Com as duas funções, ciclo térmico e repartição térmica, torna-se viável o estudo das transformações metalúrgicas no estado sólido para uma junta soldada. O ciclo térmico possibilita a interpretação ou previsão das transformações no resfriamento, enquanto a repartição térmica permite determinar a extensão das zonas onde se passam tais fenômenos.

Altas taxas de resfriamento e a composição de grãos grosseiros podem promover a formação de fases frágeis e duras no metal fundido e na ZTA de aços soldados. Aliado a estes fatores, a presença de hidrogênio difundido no processo de soldagem pode levar a fratura devido à trinca a frio do componente soldado. (KOU, 1987).

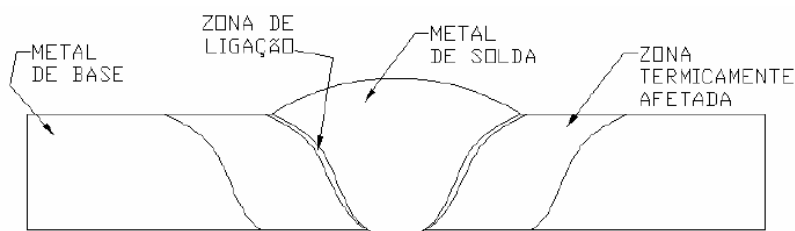
Figura 7 – Ciclo térmico de uma junta soldada (metal base Aço API 5L) com arame tubular (medido a 7,0 mm do centro da solda) utilizando-se temperaturas da pré-aquecimento ( $T_{pa}$  de 25°C e 95°C) (SANTOS NETO, 2003).



## 2.8 REGIÕES DA JUNTA SOLDADA

Em juntas soldadas, as principais regiões analisadas, em termos de microestrutura, são: zona fundida ou metal de solda, Zona termicamente afetada (ZTA) e zona de ligação. A Figura 8 a seguir representa esquematicamente as regiões descritas.

Figura 8 – Representação esquemática de uma junta soldada.



As características microestruturais destas regiões dependem basicamente das condições térmicas na qual a junta foi submetida e da composição química do metal de base e do metal de adição.

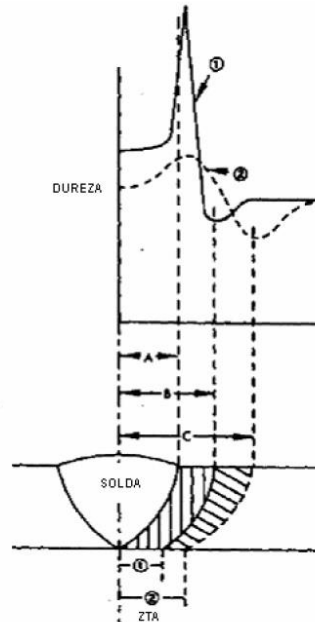
### 2.8.1 Zona termicamente afetada

A zona termicamente afetada (ZTA) é a região da junta soldada localizada entre o metal base e a zona fundida, a qual sofre alterações microestruturais devido ao ciclo térmico sofrido por esta região durante a soldagem.

A largura da zona termicamente afetada é influenciada pelo aporte térmico (*heat-input*). A Figura 9 mostra a influência do pré-aquecimento na largura da ZTA e na dureza desta região. O pré-aquecimento aumenta a energia final de soldagem, aumentando assim a largura da ZTA, mas este pré-aquecimento diminui significativamente a taxa de resfriamento, promovendo uma redução da dureza nesta região. Esta redução na dureza diminui a

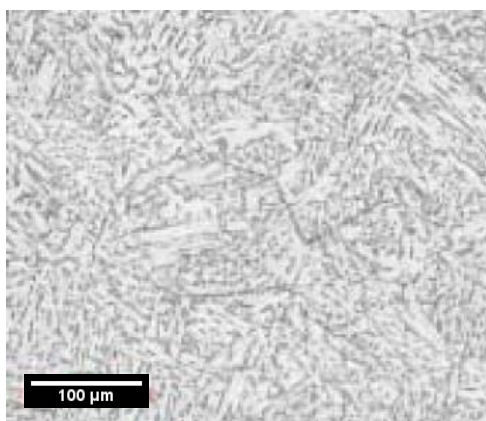
susceptibilidade desta região sofrer fissuração por corrosão sob tensão quando a junta é submetida a serviços com  $H_2S$ , por exemplo. (AWS, 1995).

Figura 9 – Influência do pré-aquecimento na largura e na dureza da zona termicamente afetada. 1) Sem pré-aquecimento, onde B-A corresponde à largura da ZTA; 2) Com pré-aquecimento, onde C-A corresponde à largura da ZTA. (AWS, 1995).

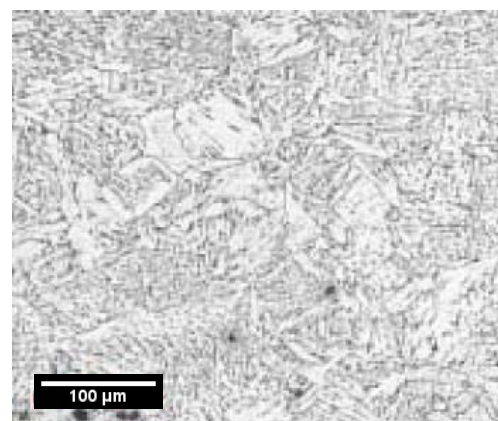


A soldagem com pré-aquecimento e  $25^{\circ}C$  apresentou grãos mais grosseiros na ZTA, quando comparados à soldagem com pré-aquecimento de  $95^{\circ}C$ , conforme revelados na Figura 8 (SANTOS NETO, 2003).

Figura 10 – Influência do pré-aquecimento na microestrutura da ZTA de uma junta soldada de metal base Aço API 5L X70 com processo arame tubular. (a) Pré-aquecimento de  $25^{\circ}C$ ; (b) Pré-aquecimento de  $95^{\circ}C$ . (SANTOS NETO, 2003).



(a)



(b)

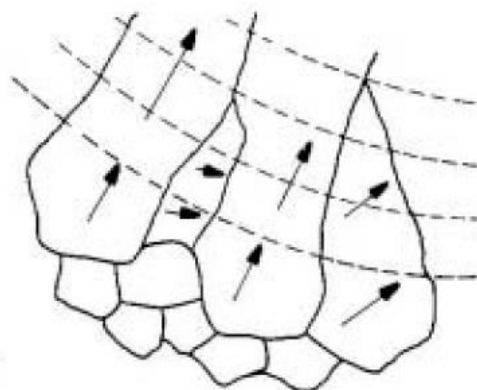
Uma alternativa para reduzir a dureza na ZTA é a utilização de um cordão de revenimento, o qual é aplicado sobre os passes de acabamento, próximo a margem da solda em juntas multi-pases, este passe de revenimento pode diminuir em até 20% a dureza máxima da ZTA. (KIEFER, 1995).

### 2.8.2 Metal fundido

Zona fundida é a região na qual, durante a soldagem, ocorreu a fusão do metal de solda e também a diluição entre metal de base e metal de solda.

Um fenômeno que ocorre nesta região é o crescimento competitivo de grãos. Durante a solidificação os grãos tendem a crescer na direção perpendicular à interface líquido/sólido, sendo esta a direção do gradiente máximo de temperatura e, portanto, a direção da força máxima para solidificação. Apesar disto, os grãos também tem sua própria direção preferencial de crescimento, chamada de direção de crescimento fácil, por exemplo, direção  $\langle 100 \rangle$  em metais cúbicos de face centrada (CFC) e cúbicos de corpo centrado (CCC) e direção  $\langle 1010 \rangle$  em hexagonal compacto (HCP). Portanto, durante a solidificação, grãos com maior propensão de crescimento na direção do gradiente máximo de temperatura crescem e barram o crescimento de outros grãos, cuja direção de crescimento não está orientada na direção do gradiente máximo de temperatura. (KOU, 1987). A Figura 11 ilustra tal fenômeno.

Figura 11 – Crescimento competitivo de grãos na zona fundida. (KOU, 1987).



As principais fases da Zona Fundida em aços de baixo teor de carbono são: (ASM, 1997).

- Ferrita primária:

a) Ferrita no contorno de grão: ferrita pró-eutetóide que cresce ao longo da austenita primária nos contornos de grão. É equiaxial ou poligonal, podendo vir a formar em veios;

b) Ferrita poligonal intragranular: ferrita poligonal que não é associada à austenita primária nos contornos de grão. É muito maior que a largura média das ripas de ferrita acicular.

- Ferrita com segunda fase:

a) Alinhamento da segunda fase: ripas de ferrita paralelas classificadas como ferrita de Widmstätten e bainita (superior/inferior);

b) Segunda fase não alinhada: ferrita randomicamente distribuída, ou ripas isoladas de ferrita;

c) Agregado de ferrita com carboneto: uma estrutura fina de ferrita com carboneto incluindo perlita.

- Ferrita acicular: pequenos grãos de ferrita não alinhada encontrada dentro de grãos da austenita primária.

- Martensita: colônia de martensita maior que as ripas de ferrita adjacentes.

Em soldas com materiais de baixo teor de carbono uma grande quantidade de ferrita é associada a altos níveis de resistência, enquanto que microestruturas como martensita e bainita estão associadas a um baixo nível de resistência.

Martensita e bainita estão relacionadas a altas taxas de resfriamento, assim, diminuindo a quantidade de manganês, ou reduzindo a taxa de resfriamento com o aumento do aporte térmico ou pré-aquecimento, a quantidade de ferrita acicular aumenta, melhorando, por consequência, a resistência mecânica da junta soldada ou da solda.

A caracterização microestrutural das soldas tem dois objetivos: avaliar a micrografia com as propriedades mecânicas e relacionar a microestrutura com o processo de soldagem utilizado.

O intuito é aperfeiçoar o processo de soldagem para produzir a microestrutura desejada.

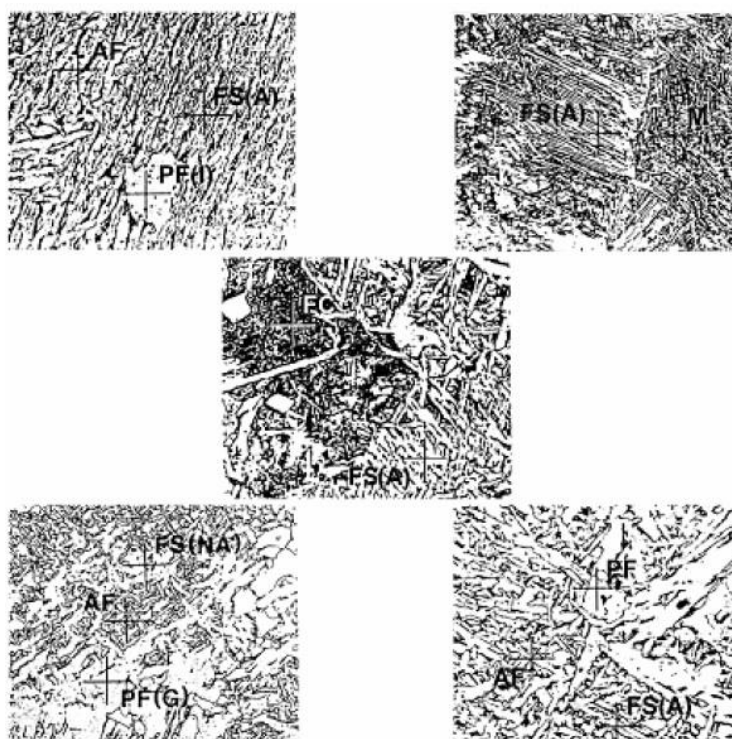
Em geral, os efeitos do processo e dos parâmetros na microestrutura são devidos aos efeitos térmicos e da composição química do material base e do arame. Os efeitos da composição química estão ligados diretamente na zona de fusão, enquanto os efeitos térmicos afetam a zona de fusão e a zona termicamente afetada (ZTA).

Os constituintes da zona fundida de aços ferríticos são identificados segundo *International Institute of Welding – IIW*, conforme descrito na Tabela 3 e ilustrado na Figura 12. (MODENESI, 2004).

Tabela 3 – Constituintes da zona fundida em aços ferríticos, segundo *International Institute of Welding – IIW*.

CONSTITUINTE		CÓDIGO
FERRITA PRIMÁRIA	FERRITA DE CONTO RNO DE GRÃO	PF(G)
	FERRITA POLIGONAL INTRAGRANULAR	PF(I)
	FERRITA ACICULAR	AF
	FERRITA COM SEGUNDA FASE ALINHADA	FS(A)
	FERRITA COM SEGUNDA FASE NÃO ALINHADA	FS(NA)
	AGREGADO FERRITA CARBONETO	FC
	MARTENSITA	M

Figura 12 – Constituintes da zona fundida em aços ferríticos, de acordo com dados da Tabela 3 (MODENESI, 2004).

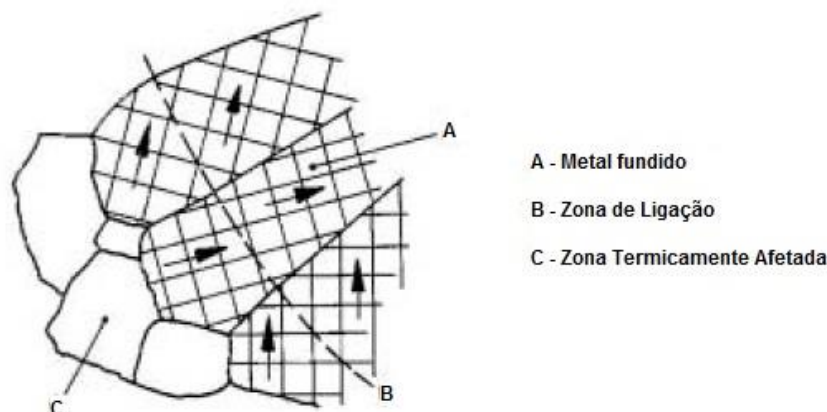


### 2.8.3 Zona de ligação

A zona de ligação é a região do metal de base que sofreu fusão parcial durante a soldagem, e sobre a qual se inicia a solidificação do metal de solda e o crescimento dos grãos em direção à região central da solda formando o metal de solda. Este processo é chamado de epitaxia ou crescimento epitaxial. (KOU, 1987).

O crescimento do grão inicia-se pelo agrupamento dos átomos da fase líquida no substrato sólido existente, estendendo sem alterar a orientação cristalográfica do substrato, representado esquematicamente na Figura 13.

Figura 13 – Crescimento epitaxial – solidificação da zona fundida. (FBTS, 2000).



Em muitos materiais esta região é pequena e somente pode ser observada a um nível microscópico, podendo mesmo não ser identificada, como é o caso dos aços de baixo carbono. Porém existem materiais, aços austenítico, por exemplo, cuja presença desta região parcialmente fundida pode levar à falha devido a trincas por liquação (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

Componentes fundidos são muito susceptíveis a trincas por liquação, principalmente devido à granulação grosseira e possível presença de fases eutéticas em contornos de grãos segregados. Materiais conformados também podem apresentar este tipo de problema, relacionados a linhas de deformação, fases de diferentes pontos de fusão, etc.

Como a trinca por liquação é formada por uma região de baixo ponto de fusão no próprio metal de base (zona termicamente afetada) normalmente os cuidados para minimizar trincas de solidificação não são efetivos para evitar trincas de liquação sendo importante, neste, caso minimizar o tensionamento residual através da utilização de “amanteigamento” (é a deposição de camadas de metal metalurgicamente compatíveis com o metal de base e o metal de solda, uma ou mais superfícies, para subsequente complementação da soldagem).

## 2.9 ARAME TUBULAR

### 2.9.1 Introdução

Arames tubulares (*Flux Cored Arc Welding – FCAW*) soldados com gás de proteção para a soldagem de aços carbono foram desenvolvidos no início da década de 50. Nas décadas

de 60 e 70 foi observado um crescimento progressivo notável do processo principalmente nos Estados Unidos, e dez anos mais tarde no Japão. Esse processo foi desenvolvido para combinar as melhores características da soldagem por arco submerso e a soldagem empregando o dióxido de carbono (CO<sub>2</sub>) como gás de proteção (SVETSAREN, 1996).

O material do fluxo no núcleo do arame tubular combinada à proteção externa proporcionada pelo gás de proteção, CO<sub>2</sub>, garante soldas de alta qualidade e um arco estável com um baixo nível de respingos. Após anos de estudo, foram desenvolvidos arames tubulares de pequeno diâmetro, constituídos de fluxo não metálico (*flux-cored wires*), para a soldagem em todas as posições, e isso aumentou sobremaneira o campo de aplicações para os arames tubulares (DAVID WIDGERY, 1994).

Arames tubulares autoprotégidos (*self-shielded wires*) tornaram-se disponíveis logo após a introdução dos arames tubulares com gás de proteção externa, e ambos ganharam larga aceitação para aplicações específicas na indústria. Esses arames foram desenvolvidos para gerar gases de proteção a partir de adições no fluxo, de modo similar aos eletrodos revestidos. Arames tubulares autoprotégidos não exigem proteção gasosa externa e podem ser aplicados tanto com corrente contínua eletrodo positivo (CC+), como com corrente contínua eletrodo negativo (CC-). Arames tubulares autoprotégidos podem ser empregados sob ventos moderados com perturbações mínimas na atmosfera protetora em torno do arco. São aplicáveis também para placagem, recuperação de equipamentos rodantes e manutenção de equipamentos (QUITES, 2002).

Na soldagem com arames tubulares são empregados invólucros metálicos com um pó em seu interior em vez de arames sólidos para unir metais ferrosos. O fluxo em seu interior pode conter minerais, ferros-liga e materiais que forneçam gases de proteção, desoxidantes e materiais formadores de escória. Os ingredientes do fluxo promovem estabilidade ao arco, influenciando nas propriedades mecânicas do metal de solda, bem como no perfil da solda. Muitos arames tubulares são desenvolvidos para serem usados com uma proteção externa adicional. Os gases ricos em CO<sub>2</sub> são os mais comuns. O metal de solda pode ser depositado a taxas de deposição maiores, e os cordões de solda podem ser mais largos e com melhor perfil do que os produzidos com arames sólidos, mesmo tendo como gás de proteção o CO<sub>2</sub> (AWS, 1995).

O processo de soldagem empregando arames tubulares com gás de proteção externa é utilizado principalmente na soldagem de aços carbono e de baixa liga, produzindo altas taxas de deposição, alta eficiência de deposição e altos fatores operacionais. Juntas soldadas com qualidade radiográfica são facilmente produzidas e o metal de solda, tanto para aços carbono,



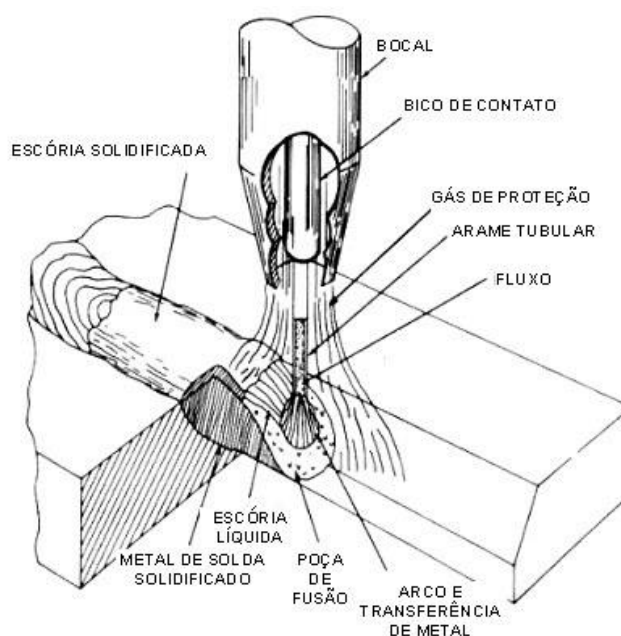
de baixa liga ou inoxidáveis, apresenta boa ductilidade e tenacidade. Esse processo de soldagem é adequado a uma grande variedade de juntas e para todas as posições de soldagem (AWS, 1995).

Adicionalmente, os arames tubulares mais modernos apresentam um teor de hidrogênio difusível muito baixo e uma alta resistência à reabsorção de umidade, reduzindo, com isso, os custos com ressecagem (ESAB, 1999).

### 2.9.2 Processo de Soldagem com arame tubular

O processo de soldagem com arame tubular basicamente é o mesmo que o MIG/MAG e utiliza os mesmos equipamentos do arame sólido, embora requeira equipamentos de maior capacidade em alguns casos, Figura 14. A diferença mais importante entre a soldagem MIG/MAG com arame sólido e a com arame tubular é o seu desempenho em termos de produtividade, características de soldagem e integridade do metal de solda (AWS, 1995).

Figura 14 – O processo de soldagem com arames tubulares com gás de proteção (ARAÚJO, 2004).



