



**UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ**

**CAMPUS DE CURITIBA**

**DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO**

**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**E DE MATERIAIS - PPGEM**

**EMANUEL REZENDE RODRIGUES**

**INFLUÊNCIA DE PARÂMETROS DO PROCESSO  
FCAW-G NAS CARACTERÍSTICAS  
DA SOLDA DO AÇO ASTM A-36**

**CURITIBA**

**FEVEREIRO - 2010**

**EMANUEL REZENDE RODRIGUES**

**INFLUÊNCIA DE PARÂMETROS DO PROCESSO  
FCAW-G NAS CARACTERÍSTICAS  
DA SOLDA DO AÇO ASTM A-36**

Dissertação apresentada como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia, do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Área de concentração Engenharia de Materiais, da Diretoria de Pesquisa e Pós-Graduação, do Campus de Curitiba, da UTFPR.

**Orientador:** Prof. Marcos Flávio de Oliveira Schiefler Filho, Dr. Eng.

**Co-orientador:** Prof. Ossimar Maranhão, Dr. Eng.

**CURITIBA**

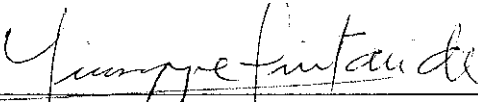
**FEVEREIRO – 2010**

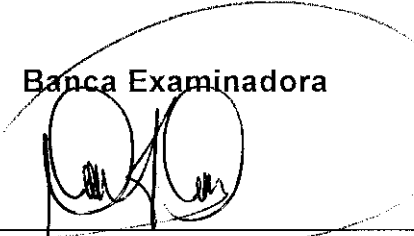
## TERMO DE APROVAÇÃO

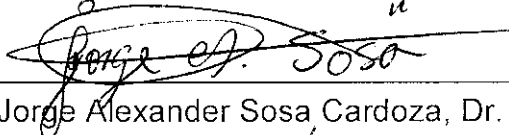
EMANUEL REZENDE RODRIGUES

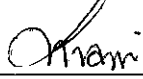
# INFLUÊNCIA DE PARÂMETROS DO PROCESSO FCAW-G NAS CARACTERÍSTICAS DA SOLDA DO AÇO ASTM A-36

Esta Dissertação foi julgada para a obtenção do título de mestre em engenharia, área de concentração em Engenharia de Materiais, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais.

  
Prof. Giuseppe Pintaúde, Dr. Eng.  
Coordenador de Curso

**Banca Examinadora**  
  
Prof. Marcos Flávio de Oliveira Schiefler Filho, Dr. Eng.  
(UTFPR)

  
Prof. Jorge Alexander Sosa Cardoza, Dr. Eng.  
(IFAM)

  
Prof<sup>a</sup>. Livia Mari Assis, Dra. Sci.  
(UTFPR)

Manaus, 25 de fevereiro de 2010.

Dedico este trabalho à minha esposa  
Iracema e a meus filhos Caio e Taís.

## AGRADECIMENTOS

*Prima facie*, agradeço a Deus por ter nos concedido as bençãos nessa longa caminhada.

Este trabalho teve a inestimável colaboração e apoio de diversas pessoas e instituições, às quais registro os meus sinceros agradecimentos.

Ao meu orientador, Prof. Dr. Eng. Marcos Flávio de Oliveira Schiefler Filho, e ao meu co-orientador, Prof. Dr. Eng. Ossimar Maranhão, pelas orientações, amizade, pelo incentivo à realização deste trabalho e acolhimento em Curitiba.

À minha esposa Iracema e aos meus filhos Caio e Taís pela compreensão, paciência e pelo apoio incondicional em todos os momentos.

Aos meus pais Viriato e Yolanda (*in memoriam*) pelos exemplos deixados.

À Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Departamento Acadêmico de Mecânica, por prover os meios para a realização deste trabalho.

Aos Professores da UTFPR, em especial, ao Prof. Ph.D. Carlos Cziulik pela amizade e pelo despertar para o rigor científico, ao Prof. Dr. Eng. Fábio Martins pela disponibilização de parte da literatura especializada, ao Prof. MSc. Miraldo Matuichuk pelo apoio logístico e ao Prof. MSc. Mario Teske pelo apoio técnico.

À Universidade do Estado do Amazonas – UEA, por meio da Escola Superior de Tecnologia, pelo apoio e pela disponibilização de professores na realização dos ensaios metalográficos e na interpretação dos resultados.

Ao SENAI-AM, nas pessoas de sua Gerente a Sra. Ivana Airton e dos Professores José Airton e Sílvio Rapozo, pela disponibilização de equipamentos, realização de ensaios e usinagem de peças.

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado do Amazonas - FAPEAM pela concessão de bolsa de pesquisa por meio do PROGRAMA RH-INTERINSTITUCIONAL.

Este trabalho foi desenvolvido no programa de Mestrado Interinstitucional – MINTER, entre a UTFPR e o IFAM, com financiamento da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – CAPES – através do projeto ACAM 1379/2006 e da Superintendência da Zona Franca de Manaus – SUFRAMA, através do convênio 084/2005.

Nosso sincero agradecimento pelo apoio recebido.

Uma nova cor muda um quadro,  
um novo dia muda uma vida,  
uma nova página reescreve uma história.

RODRIGUES, Emanuel Rezende, **Influência de parâmetros do processo FCAW–G nas características da solda do Aço ASTM A-36**, 2009, Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, 96p.



## RESUMO

Esta pesquisa tem por finalidade analisar a influência de parâmetros do processo de soldagem com arame tubular com proteção gasosa (*Gás Shielded Flux Cored Arc Welding* - FCAW-G) nas características da solda do aço ASTM A-36. Parâmetros como tensão do arco (V), velocidade de alimentação do arame ( $V_{\text{alim}}$ ) e distância bico de contato-peça (DBCP) foram variados a fim de detectar suas influências sobre a largura, a penetração, o reforço do cordão e a dureza do metal de solda. Além disso, foi determinada a influência desses parâmetros na taxa de deposição do material de adição, sendo ensaiadas, as soldas, quanto às resistências à tração e ao impacto (ensaio Charpy criogênico) para determinar a qualidade recomendada por norma. As medições geométricas dos cordões de solda foram realizadas em macrografias obtidas da seção transversal da solda, por meio de microscópio óptico, bem como as análises da microestrutura. As medições de dureza foram realizadas com durômetro na seção transversal dos cordões. A taxa de deposição, em kg/h, foi determinada pela pesagem dos corpos-de-prova antes e depois da deposição da solda. Verificou-se que, de forma geral, a morfologia do cordão (largura, penetração e reforço) foi grandemente influenciada pela velocidade de alimentação do arame, seguida pela tensão de soldagem e pela distância bico de contato-peça. Da mesma maneira, a taxa de deposição foi influenciada diretamente pela velocidade de alimentação, pela tensão e pela DBCP: a primeira, com um acréscimo significativo (24,08%); a tensão de forma não muito intensa (4,17%). Desta maneira é possível afirmar, com base nos valores dos parâmetros utilizados neste trabalho, que a maior taxa de deposição (4,32 Kg/h), a melhor morfologia do cordão de solda e dureza adequada foram obtidas com  $V_{\text{alim}}$  de 12,5 m/min, tensão de 34 V e DBCP de 16 mm.

**Palavras-chave:** Velocidade de alimentação, tensão, FCAW, soldagem.

## ABSTRACT

This research aims to analyze the influence of the parameters of Gas Shielded Flux Cored Arc Welding (FCAW-G) on the characteristics of welding steel ASTM A-36. Parameters such as arc voltage (V), feed speed of the wire ( $V_{aim}$ ) and stickout (distance nozzle contact piece - DBCP) were varied to detect their influence on the width, penetration, reinforcement of the cord, and the hardness of metal weld. Furthermore, it was determined the influence of these parameters on deposition rate of filler metal and the welds were tested for resistance to tensile and impact strength (Charpy test) to determine the quality of the recommended standard. The geometric measurements of weld were carried out in macrographs by the obtained from the cross section of the weld, through an optical microscope as well as the analysis of the microstructure. The hardness measurements were carried out with durometer in cross section of the fillets. The deposition rate in kg/h was determined by weighing the specimen before and after the deposition of solder. It was found that in general the morphology of the cord (width, penetration and reinforcement) was greatly influenced directly by the feed speed of the wire, followed by welding voltage, and stickout. Similarly, the deposition rate was directly influenced by the feed speed, voltage and DBCP, the first with a significant increase (24, 08%), and the tension with a not so intensive effect (4, 17%). Thus it can be said based on the values of the parameters used in this study that the highest rate of deposition (4,32 kg/h), the better morphology of the weld cord and appropriate hardness was obtained with  $V_{aim}$  of 12.5 m/min, voltage 34 V and 16 mm DBCP .

Keywords: Feed speed, arc voltage, FCAW, welding.

## SUMÁRIO

RESUMO.....	ix
ABSTRACT .....	x
LISTA DE FIGURAS .....	xiv
LISTA DE TABELAS .....	xvi
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS .....	xvii
LISTA DE SÍMBOLOS.....	xviii
<b>1 INTRODUÇÃO.....</b>	<b>1</b>
1.1 O Tema .....	1
1.2 Objetivos .....	1
1.3 Estruturação da Dissertação .....	3
<b>2 REVISÃO DA LITERATURA.....</b>	<b>4</b>
2.1 Terminologia da soldagem adotada .....	4
2.2 Aços estruturais.....	4
2.3 Processo de Soldagem FCAW .....	5
2.3.1 Taxa de deposição no FCAW.....	8
2.4 Influência dos parâmetros de soldagem.....	10
2.4.1 Tensão de soldagem .....	10
2.4.2 Velocidade de alimentação do arame .....	11
2.4.3 Distância bico de contato-peça (DBCP).....	13
2.4.4 Velocidade de soldagem.....	14
2.4.5 Inclinação da tocha .....	14
2.5 Consumíveis.....	16
2.5.1 Arames tubulares.....	16
2.5.2 Classificação de arames tubulares .....	18
2.5.3 Gás de proteção .....	20
2.6 Regiões da junta soldada .....	22
2.6.1 Zona Fundida.....	23
2.6.2 Zona termicamente afetada – ZTA .....	24
2.6.3 Zona de ligação .....	26
2.7 Microconstituintes presentes na zona de fusão.....	27
2.8 Microconstituintes presentes na ZTA .....	29
2.9 Dureza.....	30
2.10 Energia de Soldagem .....	31
2.11 Qualidade da junta soldada.....	31
<b>3 MATERIAIS E MÉTODOS.....</b>	<b>34</b>
3.1 Materiais.....	34
3.1.1 Metal de base .....	34

3.1.2	Metal de adição.....	35
3.2	Equipamentos utilizados na soldagem .....	35
3.3	Metodologia.....	37
3.3.1	Seleção dos parâmetros de soldagem.....	39
3.3.2	Preparação das chapas e pré-teste .....	40
3.3.3	Procedimentos de soldagem.....	41
3.3.4	Taxa de deposição.....	43
3.3.5	Localização das amostras para corpos-de-prova .....	43
3.3.6	Caracterização microestrutural .....	44
3.3.7	Caracterização macroestrutural .....	44
3.3.8	Ensaio de resistência ao impacto.....	45
3.3.9	Ensaio de resistência à tração .....	47
3.3.10	Ensaio de dureza .....	48
<b>4</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÃO.....</b>	<b>49</b>
4.1	Microestruturas encontradas nas regiões da solda .....	49
4.1.1	Zona Fundida (ZF).....	49
4.1.2	Zona Termicamente Afetada (ZTA) .....	50
4.1.3	Zona de Ligação.....	50
4.2	Morfologia do cordão de solda .....	51
4.2.1	Efeito da tensão.....	52
4.2.2	Efeito da velocidade de alimentação .....	54
4.2.3	Efeito da DBCP. ....	55
4.3	Taxa de deposição .....	56
4.3.1	Efeito da tensão na taxa de deposição.....	56
4.3.2	Efeito da velocidade de alimentação na taxa de deposição .....	56
4.3.3	Efeito da DBCP na taxa de deposição .....	57
4.3.4	Efeito da energia de soldagem na taxa de deposição.....	58
4.4	Resistência ao impacto .....	59
4.5	Resistência à tração .....	60
4.5.1	Efeitos da tensão na resistência à tração.....	61
4.5.2	Efeitos da velocidade de alimentação na resistência à tração .....	62
4.5.3	Efeitos da DBCP na resistência à tração.....	62
4.6	Dureza.....	62
4.6.1	Efeitos da tensão na dureza.....	62
4.6.2	Efeitos da velocidade de alimentação na dureza .....	63
4.6.3	Efeitos da DBCP na dureza.....	64
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES.....</b>	<b>66</b>
5.1	Conclusões gerais.....	66
5.2	Recomendações para trabalhos futuros.....	67
	<b>PRODUÇÃO CIENTÍFICA NO PERÍODO.....</b>	<b>68</b>
	<b>REFERÊNCIAS.....</b>	<b>69</b>

<b>APÊNDICE A – MORFOLOGIA EM RELAÇÃO À TENSÃO, <math>V_{alim}</math> e DBCP.....</b>	<b>73</b>
<b>APÊNDICE B - TAXA DE DEPOSIÇÃO E ENERGIA DE SOLDAGEM.....</b>	<b>74</b>
<b>APÊNDICE C - CÁLCULO DO TEMPO DE SOLDAGEM.....</b>	<b>75</b>
<b>APÊNDICE D – RESULTADOS DOS ENSAIOS CHARPY.....</b>	<b>76</b>
<b>ANEXO A – ESPECIFICAÇÕES TÉCNICAS DO ARAME TUBULAR .....</b>	<b>77</b>