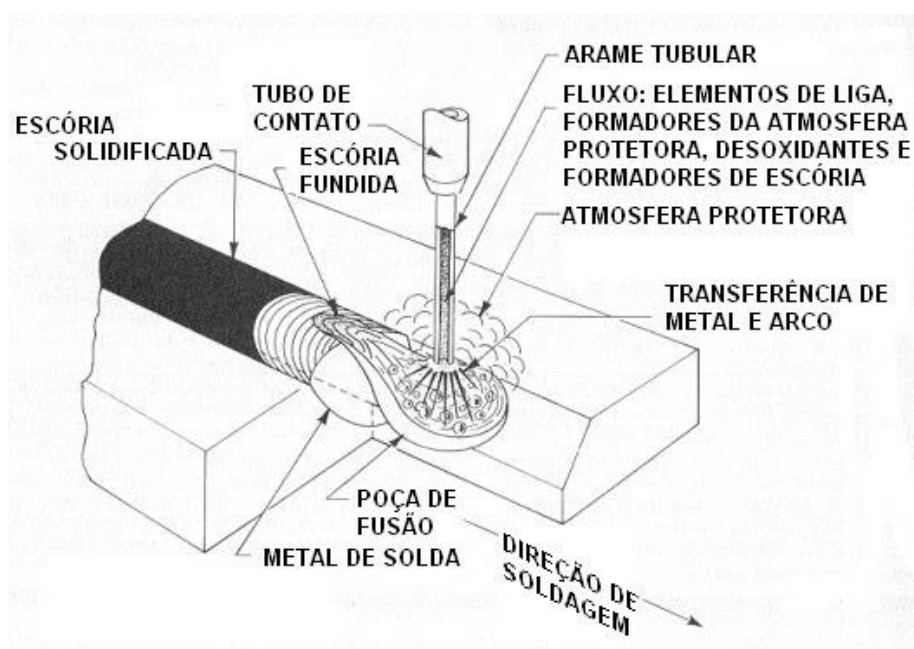
A soldagem a arco elétrico é um processo que promove a união de metais pelo aquecimento destes através de um arco elétrico estabelecido entre a ponta do arame e a peça de trabalho. A proteção da poça de fusão e do arco elétrico pode ser feita pelo fluxo contido no interior do arame (no caso de arames tubulares autoprotégidos) ou por uma fonte gasosa

externa. Esta proteção gasosa é realizada na maioria das vezes utilizando 100% CO<sub>2</sub> como gás de proteção e em alguns casos utilizando misturas 75% Ar / 25% CO<sub>2</sub>. (AWS, 1995).

Mudanças para adequação a alguma aplicação particular ou a algum requisito especial são mais facilmente obtidas com arames tubulares que com arames sólidos. Isso envolve alterações na formulação e no percentual de fluxo, de um modo similar ao dos eletrodos revestidos: a formulação e a espessura do revestimento podem ter um efeito significativo, ao passo que pouco pode ser feito com a alma do eletrodo para melhorar seu desempenho (DAVID WIDGERY, 1994; ESAB, 1999).

Entretanto os arames tubulares autoprotégidos produzem seu próprio gás de proteção através da decomposição, no arco, de vários elementos do fluxo. Dessa forma, esses arames não exigem proteção gasosa externa, podendo ser empregados sob ventos moderados com perturbações mínimas da atmosfera protetora em torno do arco, Figura 15.

Figura 15 – O processo de soldagem com arames tubulares autoprotégidos (ARAÚJO, 2004).



## 2.10 TENSÕES RESIDUAIS

O estado de tensões em um material sem que nele sejam aplicadas forças externas (incluindo peso próprio) ou outras fontes de tensões tal como gradientes térmicos, é chamado de estado de tensões residuais ou de tensões internas. Estas tensões não podem de modo algum ser desprezadas, pois elas se somam às tensões aplicadas externamente. Dependendo do sinal e da distribuição das tensões residuais e das tensões aplicadas, pode ocorrer um aumento ou diminuição da vida do componente devido a sua presença (SCHIVJE, 2001).

A tensão residual é causada pela heterogeneidade da deformação plástica. Com a deformação plástica local, a zona plástica alonga-se nas vizinhanças da zona elástica e gera tensões residuais após a retirada do carregamento do sistema (TORRES, 2002). Existem dois tipos de tensões residuais nos metais: microtensões e macrotensões.

- Macrotensões: São distribuídas uniformemente em áreas bem maiores e são resultantes de deformações plásticas oriundas de solicitações mecânicas sofridas pelo material, e tensões térmicas (CARVALHO, 2004)
- Microtensões: Esta escala é usada em consideração a tensões de um grão individual, ou grupos de grãos. Estas tensões surgem das diferenças entre as propriedades elásticas e térmicas dos vários constituintes do metal e das propriedades anisotrópicas dos grãos. O equilíbrio das tensões é através de alguns grãos, devida à própria heterogeneidade e a anisotropia de cada cristal ou grão de material policristalino. Estes são fatores metalúrgicos que são influenciados pela composição e pelos tratamentos térmicos (CARVALHO, 2004).

A existência de tensões residuais no material, tanto compressiva como trativa, ocorre simultaneamente. Com ausência de carga externa a princípio a tensão residual trativa deve estar em equilíbrio com a tensão compressiva (PADILHA, 2004).

### **2.10.1 Tensões Residuais na Soldagem**

Tensões residuais em soldagem são tensões que existem nas junções soldadas sem a atuação de forças ou momentos externos e que se formam durante o processo de soldagem e devido ao resfriamento, como consequência de deformações temporárias, locais e heterogêneas, de magnitude macroscópica e microscópica do cordão de solda, ZTA e o material de base.

Soldagem por fusão, a região dos materiais a serem unidas, são fundidas através do fornecimento de energia térmica. No final do processo de aquecimento, forma-se uma ligação entre as partes através da poça de fusão, que contém o material de base fundido e normalmente material de adição (AWS, 1994).

Durante a soldagem e o início da solidificação da poça de fusão criam-se tensões térmicas nas regiões próximas ao cordão de solda, devido aos grandes gradientes de temperatura que variam com a posição e o tempo. Com a continuidade do resfriamento da junção soldada, as tensões térmicas continuam variando com a posição e o tempo e tendem a aumentar, mas sempre limitada pela tensão de escoamento a quente do material na temperatura local a cada instante. No resfriamento até a temperatura ambiente, com variações

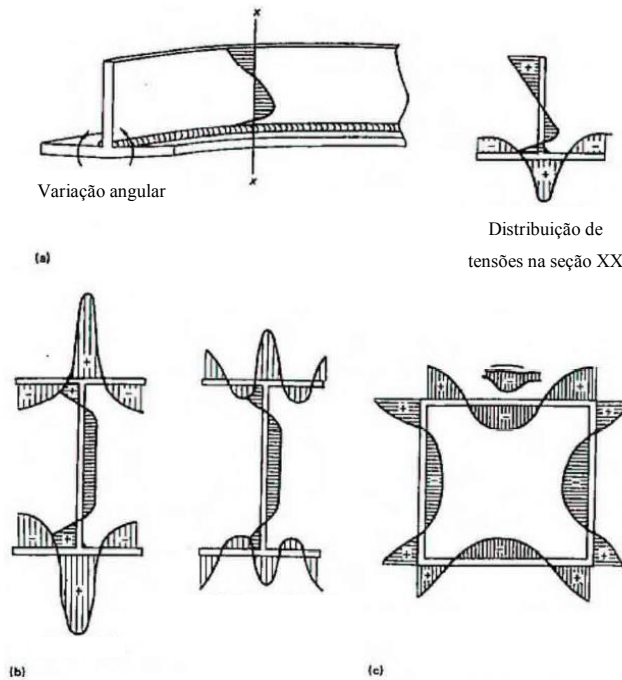
de temperatura e tensões térmicas, ocorrem também fenômenos metalúrgicos e mecânicos tais como, deformação plástica e transformação de fase. Todos estes efeitos podem gerar tensões residuais na junção soldada (AWS, 1994).

Quase todos os estudos sobre tensões residuais na soldagem referem-se às tensões residuais macroscópicas. Muito pouco é conhecido sobre as tensões residuais microscópicas, apesar de sua reconhecida influência sobre as tensões residuais macroscópicas e sobre o comportamento mecânico das junções soldadas. Na soldagem por fusão, ocorrem muitas regiões microscópicas distintas, dependendo das condições de aquecimento e resfriamento que o material fica sujeito em cada região da junção soldada, e de heterogeneidades locais na composição química, particularmente se a soldagem é realizada com material de adição. Geralmente, estas regiões microestruturais podem apresentar tamanhos de grãos diferentes, com ou sem morfologia diferentes, fases diferentes e orientações cristalográficas diferentes. Nestas regiões microestruturais, há ocorrência de diferentes densidades de discordância, microprecipitados, gases dissolvidos, gradientes na dissolução de elementos de liga ou impurezas dentro dos grãos e contornos de grão, ocorrência de fases com volumes diferentes, orientações cristalográficas preferenciais, etc., e a necessidade de equilíbrio de tensões entre as regiões microestruturais, estão associadas à existência de tensões residuais microscópicas. Após a soldagem, resultam normalmente heterogeneidades dimensionais nas junções soldadas, tais como o reforço do cordão de solda (AWS, 1994).

Todavia, podem também eventualmente ocorrer defeitos dentro do material, tais como: porosidade dentro da zona fundida; falta de penetração e falta de fusão no material de base; inclusão de escória; etc. A presença das heterogeneidades dimensionais altera o campo das tensões residuais macroscópicas nas vizinhanças dos locais onde elas ocorrem, mas em princípio, não são responsáveis pela formação de tensões residuais (AWS, 1994).

Tensões residuais nas soldagens podem acarretar em dois efeitos: produção de distorções e/ou causar falha prematura do material. Distorções são causadas quando o calor da região de solda esfria não uniformemente, causando contração em uma parte da solda, gerando tensões na secção do cordão de solda. Tensões elásticas de soldagem, em resposta a essas tensões, provocam distorções. As tensões residuais e a distorção afetam o comportamento dos materiais em relação à fratura, contribuindo para a flambagem e o trincamento quando estas falhas ocorrem nas aplicações de baixos níveis de tensão. Isso significa que tensões residuais podem contribuir nas falhas por fadiga do material. As típicas tensões residuais em soldagem de chapa, são mostradas na Figura 16 (AWS, 1994; ASM HANDBOOK, 1995):

Figura 16 – Tensões residuais típicas em soldagem de chapas. (a) perfil “T”. (b) perfis “H”. (c) caixa soldada. Tensão de compressão (-); tensão de tração (+) (ADAPTADO DE ASM HANDBOOK, 1995).



## 2.11 VIBRAÇÕES APLICADAS À SOLDAGEM

Para melhorar as propriedades mecânicas dos aços, técnicas de vibração têm sido usadas e aplicadas nas últimas décadas em diversos campos (GOVINDARAO et al., 2012).

Alívio de tensões por vibração teve início antes de 1950, quando a Marinha dos Estados Unidos e da defesa alemã usou vibrações harmônicas (também chamados de vibrações ressonantes) para testar cascos de barcos metálicos e asas de avião (BONAL, 2013).

Energia vibracional induzida é usada para se obter três vantagens principais em metais. Tais vantagens são idênticas aos obtidos por tratamento térmico convencional (HEBEL, 2004), sendo:

- Redução de distorção durante a usinagem;
- Redução de distorção ao longo do tempo;
- Redução trincas nas soldas ao longo do tempo (aumento da vida útil).

Um fator importante que o processo beneficia é a capacidade do tratamento de componentes e peças de grandes e pequenas dimensões e ainda a comodidade da aplicação ocorrer em campo. Estudos revelam que a aplicação da condição vibracional prévia ao

tratamento térmico reduz distorções durante a aplicação do mesmo, em aproximadamente 90 % (HEBEL, 2004).

Normalmente, a aplicação de vibrações em componentes metálicos com frequências de ressonância compromete o metal a sofrer grandes desvios de amplitude, e se sustentada por longos períodos, na falha do componente. Pesquisadores descobriram, no entanto, que se este teste de vibração não quebrar os componentes, eles não iriam falhar em serviço. Reconheceu-se que quando o metal estivesse sujeito a esta condição, ora removeriam tensões térmicas, ora não. Com o tempo, as vibrações ressonantes foram utilizadas para tentar aliviar as tensões térmicas, mas os resultados eram imprevisíveis e inconsistentes (HEBEL, 2004).

Assim, depois de reconhecer tal fato, engenheiros Bonal, por meio de pesquisas e estudos, descobriram que o segredo do sucesso para o alívio de tensão por vibração estava em dois princípios (HEBEL, 2004):

- Vibrações aplicadas ao metal na zona Sub-harmônica;
- Acompanhamento da frequência harmônica. Se um componente tem tensão térmica em que a frequência da curva harmônica vai primeiro mudar e depois se estabilizar em sua condição natural.

Este processo Sub-Harmônico aprimorado alcançaria o alívio de tensão consistente e previsível (BONAL, 2008).

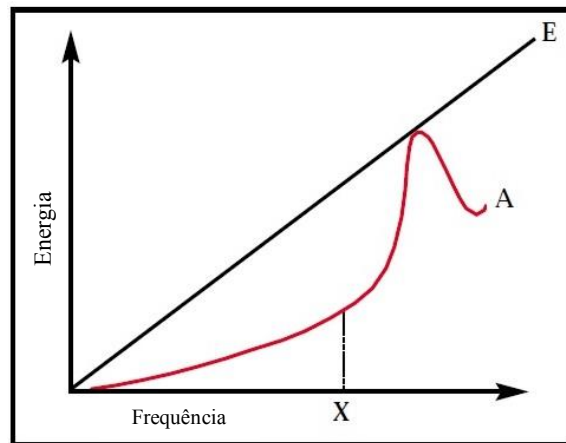
A aplicação da vibração baseia-se na utilização de onda de forma senoidal. Energia é induzida para criar uma amplitude de vibração que está abaixo da amplitude harmônica, com um tempo de permanência que varia de 20 minutos até algumas horas, o que depende da resistência do componente, módulo de elasticidade, dimensões, massa, e é mantida para permitir que ocorra a redistribuição e o equilíbrio das tensões internas (BONAL, 2008; HEBEL, 2004).

Dos princípios observados anteriormente, ressalta-se:

1) Energia de vibração é induzida e absorvida pelo metal com uma frequência logo abaixo do pico. Define-se então que esta é a frequência apropriada para obter os melhores resultados, pois vibração na frequência de pico de amplitude provoca deformação plástica e fadiga (HEBEL, 2004).

Observando na Figura 15, a linha reta “E” representa o aumento constante da energia vibracional, bem como a frequência de vibração. A linha curva “A” representa o perfil de amplitude de um componente de metal vibrando em relação ao mesmo intervalo de frequência. Note que a curva do componente metálico inicialmente resiste à energia vibracional (HEBEL, 2004).

Figura 17 – Condição harmônica.



Em seguida, em certa frequência, a energia supera a resistência e a amplitude aumenta rapidamente ou "salta" para criar uma condição harmônica (Ressonância). O diferencial máximo de energia aplicada (amplitude) é a uma frequência imediatamente antes da harmônica, representada no gráfico como o ponto (X). Essa frequência será utilizada para determinar o tempo de permanência da aplicação do processo (HEBEL, 2004).

2) Este princípio foi desenvolvido para determinar a quantidade de tempo necessária para que o tratamento fornecido seja suficiente para atender tal componente. O condicionamento exigido, ou a duração, é definido como aquela necessária para a frequência de pico harmônica mudar e se estabilizar (BONAL, 2008; HEBEL, 2004).

Se a frequência harmônica, ou ressonância, mudar após aplicação da vibração, então o único valor que pode alterar é a elasticidade, o que significa que a tensão residual foi reduzida (BONAL, 2008; HEBEL, 2004).

Este processo, patenteado de Meta-Lax (Relaxamento do metal), remove então a tensão residual termicamente induzida provocada pela redução rápida de calor pela aplicação de vibrações suaves para um componente de metal, a uma frequência de sub-harmônica, produzindo um movimento acelerado dos átomos no cristal. Com a adição de energia vibracional, os átomos apresentam uma tendência a elevar a energia interna que conseqüentemente restauram a configuração inicial da matriz cristalina (BONAL, 2008; HEBEL, 2004).

O equipamento para aplicação das vibrações mecânicas é um Indutor de Forças, o Vibrador, consiste em um motor de indução com eixo concêntrico que atua de acordo com os

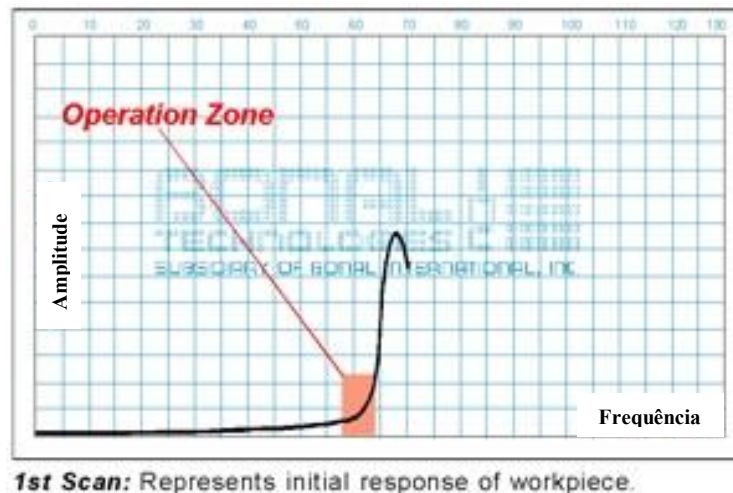
parâmetros especificados do componente a ser tratado, como massa, dimensão, tipo do material base, apoio do componente, dentre outros.

## 2.12 VSR X VWC

Dos mecanismos de funcionamento da vibração mecânica implícita à um componente, discutidas anteriormente, são conhecidos dois tipos de aplicações, Alívio de Tensão por Vibração – VSR (*Vibratory Stress Relief*) e o Condicionamento por Vibração – VWC (*Vibratory Welding Condition*) (BONAL, 2008; SHANKAR, 1982).

Pelo processo VSR, considerando que todas as estruturas metálicas apresentam um comportamento harmônico e não harmônico, com uma configuração de estado vibracional representado pela curva harmônica na Figura 18, inicialmente está fora da fase de sua condição de frequência natural (BONAL, 2008; SHANKAR, 1982).

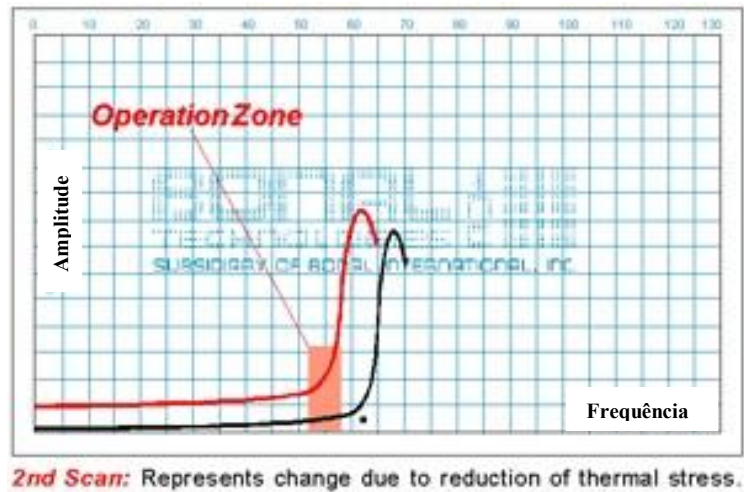
Figura 18 – Comportamento harmônico inicial.



Através da aplicação de energia vibracional sub-harmônicos de alta concentração de tensões, os efeitos das tensões térmicas são reduzidos e redistribuídos, fazendo com que a curva harmônica mude, apresentando um novo comportamento conforme configuração registrada na Figura 19 (BONAL, 2008; SHANKAR, 1982).

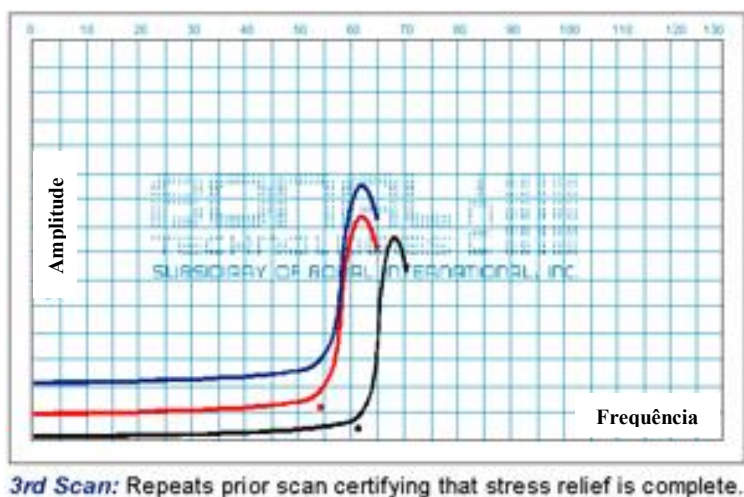


Figura 19 – Comportamento harmônico após ciclo.



Quando a peça está totalmente aliviada de tensões termicamente induzidas a curva harmônica vai se estabilizar em seu estado de frequência natural, curva “azul” mostrada na Figura 20. Através de cálculos matemáticos, ensaios em laboratório e em aplicações de campo foram observados que as vibrações suaves que utilizam o processo VSR são mais eficientes do que violentos com altas amplitudes (BONAL, 2008; SHANKAR, 1982).

Figura 20 – Comportamento final estabilizado após tratamento. Curva “Preta”: Condição harmônica após a soldagem (inicial); Curva “Vermelha”: Condição harmônica de verificação da condição ressonante; Curva “Azul”: Condição harmônica estabilizada (Tensões aliviadas).



Pode-se relacionar o processo VSR ao alívio de tensão por tratamento térmico, uma vez que ambos induzem movimento acelerado interno no metal para causar o alívio de tensões. Também pode ser cabível comparar ao "envelhecimento natural" em que ambos não causam

efeitos colaterais do tipo: escala de calor, amolecimento, ou redução das propriedades mecânicas. Uma vantagem é que o processo VSR geralmente dura de 30 minutos a 2 horas para aplicação e não causa distorção. Este processo é aplicado em materiais acabados e prontos, geralmente em peças que foram reparadas, componentes de grande porte (SHANKAR, 1982).

Figura 21 – Aplicação do processo VSR em componente de plataforma (BONAL, 2008).



O processo *Vibratory Weld Conditioning* – *VWC*, o princípio de funcionamento é o mesmo, a diferença é que neste sistema a curva é feita em uma única vez e a aplicação acompanha o processo de soldagem, ou seja, é simultâneo (WEITE, 1999). Este processo alivia tensões térmicas de acordo com a introdução das mesmas durante a solidificação da solda. Este procedimento produz vários benefícios desejáveis para o metal de solda e da zona termicamente afetada pelo calor, ZTA. Dois principais benefícios são a minimizar, se não eliminar totalmente, quebra e a distorção da solda (WEITE, 1999).

Outros benefícios incluem a soldagem mais rápida, permitindo o aumento da amperagem, que também permite a penetração mais profunda de solda. Metalurgicamente, o processo produz grãos da cadeia cristalina mais finos e mais uniforme na junta soldada, melhorando assim as propriedades mecânicas da solda e a vida em fadiga do componente. Outro importante benefício é a não necessidade de alívio de tensões após a soldagem (BONAL, 2008; WEITE, 1999).

Figura 22 – Aplicação do processo VWC em componente de rotor (BONAL, 2008).



Dentre os benefícios que o processo de soldagem por *Weld Conditioning* proporciona, estão (QINGHUA, LIGONG, CHUNZHEN, 2006):

- Redução da distorção da junta provocada pela soldagem;
- Redução de trincas de rachaduras da solda;
- Aumento da vida em fadiga;
- Redução da porosidade;
- Redução, ou quase eliminação, da necessidade do pré-aquecimento;
- Maior profundidade de penetração da solda;
- Processo de soldagem mais rápido;
- Melhor qualidade do cordão de solda;
- Redução do aporte térmico;
- Aumento da ductilidade da junta soldada;
- Aumento da resistência ao impacto da solda (Tenacidade).

Aplicações típicas onde bons resultados foram relatados até o momento indicam (PUČKO, 2009):

- Juntas com diferentes espessuras soldadas;
- Juntas de diferentes metais como aço inoxidável e aço carbono;
- Aplicável em componentes de aço inoxidável;
- Não exigência de pré-aquecimento para qualquer material;
- Componentes fabricados a partir de materiais de espessuras finas.

A vibração instantânea do metal líquido na poça de fusão melhora a estrutura do grão solidificado do metal de solda. Crescimento dendrítico não ocorre e uma estrutura de grão mais fino é formada. Uma distribuição mais uniforme de tamanho de grão ao longo do metal

de solda será observada. Esta estrutura metalúrgica tem numerosas vantagens para as propriedades mecânicas do metal soldado (PUČKO, 2009).

- A capacidade de crescimento e propagação de trincas é impedida pelos grãos mais finos;
- A ausência de estrutura dendrítica reduz a probabilidade de quebras e trincas;
- Como resultado, a ductilidade do metal de solda tende a aumentar;
- Tamanho menor grão tende resultar em propriedades mecânicas superiores, medidas pela dureza, limite de escoamento e resistência mecânica;
- Valores medidos em ensaio de Impacto Charpy também irão aumentar significativamente;
- Consequentemente a vida em Fadiga irá beneficiar destas melhorias mecânicas e metalúrgicas e resultados significativos foram obtidos nos itens sujeitos a vibrações em processo (PUČKO, 2009).

### 3. MATERIAIS E MÉTODOS

A seguir estão descritos todos os materiais e métodos detalhados de acordo com as etapas realizadas durante todo o projeto.

#### 3.2 PLANEJAMENTO DA SOLDAGEM

O planejamento experimental dispõe todas as informações sobre as etapas experimentais ocorridas durante toda a fase de soldagem.

Objetivando avaliar e comparar os possíveis benefícios obtidos pelos processos térmicos de pré e pós-aquecimento, comumente utilizados por indústrias de transformação e, principalmente, pelos processos emergentes vibracionais, cinco condições distintas de soldagem foram aleatoriamente selecionadas, tendo o processo convencional como referência, visando analisar uma possível influência dos fatores: temperatura e vibração, conforme mencionados na Tabela 4 a seguir:

Tabela 4 – Condições de soldagem propostas.

Condição	Descrição
A	Soldagem convencional.
B	Soldagem convencional com pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.
C	Soldagem com tratamento vibracional de alívio tensão (Pós soldagem).
D	Soldagem com tratamento vibracional de <i>Weld Conditioning</i> .
E	Soldagem com tratamento vibracional de <i>Weld Conditioning</i> e pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.

A escolha dos tempos e temperaturas foi definida conforme indicado pela aplicação na linha de produção da empresa que forneceu as instalações e os materiais, a CALDSTEEL.

Buscando a repetitividade do processo a garantir maior confiabilidade nos resultados esperados, os ensaios de soldagem foram executados em uma bancada (grelha), adaptada em um sistema automatizado de um equipamento de oxicorte. Esta bancada por sua vez é isolada do sistema automático. A Figura 23 mostra a configuração do sistema todo.

O equipamento excitador de energias vibracionais transmite energia para toda massa do componente e/ou material que é desejado aplicar o tratamento de vibrações, assim, fez-se necessário que a bancada estivesse isolada do sistema automático e de soldagem devido à aplicação da energia vibracional para as condições de soldagem sob vibração, visando garantir que a energia fosse transmitida somente à bancada e os componentes fixados a ela.

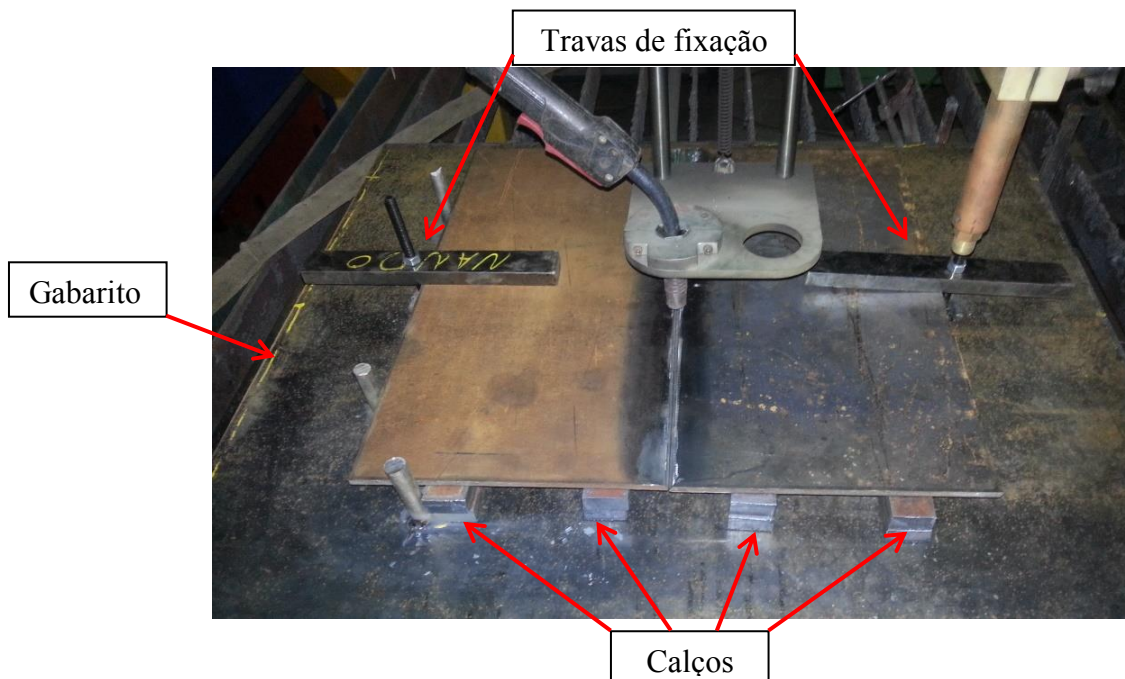
Figura 23 – Configuração do sistema de soldagem adaptado.



Um gabarito foi confeccionado para padronizar e facilitar o posicionamento das chapas que foram soldadas em cada uma das cinco condições, garantir a massa mínima de trabalho aceitável, bem como garantir a melhor eficiência e minimizar os possíveis desvios entre as propostas no projeto.

O gabarito foi feito de chapa de aço ao carbono com  $1/2''$  de espessura e secção de 1000 x 1000 mm, de comprimento e largura. Ao centro do mesmo, foram soldados calços de secção de 60 mm x 20 mm e o comprimento de 600 mm, com o intuito de prender as amostras e adequar um espaço entre elas e o gabarito para o posicionamento do sistema de aquecimento (tocha acesa por gás butano). As Figuras 22 e 23 detalham os calços do gabarito e a adaptação do sistema de aquecimento na bancada de soldagem, respectivamente.

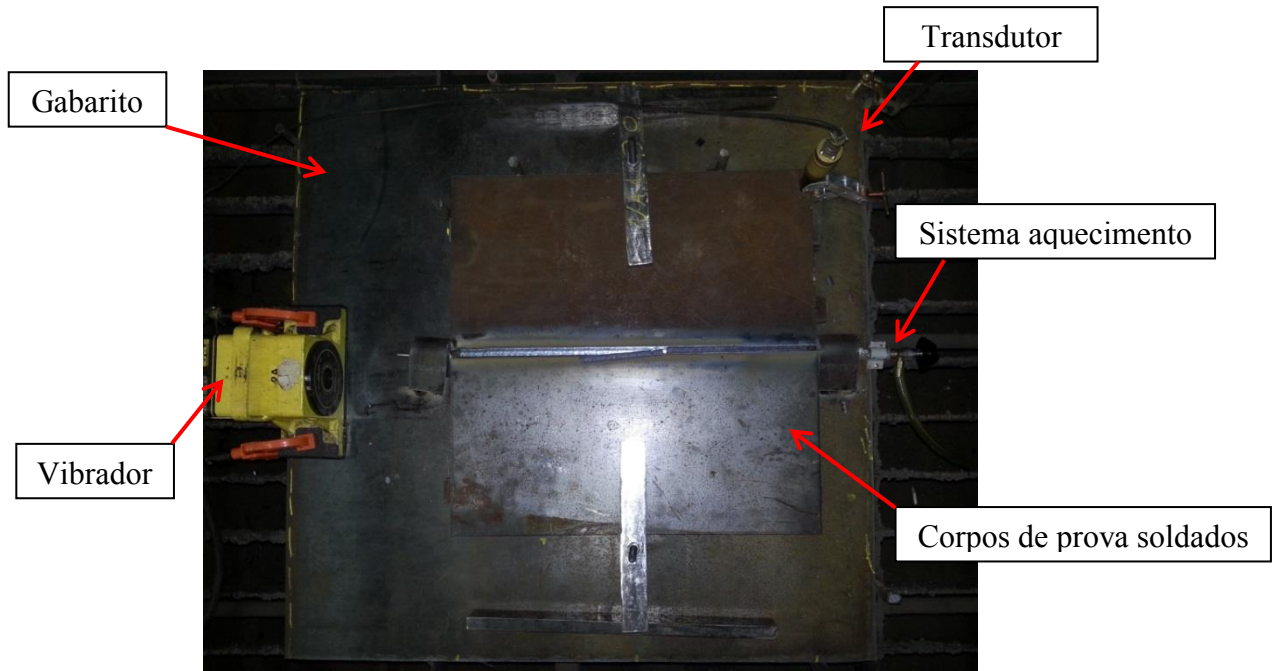
Figura 24 – Posicionamento dos calços sobre o gabarito.





Observa-se que foram adaptadas duas travas para fixação das amostras visando evitar qualquer movimento indesejável que poderia ocorrer durante as diferentes condições de soldagem, principalmente onde envolvia os processos vibracionais e aquecidos.

Figura 25 – Adaptação e posicionamento dos componentes periféricos: Sistema de aquecimento e vibração.



Também foi projetado para a adaptação adequada do equipamento de vibração mecânica, conforme indicado pelo fabricante, mostrado na Figura 25. Entre a grelha da mesa de corte, neste caso, a mesa de soldagem, e o gabarito, foram colocados quatro pedaços de borracha posicionados bem próximos aos cantos do gabarito, para garantir o funcionamento pleno do equipamento de vibração, fazendo com que este excite apenas os aglomerados sobre o gabarito.

A pistola de soldagem da central foi adaptada e alocada na posição da pistola de oxicorte, assim, a velocidade, alinhamento nos planos longitudinal e transversal da pistola, em relação as chapas posicionadas no gabarito, eram controlados pela central computadorizada do equipamento de corte CNC. O sistema de alimentação do arame manteve-se com a mesma configuração e parâmetro de um funcionamento de soldagem convencional.

Figura 26 – Adaptação da pistola no sistema de oxicorte.



### 3.2 AÇO ASTM A131 GRAU A

O aço utilizado no projeto foi o ASTM A-131 Grau A, selecionado como o metal de base para a soldagem das amostras devido a sua ampla utilização na fabricação de peças, partes estruturais e na indústria naval. É um aço estrutural da classe dos aços com baixo teor de carbono e baixa liga, destinado a construção de estruturas navias ou *off-shore*, apresenta maior resistência a corrosão e sua composição química é apresentada na Tabela 1 (ASTM, 2008).

Tabela 5 – Composição química do aço carbono ASTM A-131 (ASTM, 2008).

Elemento	Encontrado (%)	Especificado (%)
C	0,18	0,23*
Mn	0,71	2,5 x C
P	0,012	0,035
S	0,0076	0,035
Si	0,128	< 0,2
Cr	0,017	< 0,2
Ni	0,004	< 0,2
Mo	-	< 0,2

\* Valor máximo aceitável até 0,23% de carbono para o Grau A.



As propriedades mecânicas apresentadas por esse material são (ASTM, 2008):

Tabela 6 – Propriedades mecânicas do aço ASTM A-131 (ASTM, 2008).

Propriedades mecânicas	Valores
Limite de resistência à tração	441 MPa
Limite de escoamento	308 MPa
Alongamento	24%

O material de base empregado foi fornecido pela Caldeiraria CALDSTEEL – Serviço de Caldeiraria do Vale do Paraíba em peças, nas dimensões de 7,94 mm de espessura, 300 mm de largura e 600 mm de comprimento, conforme esquema da Figura 27 e mostrado na Figura 28, seguindo a usinagem, pesagem e montagem para a formação da junta a ser soldada.

Figura 27 – Esquema do corpo de prova fornecido para o projeto.

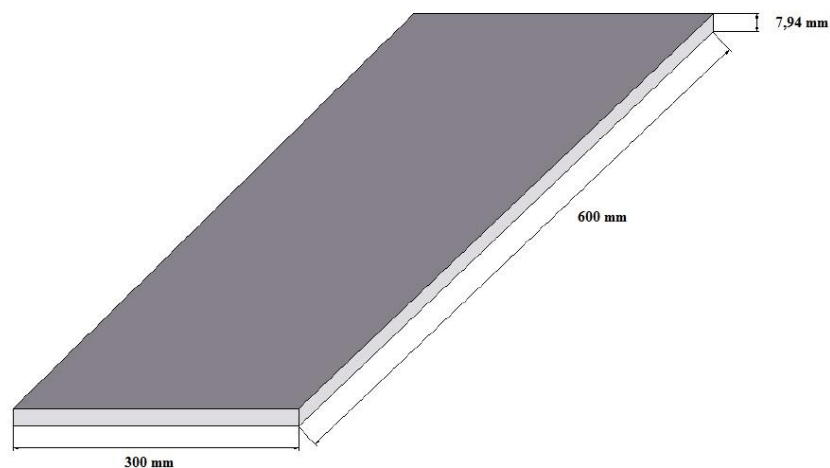


Figura 28 – corpo de prova fornecido para o projeto.



### 3.3 PREPARAÇÃO DAS CHAPAS PARA SOLDAGEM

As chapas foram cortadas, alinhadas e fresadas no Laboratório de Usinagem do DMT/FEG/UNESP para garantir o paralelismo e perpendicularismo entre as faces. As imagens das Figuras 29 e 30 mostram os passos.

Figura 29 – Alinhamento das chapas dos corpos de provas a serem soldadas.



Figura 30 – Fresamento das laterais das chapas dos corpos de prova a serem soldadas.



Os chanfros foram pré-definidos e cuidadosamente usinados, também no Laboratório de Usinagem do DMT/FEG/UNESP, conforme a norma AWS D1.1, mostrado na Figura 31, com as seguintes dimensões:

Figura 31 – Chanfro dos corpos de prova.

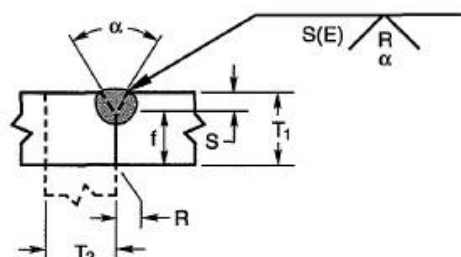


Tabela 7 – Dimensões do Chanfro.

Parâmetro	Valores
f	4,00 mm
R	0 mm
T <sub>1</sub>	7,94 mm
$\alpha$	60°

### 3.4 ARAME CONSUMÍVEL

Para a soldagem em questão, foi utilizado o arame tubular comercial classe AWS E71T-1, de fabricação nacional, do tipo rutilico conforme a classificação AWS 5.20, com diâmetro nominal de 1,2mm. O consumível energizado será responsável pelo estabelecimento e manutenção do arco voltaico. Esse arame contém fluxo rutilico para soldagem em passe único ou passes múltiplos, natureza e polaridade da corrente CC+, e pode ser aplicado em todas as posições. Apresenta uma ampla faixa de parâmetros operacionais, baixo índice de respingos e facilidade para remoção de escória. Pode ter como gás de proteção CO<sub>2</sub> ou mistura gasosa. Destinado a soldagem de aços de baixo e médio teor de carbono. Aplicado em soldagem estrutural e construção pesada em geral (AWS, 1995).

De acordo com o fabricante, o consumível apresenta a seguinte composição química:

Tabela 8 – Composição química do arame E71T-1.

Elemento	Composição química (%)
C	0,04
Mn	1,30
Si	0,5
S	0,012
P	0,015

### 3.5 GÁS DE PROTEÇÃO

Como proteção gasosa foi utilizada neste trabalho o dióxido de carbono – CO<sub>2</sub> comercialmente puro. O qual selecionado por ser bastante utilizado na indústria de transformação mecânica, na soldagem de aços carbono e de baixa liga pelo processo de soldagem FCAW. Seus fatores determinantes são o seu baixo custo, economicamente viável, em relação a outros gases de proteção e suas características físico-químicas que proporcionam

vantagens operacionais em aplicações ligadas à soldagem de estruturas em aço. Outra vantagem também (ESAB, 1999).

### 3.6 EQUIPAMENTOS UTILIZADOS

Os equipamentos e acessórios utilizados no decorrer da execução de cada fase deste trabalho são informados neste tópico. É pertinente informar que devido às soldas serem realizadas em ambiente industrial, as fontes de soldagem e os sistemas de alimentação de arame foram fornecidos pela Calderaria CALDSTEEL – Serviço de Calderaria do Vale do Paraíba, ou seja, são equipamentos de linha de produção.

### 3.7 BANCADA DE SOLDAGEM

A bancada, ou mesa, de soldagem, foi adaptada de acordo com as tarefas descritas no planejamento experimental, em um equipamento de Oxicorte tipo CORTE CNC modelo PI6000, conforme Figura 32.

Figura 32 – Equipamento de CORTE CNC modelo PI6000.



### 3.8 CENTRAL DE SOLDAGEM

A fonte de soldagem utilizada é multiprocessos eletrônica do fabricante LINCOLN modelo POWERTEC 365S com alimentador LF-22M, mostrado na Figura 33, para este projeto optamos pelo processo FCAW, no modo ajuste da fonte em tensão constante, natureza de corrente e polaridade  $CC^+$ . Parâmetros da central:

Tipo: Fonte eletrônica tiristorizada.

Tensão de alimentação: 220, 380, ou 440 V, trifásico, 60Hz.

Tensão em vazio: 17 a 55 V.

Amperagem: 30 a 350 A.

Modelo do alimentador: LF-22M.

Bitolas de arame: 0,8 a 1,6.