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	Desenho esquemático do processo de soldagem com arame tubular e gás de proteção FCAW-G.....	6
Figura 2.2	Comparação entre taxas de deposição de diversos processos de soldagem.....	8
Figura 2.3	Efeitos da tensão, $V_{alim}$ e DBCP na taxa de deposição .....	9
Figura 2.4	Influência da velocidade de alimentação e do comprimento do arco na tensão e corrente de soldagem.....	12
Figura 2.5	Influência da tensão, $V_{alim}$ e DBCP na penetração.....	13
Figura 2.6	Influência da distância bico de contato-peça na tensão e na corrente de soldagem.....	14
Figura 2.7	Desenho esquemático do ângulo de inclinação da tocha.....	15
Figura 2.8	Seções transversais típicas de arames tubulares segundo o IIW.....	19
Figura 2.9	Curva de temperatura em diferentes pontos de uma junta soldada.....	22
Figura 2.10	Desenho esquemático das regiões de uma junta soldada.....	23
Figura 2.11	Desenho esquemático do fenômeno de crescimento competitivo.....	24
Figura 2.12	Representação esquemática de distribuição de temperatura na ZTA.....	25
Figura 2.13	Crescimento epitaxial e colunar próximos à linha de fusão de uma junta soldada.....	26
Figura 2.14	Microconstituintes da ZF em aços ferríticos.....	29
Figura 2.15	Transferência de gotas em arames sólidos e tubulares.....	32
Figura 2.16	Fotografias de superfícies de fratura de corpos-de-prova.....	33
Figura 3.1	Equipamentos utilizados para soldagem dos experimentos.....	36
Figura 3.2	Esquemática da preparação, caracterização e ensaios dos experimentos.....	38
Figura 3.3	Representação esquemática da DBCP e do recuo de 6 mm...	40
Figura 3.4	Detalhe da junta de topo com ângulo de 60°, face e abertura da raiz de 2 mm.....	40
Figura 3.5	Fotografia da junta de topo antes da soldagem.....	41
Figura 3.6	Fotografia das chapas soldadas mostrando a orientação da direção de laminação e do cordão de solda.....	42
Figura 3.7	Corte transversal do cordão de solda mostrando os passes efetuados.....	42

Figura 3.8	Localização da retirada das amostras para corpos-de-prova.....	44
Figura 3.9	Desenho esquemático das dimensões do cordão de solda.....	45
Figura 3.10	Representação esquemática da localização dos corpos-de-prova Charpy.....	46
Figura 3.11	Dimensões do corpo-de-prova reduzido e o detalhe do entalhe Charpy.....	46
Figura 3.12	Fotografia de amostras serradas para confecção de corpos-de-prova de tração.....	47
Figura 3.13	Desenho esquemático da seção transversal da solda e das impressões de dureza.....	48
Figura 4.1	Microconstituintes encontrados na Zona Fundida.....	49
Figura 4.2	Microconstituintes encontrados na ZTA.....	50
Figura 4.3	Microconstituintes encontrados na Zona de Ligação.....	51
Figura 4.4	Microconstituintes encontrados próxima da linha de ligação....	51
Figura 4.5	Alterações na morfologia do cordão de solda com o aumento de 26 V para 34 V.....	52
Figura 4.6	Comportamento da morfologia do cordão de solda em função da tensão.....	53
Figura 4.7	Comportamento da morfologia do cordão de solda em função da $V_{alim}$ .....	54
Figura 4.8	Comportamento da morfologia do cordão de solda em função da DBCP.....	55
Figura 4.9	Comportamento da taxa de deposição em relação à tensão, $V_{alim}$ e DBCP.....	57
Figura 4.10	Taxa de deposição em relação à energia de soldagem.....	58
Figura 4.11	Fotografias de corpos-de-prova rompidos no ensaio de tração	60
Figura 4.12	Comportamento da dureza na ZF, ZTA e MB em relação à tensão.....	63
Figura 4.13	Comportamento da dureza na ZF, ZTA e MB em relação à $V_{alim}$ .....	64
Figura 4.14	Efeito da distância bico de contato-peça na dureza.....	64
Figura 4.15	Durezas na ZF, ZTA e Metal de Base dos cordões de solda...	65

## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1	Efeitos da DBCP sobre a corrente a taxa de deposição.....	10
Tabela 2.2	Parâmetros de soldagem para arames rútilicos.....	11
Tabela 2.3	Classificação do IIW para microconstituintes de metal de solda de aços de baixo carbono.....	27
Tabela 3.1	Composição química do aço estrutural ASTM A-36.....	34
Tabela 3.2	Propriedades mecânicas do aço estrutural ASTM A-36.....	34
Tabela 3.3	Valores dos parâmetros variáveis utilizados nos experimentos....	39
Tabela 3.4	Posicionamento do entalhe nas regiões do cordão de solda e MB.....	45
Tabela 4.1	Resultados da determinação da morfologia em relação à tensão	52
Tabela 4.2	Resultados da determinação da morfologia em relação a $V_{alim}$ .....	54
Tabela 4.3	Resultados da determinação da morfologia em relação à DBCP.	55
Tabela 4.4	Resultados da taxa de deposição obtida em relação à tensão, $V_{alim}$ e DBCP.....	56
Tabela 4.5	Resultados da taxa de deposição e da energia de soldagem.....	58
Tabela 4.6	Resultados da energia absorvida em relação à tensão, $V_{alim}$ e DBCP.....	59
Tabela 4.7	Resistência à tração em relação à tensão, $V_{alim}$ e DBCP.....	61



## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	- Associação Brasileira de Normas Técnicas
ANSI	- <i>American National Steel Iron</i>
ARBL	- Aço de Alta Resistência e Baixa Liga
ASME	- <i>American Society of Mechanical Engineers</i>
ASTM	- <i>American Society for Testing and Materials</i>
AWS	- <i>American Welding Society</i>
BM	- Base de medição (mm)
CCEN	- Corrente Contínua Eletrodo Negativo
CCEP	- Corrente Contínua Eletrodo Positivo
DBCP	- Distância bico de contato-peça, ou <i>stickout</i> , (mm)
FC	- Agregado de ferrita com carboneto
FC	- Ferrita acicular
FCAW	- <i>Flux Cored Arc Welding</i>
FCAW-G	- <i>Gas Shielded Flux Cored Arc Welding</i>
FCAW-S	- <i>Self-shielded Flux Cored Arc Welding</i>
FS (A)	- Ferrita com alinhamento da segunda fase
FS (NA)	- Ferrita com segunda fase não-alinhada
FS	- Ferrita com segunda fase
GMAW	- <i>Gas Metal Arc Welding</i>
IIW	- <i>International Institute of Welding</i>
M	- Martensita
MAG	- <i>Metal Active Gas</i>
MB	- Metal de base
MEV	- Microscopia Eletrônica de Varredura
MIG	- <i>Metal Inert Gas</i>
PF (G)	- Ferrita no contorno de grão
PF (I)	- Ferrita poligonal intragranular
PF	- Ferrita primária
TD	- Taxa de deposição do metal de adição (kg/h)
ZF	- Zona Fundida
ZTA	- Zona Termicamente Afetada

## LISTA DE SÍMBOLOS

$\varnothing$	- Diâmetro do arame tubular (mm)
I	- Corrente de soldagem (A)
$V_{\text{alim}}$	- Velocidade de alimentação do arame. (m/min)
$t_s$	- Tempo de soldagem (h)
$m_{\text{inicial}}$	- Massa inicial da amostra antes da soldagem (kg)
$m_{\text{final}}$	- Massa final da amostra depois da soldagem (kg)
V	- Tensão de soldagem (V)
R	- Resistência elétrica do arame tubular (ohm)
$\ell$	- Comprimento do arco (mm)
Ar	- Argônio (gás)
$H_2$	- Hidrogênio gasoso
$N_2$	- Nitrogênio gasoso
$O_2$	- Oxigênio gasoso
$CO_2$	- Dióxido de Carbono (gás)
H	- Energia de soldagem (J/cm)
$\eta$	- Rendimento térmico do processo
$v$	- Velocidade de soldagem (cm/min)
T	- Temperatura. Graus Celsius ( $^{\circ}C$ )
C	- Carbono
Si	- Silício
Mn	- Manganês
$\beta$	- Ângulo de abertura da junta ou ângulo bisel ( $^{\circ}$ )
$\alpha$	- Ângulo de chanfro ( $^{\circ}$ )
s	- Face da raiz (mm)
$V_{\text{gás}}$	- Vazão do gás de proteção (l/min)
HV	- Dureza Vickers

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 O Tema

As hidrovias no Amazonas têm sido costumeiramente o maior meio de transporte, principalmente o de cargas. A cidade de Manaus – localizada à margem esquerda do Rio Negro, um dos afluentes do vasto Rio Amazonas – depende grandemente da navegação em razão de ser isolada por via terrestre das demais capitais brasileiras. Então, economicamente, é importante a utilização de tais vias para viabilizar o transporte fluvial, o qual movimenta praticamente todas as entradas e saídas de mercadorias em geral, sejam grãos, combustíveis e, principalmente, os produtos do Pólo Industrial de Manaus. Essa característica regional tem incentivado o crescimento da construção naval local com a utilização de embarcações em aço, por exemplo, balsas e empurradores que as impulsionam, como forma de mitigar a exploração de madeira na Amazônia para a construção de barcos.

Nessa direção, os estaleiros, para se manterem competitivos no mercado, têm buscado qualidade e produtividade de seus processos de fabricação, o que tem requerido o aprimoramento de técnicas avançadas de soldagem na construção dessas embarcações, oportunidade essa vislumbrada como motivadora para desenvolver este trabalho.

A soldagem, não alheia a isso, tem dado sua contribuição, seja oferecendo ao mercado, seja desenvolvendo processos de soldagem que proporcionam grande produtividade, como o arco submerso, os processos robotizados e o processo de soldagem a arco com arame tubular (*Flux Cored Arc Welding - FCAW*). Este processo, além da ótima aparência da solda e da alta qualidade do metal depositado, apresenta-se como uma excelente alternativa capaz de proporcionar ganhos na produtividade com um mínimo de investimento em relação aos dois primeiros processos, visto que os princípios de funcionamento e os equipamentos do processo FCAW são semelhantes aos usados no processo com arame sólido (*Gas Metal Arc Welding - GMAW*), também conhecido como *MIG/MAG (Metal Inert Gas/Metal Active Gas)*.

O FCAW acumula as vantagens da alta taxa de deposição e alto rendimento do GMAW, aliadas à alta versatilidade da soldagem do processo com eletrodos

revestidos (*Shielded Metal Arc Welding - SMAW*), fazendo com que o FCAW, apresente flexibilidade e produtividade superiores ao MIG-MAG devido à alta densidade de corrente, proporcionado pela forma tubular do eletrodo.

A soldagem FCAW, dada a sua excelente taxa de deposição, alcançando até 11 kg/h quando comparada à soldagem com eletrodo revestido (MACHADO, 1996), é de grande utilização na construção naval, na qual se tem grandes extensões de chapas a serem unidas e em posições fora da plana.

A produtividade do FCAW-G pode ser melhorada, por meio do aumento da taxa de deposição do metal de adição, porém a complexidade de resultados indesejáveis que podem ocorrer em razão da variação, sem um estudo científico, de valores da tensão, da velocidade de alimentação do arame e da distância bico de contato-peça, o que pode resultar em riscos de não-conformidades da solda.

Portanto, o que se pretende nessa pesquisa é propor o aumento na taxa de deposição do processo FCAW-G, por meios dos objetivos seguintes, sem que ocorra comprometimento das características metalúrgicas e das propriedades mecânica da junta soldada.

## 1.2 Objetivos

Analisar a influência de variáveis do processo FCAW-G nas características da solda do Aço ASTM A – 36. Essa análise será realizada por meio dos seguintes objetivos secundários:

- Determinar a influência da tensão de soldagem, velocidade de alimentação do arame e distância bico de contato-peça na morfologia do cordão e na taxa de deposição.
- Realizar a qualificação das soldas realizadas com os parâmetros descritos por meio de ensaios de resistência a tração, resistência ao impacto e dureza.
- Identificar os microconstituintes presentes na zona fundida (ZF), na zona termicamente afetada pelo calor (ZTA) e na zona de ligação.

### 1.3 Estruturação da Dissertação

Objetivando facilitar a compreensão, este trabalho foi estruturado com a seguinte capitulação:

- Capítulo 1 - Introdução: Apresenta o tema sua importância e as justificativas da sua escolha, assim como o objetivo da pesquisa.
- Capítulo 2 – Revisão da Literatura: Trata sobre o aço estrutural naval ASTM A-36, o processo de soldagem com arame tubular, a taxa de deposição, a influência dos parâmetros de soldagem, as regiões, microestruturas e dureza da solda, a energia de soldagem e a qualidade da junta soldada, por meio de informações obtidas em dissertações, teses, artigos publicados e livros pertinentes ao assunto.
- Capítulo 3 – Materiais e Métodos: Descreve o metal de base e de adição, os equipamentos utilizados na pesquisa, a metodologia, a preparação e pré-teste, os procedimentos de soldagem, a caracterização micro e macroestrutural da junta soldada, assim como os ensaios mecânicos e metalográficos.
- Capítulo 4 – Resultados e Discussão: Apresenta os resultados obtidos e as análises sobre os mesmos.
- Capítulo 5 – Conclusões e recomendações: Mostra as conclusões finais e as recomendações para trabalhos futuros.

## 2 REVISÃO DA LITERATURA

Neste capítulo serão realizadas as considerações sobre a soldagem utilizando arame tubular com proteção adicional por meio de um gás ativo, suas características, propriedades e o desenvolvimento alcançado, mediante trabalhos científicos de pesquisa publicados em artigos nacionais e internacionais e em livros sobre o assunto. Esta revisão possibilitou ter um embasamento científico para a sustentação dos objetivos tratados no capítulo anterior e uma referência para a validação dos resultados obtidos, que serão apresentados no Capítulo 4.