Figura 33 – Central de soldagem eletrônica multiprocessos.



### 3.9 SISTEMA DE VIBRAÇÃO

As condições de vibração foram aplicadas pelo motor de indução do fabricante Meta-Lax – BONAL modelo 2A FORCE INDUCER, mostrado na Figura 34 a seguir.

Figura 34 – Motor 2A FORCE INDUCERT do processo de vibração Meta-Lax – BONAL.



Dados técnicos do equipamento:

Faixa de Peso: 70 – 18.000 Kg;

Nível de Energia: 100 Hz;

Tempo de ajuste: 15 segundos;

Tamanho: Altura x Largura x Comprimento: 180 x 250 x 310 mm;

Peso: 29 Kg;

Transdutor: Receptor de sinal para leitura dos parâmetros: Frequência e Amplitude;

Potência do motor: 1 HP.

### 3.10 MEDIÇÕES

A medição e leitura dos dados do processo de soldagem, corrente e tensão, foram fornecidas pelo equipamento de soldagem, por meio digital, mostrado no visor do próprio equipamento. As temperaturas máximas e mínimas forma aferidas por intermédio de um pirômetro digital portátil KIMO de raio infravermelho modelo KIRAY 200, calibrado, de range de leitura de temperatura entre -50 e 850°C em uma distância média de 600 mm.

A imagem a seguir mostra o pirômetro utilizado.

Figura 35 – Pirômetro digital portátil.



### 3.11 ENSAIO DE INSPEÇÃO VISUAL DO CORDÃO DE SOLDA

O ensaio de Sanidade do cordão de solda ou ensaio visual foi realizado no Laboratório de Metalografia do Departamento de Materiais e Tecnologia (DMT) da Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá – FEG/UNESP, com a utilização de uma Câmera Digital Sony Cybershot DSC- H1.

O método baseia-se em uma inspeção mais simples, o mais utilizado e, em geral, precede qualquer outro tipo de ensaio. É usado na inspeção de superfícies externas para a determinação de tamanho, forma, acabamento, existência de trincas, poros etc, que possam ser observados ao longo do cordão de solda. Pode ser feito a olho nu ou com o uso de instrumentos como microscópios, lupas, espelhos etc. Além disso, instrumentos como réguas e gabaritos são comumente utilizados (MENDONÇA, 2007).

### 3.11 ENSAIO DE LÍQUIDO PENETRANTE

O ensaio de líquido é um método desenvolvido especialmente para a detecção de descontinuidades essencialmente superficiais, e ainda que estejam abertas na superfície do material (ANDREUCCI, 2006). O objetivo do Ensaio por Líquido Penetrante é assegurar a confiabilidade do produto, por meio de:

- Revelação da natureza da descontinuidade sem danificar a peça;
- Obtenção de uma imagem visual, que revela a descontinuidade na superfície da peça (mancha);
- Separação das peças aceitáveis das não aceitáveis segundo o critério estipulado.

O ensaio foi realizado na Calderaria CALDSTEEL – Serviço de Calderaria do Vale do Paraíba. Os materiais e dados técnicos utilizados foram:

- Penetrante: VP-30 lavável a água N° 02

Fabricante: MetaL-Chek

- Revelador: D-70 N° 03

Fabricante: MetaL-Chek

- Removedor: E-59

Fabricante: MetaL-Chek

A Figura 36 apresenta um resumo da sequência do ensaio por líquido penetrante.

Figura 36 – Resumo da sequência do ensaio de LP (ANDREUCCI, 2006).





Primeiramente a superfície de cada amostra soldada, foram limpas e secas para que não houvesse a presença de contaminantes. O ensaio foi iniciado através da aplicação do líquido penetrante até formar um filme sobre a superfície da chapa de aço. Em seguida foi determinado um tempo de 10 min, conforme a norma Petrobrás N-1596, para ocorrer o fenômeno da capilaridade e completar a penetração do líquido. Após o tempo especificado, foi removido da superfície o excesso de líquido penetrante e aplicado o revelador, que consiste de um pó fino e branco. Depois, novamente aguardou-se o período de 10 min para que o líquido penetrante fosse absorvido pelas discontinuidades, revelando-as (PETROBRÁS, 1996).

Os resultados foram registrados em imagens e a avaliação das indicações foi efetuada com a inspeção dos corpos de prova soldados, através da técnica visual sobre as superfícies atacadas. As amostras foram limpas para depois ser efetuada a preparação para os ensaios posteriores.

### 3.12 PREPARAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA

#### 3.12.1 Seccionamento

O seccionamento do material foi primeiramente realizado com um corte mais grosseiro, dividindo as juntas em três partes conforme mostrado na Figura 37, utilizando o equipamento de corte manual Serra Fita FRANHO do Laboratório de Usinagem do DMT/FEG/UNESP.

Figura 37 – Primeiro corte das juntas soldadas utilizando Serra Fita.



Em seguida, foram cortados em partes menores (Figura 38) para posteriormente obter o corpo de prova e também para usinar outros, para os ensaios de tração e impacto, por um corte mais fino com disco abrasivo no equipamento Politriz AROTEC com refrigeração e velocidade de corte controlada, que proporciona temperaturas de trabalho amenas, evitando



uma possível transformação de fases do material que possam interferir ou mascarar alguma microestrutura.

Figura 38 – Junta soldada cortada em pequenas partes para ensaios de caracterização microestrutural e mecânicos.



### 3.12.2 Lixamento

Para essa etapa foi utilizada uma politriz automática STRUERS Labpol-5 e lixas d'água de óxido de alumínio com cinco diferentes granulometrias, 220, 320, 400, 600 e 1200. Para todas as lixas o equipamento trabalhou a uma rotação de 400 rpm e com água corrente sobre as lixas para evitar qualquer risco profundo, devido a restos de material nas suas superfícies. A cada mudança de lixa foi preciso observar se todos os riscos da lixa referentes ao lixamento anterior foram retirados. Para uma avaliação qualitativa desses riscos utilizam-se lupa óptica de bancada do próprio laboratório.

As amostras para análise macrográfica e metalográfica, para caracterização microestrutural foram as mesmas. Para a análise macrográfica, o lixamento foi realizado até a lixa 600 apenas.

### 3.12.3 Polimento

Nesta etapa também se utilizou politriz automática STRUERS Labpol-5, porém não foi necessário o uso de água, que foi substituída por outro lubrificante à base de óleo (Green lube), a uma rotação de 300 rpm. Para auxiliar o polimento foram utilizadas pastas de diamante de 9  $\mu\text{m}$  e 3  $\mu\text{m}$ . Para finalizar, a superfície da amostra foi polida com sílica coloidal 0,0  $\mu\text{m}$ .

### **3.12.4 Ataque químico**

O ataque químico foi realizado com o reagente Nital 2%, cuja fórmula é:

98,0 % de álcool etílico + 2,0 % de ácido nítrico

Para a análise macrográfica, o ataque foi realizado por meio de imersão por um período de 5 minutos. Ao final do ataque, a amostra foi lavada com água corrente fria e detergente neutro, e em seguida secada.

Já para o ensaio metalográfico, o ataque foi realizado na superfície polida do material com um algodão umedecido com o reagente, em seguida foi aplicado sobre a amostra. A duração desse contato entre reagente e amostra foi de cerca de 5 segundos. Para interromper o ataque químico a amostra foi colocada imediatamente sob água corrente destilada, em seguida foi secada.

### **3.13 MACROGRAFIA**

A análise macrográfica foi realizada na seção transversal das soldas em chanfro com o objetivo de caracterizar o perfil macroestrutural das seções das juntas para as cinco condições propostas. Os resultados foram obtidos através da captação de imagens por meio da utilização de um Estereoscópio do fabricante Zeiss.

### **3.14 CARACTERIZAÇÃO MICROESTRUTURAL**

A caracterização microestrutural foi analisada e avaliada via microscopia óptica realizada no Departamento de Materiais e Tecnologia na FEG/UNESP do campus de Guaratinguetá no LAIMat, Laboratório de Análise de Imagens, onde se encontra o microscópio Nikon EPIHOT 200.

As imagens obtidas apresentaram microestruturas com granulação grossa, para uma melhor observação e estudo das imagens foi necessária ampliações de 200x e 400x.

Os resultados obtidos para as condições propostas foram comparadas entre si nas regiões de repartição da junta soldada: Metal base, ZTA, zona de ligação e metal fundido.

### **3.15 ENSAIOS MECÂNICOS**

#### **3.15.1 Ensaio de tração**

Os corpos de prova para ensaio de tração transversal foram confeccionados e ensaiados conforme a norma AWS D1.1. As dimensões dos corpos de prova selecionados para a usinagem estão representadas na Figura 39 (AWS D1.1, 2008) e o mesmo pronto e usinado

está destacado na Figura 40. Foram retirados dois corpos de prova por amostra de junta soldada, conforme a norma AWS D1.1 2008, totalizando dez corpos de prova.

Figura 39 – Dimensões em mm do corpo de prova de tração transversal.

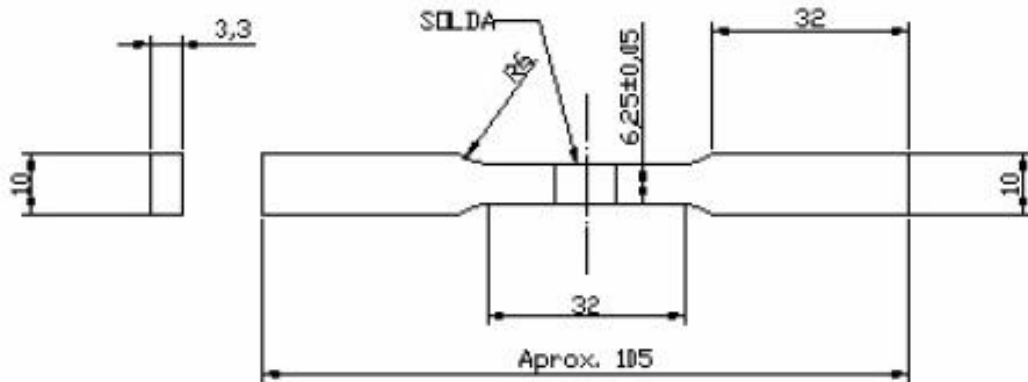
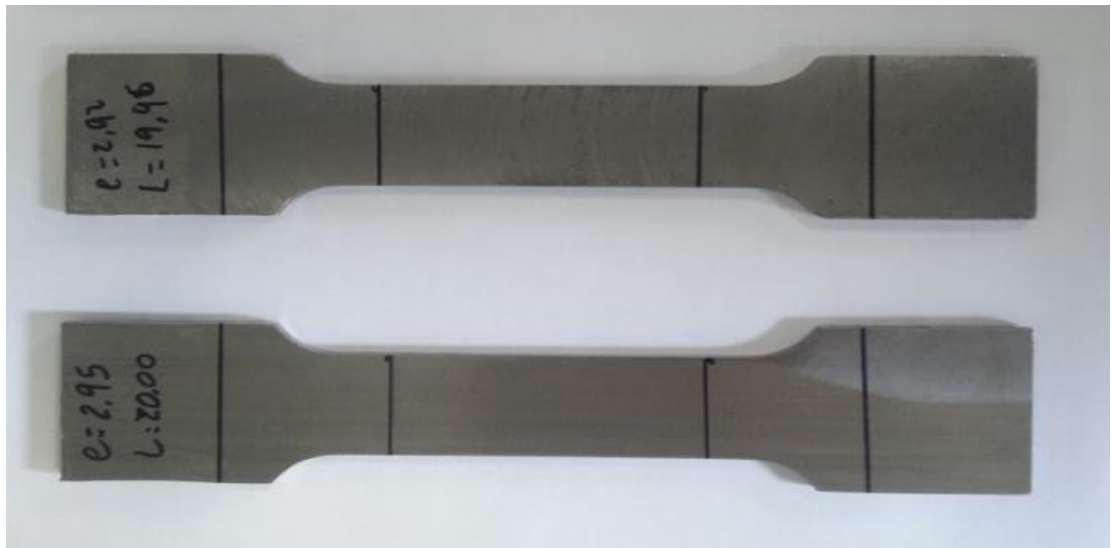


Figura 40 – Corpo de prova de tração transversal.



Os ensaios de tração foram realizados pelo método de controle de deslocamento com velocidade de ensaio de 5 mm/min. Os corpos-de-prova foram ensaiados até a ruptura total no Departamento de Materiais e Tecnologia (DMT) da Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá – FEG/UNESP. Para a realização dos ensaios empregou-se uma unidade servo-hidráulica de ensaios mecânicos modelo INSTRON 8801, com capacidade de 100 kN, conforme ilustrado na Figura 41.

Figura 41 – Equipamento de ensaios universal, modelo INSTRON 8801.



O ensaio de tração tem como objetivo caracterizar o comportamento mecânico e validar a junta soldada, quando submetidos a aplicação de carga monotônica crescente. O resultado do ensaio de tração é dado em forma de um gráfico de tensão versus deformação, a partir da qual é possível obter propriedades mecânicas importantes do material, como limite de escoamento, limite de resistência à tração e tensão de ruptura.

### 3.15.2 Ensaio de microdureza

Os ensaios de microdureza foram realizados segundo a norma ASTM E384 (ASTM, 2011) para determinar a dureza do material estudado, fornecendo um perfil de dureza do material com alta sensibilidade, na ordem de micrometros. As microdurezas dos corpos de prova das juntas soldadas foram obtidas com 10 medições de indentação.

Para essa análise foi utilizado o microindentador digital HMV-2T Shimadzu, Figura 40, disponível no Laboratório de Fadiga da Universidade Estadual Paulista, Campus de Guaratinguetá – FEG/UNESP.

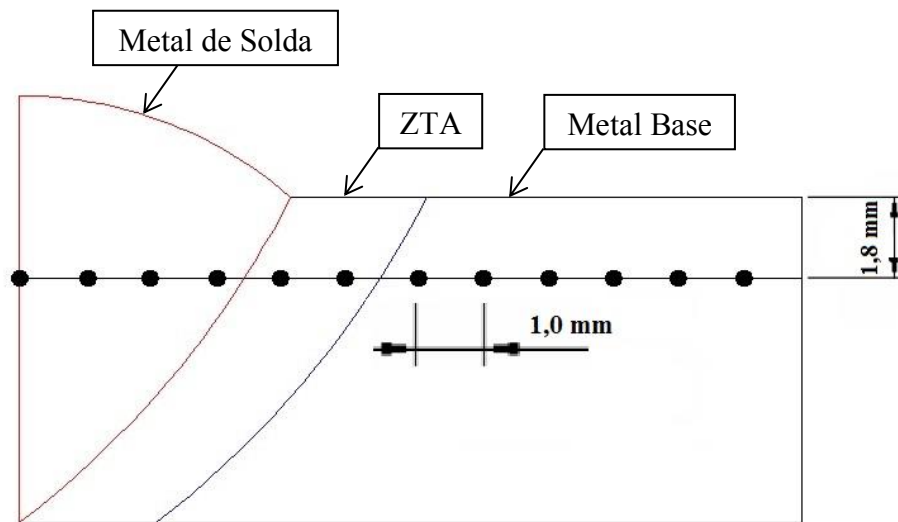
Para a microindentação foi utilizado um penetrador de diamante com base piramidal preso a suportes controlados eletronicamente, para aumentar a precisão das medidas.

Figura 42 – Equipamento utilizado para a o ensaio de microdureza – Laboratório de fadiga – FEG/UNESP.



Através da ponta de diamante foi aplicada uma carga sobre a superfície de 9,807 N (HV1) e tempo de penetração de 15 segundos para cada medida, baseado na deformação sofrida pelo material durante o ensaio de microdureza. Os pontos foram espaçados em 1,0 mm, partindo do centro da solda em direção ao metal base, conforme esquema representado na Figura 43.

Figura 43 – Esquema do perfil de microdureza medido.



O software do equipamento forneceu as medidas de microdureza do material na escala Vickers (HV).

### 3.15.3 Ensaio de Impacto Charpy

Para o ensaio de impacto – Charpy os corpos de prova foram do tipo transversal retirado da junta soldada, onde o eixo longitudinal é paralelo ao cordão de solda e o corpo de prova é perpendicular a ele.

Foram estabelecidas duas posições para o entalhe em “V”, um no centro da solda e outro a aproximadamente 2 mm da lateral da solda, situado na ZTA, conforme esquematizado na Figura 44 e com dimensões descritas na Figura 45.

Figura 44 – Corpo de prova de ensaio de impacto Charpy transversal com estalhe na ZTA, esquerda, e na solda, direita.

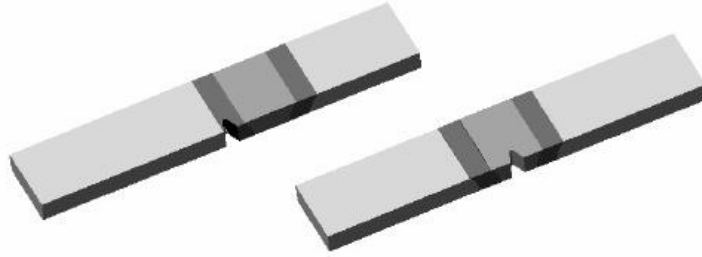
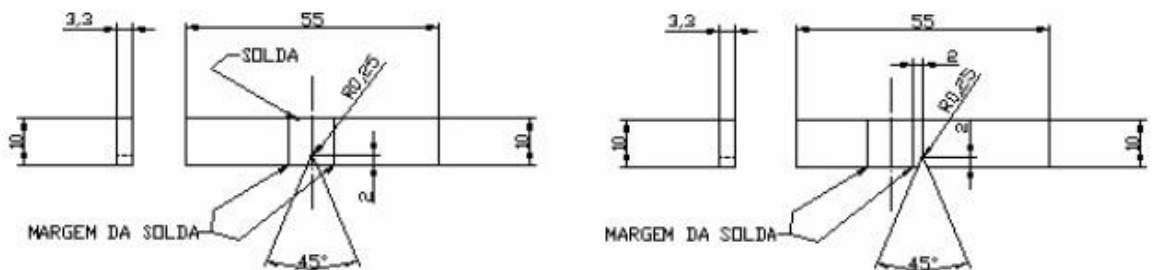


Figura 45 – Dimensões em mm dos corpos de prova de ensaio de impacto Charpy transversal com estalhe na ZTA, esquerda, e na solda, direita. Tipo do corpo de prova: Subsize.



Foram retirados três corpos de prova de cada posição de entalhe, somando seis corpos de prova por amostra de junta soldada de cada condição proposta, totalizando 30 corpos de prova no total. A temperatura de ensaio escolhida foi a ambiente ( $T = 23^{\circ}\text{C}$ ), pois as análises foram baseadas em comparativos entre as condições, onde não houve exigência na escolha para tal parâmetro, conforme a norma AWS D1.1 2008.

Os corpos de prova foram ensaiados no equipamento de ensaio de Impacto Charpy, Figura 46, no Departamento de Materiais e Tecnologia na FEG/UNESP do campus de Guaratinguetá, conforme Figura 47 a seguir.

Figura 46 – Máquina de ensaio de impacto Charpy.



Figura 47 – Corpo de prova posicionado na máquina de ensaio de impacto Charpy.



### 3.16 ANÁLISE DE PRODUTIVIDADE

A análise de produtividade visa, como uma grande preocupação durante a aprovação de procedimentos de soldagem, em virtude de redução de custo, a necessidade de aumento de produção com a diminuição dos tempos de soldagem, redução de set-up (indiretos), sempre buscando aprimorar a qualidade. Para a realização desta análise foram levados em consideração a velocidade de soldagem, corrente e tensão de soldagem e as temperaturas iniciais e finais de cada condição proposta. Para o cálculo do aporte térmico, o rendimento do arco varia de acordo com o processo de soldagem, para o caso deste projeto (Arame Tubular) o rendimento é de 0,9 e a unidade dada do aporte térmico em kJ/cm (MAROUÇO et al., 2013).

## 4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

### 4.1 SOLDAGEM

A soldagem das amostras foi realizada de acordo com o especificado pelo processo de arame tubular, referente aos parâmetros de soldagem, com exceção da soldagem das amostras das condições “d” e “e”, soldadas pelo processo de *Weld Conditioning*, que conforme indicado pelo fabricante do equipamento indutor de vibrações mecânicas, solicita a alteração de alguns parâmetros, buscando garantir a soldagem sem possíveis alterações que possam danificar a integridade do cordão.

Assim, reduziu-se a corrente e tensão do arco elétrico e aumentou-se a velocidade de deposição do sistema. O fabricante indica inicialmente uma redução de aproximadamente 10,0 % nos valores de corrente e tensão e um aumento cerca de 15,0 %, mas especifica que depende do material, processo e outros fatores que possam influenciar no processo de soldagem, como chanfro e número de passes, para definir a relação das alterações dos parâmetros (BONAL, 2008).

Através de testes preliminares, por meio de tentativas, foram definidos os parâmetros mais adequados para a soldagem das condições “d” e “e”. A tabela a seguir lista todos os parâmetros e suas respectivas relações com as condições.