### 2.1 Terminologia da soldagem adotada

Objetivando uma uniformização neste trabalho, será adotada a seguinte terminologia: **soldagem** é um processo que visa obter a união por fusão de peças; **cordão de solda** ou **solda** é o resultado da soldagem; **metal de base** é o material das peças que estão sendo soldados; **metal de adição** é o material fornecido pelo arame tubular para formação da solda; **junta** é a região onde as peças serão unidas por soldagem, **junta soldada** é a região soldada compreendendo o metal de base e o cordão de solda, e **chanfro** é o espaço para conter o cordão de solda.

### 2.2 Aços estruturais

O aço ASTM A-36 é a exemplificação mais clássica de um aço estrutural de grãos finos (COLPAERT, 2008). É um aço ferrítico de baixa liga e baixo carbono ligados ao manganês, com teores de fósforo e enxofre controlados, alta resistência e baixa liga (ARBL), utilizado em partes estruturais quando a economia em peso é importante. Atende a solicitações de tenacidade até  $-40^{\circ}\text{C}$  para navegação em regiões frias, ou em temperaturas mais baixas mediante consulta e autorização da classificadora.

Os aços estruturais navais apresentam boa tenacidade e soldabilidade. São aplicados em navios de médio e grande porte e em plataformas marítimas de extração de petróleo. Os aços navais são especificados principalmente pelas entidades classificadoras para construção naval. As principais são:

- *BV - Bureau Veritas,*
- *ABS - American Bureau of Shipping,*
- *NKK - Nippon Kaiji Kyokai,*
- *LR - Lloyd's Register,*
- *GL - Germanischer Lloyd e*
- *DNV - Det Norske Veritas.*

### 2.3 Processo de Soldagem FCAW

O processo de Soldagem a Arco com Arame Tubular (*Flux Cored Arc Welding - FCAW*) é um processo que produz a coalescência de metais pelo aquecimento deste com um arco elétrico produzido entre a peça e um arame tubular consumível metálico, continuamente alimentando à poça de fusão, cujo interior contém um fluxo fundente. Esse fluxo é composto de pós de materiais inorgânicos e/ou metálicos, que tem como principais funções segundo MACHADO (1996), desoxidar o metal de solda, estabilizar o arco, aumentar a taxa de deposição através do pó de ferro, a formação de gás de proteção pela decomposição de alguns dos seus elementos, e estabelecer conveniente geometria do cordão de solda.

Além disso, segundo RODRIGUES (2005), quando necessário o fluxo faz a adição de elementos de liga, a melhoria da transferência do metal de adição e atua como formador de escória, que além de proteger o cordão de solda durante a solidificação, atua decisivamente nas suas propriedades mecânicas.

No processo FCAW são possíveis dois tipos de proteção do arco e do cordão de solda contra a contaminação atmosférica, a autoproteção (*innershield*) e a proteção por um gás adicional (*dualshield*), (RODRIGUES, 2005).

Na primeira forma a proteção se dá somente pela escória e gases produzidos pela decomposição dos ingredientes do fluxo contido no arame tubular. O fluxo é fundido pelo arco elétrico, gerando o gás protetor do metal de adição (fundido) e da região do cordão de solda, ao deslocar o ar para os componentes da escória cobrindo a poça de fusão, protegendo-a durante a soldagem, principalmente do O<sub>2</sub> e do N<sub>2</sub>, MACHADO (1996). Esse processo é chamado de soldagem a arco com arame tubular autoprottegido (*Self-shielded Flux Cored Arc Welding - FCAW-S*).

Na segunda forma, a proteção do cordão de solda se dá por um gás auxiliar provido adicionalmente por uma fonte externa ao equipamento, que flui pelo bocal da tocha apropriada, podendo ser o CO<sub>2</sub> puro, ou misturas de gases. Esse processo é conhecido como soldagem a arco com arame tubular e gás de proteção (*Gas Shielded Flux Cored Arc Welding - FCAW-G*), que, segundo RODRIGUES (2005), é um processo apropriado para produção e soldagem de grande penetração, mas cita como limitações do FCAW: à soldagem de metais ferrosos e liga à base de níquel; a relação custo/peso do arame tubular é maior do que a do arame sólido, entretanto para arames tubulares com elementos de ligas, esta relação diminui e há necessidade de remoção de escória, ainda que a quantidade gerada seja pouca e apresente boa destacabilidade.

A Figura 2.1 mostra um desenho esquemático do processo de soldagem FCAW-G, com destaque para ação exercida pelo gás de proteção e a fusão pelo arco elétrico, do arame tubular juntamente com seu fluxo, para a formação do metal fundido e da escória líquida.

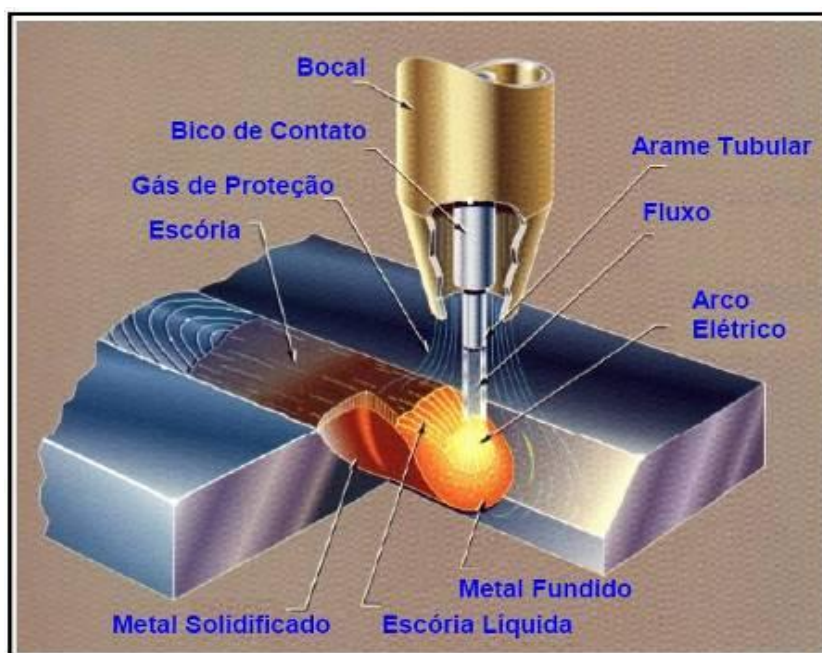


Figura 2.1 Desenho esquemático do processo de soldagem com arame tubular e gás de proteção FCAW-G, (SANTOS NETO, 2003).

A Soldagem com arame tubular e gás de proteção FCAW-G, é um processo variante que utiliza como proteção suplementar do metal de adição depositado, um



gás auxiliar (como o CO<sub>2</sub> puro ou misturas de gases apropriados), provido por uma fonte externa ao equipamento, o qual flui pelo bocal da tocha apropriada. Esse tipo de proteção possibilita a visualização do arco.

Esse processo é amplamente usado na soldagem de aços de baixa liga e de baixo carbono em diversas espessuras, produzindo altas taxas de deposição e excelentes rendimentos (RODRIGUES, 2005), com alta tolerância em relação a contaminantes que podem originar trincas, o que confere resistente às trincas do cordão na soldagem com esse processo. Produz ainda, excelente contorno em soldas de ângulo, alta qualidade do metal depositado com ótima aparência da solda.

A utilização do FCAW possibilita a solda em todas as posições, muitas vezes utilizado em soldagem de grandes espessuras onde a geometria de junta e posição de soldagem não permite a aplicação de outros processos de alto rendimento tal como arco submerso ou eletroescória, (JOAQUIM, 2009).

QUITES (2002) adiciona ao elenco de vantagens do FCAW, à possibilidade de adição de elementos de liga pelo fluxo interno.

Sobre as limitações do FCAW, (RODRIGUES, 2005), cita a restrição do processo FCAW-G na soldagem ao ar livre, o que não ocorre com o FCAW-S, sendo este último adequado para uso ao ar livre, pois a influência de ventos brandos, não afeta a qualidade do cordão de solda, o que possibilita maior tolerância do FCAW-S nessa utilização.

A escória produzida durante a soldagem tem funções de moldar e suportar o metal de adição ou auxiliá-lo a molhar o metal de base, ou seja, a capacidade de se misturar à parcela do metal de base fundido, aumentando assim, a diluição, (FORTES *apud* RODRIGUES, 2005). A desvantagem da escoria e a necessidade de removê-la, ainda que no FCAW a geração de escória seja pouca e apresente boa destacabilidade.

A soldagem com arame tubular geralmente pode ser semi-automatizada, na qual ocorre somente o controle automático do arame, ou mecanizada na qual o controle da alimentação do arame e do deslocamento do cabeçote de soldagem são automáticos, porém com o posicionamento, acionamento e a supervisão feita pelo operador de soldagem, (MARQUES *et al.*, 2007), essa facilidade de mecanização possibilita uma simplicidade na sua operação.

### 2.3.1 Taxa de deposição no FCAW

A alta produtividade desse processo está vinculada à alta taxa de deposição (TD), em relação aos processos de soldagem com eletrodo revestido (*Shielded Metal Arc Welding - SMAW*) e com arame sólido (*Gas Metal Arc Welding - GMAW*), sendo inferiores somente a processos em que o custo de soldagem é muito alto, como os processos de soldagem com arco submerso (*Submerge Arc Welding - SAW*) e Eletro-escória, como é mostrado na Figura 2.2. Segundo NORRISH *apud* SANTOS NETO (2003), esta vantagem deve-se à alta densidade de corrente, que proporciona a forma tubular do eletrodo, pela presença de uma delgada capa metálica externa, formadora do arame tubular, em conduzir esta corrente, elevando a sua intensidade.

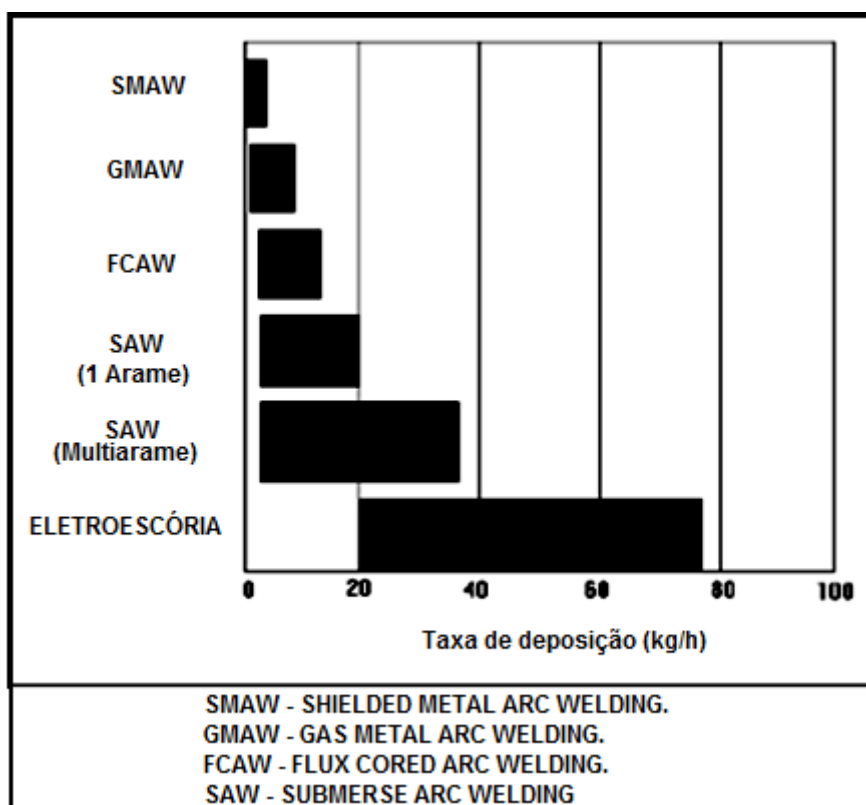


Figura 2.2 - Comparação entre taxas de deposição de diversos processos de soldagem. Adaptada de (SANTOS NETO, 2003).

A velocidade de alimentação do arame tubular ( $V_{alim}$ ), a tensão ( $V$ ) e a distância bico de contato (DBCP), influenciam na taxa de deposição do FCAW, sendo a primeira com maior intensidade. Quando se tem um aumento da  $V_{alim}$ , a taxa de

deposição (TD) cresce significativamente. O aumento da tensão não causa variação significativa na taxa de deposição, RODRIGUES (2005), Figura 2.3.

Para se maximizar a taxa de deposição, deve-se combinar  $V_{alim}$  média (12 m/min), com uma tensão média (de 29 V a 32,5 V) associada à DBCP mínima (em torno de 15 mm), Figura 2.3.

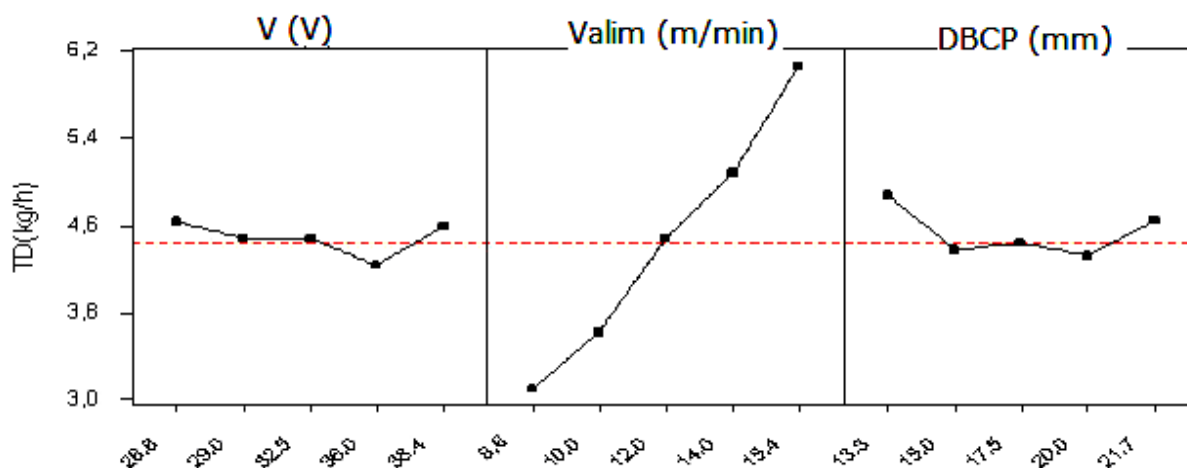


Figura 2.3 – Efeitos da tensão,  $V_{alim}$  e DBCP na taxa de deposição, (RODRIGUES, 2005).

A taxa de deposição também está relacionada com o comprimento energizado do arame tubular (eletrodo) ou *stickout*, sendo esta definida como a distância entre a extremidade do bico de contato da tocha e a extremidade do arame em contato com o arco, (MARQUES *et al.*, 2007). Como é difícil de fazer essa medição com o arco aberto, toma-se o *stickout* como sendo a distância da extremidade do bico de contato até a peça, chamada de distância bico de contato-peça (DBCP). Quanto maior for a DBCP, maior será o aquecimento por efeito Joule ( $R \cdot I^2$ ) no arame, portanto menor corrente de soldagem se faz necessária para fundi-lo, mantida a velocidade de alimentação. Por outro lado quanto menor for a DBCP menor a taxa de deposição, se mantida a corrente de soldagem (ver Tabela 2.1). Em resumo, dentro de certos limites, o aumento da DBCP pode ser utilizado para aumentar a taxa de deposição, (MARQUES *et al.*, 2007). Esses limites são mostrados no gráfico da Figura 2.3 e na Tabela 2.1, na qual correlaciona as variações de DBCP, corrente de soldagem e  $V_{alim}$ , com os resultados sobre a taxa de deposição.

Tabela 2. 1 – Efeitos da DBCP sobre a corrente e taxa de deposição – Adaptada de (RODRIGUES, 2005).

Parâmetros de soldagem						
	<b>Stickout</b>					
DBCP (mm)	10	18	25	10	18	25
I (A)	330	300	270	300	300	300
$V_{alim}$ (m/min)	9,5	9,5	9,5	8,0	9,5	11,0
TD (kg/h)	5,0	5,0	5,0	4,2	5,0	5,8

## 2.4 Influência dos parâmetros de soldagem

Variáveis tais como a tensão, a  $V_{alim}$ , a DBCP, a inclinação da tocha, a velocidade de soldagem, assim como o tipo de gás utilizado na proteção da poça de fusão, interferem nas características do cordão de solda, (RODRIGUES, 2005). Os parâmetros de maiores influência são: a tensão do arco, a  $V_{alim}$  e a DBCP, (RODRIGUES, 2005). Sendo a velocidade de alimentação do arame o parâmetro de maior significância em razão de que, quando esta é aumentada para compensar a queda de corrente, resultará num significativo aumento na taxa de deposição do metal de adição. Por outro lado a velocidade de soldagem é o parâmetro de menor influência no resultado final da solda, mesmo que esse influencie diretamente na energia de soldagem e na penetração do cordão de solda.

### 2.4.1 Tensão de soldagem

A tensão de soldagem ou tensão do arco é uma variável significativa quanto à geometria da solda, pois afeta tanto o modo de transferência metálica como o comprimento do arco. A largura do cordão de solda é uma função da potência do arco ( $V \cdot I$ ). Para uma corrente de soldagem constante, o aumento da tensão resulta num aumento da largura do cordão de solda, (WAINER *et al.*, 1992). Tensões muito

elevadas aumentam também à tendência à formação de respingos e mordeduras, (MARQUES *et al.*, 2007).

A tensão do arco está associada diretamente ao comprimento do arco e a penetração. Uma tensão baixa acarreta em pequeno comprimento do arco, (WAINER *et al.*, 1992). Quando a tensão diminui a penetração aumenta e quando a tensão aumenta, o comprimento do arco também aumenta, aumentando assim, a probabilidade de ocorrência de porosidade e de mordeduras (RODRIGUES, 2005).

Dependendo do valor da tensão, segundo WAINER *et al.* (1992), podem ocorrer defeitos de soldagem. Se for muito baixo, causa o aparecimento de porosidade e sobreposição, e se muito elevado resulta em porosidade, excesso de respingos e mordedura. Daí a importância de se escolher uma faixa de tensão e de corrente, a ser utilizada para cada diâmetro de arame tubular, produzindo uma determinada taxa de deposição. Na Tabela 2.2 são mostradas as taxas de deposição obtidas com arames tubulares rútilicos em função de valores da corrente e tensão, (FORTES *apud* RODRIGUES, 2005).

Tabela 2.2 – Parâmetros de soldagem para arames rútilicos  
(FORTES *apud* RODRIGUES, 2005).

Diâmetro do arame (mm)	Corrente (A)	Tensão (V)	Taxa de deposição (kg/h)
1,2	150	28	1,90
	210	29	2,85
	250	30	3,85
	290	33	4,85
	330	34	5,75

#### 2.4.2 Velocidade de alimentação do arame

A velocidade de alimentação ( $V_{\text{alim}}$ ) assim como o comprimento do arco influencia a tensão e a corrente de soldagem. A velocidade de alimentação tem uma relação direta com a corrente de soldagem, e essa última influencia na taxa de deposição do metal de adição, Tabela 2.2. Essas relações são mostradas graficamente na Figura 2.4, (WAINER *et al.*, 1992).

Na Figura 2.4, é mostrada a proporcionalidade direta da velocidade de alimentação do arame com a corrente, que é fornecida pela fonte para fundir o arame e alimentar a poça de fusão, juntamente com uma relação inversa ao comprimento do arco, (WAINER *et al.*, 1992).

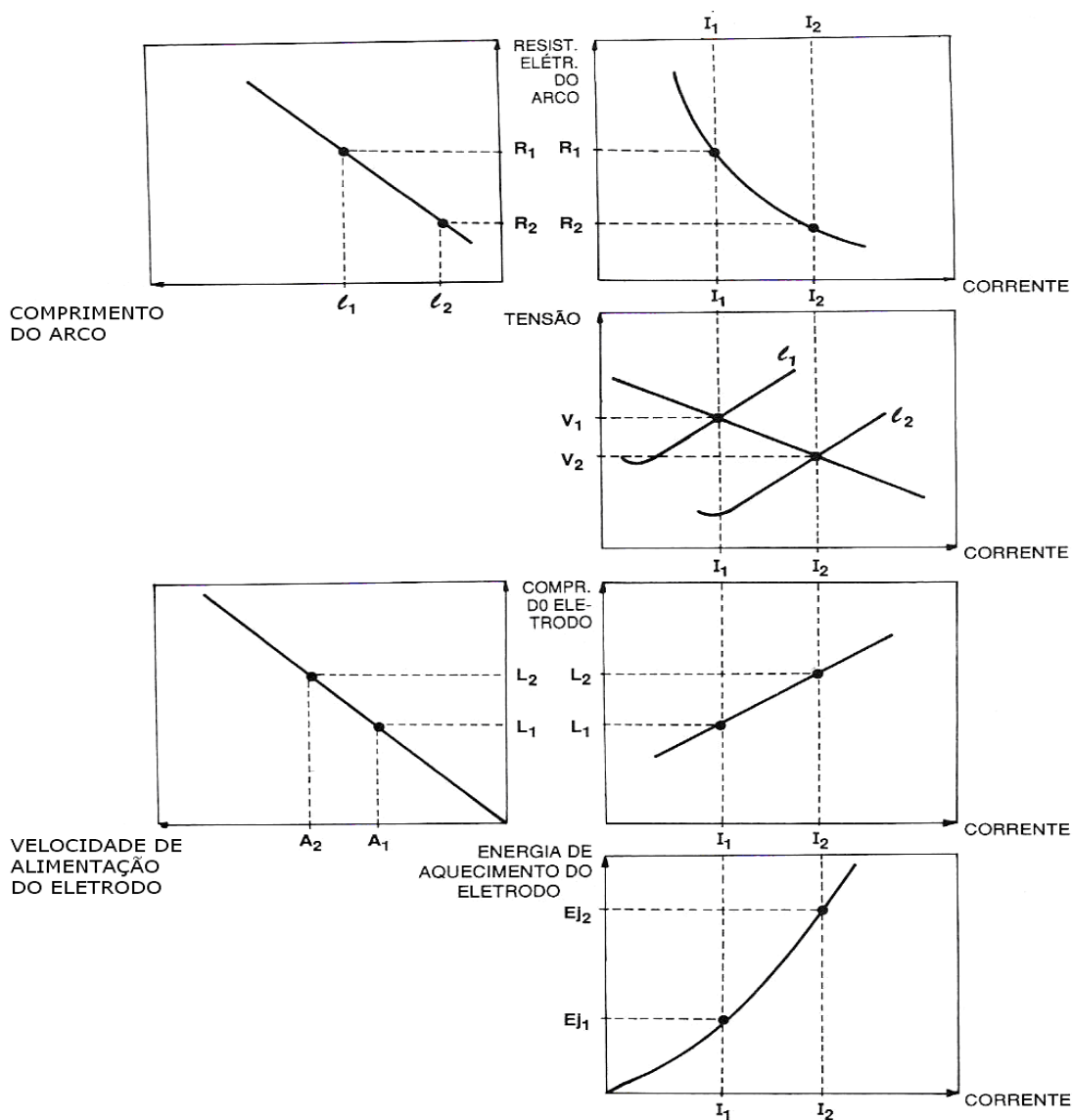


Figura 2.4 – Influência da velocidade de alimentação e do comprimento do arco na tensão e corrente de soldagem, (WAINER *et al.*, 1992).

Elevados valores da velocidade de alimentação do arame geram altas intensidades de correntes, o que pode acarretar em mordeduras, ao passo que baixos valores podem gerar uma solda com falta de penetração, falta de fusão e

formato irregular, alterando com isso a morfologia do cordão de solda, (RODRIGUES, 2005).

A velocidade de alimentação, a tensão e a DBCP influenciam na penetração, sendo o primeiro parâmetro o mais influente e a DBCP age de forma inversa, RODRIGUES (2005), isso é mostrado na Figura 2.5.

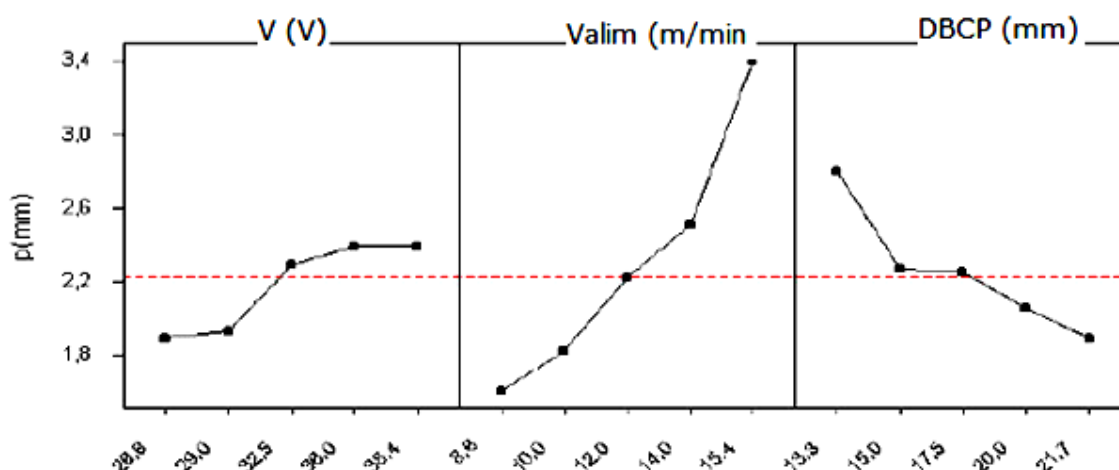


Figura 2.5 – Influência da tensão,  $V_{alim}$  e DBCP na penetração, (RODRIGUES, 2005).

Objetivando maximizar a penetração, notadamente na soldagem de médias e grandes espessuras, como é o caso desse trabalho que utilizou chapas de 9,5mm de espessura, a melhor combinação desses parâmetros é a utilização de valores de tensão e DBCP médios, e máximos para a velocidade de alimentação, (RODRIGUES, 2005).

### 2.4.3 Distância bico de contato-peça (DBCP)

A DBCP também é um parâmetro importante na energia de soldagem, (WAINER *et al.*, 1992). Essa energia tem dois componentes, um decorrente do arco elétrico dado por  $V \cdot I$ , e outro que é a energia de aquecimento do arame tubular por efeito Joule, dado por  $(R \cdot I^2)$ . Na Figura 2.6, são mostrados no gráfico "a" os valores adequados de tensão, corrente para uma DBCP igual a  $\ell_1$ , que resulta numa potência disponível para fundir o arame tubular igual a  $(V_s I_s + R_1 I_s^2)$ . Aumentando-se a distância para  $\ell_2$  no gráfico "b", aumenta-se a tensão, então, a energia passará

para  $V'I' + (R_2 \cdot I'^2)$ , ou seja, a corrente diminui, e por consequência também diminuem a energia e a velocidade de fusão do arame tubular.