Tabela 9 – Parâmetros de soldagem definidos para o projeto

Condição	Velocidade de deposição (mm/s)	I (A)	V (V)	T inicial (°C)	T final (°C)
A	4,76	204,0	26,4	21,0	21,0
B	4,76	204,0	26,4	107,5	237,7
C	4,76	204,0	26,4	21,0	21,0
D	5,66	180,0	25,0	21,0	21,0
E	5,66	180,0	25,0	101,5	238,0

### 4.2 TESTES PRELIMINARES

Após a definição dos parâmetros, foram realizados alguns testes preliminares para verificar a eficácia e o alinhamento do processo de soldagem. Foram soldados alguns cordões, repetitivamente, em uma chapa de aço, do mesmo material, alinhado exatamente sobre a junção das amostras (Figura 48).



Figura 48 – Testes preliminares.



O alinhamento e o cordão de solda apresentaram boas condições, o que permitiu a continuidade dos ensaios propostos.

Observa-se que a soldagem

#### 4.3 ENSAIO DE INSPEÇÃO VISUAL

A inspeção visual foi realizada após a soldagem, onde primeiramente foi realizado uma limpeza com álcool etílico e em seguida éter. As imagens das Figuras 49, 50, 51, 52 e 53 mostram as amostras para todas as cinco condições, fotografadas exatamente ao centro dos corpos de prova soldados.

Figura 49 – Condição (A). Soldagem convencional.



Figura 50 – Condição (B). Soldagem convencional com pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.



Figura 51 – Condição (C). Soldagem com tratamento vibracional de alívio tensão (Pós soldagem).





Figura 52 – Condição (D). Soldagem com tratamento vibracional de *Weld Conditioning*.



Figura 53 – Condição (E). Soldagem com tratamento vibracional de *Weld Conditioning* e pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.



Através do ensaio visual, é possível observar uma similaridade entre as dimensões dos cordões de solda das cinco condições e ausência de descontinuidades significativas que possam comprometer a integridade estrutural da junta soldada por um passe apenas. Observou-se também a formação de escória protetora de fácil remoção para todos os cordões soldados, conforme Figura 54, capturada logo após a soldagem. A fácil remoção da escória permite-se deduzir que as soldagens foram realizadas de acordo com a qualidade esperada, característica do processo de arame tubular.

É válido ressaltar a presença, com maior incidência, de porosos e respingos nas condições de soldagem sem o auxílio do processo de vibração (*Weld Conditioning*).

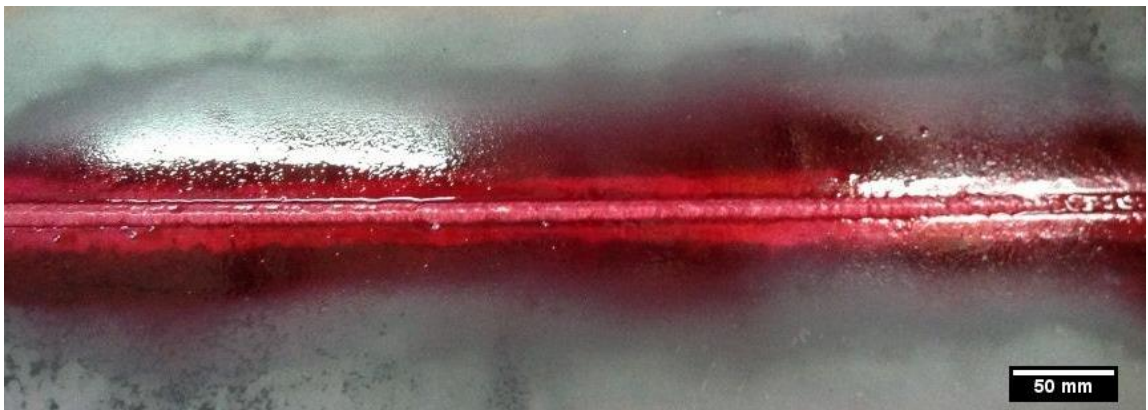
Figura 54 – Escória removida logo após a soldagem.



#### 4.4 ENSAIO DE LÍQUIDO PENETRANTE

A Figura 55 representa a primeira parte do ensaio, a aplicação do líquido penetrante.

Figura 55 – Aplicação do Líquido penetrante.



As imagens representadas nas Figuras 56, 57, 58, 59 e 60 mostram os resultados apresentados pelo ensaio.

Figura 56 – Condição (A). Soldagem convencional.



Figura 57 – Condição (B). Soldagem convencional com pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.



Figura 58 – Condição (C). Soldagem com tratamento vibracional de alívio tensão (Pós soldagem).



Figura 59 – Condição (D). Soldagem com tratamento vibracional de *Weld Conditioning*.





Figura 60 – Condição (E). Soldagem com tratamento vibracional de *Weld Conditioning* e pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.



Dos resultados apresentados, nota-se que não surgiram descontinuidades ao longo das soldas. Observa-se que as maiores incidências de defeitos revelados foram os respingos presentes notavelmente nas condições (A), (B) e (C), as quais não foram soldadas sob *Weld Conditioning*. Poucos pontos de respingo foram encontrados na condição (E), tal fato pode estar associado possivelmente à temperatura de aquecimento imposta nesta condição.

#### 4.5 ENSAIO DE MACROGRAFIA

A análise macrográfica tornou possível observar, para todas as condições, a descontinuidade de falta de penetração da raiz da junta, bem como um acúmulo de escória na raiz da solda.

A falta e penetração da raiz da junta está diretamente relacionada com os seguintes pontos:

- A necessidade de alteração dos parâmetros de soldagem para as condições de soldagem propostas com *Weld Conditioning*, indicada pelo fabricante do sistema de vibração;
- A junção dos cordões serem realizadas por apenas um passe de solda.

O acúmulo de escória na raiz da solda ocorreu provavelmente devido à impurezas provenientes talvez do fluxo do arame e da falta de limpeza minuciosa.

Observa-se a presença de mordeduras nas condições “a”, “c” e “d”, provavelmente ocorrido devido ao mau alinhamento das chapas, uma vez que as mesmas eram de dimensões extensas e de espessura razoavelmente pequena, o que dificultava a garantia do alinhamento das amostras para a soldagem.

Para todas as condições é possível observar que não há presença de descontinuidades do tipo: poros, trincas aparentes, falta de fusão e penetração, com exceção da raiz, decorrentes da soldagem.

Figura 61 – Condição (A). Soldagem convencional.

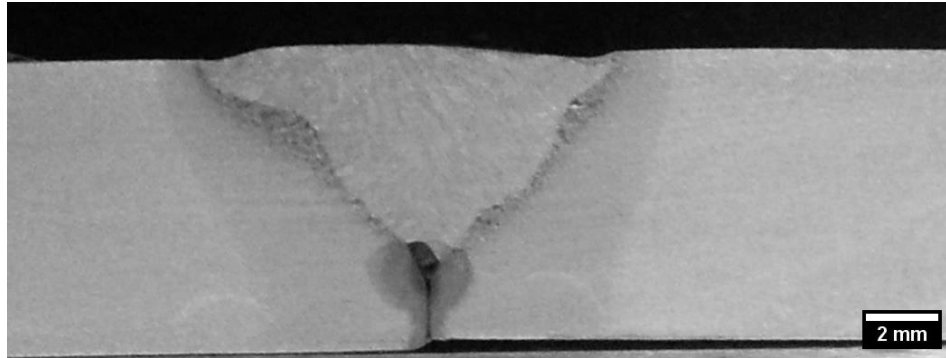


Figura 62 – Condição (B). Soldagem convencional com pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.



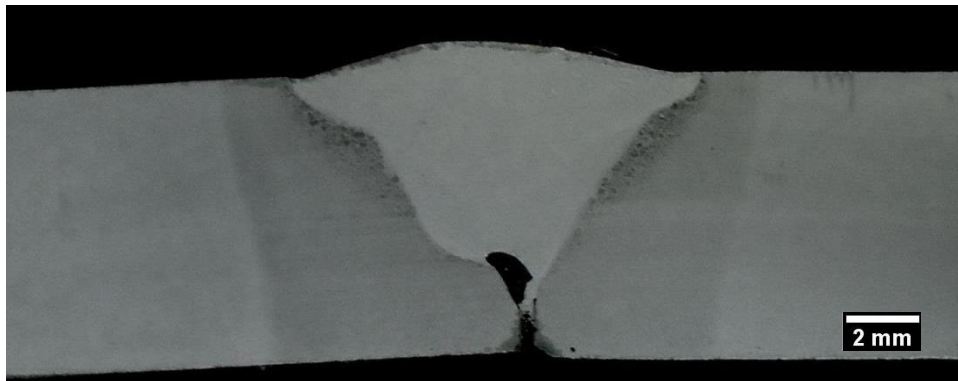
Figura 63 – Condição (C). Soldagem com tratamento vibracional de alívio tensão (Pós soldagem).



Figura 64 – Condição (D). Soldagem com tratamento vibracional de *Weld Conditioning*.



Figura 65 – Condição (E). Soldagem com tratamento vibracional de *Weld Conditioning* e pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.



#### 4.6 MICROSCOPIA ÓPTICA

A análise metalográfica foi dividida em três partes: Metal base, Zona Termicamente Afetada e Zona Fundida. Para todas, foram analisadas as fases presentes e comparadas entre as condições propostas.

##### 4.6.1 Metal Base

Através da análise metalográfica no metal base, foi possível obter as seguintes micrografias das respectivas condições:



Figura 66 – Condição (A). Soldagem convencional.

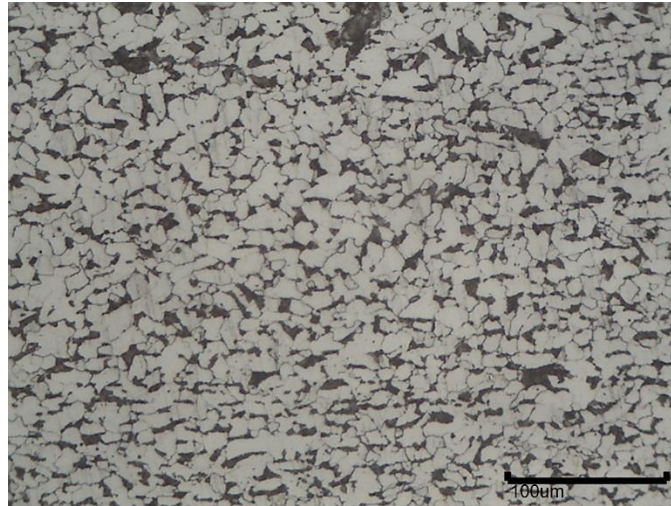


Figura 67 – Condição (B). Soldagem convencional com pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.

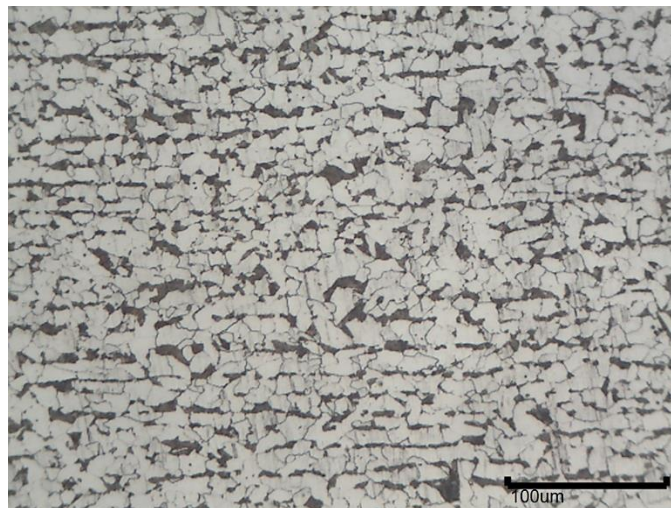


Figura 68 – Condição (C). Soldagem com tratamento vibracional de alívio tensão (Pós soldagem).

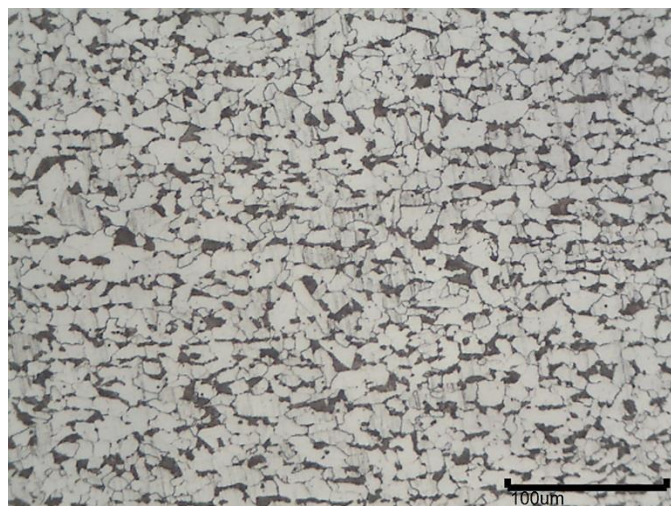


Figura 69 – Condição (D). Soldagem com tratamento vibracional de *Weld Conditioning*.

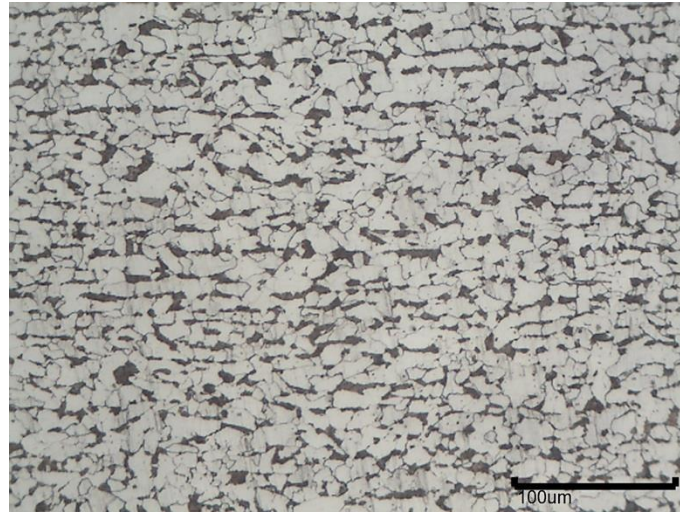
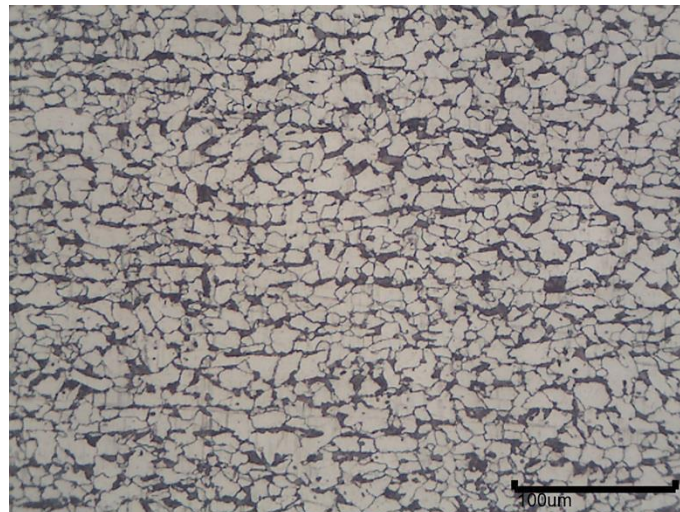


Figura 70 – Condição (E). Soldagem com tratamento vibracional de *Weld Conditioning* e pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.



A região do Metal base apresentou as seguintes microestruturas predominantes para todas as condições:

- Ferrita, a fase branca e perlita equiaxial, a fase escura.

Todas as condições apresentaram a mesma configuração cristalina no metal base, sem diferença também no tamanho dos grãos.

#### 4.6.2 Zona Termicamente Afetada

A região da Zona Termicamente afetada apresentou as seguintes microestruturas:



Figura 71 – Condição (A). Soldagem convencional.

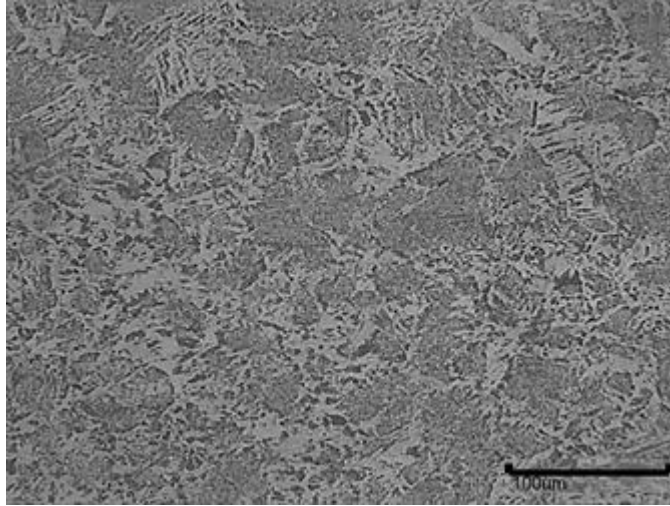


Figura 72 – Condição (B). Soldagem convencional com pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.

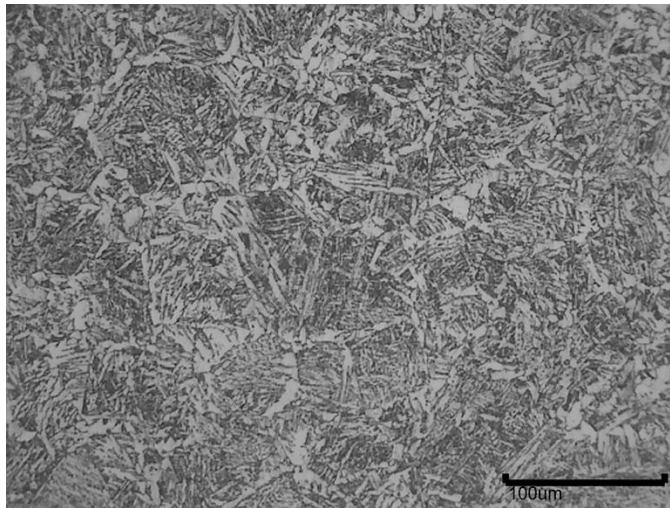


Figura 73 – Condição (C). Soldagem com tratamento vibracional de alívio tensão (Pós soldagem).

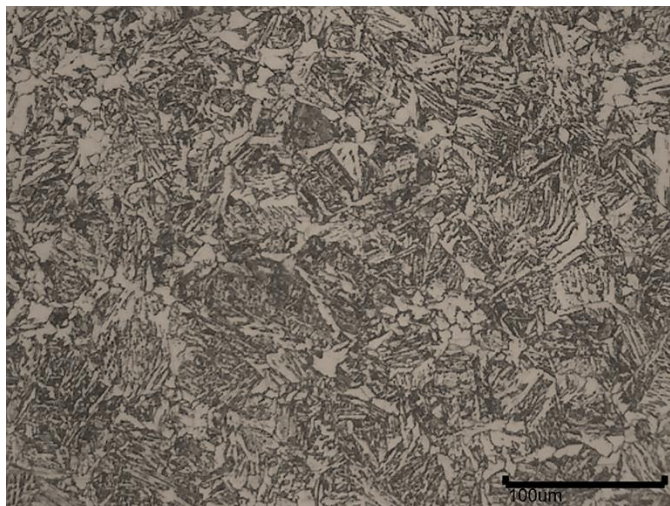


Figura 74 – Condição (D). Soldagem com tratamento vibracional de *Weld Conditioning*.

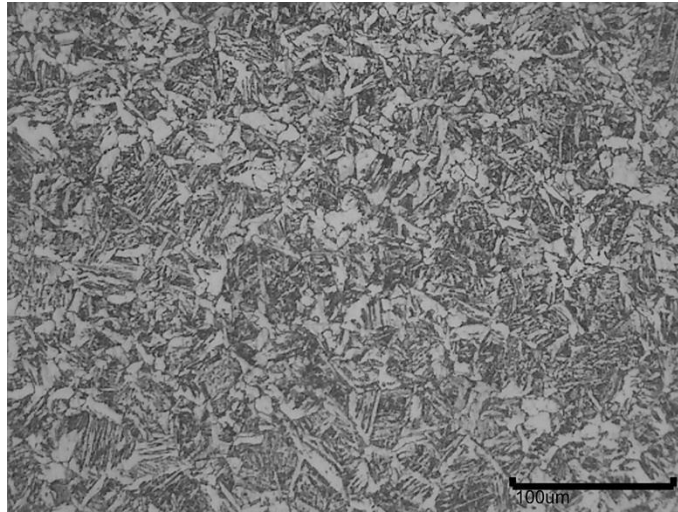
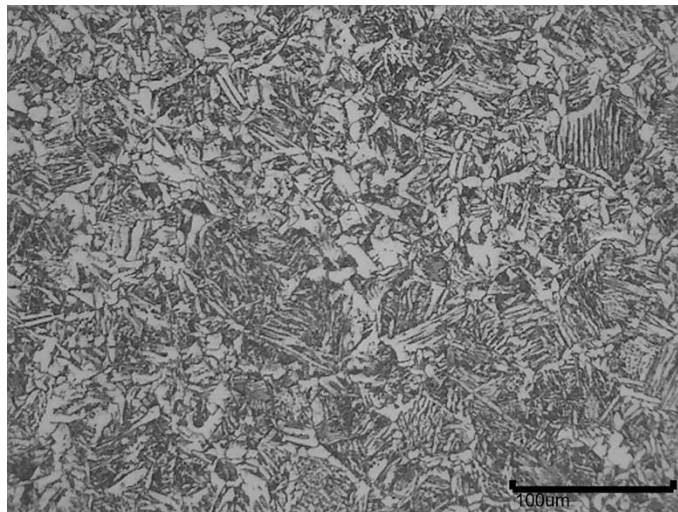


Figura 75 – Condição (E). Soldagem com tratamento vibracional de *Weld Conditioning* e pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.