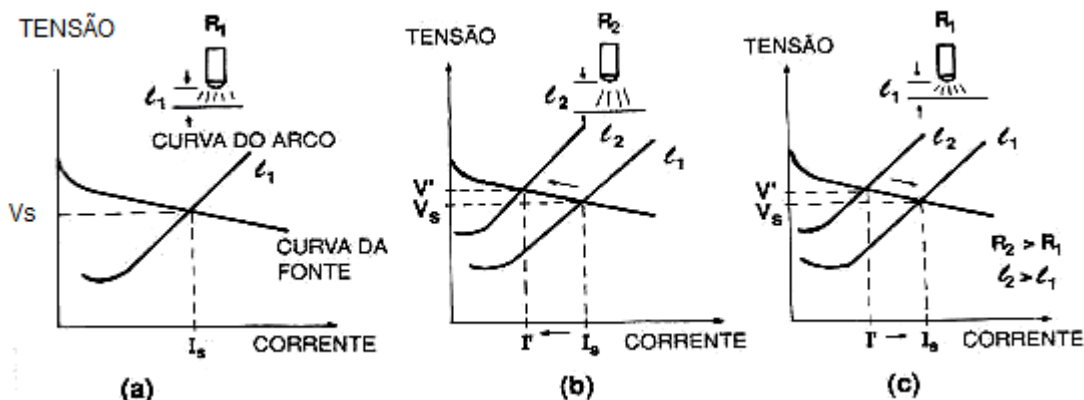


Figura 2.6 – Influência da distância bico de contato-peça na tensão e na corrente de soldagem, (WAINER *et al.*, 1992).

#### 2.4.4 Velocidade de soldagem

A velocidade de soldagem é um parâmetro que influencia na energia de soldagem, e assim na quantidade de calor transferida à peça, como também na penetração do cordão. Uma velocidade de soldagem muito baixa gera elevada energia de soldagem, podendo causar problemas metalúrgicos não desejáveis na microestrutura da junta soldada, além de elevar o custo da soldagem, (MARQUES *et al.*, 2007). A soldagem com arames tubulares com fluxo não metálico em baixas velocidades de soldagem dificulta o controle da escória que pode passar a frente da poça de fusão e gerar inclusões de escória, (RODRIGUES, 2005).

Velocidade de soldagem muito alta causa o aparecimento de mordeduras, falta de fusão e/ou de penetração no cordão de solda, (MARQUES *et al.*, 2007).

#### 2.4.5 Inclinação da tocha

O ângulo de inclinação ou de deslocamento da tocha de soldagem ( $\phi$ ), na qual se monta o arame tubular, influencia grandemente no controle da escória e no perfil do depósito do cordão de solda. O ângulo de inclinação determina a direção na qual a força do arco é aplicada na poça de fusão, (*Welding Handbook*, 1991). Este deslocamento da força do arco é utilizado para auxiliar na morfologia desejada do



cordão de solda, impedindo que a escória forme-se à frente da poça de fusão, reduzindo assim o risco da mesma ficar contida e ocasionar inclusões.

Para um melhor entendimento e assegurar o correto posicionamento da tocha de soldagem, é necessário à definição do plano de deslocamento e do ângulo de inclinação da tocha (arame tubular). O plano de deslocamento forma-se perpendicularmente ao plano da superfície a ser soldada do metal de base, passando pelo eixo do cordão de solda.

O ângulo de inclinação da tocha é formado sobre este plano, entre o eixo do arame e a linha do cordão de solda. É considerado positivo (na utilização da técnica "puxando"), se sua inclinação for concordante com o sentido de deslocamento da soldagem, ou seja, o arame apontando para o cordão já formado, Figura 2.7. É negativo (na técnica empurrando) se for discordante deste sentido.

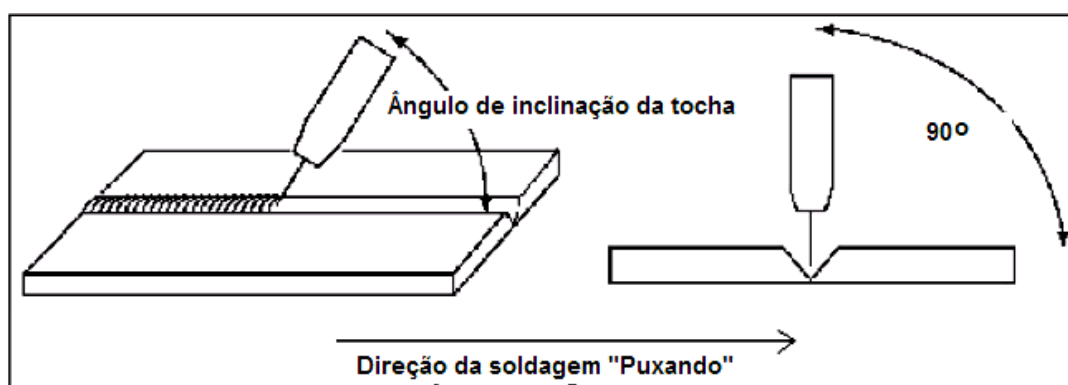


Figura 2.7 – Desenho esquemático do ângulo de inclinação da tocha. Adaptada de (RODRIGUES, 2005).

Com a utilização do gás de proteção em juntas em ângulo e de topo, é usual o emprego de um ângulo de inclinação entre 60° e 70°, na técnica “puxando”, na qual se obtém maior penetração, menor quantidade de respingos, cordão mais estreito, além de auxiliar na formação de um reforço convexo e um arco mais estável, (RODRIGUES, 2005). Na técnica “empurrando”, têm-se características tais como: menor penetração, maior quantidade de respingos, cordão mais plano e mais largo, porém dificuldade de visibilidade do processo. A técnica "puxando" é grandemente utilizada, quando são requeridas grandes penetrações. Características intermediárias são obtidas quando se utiliza ângulo neutro.

## 2.5 Consumíveis

### 2.5.1 Arames tubulares

Os arames tubulares são fabricados a partir de fitas de aço de baixo carbono conformada em forma de U que posteriormente são fechadas até uma seção circular em torno do fluxo, formando as seções transversais típicas, e finalmente a forma tubular passa por fieiras de trefilação, que diminuem seu diâmetro sucessivamente até o valor final. Estes consumíveis são disponíveis em diâmetros de 0,8; 1,0; 1,2; 1,6; 2,0; 3,4; 3,2 e 4,0 mm, sendo os de 0,8 mm e 1,0 mm mais difíceis de fabricar (MACHADO, 1996), usualmente utilizam-se os de Ø 1,2 mm e Ø 1,6 mm (RODRIGUES, 2005).

Há uma grande variedade de elementos que podem compor o fluxo nos arames tubulares, daí a flexibilidade para adequações a alguma aplicação específica ou para atender requisito especial, o que é mais difícil com arames sólidos. Isso envolve alterações na formulação e no percentual do fluxo, e mesmo que, os arames tubulares sejam de custo mais elevados que os arames sólidos há retorno do investimento em curto prazo (RODRIGUES, 2005).

Os constituintes do fluxo determinam a soldabilidade do arame e as propriedades mecânicas do metal de adição depositado, ou seja, a seleção correta do arame tubular é determinante na qualidade final da solda.

De acordo com a formação da escória, a soldagem FCAW-G pode ser realizada por três tipos de arames tubulares: rutilico, básico e fluxo metálico (*metal cored wires*).

**Rutilico.** Soldagem com arames rutilicos possui excelente soldabilidade, por conter o rutilio ou dióxido de titânio (mineral de cor avermelhada). Os arames rutilicos têm como principais características:

- Arco mais estável numa extensa gama de correntes de soldagem;
- bom formato da gota, podendo ser utilizado para a soldagem em todas as posições;
- ótimo desempenho operacional, apresentando baixo nível de respingos;
- excelentes propriedades mecânicas, que excedem as especificações da norma AWS;
- escória é de fácil destacabilidade.

**Básicos.** A soldagem com arames tubulares básicos produz solda com excelente ductibilidade e tenacidade. Segundo RODRIGUES (2005), seu modo de transferência é mais globular e sua soldabilidade não é tão boa, em comparação com o eletrodo rutílico, gerando também uma quantidade maior de respingos e um cordão mais convexo. São empregados quando se requer melhores propriedades mecânicas e baixo nível de depósito de hidrogênio.

Devido às baixas correntes de soldagem e ao modo de transferência globular que necessita do efeito da gravidade para completar sua transferência, não são usados fora de posição, ainda que com diâmetros pequenos. A escória formada pelo arame tubular básico, ao contrário do arame tubular rutílico, não dá o suporte à poça de fusão, (RODRIGUES, 2005).

**Fluxo Metálico.** Segundo MARQUES *et al.* (2007) os arames tubulares com fluxo metálicos (*metal cored wire*), são arames cujo enchimento contém principalmente pó-de-ferro e/ou ferro-liga e muito pouco fluxo a base de minerais. Arames tubulares para soldagem de aços carbono de baixa liga permitem uma transferência de metal bastante suave através de um arco de soldagem operando em atmosferas protetoras a base de misturas de argônio e CO<sub>2</sub>, principalmente em correntes elevadas, em torno de 300 A, podendo também ser usados com transferência por curto-circuito e ou pulsada, com níveis mais baixos de corrente média. A quantidade de escória gerada por estes arames é mínima, quase inexistente. Os arames tubulares com enchimento de fluxo metálico são mais vantajosos na soldagem mecanizada em alta velocidade.

A soldagem utilizando o arame tubular com fluxo metálico resulta em pouca escória, sendo este fato favorável à soldagem em múltiplos passes, pois aumenta a eficiência do processo, inexistindo a necessidade de remoção da escória formada, (MEYER *apud* SANTOS NETO, 2003).

Nos arames tubulares com **fluxo não metálicos**, os componentes estabilizadores do arco, devem ser selecionados para que seus resíduos não prejudiquem a formação de escória, (RODRIGUES, 2006).

Em suma, o cordão de solda produzido com arame tubular rutílico possui excelente soldabilidade, o que oferece alta facilidade de execução, podendo soldar em todas as posições, com boa taxa de deposição e eficiência. O arame tubular básico e o com fluxo metálico (*metal cored wire*) produzem cordões de solda com

potenciais vantagens em relação às propriedades mecânicas, ao nível de hidrogênio difusível, taxa de deposição.

O arame tubular fabricado pela ESAB que atende a classificação AWS E71 T-1, é o OK Tubrod 71 Ultra. Trata-se de um arame tubular tipo rutilico para a soldagem de aços de baixo e médio teor de carbono, soldagem estrutural e construção pesada em geral, para soldagem em único passe ou multipasse em todas as posições, apresentando baixo índice de respingos e ótima remoção de escória, podendo ser utilizado com CO<sub>2</sub> ou mistura desse com o argônio (Ar + 20-25% CO<sub>2</sub>), (ESAB). Produz metal de solda com boa qualidade, aparência suave e regular, com baixo nível de respingos, baixo nível de hidrogênio difusível, altas taxas de deposição, podendo ser usado em todas as posições com a transferência globular, ideal para juntas de topo com abertura na raiz. Possui rendimento de 87 a 90%, dependendo da corrente utilizada, ANEXO A.

O fluxo contido nos arames tubulares E71T-1 contém ingredientes que produzem uma escória de rápida solidificação, e a fluidez adequada da poça de fusão na soldagem fora de posição. Segundo RODRIGUES (2005), consegue-se altas taxas de deposição com esse tipo de eletrodo, devido à rapidez da solidificação da escória o que possibilita a soldagem com alta tensão do arco e alta corrente de soldagem.

### 2.5.2 Classificação de arames tubulares

Os arames tubulares são classificados pela *American Welding Society (AWS)*, na norma AWS A 5.20-69, tanto para os arames autoprotégidos como os que utilizam gás de proteção auxiliar, seguindo o padrão geral utilizado para classificação de eletrodos, *WELDING HANDBOOK* (1991).

A classificação do arame tubular E71 T1, utilizado nesta pesquisa tem as seguintes características segundo a classificação AWS:

- O prefixo “E” designa Eletrodo, indicando que o eletrodo (aramé tubular) é para soldagem a arco elétrico, como nos demais sistemas de classificação;
- O algarismo 7 indica o limite mínimo de resistência à tração do metal de adição depositado em 70.000 *psi*;
- O número 1 indica que a soldagem pode ser feita em todas as posições.

- A letra T indica que o eletrodo é tubular com fluxo interno;
- E finalmente o número 1, indica as características operacionais, sendo que T-1 indica: corrente CC, polaridade positiva, para utilização com CO<sub>2</sub> puro.

Segundo MACHADO (1996), este tipo de arame tubular é usado em passe único ou multipasse, em CCEP (Corrente Contínua Eletrodo Positivo), em todas as posições, produz pouco respingo excelente remoção de escória. Apresenta cordão com geometria plana ligeiramente convexa, com boa tenacidade e fluxo rutilico.

Os arames tubulares podem ter diferentes formas de seções transversais, Figura 2.8, conforme a classificação do Instituto Internacional de Soldagem (*International Institute of Welding – IIW*).

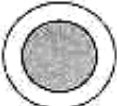

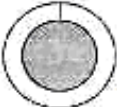
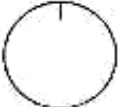

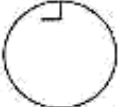

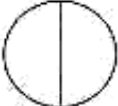



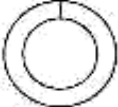
Tipo Nº.	Seção	Símbolo	Descrição
1			Sem costura
2			De topo
3			Sobreposto
4			Dobra simples
5			Dobra múltipla
6			Dobra dupla

Figura 2.8 – Seções transversais típicas de arames tubulares segundo o IIW, (MARQUES *et al.*, 2007).

Os arames tubulares com formas mais complexas apresentam efeitos secundários por produzirem o início do arco em vários pontos e pré-aquecem mais

eficientemente o fluxo de forma a fundi-lo numa maior taxa, tornando o arco mais suave.

### 2.5.3 Gás de proteção

O gás de proteção tem como principal função a de proteger a poça de fusão da ação danosa do nitrogênio, oxigênio e do hidrogênio, mantendo-os fora da atmosfera dessa zona, para evitar a formação de óxidos e de nitretos, que resultam em juntas soldadas defeituosas, como retenção de escória, porosidades e fragilizações do cordão, (RODRIGUES, 2005). Por estas razões devem ser excluídos esses elementos nocivos da região de fusão, com o uso dos gases de proteção.