Através das micrografias, é possível verificar as fases microestruturais presentes:

- Condição “A”: Ferrita de contorno de grão, ferrita de segunda fase alinhada e grãos de perlita (grãos escuros);
- Condição “B”: Ferrita de contorno de grão, ferrita de segunda fase alinhada e grãos de perlita (grãos escuros);
- Condição “C”: Ferrita de contorno de grão, ferrita de segunda fase alinhada e grãos de perlita (grãos escuros);
- Condição “D”: Ferrita de contorno de grão, ferrita de segunda fase alinhada e grãos de perlita mais finos;

- Condição “E”: Ferrita de contorno de grão, ferrita de segunda fase alinhada e grãos de perlita mais finos.

Observa-se na micrografia da condição “a” a presença de ferrita de contorno de grão (fase clara) em maior quantidade e os grãos de perlita (fase escura) de maior tamanho, quando comparada às outras condições.

Pelas micrografias das condições “d” e “e” foi possível notar a presença de grãos de perlita mais refinados e alguns grãos pequenos de ferrita equiaxial (grãos de coloração clara). Tal fato possivelmente ser associado a condição cíclica de fusão de solidificação induzida pela vibração mecânica simultânea à soldagem.

#### 4.6.3 Zona Fundida

Na região da Zona fundida foram encontrados os respectivos microconstituintes:

Figura 76 – Condição (A). Soldagem convencional.

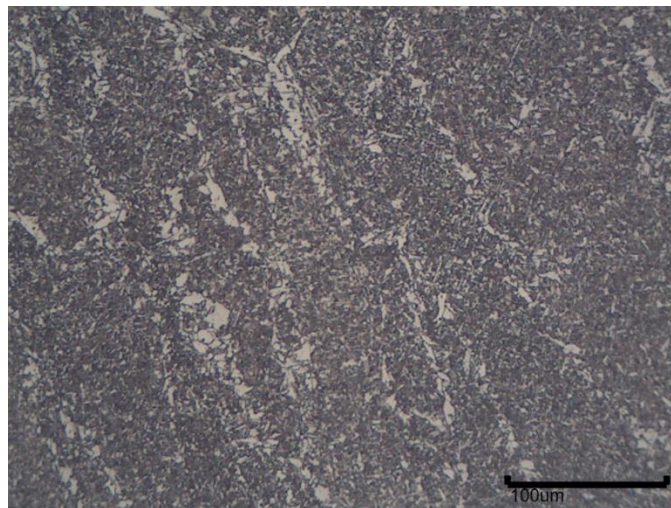


Figura 77 – Condição (B). Soldagem convencional com pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.

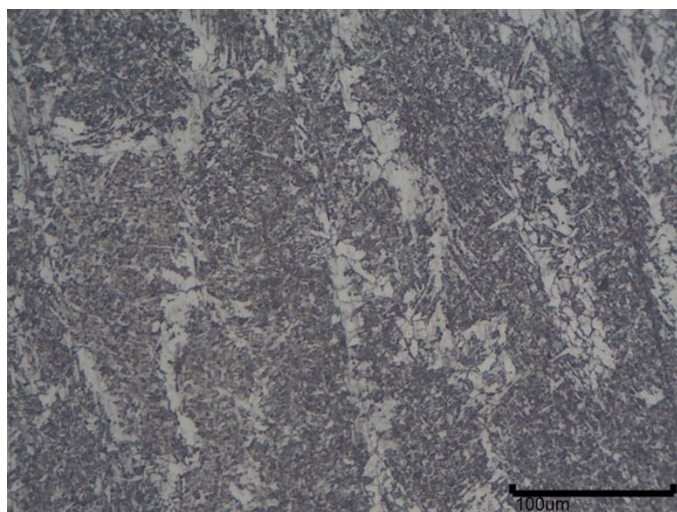




Figura 78 – Condição (C). Soldagem com tratamento vibracional de alívio tensão (Pós soldagem).

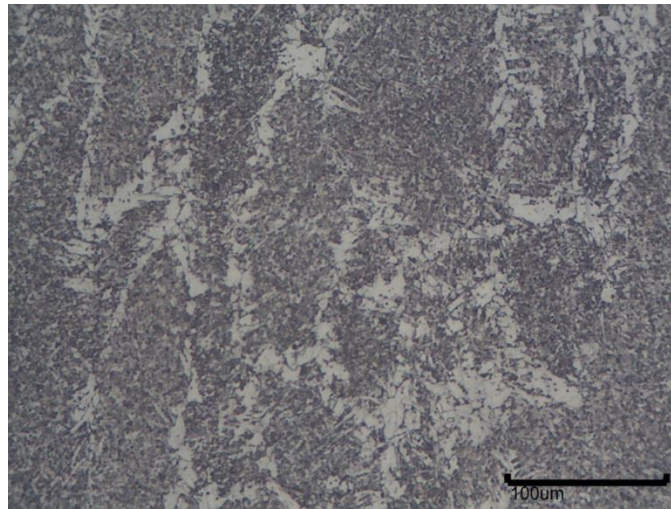


Figura 79 – Condição (D). Soldagem com tratamento vibracional de *Weld Conditioning*.

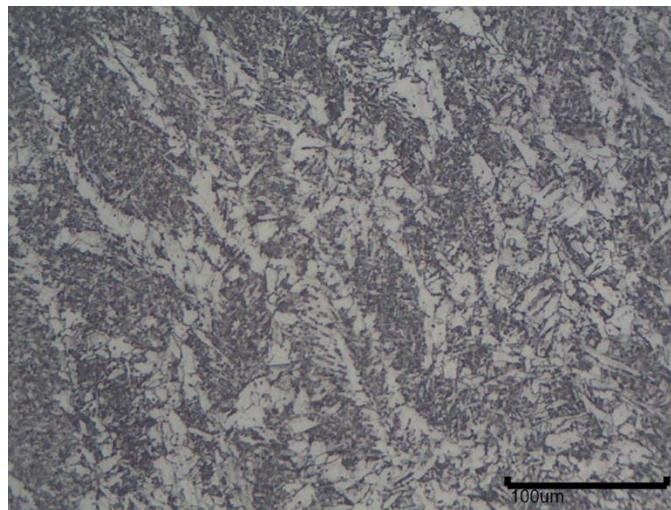
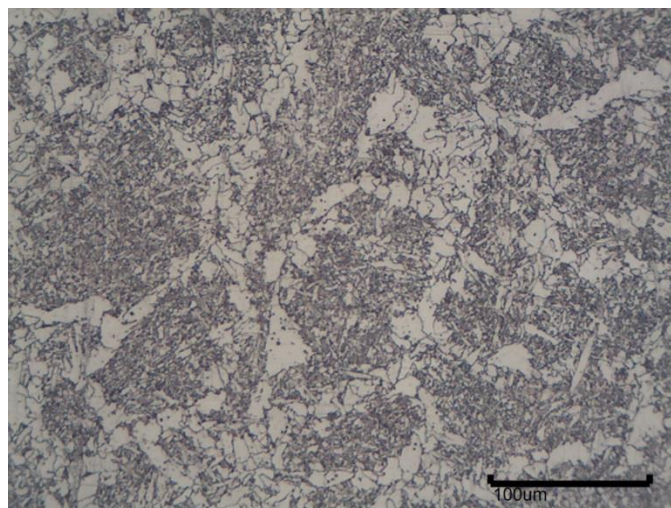


Figura 80 – Condição (E). Soldagem com tratamento vibracional de *Weld Conditioning* e pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.



Através das micrografias, é possível verificar as fases microestruturais presentes:

- Condição “A”, “B”, “C”, “D” e “E”: Ferrita de contorno de grão (fase clara) e grãos de perlita grãos de perlita (grãos escuros).

Foi possível observar que as condições “a”, “b” e “c” apresentaram maiores grãos de perlita, quando comparados às outras condições.

Ressalta-se também que as condições de soldagem excitadas mecanicamente, “d” e “e”, apresentaram tamanho de grãos menores. Este aspecto também pode ser atrelado à mesma condição cíclica citada e observada na região da Zona termicamente afetada, devido aos efeitos causados pela vibração

#### 4.7 ENSAIO DE TRAÇÃO

A tabela seguinte mostra os resultados obtidos para os ensaios de tração para todas as condições soldadas.

Tabela 10 – Resultados obtidos para o ensaio de tração.

Condição	Tensão de Escoamento (MPa)			Resistência Mecânica (MPa)			Alongamento - %		
	CDP 1	CDP2	Média	CDP 1	CDP2	Média	CDP 1	CDP2	Média
“A”	268,3	263,8	266,1	446,6	447,9	447,3	18,9	17,9	18,4
“B”	264,9	266,0	265,5	449,1	448,1	448,6	20,0	19,9	20,0
“C”	268,3	254,1	261,2	448,6	438,5	443,6	21,9	21,0	21,5
“D”	272,7	257,8	265,3	451,1	446,9	449,0	24,0	25,0	24,5
“E”	263,4	259,0	261,2	447,7	449,1	448,4	24,0	21,9	23,0

Os gráficos representados nas Figuras 81, 82 e 83 dispõem as respectivas propriedades comparadas a cada processo realizado.

Figura 81 – Comparativo da tensão de escoamento entre as condições diferentes de soldagem.

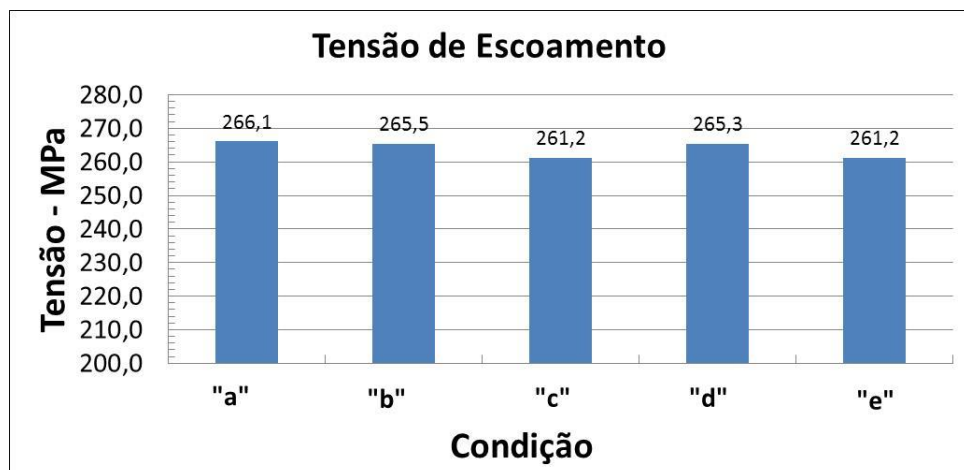


Figura 82 – Comparativo da resistência mecânica entre as condições diferentes de soldagem.

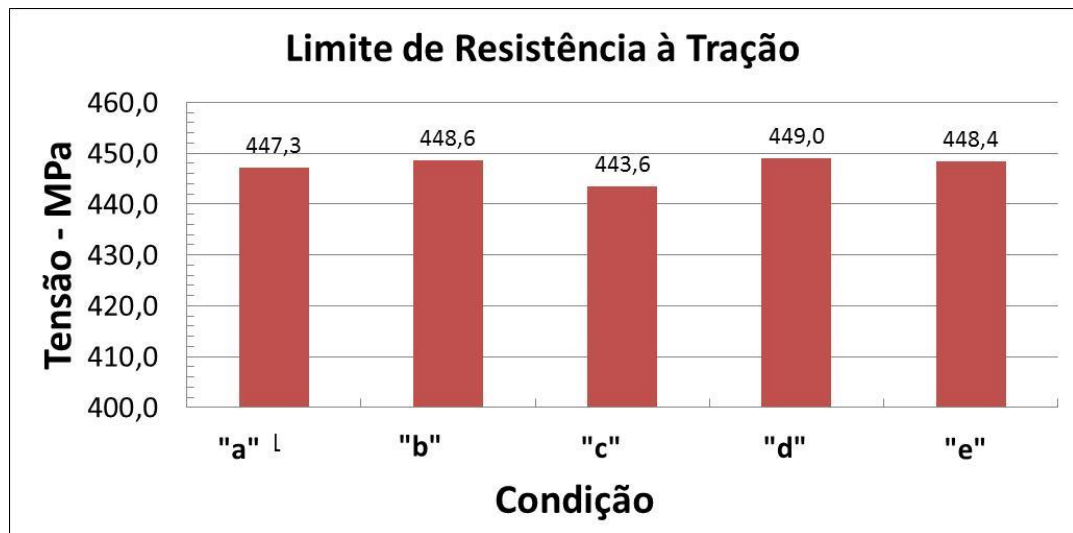
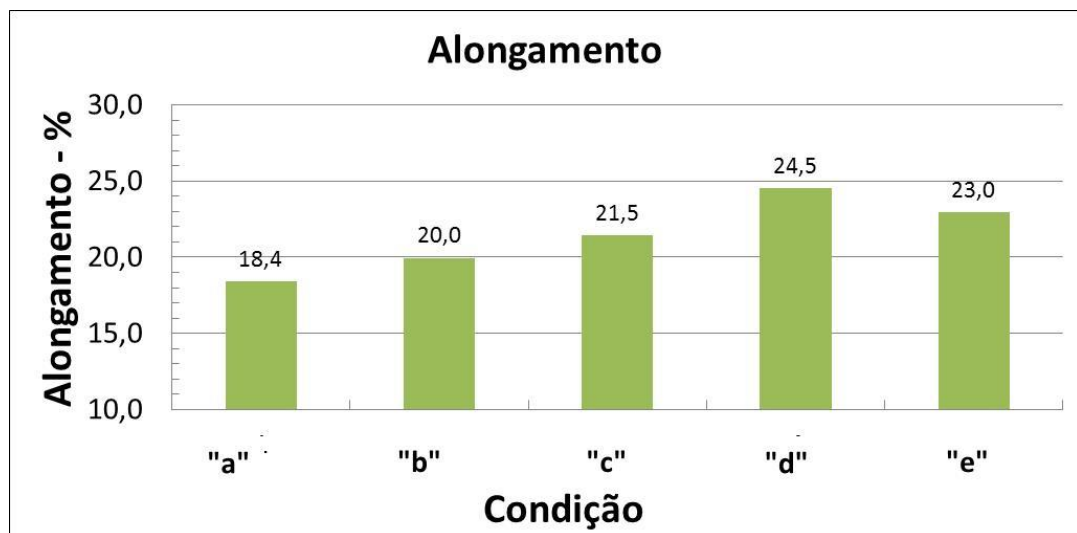


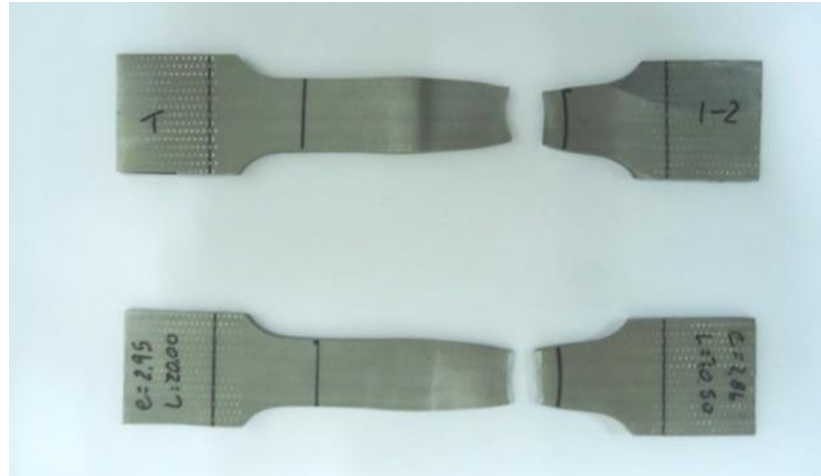
Figura 83 – Comparativo do alongamento entre as condições diferentes de soldagem.



Através do ensaio de tração pôde-se afirmar que as juntas soldadas para todas as condições estão íntegras, quando avaliadas a seção do cordão soldado pelo passe único, pois romperam no metal base, identificado na Figura 84, com resistência mecânica bem próxima ao mesmo, 441 MPa, comprovando a integridade de todas as juntas, conforme observado no gráfico da Figura 68.



Figura 84 – Corpo de prova de ensaio de tração fraturado.



Não houve ganhos expressivos em relação à resistência mecânica e tensão de escoamento, mas um aumento notável no alongamento das juntas das condições “D” e “E”, de 24,9 e 9,8, respectivamente, comparados com a condição de soldagem convencional “a”, gráfico da Figura 71. Tal fato pode ser relacionado diretamente com o aumento da tenacidade confrontados com os resultados de dureza e impacto, revelando os benefícios do processo de soldagem sob tratamento vibracional de *Weld Conditioning* comprovados em outros processos de soldagem.

#### 4.8 ENSAIO DE MICRODUREZA

As Figuras 85, 86, 87, 88 e 89 a seguir mostram os perfis apresentados pelo ensaio de microdureza realizado para todas as condições, respectivamente.

Figura 85 – Perfil de microdureza da condição (A). Soldagem convencional.

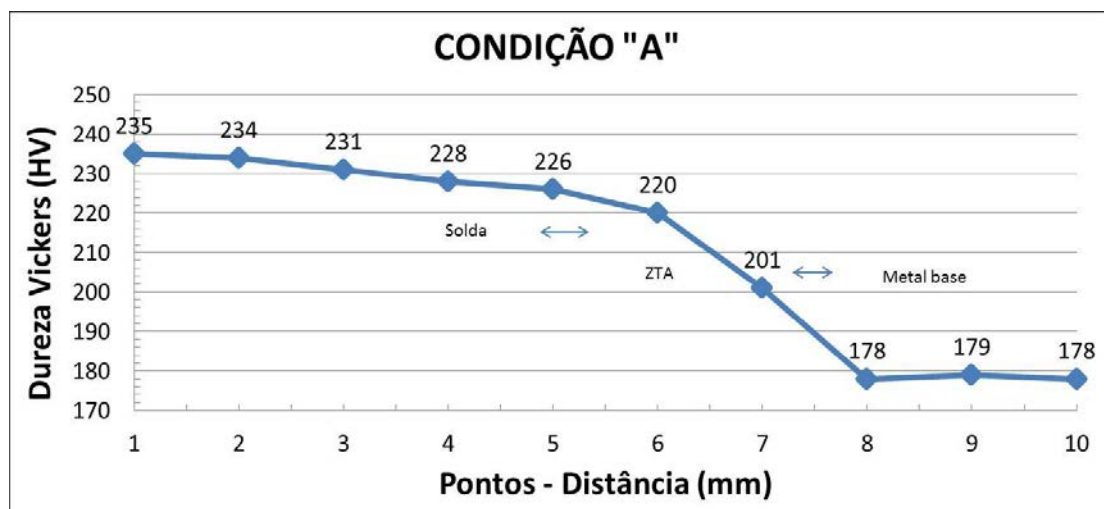


Figura 86 – Perfil de microdureza da condição (B). Soldagem convencional com pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.

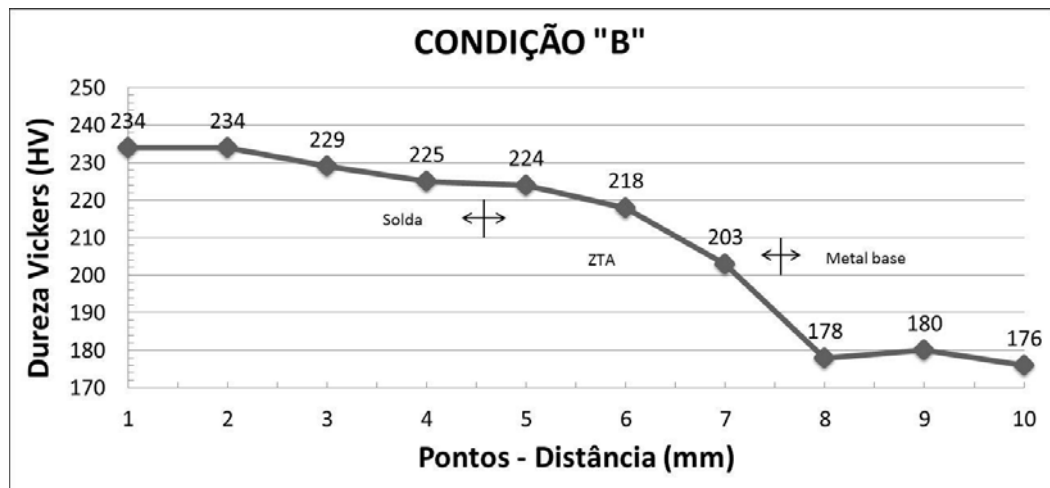


Figura 87 – Perfil de microdureza da condição (C). Soldagem com tratamento vibracional de alívio tensão (Pós-soldagem).