O gás de proteção exerce influência sobre a morfologia do cordão (penetração, largura, forma), nas características do arco, no modo de transferência metálica, nas propriedades mecânicas do cordão, e na possibilidade do aparecimento de mordeduras, assim como sobre a velocidade de soldagem máxima a ser utilizada e no custo da soldagem.

Dessa forma, a escolha do tipo de gás de proteção a ser usado na soldagem, constitui uma variável importante na determinação da qualidade da solda e na produtividade do processo. Os gases comumente usados para fins de proteção são o dióxido de carbono (gás ativo), o argônio e o hélio (gases inertes), e na forma de misturas do argônio com proporções relativamente pequenas de oxigênio, hidrogênio e nitrogênio (para a soldagem de materiais não-ferrosos), (TESKE, 2006).

As especificações de Gás de Proteção para Soldagem AWS A5. 32/A5. 32M-97 estabelece padrões para a pureza e umidade de componentes crus desses gases de proteção, como por exemplo, argônio, gás carbônico, oxigênio e hélio. Essa norma estabelece ainda as tolerâncias para as misturas de componentes e métodos para testar e registrar estas especificações, propiciando ao usuário, uma maior segurança em receber o que realmente está se requerendo, a fim de atender as suas necessidades específicas, (RODRIGUES, 2006).

O desenvolvimento dos gases para aplicações em soldagem tem sido alavancado, especialmente quando se quer aumentar a produtividade e para melhorar as características metalúrgicas da junta soldada, (QUINTINO & PIRES *apud* TESKE, 2006). É possível que os resultados esperados não sejam alcançados

na aplicação da mistura do gás de proteção para soldagem, dada às dificuldades quando da escolha do gás, devido à falta de informações detalhadas, sobre as suas características operacionais, (TESKE, 2006).

O argônio é o mais utilizado que o hélio, por propiciar um arco mais estável. Estudos de DILLENBECK & CASTAGNO *apud* RODRIGUES (2005), mostram que, dentre todos os gases de proteção, o argônio, além de ser o mais disponível no mercado, tem demonstrado ser um excelente gás, devido ao seu baixo potencial de ionização. Entretanto quando utilizado na soldagem de chapas de aço, isto causa uma redução de tensão gerando baixa energia no arco, resultando em menor penetração e no aparecimento de mordeduras.

O CO<sub>2</sub> é um dos gases mais utilizados tanto no processo GMAW como no FCAW. Quando aquecido em altas temperaturas, se dissocia, formando CO, que é mais estável que o CO<sub>2</sub>, o que implica num efeito oxidante forte, MACHADO (1996). O CO<sub>2</sub> comparativamente com o hélio e o argônio, tem uma maior penetração de parede lateral e admite velocidades de soldagens mais elevadas, gerando um arco de maior densidade de energia de soldagem, (BAUNÉ *apud* RODRIGUES, 2005).

Com o gás CO<sub>2</sub> tem-se baixo custo de soldagem, baixa quantidade de calor irradiado, melhor relação profundidade/largura da solda e o menor nível de hidrogênio difusível no metal do cordão de solda. Entretanto possui a desvantagem de gerar maior quantidade de respingos quando comparado às misturas ricas em argônio, (RODRIGUES, 2005). Nesta pesquisa, associando a utilização do CO<sub>2</sub> puro com arame rutilico OK Tubrod 71 Ultra fabricado pela ESAB, obteve-se cordões de solda com baixo nível de respingos, confirmando assim, o que informa as especificações técnica daquele fabricante, justificando com isso a utilização do gás CO<sub>2</sub> puro, o que contribuiu decisivamente para reduzir os custos da soldagem utilizada nesse trabalho.

Como visto na literatura pesquisada há vantagens da utilização de misturas de gases pelos ganhos técnicos que esse emprego proporciona, mas como foi comentado por MODENESI e SILVA *apud* TESKE (2006); no Brasil, o elevado custo de alguns gases usados na obtenção dessas misturas, em um mercado pequeno, tem dificultado o desenvolvimento de pesquisas que possam viabilizar comercialmente misturas complexas, capazes de satisfazer fabricantes e usuários.

## 2.6 Regiões da junta soldada

A velocidade de resfriamento de uma junta soldada, segundo MARQUES *et al.* (2007), é uma característica importante na soldagem dos aços carbono, pois quando aquecidos em temperaturas elevadas eles são austenizados na região da solda e, durante o resfriamento, os produtos da transformação da austenita dependem fortemente das condições de resfriamento.

A curva da variação da temperatura ( $T$ ) em função tempo ( $t$ ) descreve principalmente as condições de resfriamento, sendo chamada de ciclo térmico de soldagem, (MARQUES *et al.*, 2007).

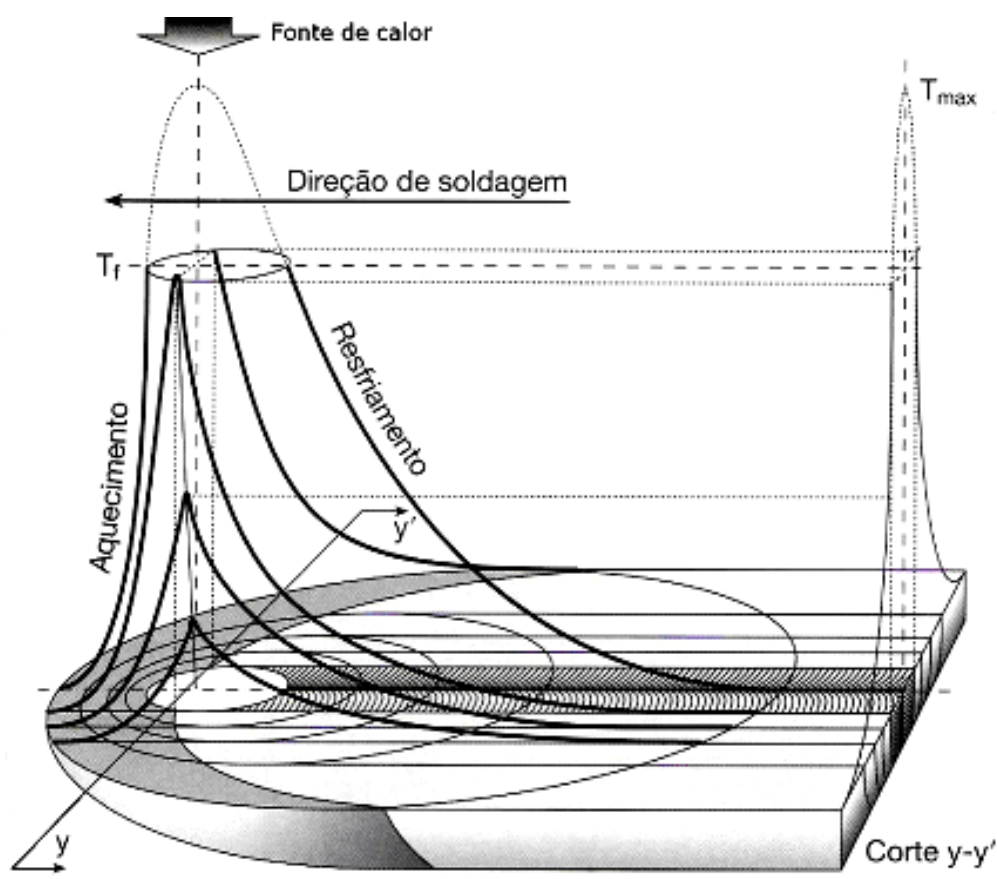


Figura 2.9 – Curva de temperatura em diferentes pontos de uma junta soldada, (COLPAERT, 2008).

O Corte  $y$ - $y'$  indicado na Figura 2.9, representa o ciclo térmico de aquecimento e resfriamento durante a soldagem, distribuição ao longo da seção transversal da junta soldada, partindo do centro do cordão em direção ao metal de base.



Este comportamento permite definir, para uma solda por fusão com eletrodo consumível, três regiões básicas: A zona fundida (ZF) ou metal de solda, zona termicamente afetada (ZTA) e metal de base, MARQUES (2007). Entre as zonas ZF e ZTA, coexiste uma chamada de zona de ligação, (WAINER *et al.*, 1992) Estas regiões estão esquematizadas na Figura 2.10.

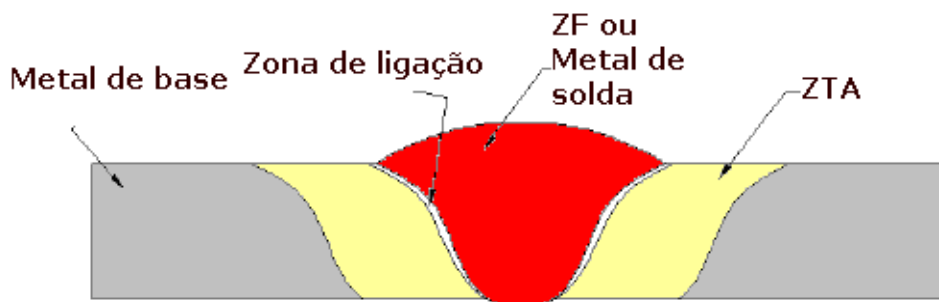


Figura 2.10 – Desenho esquemático das regiões de uma junta soldada  
Adaptada de (CAMPOS, 2005).

### 2.6.1 Zona Fundida

Região onde o material fundiu-se e solidificou-se durante a soldagem e também na diluição entre metal de base e metal de solda. As temperaturas de pico são superiores à temperatura de fusão do metal de base. Nessa região ocorre o fenômeno chamado de crescimento competitivo de grãos, esquematizado na Figura 2.11, (CAMPOS, 2005). Isso é durante a solidificação, os grãos tendem a crescerem na direção do gradiente máximo de temperatura. Apesar disso, os grãos também têm suas próprias direções preferenciais de crescimento, chamadas de direções de crescimento fácil. Para materiais de estruturas CFC e CCC essa direção é a  $\langle 100 \rangle$ . Durante a solidificação, grãos com direção preferencial de crescimento fácil crescem na direção do gradiente máximo de temperatura, impedindo o crescimento de outros grãos cujas direções de crescimento não estão orientadas com essa direção, (CAMPOS, 2005).

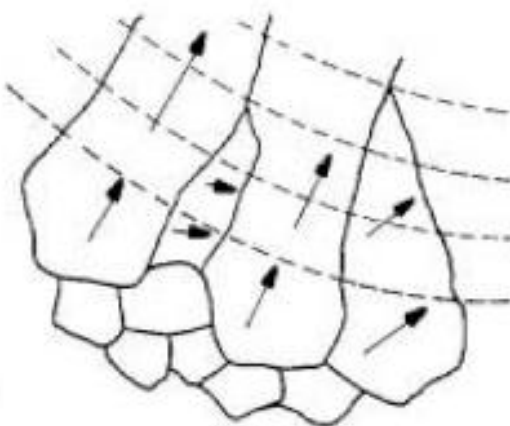


Figura 2.11 – Desenho esquemático do fenômeno de crescimento competitivo, (CAMPOS, 2005).

### 2.6.2 Zona termicamente afetada – ZTA

A zona termicamente afetada (ZTA) ou zona afetada pelo calor (ZAC) é a região não fundida do metal de base que teve sua microestrutura e/ou propriedades alteradas pelo ciclo térmico durante a soldagem. Está localizada ao lado da zona fundida. As temperaturas de pico nesta região são superiores à temperatura crítica do material e inferiores a sua temperatura de fusão.

À esquerda da Figura 2.12, a seguir, é mostrada a representação esquemática de distribuição de temperatura na ZTA e à direita relaciona essa distribuição de temperatura ao diagrama Fe-C, com efeito, da temperatura máxima de soldagem e seu gradiente no resfriamento, sobre as fases de equilíbrio e possíveis efeitos sobre a microestrutura da ZTA.

A região transformada de granulação grosseira, também chamada de região de crescimento de grão da austenita, ocorre entre 1100°C e 1500°C (WAINER *et al.* 1992). A granulação grosseira da austenita dificulta a sua transformação em ferrita durante o resfriamento, isso é aumenta a sua temperabilidade, (MARQUES *et al.*, 2008). De um modo geral essa região é caracterizada por uma ferrita apresentando morfologia em placas e a presença de bainita, (MARQUES *et al.*, 2007).

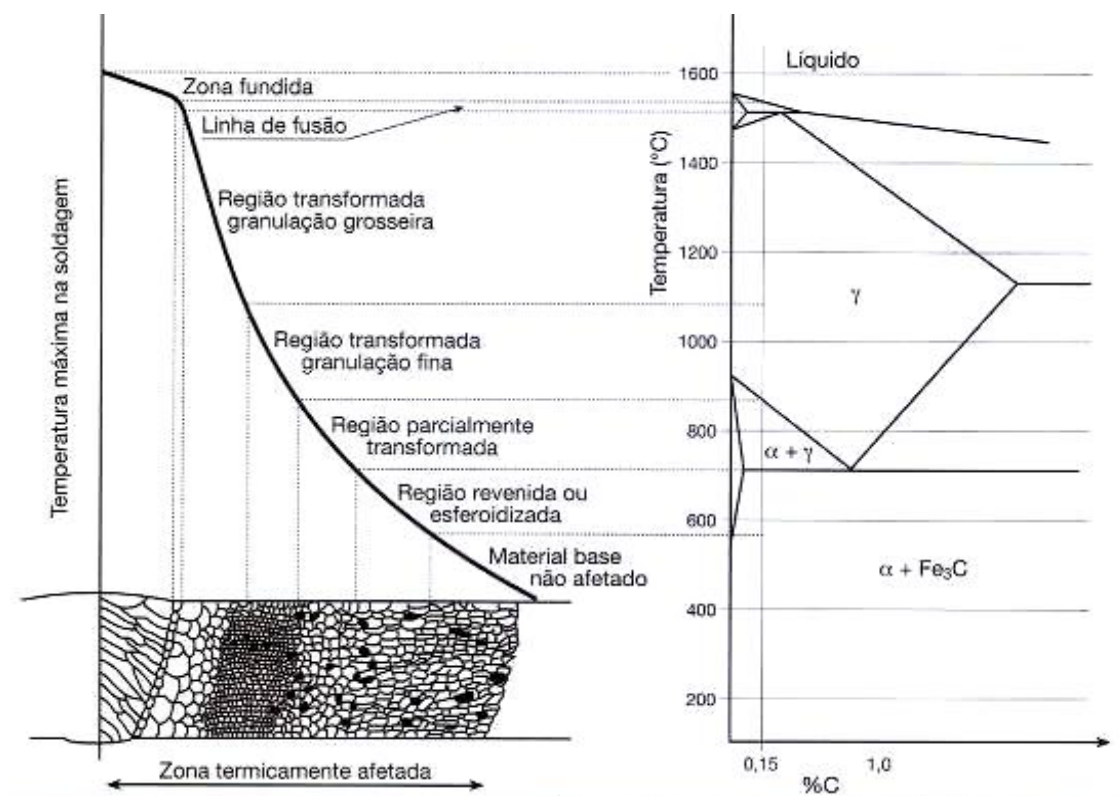


Figura 2.12 – Representação esquemática de distribuição de temperatura na ZTA, (COLPAERT, 2008).