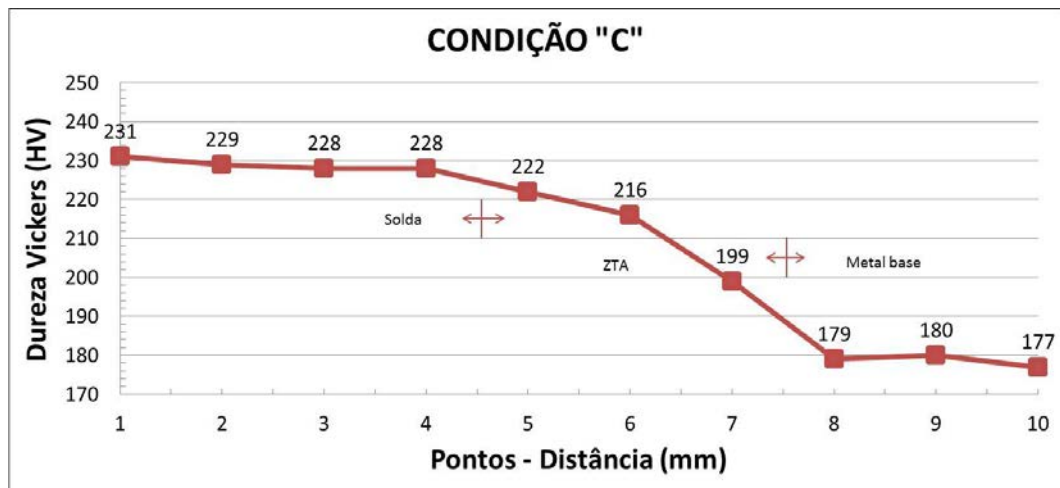


Figura 88 – Perfil de microdureza da condição (D). Soldagem com tratamento vibracional de *Weld Conditioning*.

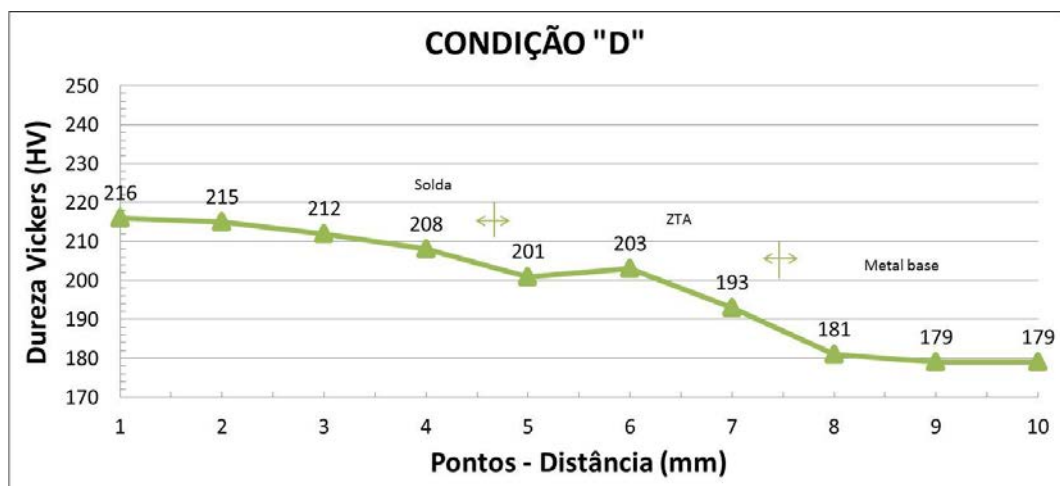
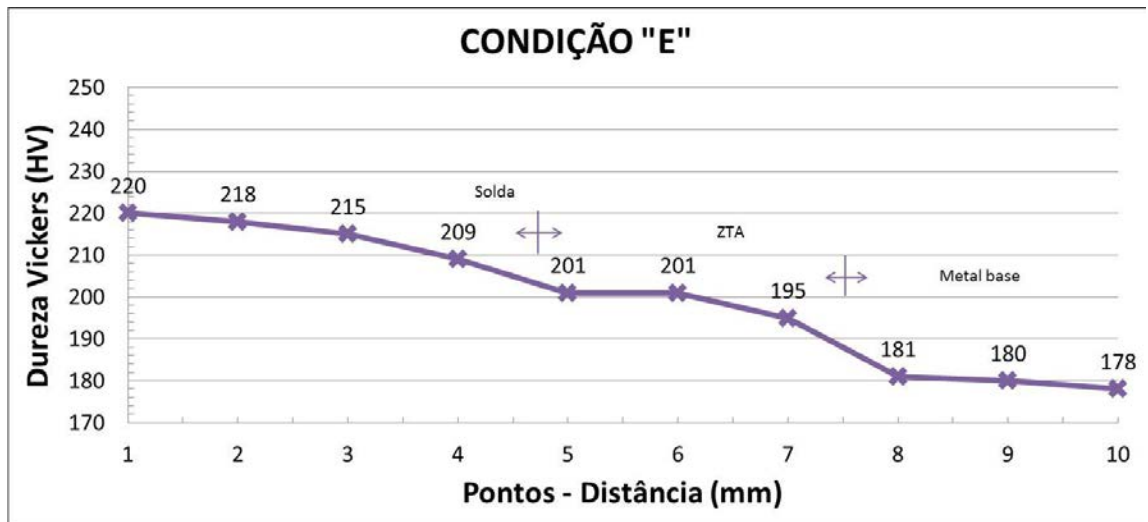
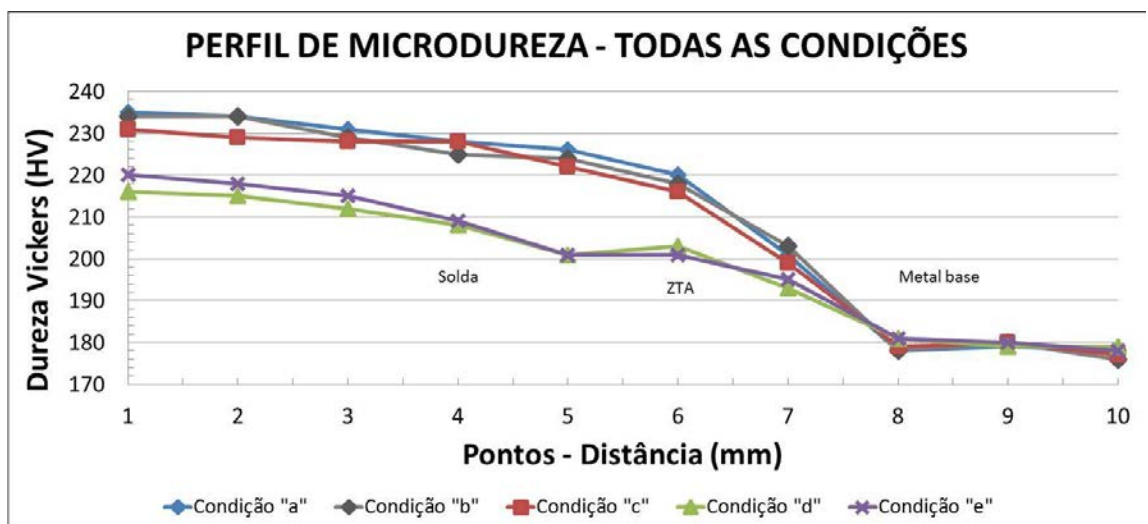


Figura 89 – Perfil de microdureza da condição (E). Soldagem com tratamento vibracional de *Weld Conditioning* e pré-aquecimento à 100°C e pós-aquecimento à 230°C por uma hora.



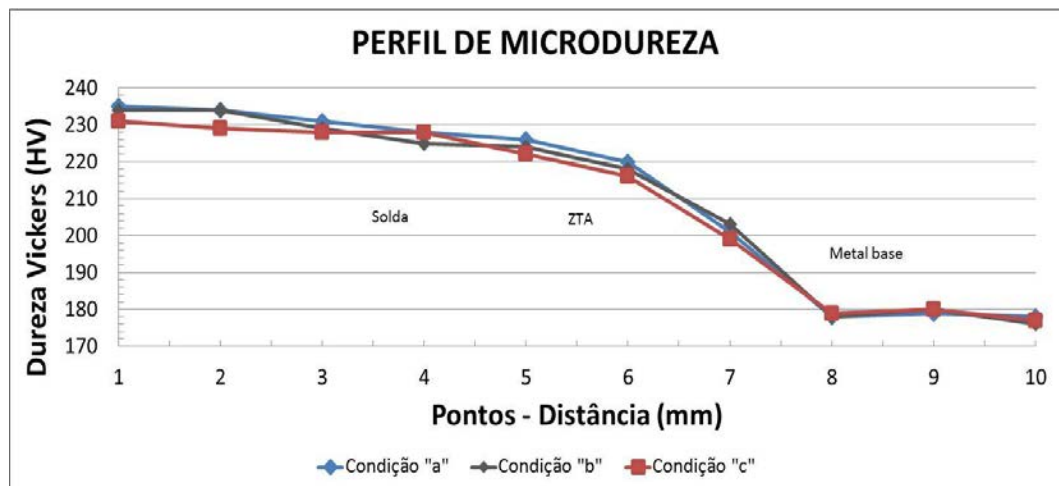
Os resultados mostrados nos gráficos anteriores revelam praticamente duas condições distintas. A primeira, formada pelos processos vibracional auxiliar *Weld Conditioning*, com e sem auxílio dos tratamentos térmicos de pré e pós-aquecimento, que exercem influência sobre a propriedade mecânica de microdureza (condições “d” e “d”). E a segunda, formada pelos processos térmico e o vibracional “Stress Relief” que não exercem influência significativa (condições “b” e “c”). O gráfico da Figura 90 mostra o comparativo entre todas as condições analisadas.

Figura 90 – Perfil de microdureza comparativo entre todas as cinco condições propostas no projeto.



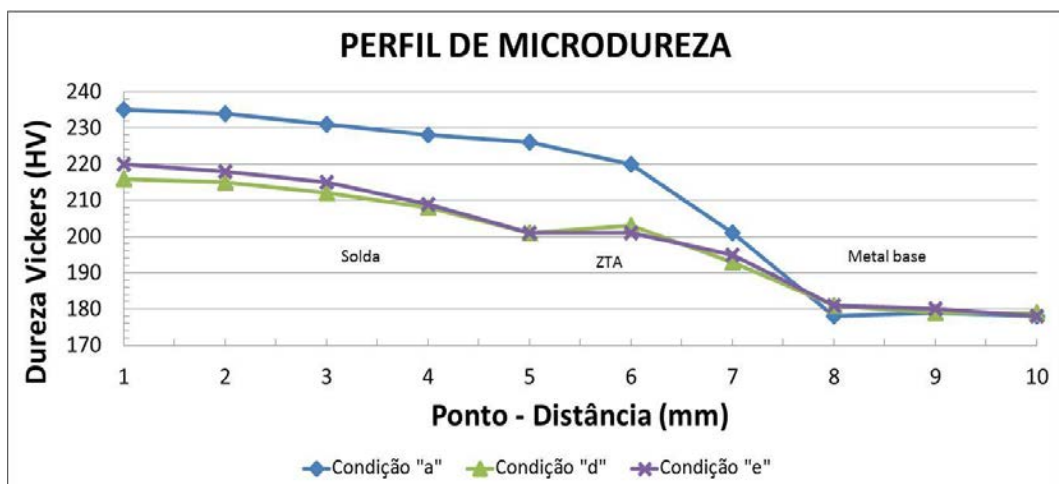
Pelo gráfico da Figura 91, é possível observar que as condições de soldagem “b” e “c”, tanto na região da zona fundida quanto na área denominada ZTA, que não houve variações nas medidas de microdureza. Assim, pôde-se concluir que, para os materiais utilizados na confecção dos corpos de prova, tanto o processo térmico quanto o vibracional de alívio de tensões não apresentam influências significativas sobre a microdureza.

Figura 91 – Perfil de microdureza comparativo entre processos auxiliares sem influência nas propriedades mecânicas.



Entretanto, no gráfico da Figura 92, para as condições de soldagem “d” e “e”, na região da zona fundida, é possível observar uma redução de 8,2% e 6,6%, respectivamente, nos perfis de microdureza das amostras, e uma redução de aproximadamente 11%, em ambas as amostras, na região denominada ZTA, quando comparado com os valores obtidos no corpo de prova soldado pelo processo convencional (condição “a”).

Figura 92 – Perfil de microdureza comparativo entre processos auxiliares com influência nas propriedades mecânicas.



Pôde-se presumir que esta redução da dureza nos perfis citados, ocorreu devido ao refinamento de grãos constatados nas regiões da ZTA e da Zona fundida nas micrografias das amostras das juntas soldadas das condições “d” e “e”.

Observamos também, em ambos os gráficos, que para os materiais utilizados na soldagem e para as temperaturas utilizadas, o tratamento térmico, de pré e pós-aquecimento, não exerceu influência significativa nos resultados obtidos.

Os histogramas 93, 94 e 95 a seguir facilitam a visualização dos ganhos citados anteriormente.

Figura 93 – Comparativo de microdureza do Metal fundido entre todos os processos.

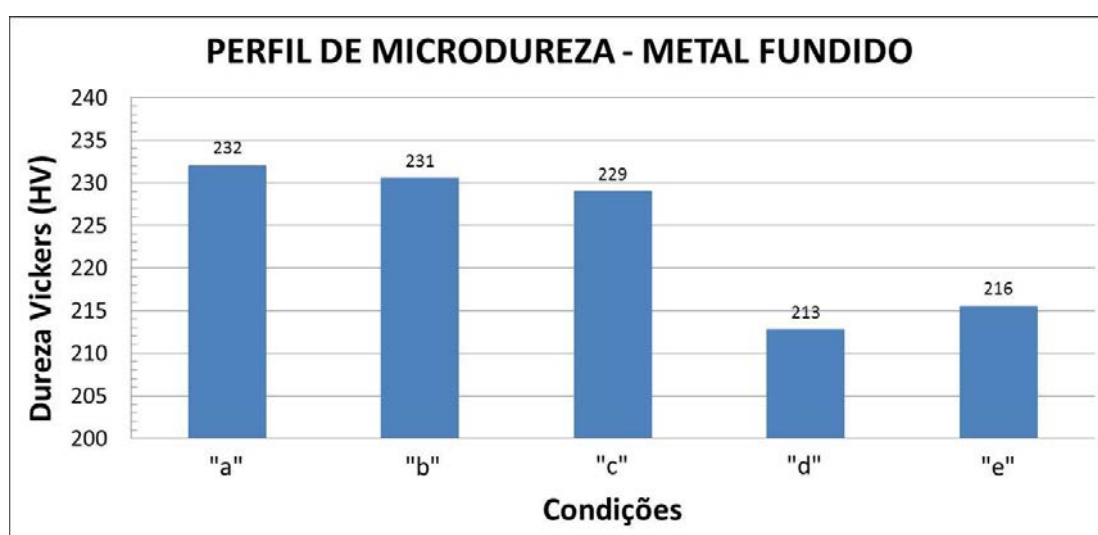


Figura 94 – Comparativo de microdureza da Zona termicamente afetada entre todos os processos.

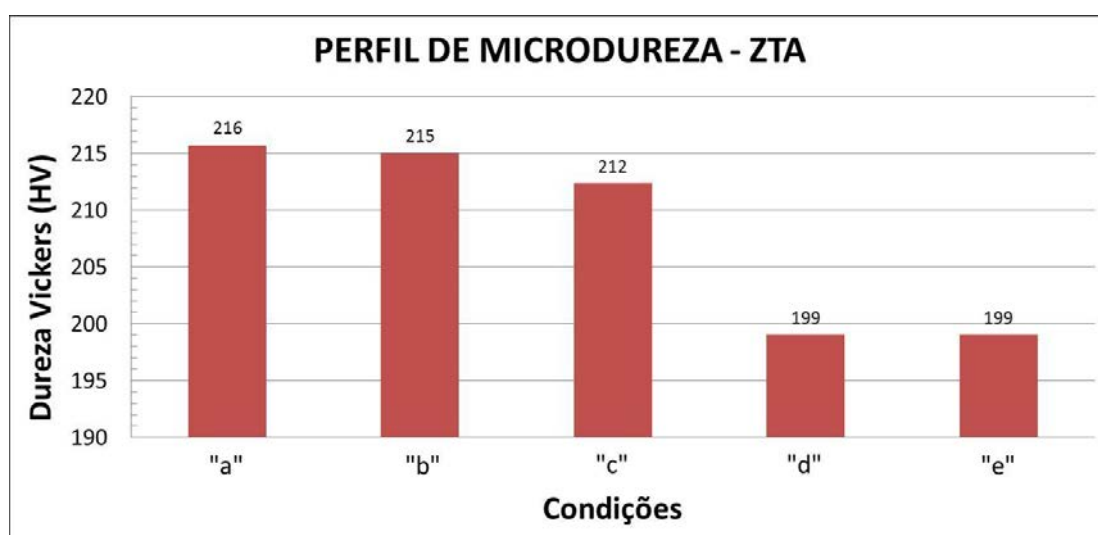
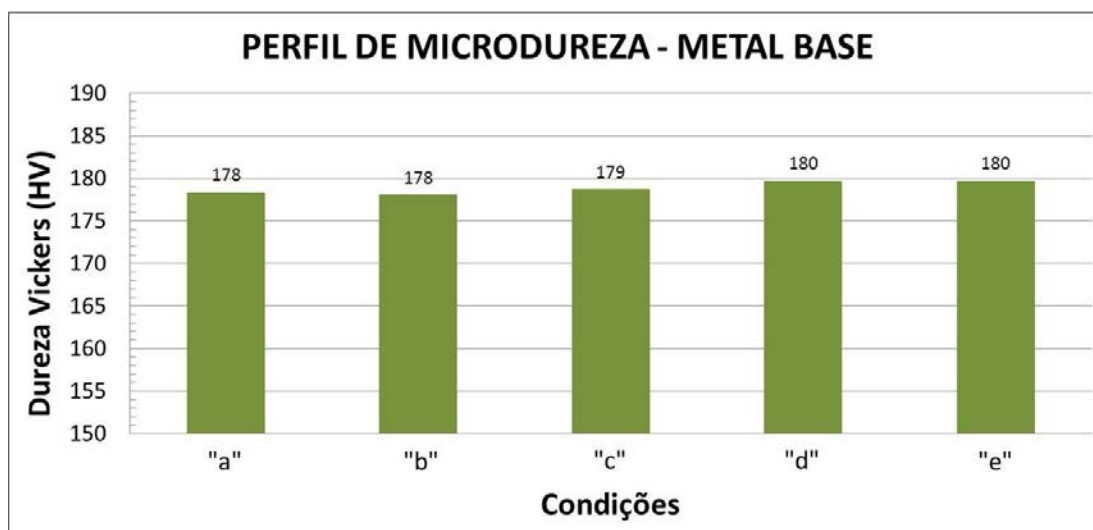


Figura 95 – Comparativo de microdureza do Metal base entre todos os processos.



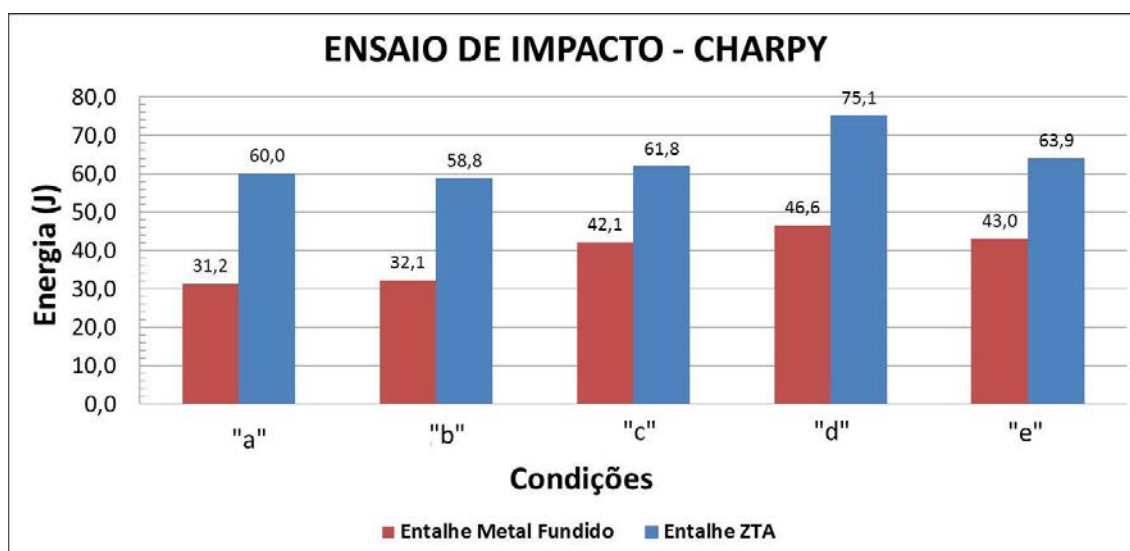
#### 4.9 ENSAIO DE IMPACTO – CHARPY

Foram confeccionados seis corpos de prova para cada condição de soldagem, sendo três com o entalhe “V” no metal de adição e três com o entalhe na ZTA. Os valores obtidos em Kpm – Kilo-poun-meter e convertidos para Joule (1 Joule = 0,1020 Kpm) através dos ensaios estão na Tabela 11, a seguir. A média dos resultados obtidos estão expressos abaixo, gráfico da Figura 84, separados pelas condições de soldagem e localização do entalhe.