Região transformada de granulação fina ou região de refino de grão, para aços estruturais pode ocorrer entre 900°C e 1100°C (WAINER *et al.* 1992). Aqui também ocorre a transformação da austenita em ferrita, porém com uma deformação menor daquela, e isso associado à temperatura e tempo menores que na região anterior, não é suficiente para ocorrer à recristalização primária, ou seja, o crescimento de grão, resultando numa estrutura fina de ferrita e perlita, com pequenos tamanhos de grão (colônia), (WAINER *et al.* 1992 e MARQUES *et al.*, 2007).

A região parcialmente transformada e a região revenida ou esferoidizada nominada por (WAINER *et al.*, 1992), são chamadas de região intercrítica por (MARQUES *et al.*, (2007)). Segundo WAINER *et al.* (1992), ocorre entre 700°C e 950°C, dependendo da velocidade de resfriamento a austenita pode se decompor em perlita, bainita ou martensita maclada, sendo uma região que apresenta propriedades mecânicas inferiores a do metal de base. Na região de esferoidização de carbonetos, ou melhor, a esferoidização das lamelas de cementita da perlita, que ocorre entre 700°C e 750°C, resulta numa redução da resistência mecânica, que é

de difícil identificação em ensaio de tração, haja vista que a esferoidização ocorre somente numa estreita faixa da ZTA, (WAINER *et al.* 1992).

Em alguns casos, particularmente na soldagem multipasse, constituintes de elevada dureza e baixa tenacidade podem se formar nesta região sendo a microestrutura mais complexa, (MARQUES *et al.*, 2007). Porém esse tipo de soldagem em aços de Alta Resistência e Baixa Liga (ARBL), como o que foi utilizado nessa pesquisa, regiões do passe anterior são austenitizadas pelo passe subsequente, pois cada passe pode afetar o passe imediatamente abaixo, causando a transformação da microestrutura durante o resfriamento e, assim refinando-a, (MARQUES *et al.*, 2008 e DAVIS & KING *apud* SANTOS NETO, 2003). A natureza dos microconstituintes formados, assim como a dureza dessa região, depende de sua velocidade de resfriamento, (DAVIS & KING *apud* SANTOS NETO, 2003).

### 2.6.3 Zona de ligação

Compreende a região de fronteira entre a ZF e a ZTA. A partir dessa linha é iniciada a solidificação e o crescimento dos grãos em direção à linha central do cordão de solda, formando o metal de solda, (CAMPOS, 2005). Este processo é chamado de crescimento epitaxial, no qual o início da solidificação na poça de fusão ocorre principalmente pelo crescimento de grãos do metal de base que estão na linha de fusão, assegurando a continuidade metalúrgica entre a ZF e a ZTA, (MARQUES *et al.*, 2007). Isso é mostrado na figura 2.13.

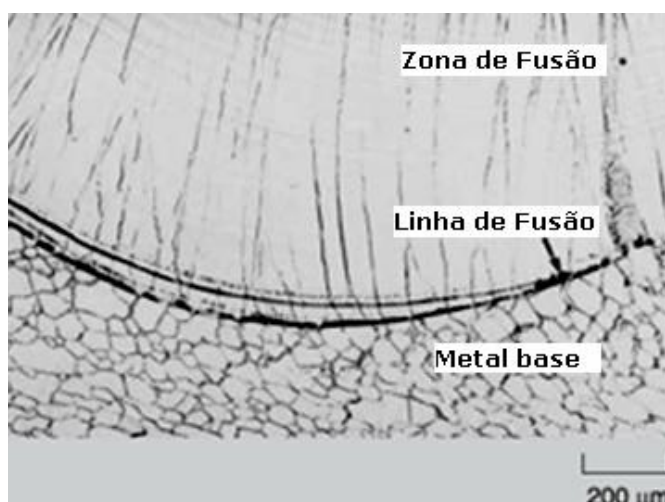


Figura 2.13 – Crescimento epitaxial e colunar próximos à linha de fusão de uma junta soldada. Adaptada de (DAVID *et al.*, 2005).

A distribuição de soluto na poça de fusão durante a solidificação é um importante fenômeno resultando em segregação que pode afetar significativamente a soldabilidade, a microestrutura e as propriedades do material da junta soldada, (DAVID *et al.*, 2005).

## 2.7 Microconstituintes presentes na zona de fusão

Os constituintes mais comuns da ZF de aços ferríticos são identificados segundo esquema de classificação do *International Institute of Welding - IIW*, conforme a Tabela 2.3.

Tabela 2.3 – Classificação do IIW para microconstituintes de metal de solda de aços de baixo carbono. (COLPAERT, 2008).

Categoria	Subcategoria do constituinte	Abreviatura
Ferrita primária		PF
	Ferrita de contorno de grão	PF(G)
	Ferrita intragranular	PF (I)
Ferrita com segunda fase		FS
	Ferrita com segunda fase não-alinhada	FS (NA)
	Ferrita com segunda fase alinhada	FS (A)
	Placas laterais de ferrita ( <i>side plates</i> )	FS (SP)
	Bainita	FS(B)
	Bainita superior	FS (UB)
	Bainita inferior	FS (LB)
Ferrita acicular		AF
Agregado ferrita carboneto		FC
	Perlita	FC(P)
Martensita	Martensita em ripas	M(L)
	Martensita maclada	M(T)

As características desses microconstituintes são apresentadas a seguir:

**Ferrita primária PF**

- a) **Ferrita no contorno de grão PF (G):** Veios de grão poligonais associados com contornos austeníticos anteriores (ferrita proeutetóide que cresce ao longo da austenita primária nos contornos de grãos).
- b) **Ferrita poligonal intragranular PF (I):** Grãos poligonais de ferrita, localizados dentro dos grãos austeníticos primários e maiores três vezes do que os grãos ou lâminas adjacentes de ferrita acicular.

**Ferrita Acicular AF.** Pequenos grãos de ferrita não-alinhada encontrada dentro de grãos da austenita primária.

**Ferrita com segunda fase FS**

- a) **Com alinhamento da segunda fase FS (A):** Duas ou mais placas paralelas de ferrita. Pode ser classificados como ferrita de Widmstätten e bainita superior FS (UB) ou bainita inferior FS (LB).
- b) **Com a segunda fase não-alinhada FS (NA):** Ferrita envolvida completamente em (i) microfibras aproximadamente equiaxiais ou distribuídas aleatoriamente ou (ii) lâminas isoladas de ferrita acicular (AF).
- c) **Agregado de ferrita com carboneto FC:** uma estrutura fina de ferrita com carboneto incluindo perlita FC (P). Se for claramente identificado como perlita, deve ser designado como FC(P). Se for menor que as lâminas adjacentes dentro do grão austenítico primário, deve ser desprezado.

**Martensita M.** Colônia de martensita maior que as ripas de ferrita adjacentes. Pode ser classificado como martensita laminar M (L) ou maclada M (T).

MODENESI, (2004) identificou alguns desses microconstituintes os quais são mostrados na Figura 2.14.

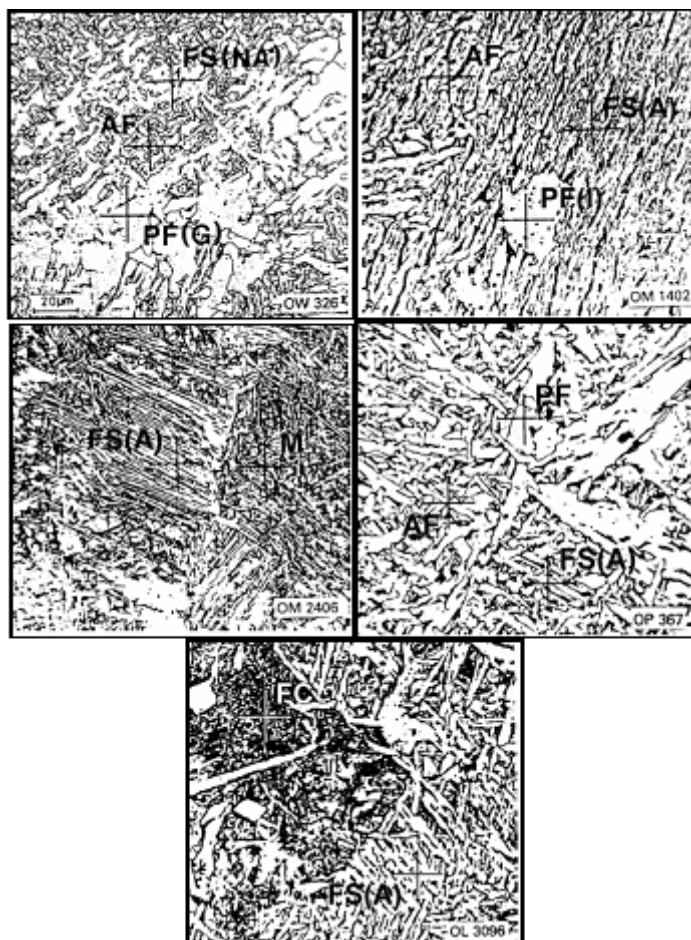


Figura 2.14 – Microconstituíntes da ZF em aços ferríticos, (MODANESI, 2004).

## 2.8 Microconstituíntes presentes na ZTA

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

Martensita e bainita são também associadas 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 assim a resistência da solda.

Em geral, a obtenção de boa tenacidade em juntas soldadas se torna difícil quando a tenacidade precisa ser elevada, (COLPAERT, 2008). De uma forma geral, dois mecanismos principais são efetivos para aumentar a tenacidade da ZTA de aços estruturais: (i) o controle do crescimento do grão austenítico, especialmente nas regiões que atingiram temperatura mais elevadas (próxima à linha de fusão), e

(ii) a nucleação de ferrita intragranular PF (I), reduzindo trajetória livre de trincas e causando sua mudança de direção, processos que aumentam a energia absorvida na fratura (ensaio Charpy).

Segundo CAMPOS (2005), os efeitos do processo e dos parâmetros de soldagem na microestrutura são devidos aos efeitos térmicos e de composição química. Os efeitos da composição química estão ligados à zona de fusão, enquanto os efeitos térmicos além da ZF afetam também a ZTA.

## 2.9 Dureza

As elevadas taxas de resfriamento e a composição de grãos grosseiros podem promover a formação de microconstituintes frágeis e duros no metal fundido e na ZTA de aços soldados, (SANTOS NETO, 2003). Aliados a estes fatores, a presença de hidrogênio difusível no processo de soldagem pode levar o conjunto soldado a apresentar falha por trincamento a frio, (KOU, 1987).

Um dos procedimentos que pode alterar a dureza é o aumento da energia de soldagem (ou aporte térmico) fornecida ao processo, durante a soldagem, a fim de diminuir a taxa de resfriamento e com isso favorecer a formação e microconstituintes finais com menor dureza.

Com o aumento da energia de soldagem e a consequente diminuição da taxa de resfriamento, há a tendência da formação de uma ZTA maior, porém apresenta microconstituintes de menor dureza. Em aços de baixo carbono, comprovam-se a redução da dureza com o aumento dessa energia, (EROGLU & AKSOY, 2000 *apud* SANTOS NETO, 2003).

Na soldagem multipasse, o passe seguinte causa uma redução na dureza do cordão de solda na ZTA do passe anterior, em razão de promover por meio da temperatura interpasse um tratamento térmico do metal depositado nesse passe, resultando o refinamento de grãos no metal da ZF e da ZTA, além de melhorar a tenacidade e diminuir as tensões residuais, (SANTOS NETO, 2003). Essa temperatura favorece a formação de microconstituintes dúcteis, (ABSON *apud* SANTOS NETO, 2003), e ainda possibilita um pré-aquecimento, fazendo estender o tempo de resfriamento (necessário para decair a temperatura de 800°C a 500°C),



conduzindo a formação de microconstituintes mais favoráveis às propriedades mecânicas (SANTOS NETO, 2003).

## 2.10 Energia de Soldagem

Um parâmetro importante para caracterizar o processo de soldagem é a energia de soldagem ou aporte térmico (*heat input*). Na soldagem a arco, pode-se considerar o arco como única fonte de calor, (MARQUES *et al.*, 2007). Essa energia é definida pela Equação 2.1

$$H = \frac{\eta \cdot V \cdot I}{v} \text{ em (J/cm)} \quad \text{Eq. 2.1}$$

Onde:

H = Energia de soldagem (J/cm)

$\eta$  = Rendimento térmico do processo

V = Tensão no arco (V)

I = Corrente de soldagem (A)

$v$  = Velocidade de soldagem (cm/min)

Um valor de referência para o rendimento do térmico do processo com arame tubular é 0,80, segundo QUITES (2002).