Tabela 11 – Resultados obtidos do ensaio de impacto – Charpy a temperatura ambiente (T = 23,0°C) com o entalhe no metal fundido e na Zona Termicamente Afetada.

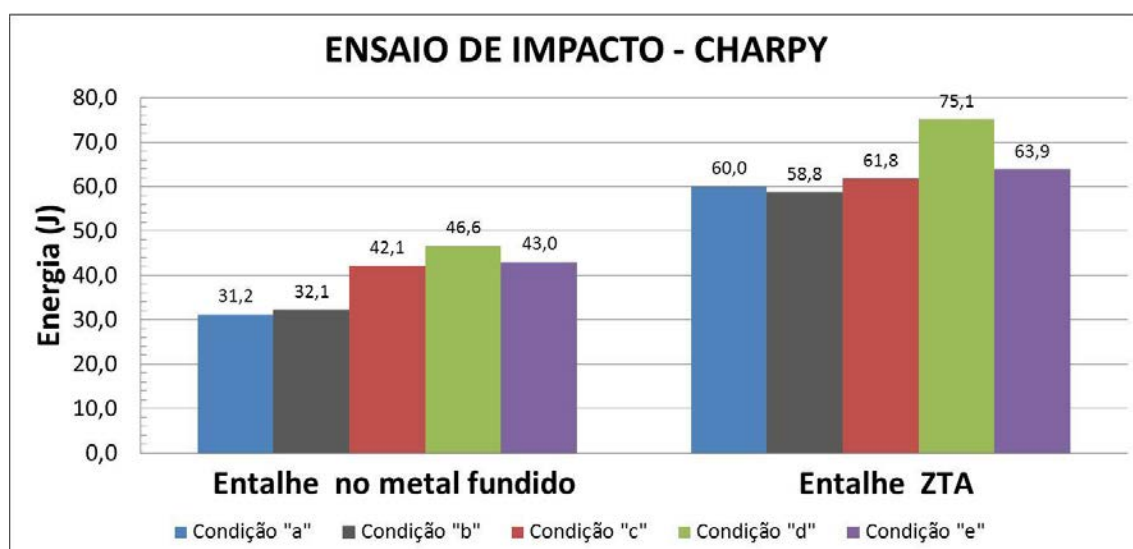
Condição	Energia Absorvida – Joule (J)							
	Entalhe no Metal fundido				Entalhe na ZTA			
	CDP 1	CDP2	CDP 3	Média	CDP 1	CDP2	CDP 3	Média
“A”	29,1	31,8	32,7	31,2	63,6	56,3	60,0	60,0
“B”	31,8	31,8	32,7	32,1	60,0	58,2	58,2	58,8
“C”	40,9	43,6	41,8	42,1	60,0	63,6	61,8	61,8
“D”	47,3	43,6	49,1	46,6	70,9	77,2	77,2	75,1
“E”	40,9	40,9	47,3	43,0	68,2	60,0	63,6	63,9

Figura 96 – Ensaio de resistência ao impacto – Charpy para todas as condições propostas. Valores expressos em Joule (J).



O gráfico seguinte mostra o comparativo com a referência na posição do entalhe.

Figura 97 – Ensaio de resistência ao impacto – Charpy para todas as condições propostas, com referência na posição do entalhe. Valores expressos em Joule (J).

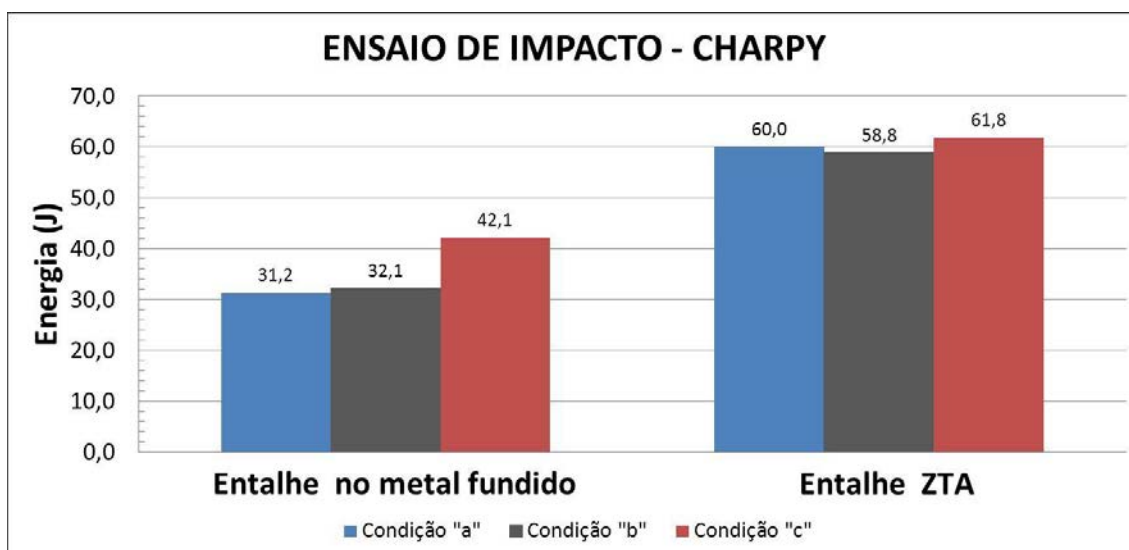


Observa-se que as condições “c”, “d” e “e”, com o entalhe na ZTA, apresenta maior tenacidade quando comparado com a condição “A”.

Para os ensaios com o entalhe na ZTA, é possível observar um ganho expressivo de tenacidade para a condição “d”, processo de soldagem sob tratamento vibracional simultâneo, quando comparado ao processo de soldagem convencional, condição “a”.



Figura 98 – Comparativo da resistência ao impacto entre a condição “a” (soldagem convencional) e as condições de aquecimento (Condição “b”) e vibracional de alívio de tensão (Condição “c”).



O gráfico 98 compara a condição de soldagem convencional com a soldagem com aquecimento (“b”) e de vibração de alívio de tensão (“c”). Ressalta-se um ganho de tenacidade apenas na condição “c” com o entalhe no metal fundido.

O grande ganho de tenacidade da condição “d” é destacado quando comparado com todas as outras condições, principalmente com a soldagem convencional (condição “a”), que apresentou um ganho de 26,7% com entalhe no metal fundido e 14,9% com entalhe na ZTA. Vale ressaltar também, o ganho da condição “e” com entalhe na ZTA, sendo aproximadamente 21,3%, com a mesma comparação à anterior.

Este aumento da resistência ao impacto, bem como a redução da dureza, provocaram o aumento da tenacidade e ductilidade dos materiais soldados por vibração simultânea, tal fato este podendo ser associado provavelmente à redução do tamanho de grão analisado e comprovados nos ensaios anteriormente.

#### 4.10 ANÁLISE DE PRODUTIVIDADE

Durante os processos de soldagem propostos, foram medidos e observados os parâmetros que possivelmente poderia acarretar em alguma modificação significativa. Assim, com o pirômetro, foi possível obter as temperaturas finais e iniciais de cada processo. A velocidade de soldagem foi controlada pelo controlador automatizado da central do equipamento de oxicorte e a deposição do arame acompanhou através do alimentador.



Por meio dos testes preliminares foi possível ajustar a corrente e tensão para a soldagem das condições propostas. A central de soldagem, através do display digital, apontou, instantaneamente, os valores de corrente e tensão dos processos. Os dados obtidos e os parâmetros de soldagem estão na Tabela 12 a seguir.

Tabela 12 – Parâmetros de soldagem.

Condição	Velocidade de deposição (mm/s)	I (A)	V (V)	T inicial (°C)	T final (°C)	Aporte Térmico (KJ/cm)
A	4,76	204,0	26,4	21,0	21,0	543,1
B	4,76	204,0	26,4	107,5	237,7	543,1
C	4,76	204,0	26,4	21,0	21,0	543,1
D	5,66	180,0	25,0	21,0	21,0	381,6
E	5,66	180,0	25,0	101,5	238,0	381,6

Observa-se que a soldagem dos processos “d” e “e”, o ganho de produtividade foi de 15,9%, devido ao aumento da velocidade de 4,76 para 5,66 mm/s, quando comparados com os demais processos. Estes também apresentaram redução de 11,7% da corrente e 5,3% da tensão de soldagem. Tais fatos estão diretamente associados a especificação do fabricante do equipamento de vibração para que fossem evitados desvios do processo sob tratamento de vibração como vazamento do metal fundido na poça de fusão, devido aos efeitos da vibração, citados anteriormente no decorrer do projeto.

Com os dados obtidos, foi possível calcular o aporte térmico dos processos, que revelou uma grande redução, 29,7%, para os soldados com *Weld Conditioning* quando comparados com os outros três processos, e principalmente com a condição convencional (“A”).

Assim, são observados ganhos diretos e indiretos, por exemplo, em relação a uma linha de produção industrial de médio e grande porte quando aplicado este cenário, apresentando redução de custo (menor consumo de energia elétrica), aumento de produtividade (maior velocidade de deposição), garantindo a qualidade. Tudo isto avaliado nas devidas e guardadas proporções.

## 5. CONCLUSÕES

Pelos resultados expostos neste trabalho, permite-se concluir que:

- Os processos de soldagem das condições propostas “d” e “d”, sob tratamento de vibração *Weld Conditioning* com e sem aquecimento, apresentaram ganhos expressivos, quando comparados aos outros processos de soldagem, como redução da dureza da junta e aumento da tenacidade, revelados nos resultados do projeto.
- Também foi observada uma melhora na ductilidade do material, uma vez que junto à análise do ensaio de tração, constatou-se que a junta soldada e usinada para o perfil apresentado (um passe) manteve-se integra.
- O tratamento de vibração VWC sem aquecimento, condição “d”, apresentou maior efetividade nos resultados, principalmente na tenacidade do material, comprovados pelos ensaios de impacto e tração (alongamento), aumentando ambos em aproximadamente 25,0%.
- A principal consequência sobre os efeitos da vibração causados nas juntas soldadas é a redução do tamanho dos grãos encontrados nas regiões dos cordões analisadas. Tal fato está associado devido aos efeitos metalúrgicos causados pela vibração, como melhor distribuição da poça de fusão e aumento da taxa de resfriamento durante a solidificação na formação das juntas, efeito citado como ciclagem (SHANKAR, 1982; QINGHUA, LIGONG, CHUNZHEN, 2006).
- O aquecimento não apresentou resultados expressivos, quando comparado ao processo de soldagem sob vibração.
- Além dos ganhos nas propriedades mecânicas da junta soldada, foi constatado também ganhos diretamente relacionados com a produção e o processo de soldagem: Aumento da produtividade, redução do aporte térmico, custo operacional, dentre outros indiretos, mantendo a integridade da solda, comprovados pelos ensaios não destrutivos e destrutivos.

## 6. BIBLIOGRAFIA CONSULTADA

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – ASTM, **Standard Specification for Structural Steel for Ships**, ASTM A131, 2008.

AMERICAN SOCIETY OF MATERIALS – ASM, **Weld Integrity and Performance**, 1997.

AMERICAN SOCIETY OF MATERIALS – HANDBOOK: Volume 2, **Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials**, Materials Park, Ohio, USA, 1990 (6 th printing: 2000).

AMERICAN SOCIETY OF MATERIALS – HANDBOOK: Volume 6 – **Welding, Brazing and Soldering**, 1995.

AMERICAN WELDING SOCIETY - AWS, **Specification for Carbon Steel Electrodes for Flux Cored Arc Welding**, AWS A5.20, 1995.

AMERICAN WELDING SOCIETY - AWS, **Welding Handbook – Fundamentals of Welding**, vol. 1, 7a ed., 373 p., 1994.

AMERICAN WELDING SOCIETY – AWS, **Welding Handbook**, Vol. 2, Caps. 4 e 5, 2004.

ANDREUCCI, R.; **Líquidos Penetrantes**. jan. 2006, apoio ABENDE. Disponível em: [http://www.infosolda.com.br/ Andreucci](http://www.infosolda.com.br/Andreucci) ou <http://www.abende.org.br>. Acesso em: março 2014.

AOKI, S., NISHIMURA, T., HIROI, T., **Reduction method for residual stress of welded joint using random vibration – Nuclear Engineering and Design**, Volume 235, Issue 14, June 2005, Pages 1441-1445.

ARAUJO, W. R., **Comparação entre soldagem Robotizada com arame sólido e “metal cored” – a ocorrência do “finger”**, Belo Horizonte, UFMG, 2004. Dissertação (Mestrado).

BONAL TECHNOLOGIES INC., Disponível em <http://www.bonal.com/>, 2008 - Acesso em maio de 2013.

BONAL TECHNOLOGIES, META-LAX VIBRATION STRESS RELIEF. Disponível em: <http://www.meta-lax.com/> - 2009 - Acesso em março de 2012.

BROWN, J. R.; **Foseco Ferrous Foundryman’s Handbook**, Livro, 2000.

CALLISTER, W. D. Jr., **Ciência e engenharia de materiais: Uma Introdução**. 6. ed, Rio de Janeiro, LTC. 2008.

CARVALHO, A. L. M. **Efeito das tensões residuais na fratura e resisitência a fadiga da liga de alumínio 7050-T7451**. 230p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, Guaratinguetá, SP. 2004.

CARVALHO, M. S. de; **Orientações Práticas de Soldagem em Aço Inox**, Laudo Técnico, ACESITA, 1999.

CHIAVERINI, V. **Aços e ferros fundidos**. São Paulo, Associação Brasileira de Metais, 1977.

DAVID WIDGERY, **Tubular Wire Welding**, Livro, 1994.

DONATO, G. H. B., **Efeitos de Heterogeneidades Mecânicas sobre Forças Motrizes de Trinca em Juntas Soldadas: Determinação Experimental de Tenacidade e Extensão de Metodologias de Avaliação de Criticidade de Defeitos**. 284 f. Tese (Doutorado em Engenharia). Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2008.

ESAB, **ESAB OK Tubrod® Cored Wires**, Product Brief, 1999.

FBTS, Curso de Inspetor de Soldagem, Fundação Brasileira de Tecnologia da Soldagem, 2000.

FORTES, C., **Arame Tubulares OK, Catálogo de Soldagem**. ESAB, Maio/2004  
Disponível em: <http://www.esab.com.br>. Acesso em: março de 2014.

GOVINDARAO, P., SRINIVASARAO P., GOPALAKRISHNA A., SARKAR, M.M.M., **Effect of Vibratory Welding Process to Improve the Mechanical Properties of Butt Welded Joints**, International Journal of Modern Engineering Research (IJMER), Vol.2, Issue.4, July-Aug 2012 pp-2766-2770.

HEBEL, G. A. III; **Vibrational Conditioning of Metals**, Heat Treating Progress Magazine, U.S., Vol. 4, April, 2004.

JIJIN XU, LIGONG CHEN, CHUNZHEN NI, **Effect of vibratory weld conditioning on the residual stresses and distortion in multipass girth-butt welded pipes**, Institute of Welding, School of Materials Science and Engineering, Shanghai Jiaotong University, Shanghai 200030, China Received 6 July 2006; received in revised form 7 November 2006; accepted 7 November 2006.

JURČIUS, A., VALIULIS, A. V., ČERNAŠEJUS, O. U., **Effects of vibration energy input on stress concentration in weld and heat-affected zone of S355J2 steel – Diffusion and Defect Data Pt.B: Solid State Phenomena**, Volume 165, 2010, Pages 73-78.

KIEFER, J. H., **Bead Tempering Effects on FCAW Heat-affected Zone Hardness**, Welding Journal: Vol. 74, pag. 363-367, 1995.

KOU, S.; **Welding Metallurgy**, New York: John Wiley & Sons, 1987.

MARQUES, P. V.; MODENESI, P. J.; BRACARENSE, A. Q., **Soldagem - Fundamentos e Tecnologia**, 3º Edição Atualizada, 2009.

MAROUÇO, E. S., DINIZ, J. L. C., SANTOS FILHO, O. R., SOUZA, L. F. G., JORGE, J. C. F., **Estudo do aporte térmico nas propriedades mecânicas de metais de solda de aço C-Mn obtidos pelo processo arco submerso**, Tecnologia em Metalurgia, Materiais e Mineração, São Paulo, Vol. 10, n. 2, p. 128-137, abr.-jun. 2013.

MENDONÇA, N. B., **“Uma Contribuição ao Estudo do Desenvolvimento da Soldagem FCAW com Arame Frio”**: Trabalho de Conclusão de Curso - TCC, UFPA, Belém-Pará, março, 2007.

MODENESI, P. J., Apostila – **Soldabilidade dos Aços Transformáveis**, UFMG, 2004.

MODENESI, P. J., MARQUES, P. V., SANTOS, D. B.; **Introdução a Metalurgia da Soldagem**, Universidade Federal de Minas Gerais, Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Belo Horizonte, mai. 2006.

MODENESI, P. J., **Soldagem I – Descontinuidades e Inspeção em juntas Soldadas**, Universidade Federal de Minas Gerais, Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Belo Horizonte, p. 9-10, nov. 2001.

MODENESI, P. J.; **Técnica Operatória da Soldagem GMAW**, Disponível em <http://www.infosolda.com.br>. Acesso em: fevereiro/2014.

MOREIRA, H. S., **Estudo da influência dos parâmetros de soldagem MIG e da morfologia do cordão no comportamento à fadiga de juntas soldadas de um eixo traseiro veicular**. 84f. Dissertação (Mestrado em Engenharia). Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2008.

PADILHA, R. Q., **Influencia na vida em fadiga da espessura das camadas de níquel e cromo duro em aço ABNT 4340**. Tese (doutorado), FEG- Unesp, Guaratinguetá, SP. 2004.

PETROBRÁS, **Norma técnica de Ensaio Não Destrutivo - Líquido Penetrante – N-1596**, 1996.

PUČKO, B., **Materials and Manufacturing Processes, Special Issue: Heat Treatment and Surface Engineering of Tools Dies**, Vol. 24, Issue 7-8, 2009.

QUITES, A. M., **Introdução à soldagem a Arco voltaico**, Soldasoft, Florianópolis, 2002.

QINGHUA, L.; LIGONG, C.; CHUNZHEN, N.; **Improving welded valve quality by vibratory weld conditioning**, Institute of Welding, School of Materials Science and Engineering, Shanghai Jiaotong University, Shanghai 200030, China, 27 October 2006.

SALLMAN, R. E., BISHOP, R. J., **Modern Physical Metallurgy and Materials Engineering, Sixth Edition**, Paperback – December 22, 1999.

SANTOS NETO, N. F., **Caracterização de soldas em aços API 5L com diferentes arames tubulares e temperaturas de pré-aquecimento**, Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Dissertação (Mestrado), Universidade Estadual de Campinas, 2003.

SCHIVJE, J., **Fatigue of structures and materials: Residual Stress**. Chapter 4. Kluwer Academic Publishers, Holand, p.71-83, 2001.

SHANKAR, S., **Vibratory Stress Relief Of Mild Steel Weldments**, A dissertation submitted to the faculty of the Oregon Graduate Center in partial fulfillment of the requirements for the degree Doctor of Philosophy in Materials Science. January, 1982.

SVETSAREN, **Cored Wires**, Vol. 51, No. 1-2, 1996.

TORRES, M. A. S.; VOORWALD, H. J. C., **An evaluation of shot peening, residual stress and stress relaxation on the fatigue life of AISI 4340 steel**. International Journal Fatigue, v.24, p. 877-886, 2002.

TOYODA, M., **Fracture Toughness Evaluation of Steel Welds**, Osaka University, 1989.

WEITE WU, **Influence Of Vibration Frequency On Solidification Of Weldments**, Department of Materials Science and Engineering, I-Shou University, 1, Section 1, Hsueh-Cheng Rd., Ta-Hsu Hsiang, Kaohsiung County 84008, Taiwan, Republic of China, Scripta mater. 42 (2000) 661–665 - 1999.

ZEEMANN, A., EMYGDIO, P. R. O., Básico de Soldagem. Infosolda, 2001. Disponível em: <<http://www.infosolda.com.br/artigos>>. Acesso em: julho de 2014.

ZEEMANN, A., EMYGDIO, P. R. O., Tensões residuais de soldagem. Infosolda, 2001. Disponível em: <<http://www.infosolda.com.br/artigos>>. Acesso em: dezembro de 2013.

ZEEMANN, A., EMYGDIO, P. R. O., Roteiro para apresentação de processos de fabricação e metalurgia dos aços baixa liga. Infosolda, 2001. Disponível em: <<http://www.infosolda.com.br/artigos>>. Acesso em: dezembro de 2013.