## 2.11 Qualidade da junta soldada

Os arames tubulares utilizados na soldagem FCAW-G produzem um arco mais largo do que os arames sólidos na soldagem GMAW. Na soldagem com arame sólido com Ar + CO<sub>2</sub>, apresenta um arco pequeno e uma área de transferência de metal muito concentrada, (ARAÚJO *apud* RODRIGUES, 2005). As gotas atravessam o arco ao longo de uma linha de centro, uma após outra em alta frequência, penetrando na poça de fusão dentro de uma área de projeção relativamente pequena. Toda a energia contida nas gotas se concentra nessa área, ao contrário, no modo de transferência do metal de solda do arame tubular na soldagem FCAW-G, as gotas espalham-se, formando um arco mais largo, se projetando numa área maior, havendo uma distribuição mais equitativa da energia de soldagem. Este tipo de arco do FCAW-G, produz uma poça de fusão calma e plana resultando num

cordão de solda de aspecto liso e com boa molhabilidade, o que contribui significativo na qualidade da junta soldada, (RODRIGUES, 2005).

Na soldagem GMAW apresenta penetração profunda e estreita do tipo dediforme (*finger*) Figura 2.15.

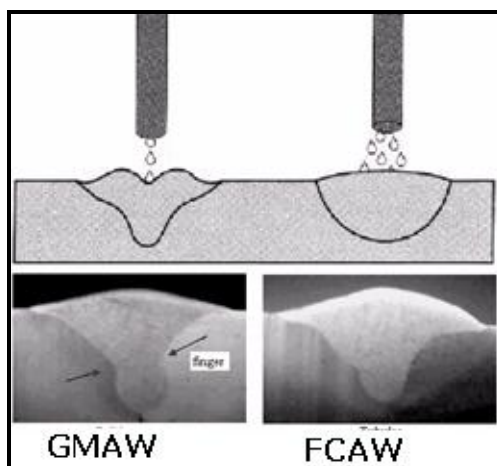


Figura 2.15 – Transferência de gotas em arames sólidos e tubulares, (RODRIGUES, 2005).

Ou seja, a distribuição não uniforme da fusão do metal de base abaixo da região da largura do cordão, expõe a riscos de defeitos como a falta de fusão, e na ocorrência de um pequeno desalinhamento do arame tubular numa junta em ângulo, ocasionará uma falta de fusão lateral no cordão de solda. Na soldagem FCAW-G, isso é evitável, em razão desse processo apresentar uma penetração mais larga e mais rasa do que no GMAW, admitindo uma tolerância muito maior para o desalinhamento do arame tubular, em relação ao eixo longitudinal do cordão de solda, reduzindo o risco de ocorrer falta de fusão. Essa morfologia da penetração mais larga e rasa do FCAW-G, é ainda mais evidente quando se utiliza a proteção com gás  $\text{CO}_2$ , pois esse gás tem uma condutibilidade térmica maior, fazendo com que a energia térmica do arco se dissipe sobre uma área maior, favorecendo uma penetração na forma circular, (ARAUJO *apud* RODRIGUES, 2005).

A energia absorvida avaliada pelo método Charpy, é particularmente apropriado para comprovar a tendência para a fratura frágil (fragilidade a quente ou a frio, ou falha do material), conforme ABNT NBR 6157 (1980). Os resultados dos ensaios de impacto são de natureza qualitativa, (CALLISTER, 2002) e tais

resultados não podem ser usados diretamente como valores de energia para cálculos de engenharia, AWS D.1.1-96. Segundo a ABNT NM 281-1: 2003, o ensaio consiste em romper um corpo-de-prova dotado de um entalhe no centro e apoiado nas extremidades, por meio de um golpe de um pendulo oscilante, em uma determinada temperatura de ensaio e sob condições definidas, A energia absorvida em Joule é a determinação da resistência ao impacto do material. A Figura 2.16 apresenta as superfícies de fratura para o aço ASTM A-36 para as temperaturas indicadas na parte superior.

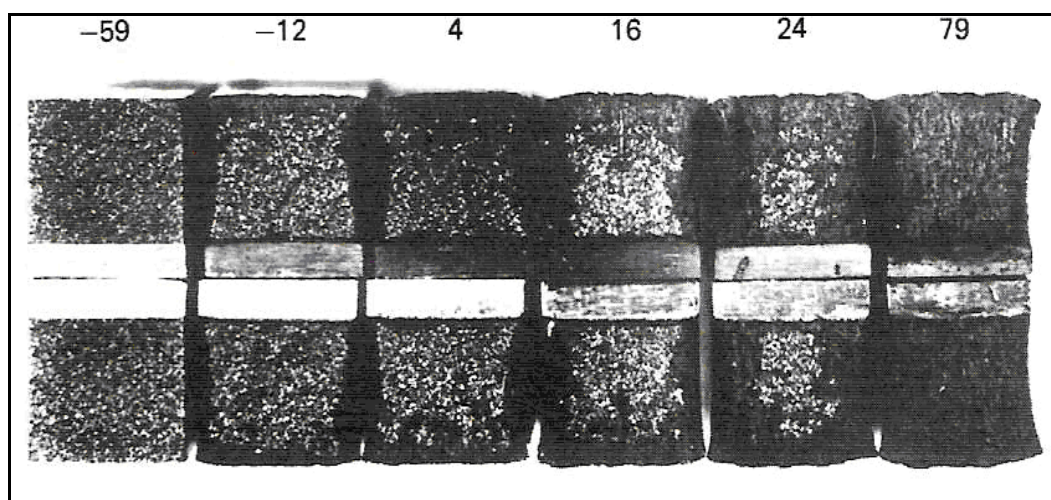


Figura 2.16 – Fotografias de superfícies de fratura de corpos-de-prova, (CALLISTER, 2002).

A aparência da superfície da falha é um indicativo da natureza da fratura. No caso de fraturas dúcteis, essa superfície é fibrosa ou opaca (ou de caráter de cisalhamento), Callister, (2002).

O ensaio de resistência à tração tem como propósito verificar os valores do limite de resistência à tração do material. Fundamentalmente, os testes de resistência à tração, envolvem o carregamento da amostra até a ocorrência da tensão de falha, sendo geralmente obtidos pelo teste de simples tensão uniaxial. São realizados comumente em uma ou duas direções, longitudinal ou transversal. As amostras longitudinais são orientadas paralelamente com a direção de laminação, e as transversais perpendicularmente a essa direção, *WELDING HANDBOOK*, (2001).

### 3 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo, serão apresentadas as propriedades dos materiais de base e de adição, os equipamentos utilizados na soldagem e a metodologia empregada para a preparação dos experimentos, os procedimentos de soldagem adotados e a seleção dos valores de tensão,  $V_{alim}$  e DBCP, utilizados. Mostrará, ainda, como foi realizada a medição da taxa de deposição, a caracterização micro e macroestrutural, os procedimentos empregados nos ensaios de resistência ao impacto, resistência à tração e de dureza, além da caracterização da morfologia do cordão de solda, no processo FCAW-G.

#### 3.1 Materiais

##### 3.1.1 Metal de base

O metal de base da junta soldada, objeto deste estudo, é o aço ASTM A-36. Trata-se de um aço estrutural naval de baixa liga e baixo carbono e de média resistência, cuja composição química é apresentada na Tabela 3.1 e propriedades mecânicas na Tabela 3.2..

Tabela 3.1 - Composição química do aço estrutural ASTM A-36. (BELGO)

Carbono máx.	Manganês máx.	Silício máx.	Cobre	Fósforo máx.	Enxofre máx.
0,26%	1,35% (1)	0,4%	(2)	0,04%	0,05%

(1) Para cada redução de 0,01% do C máximo especificado, um acréscimo de 0,06% de Mn é especificado até o valor máximo de 1,35%.

(2) Quando especificado, igual a 0,20% (min).

Tabela 3.2 - Propriedades mecânicas do aço estrutural ASTM A-36. (BELGO)

Limite de Escoamento (MPa)	Resistência à Tração (MPa)	Alongamento BM (mm) = 200 (%)
250 (min)	400 a 550	20
5 ≤ Espessura ≤ 16 mm		

BM = Base de medição

A resistência ao impacto do aço A-36 no ensaio Charpy, segundo a ASTM é de 34 J (valor médio) para as temperaturas do corpo-de-prova de 0, -20 e -40°C.

### **3.1.2 Metal de adição**

O metal de adição utilizado nesta pesquisa é o arame tubular OK Tubrod 71Ultra da ESAB, normatizado pela AWS A 5.29, com a classificação E71 T-1, cujas especificações técnicas como classificação, composição química, propriedades mecânicas e homologações, informadas pelo fabricante ESAB, são apresentadas no ANEXO A.

## **3.2 Equipamentos utilizados na soldagem**

A soldagem foi realizada no Laboratório de Soldagem e Aspersão Térmica da UTFPR em Curitiba - PR, utilizando os equipamentos abaixo descritos e identificados na Figura 3.1, a seguir:

- uma fonte de energia (1) para soldagem multiprocesso marca IMC MODELO INVERSAL 450 e seus acessórios, que reúne num mesmo equipamento, todas as características necessárias que possibilitam a sua utilização em vários processos de soldagem;
- um cabeçote alimentador de arame (2) e do controle remoto do sistema (8) de deslocamento automatizado da tocha;
- um sistema de deslocamento automatizado da tocha de soldagem (6) chamado TARTÍPOLE V1, que permite controlar, pelo painel, a velocidade de soldagem garantindo a repetibilidade do valor desse parâmetro durante os experimentos;
- um mecanismo de ajuste vertical (5), acoplado ao sistema de deslocamento da tocha (6), que permite a regulagem manual da DBCP.

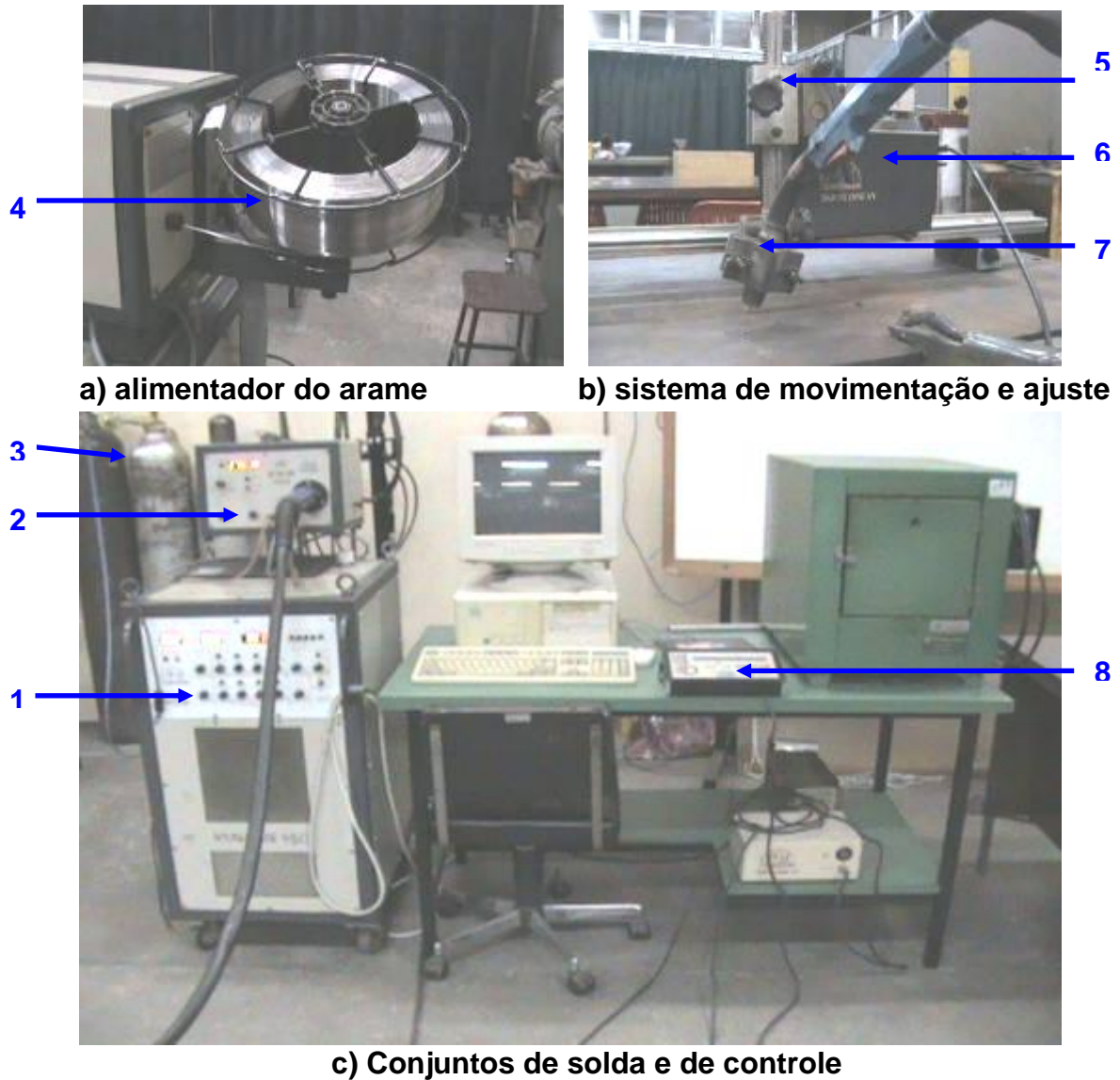


Figura 3.1 – Equipamentos utilizados para soldagem dos experimentos.

Sendo:

- 1) Fonte de energia;
- 2) Cabeçote alimentador de arame;
- 3) Cilindro de gás CO<sub>2</sub> com regulador de vazão;
- 4) Sistema de alimentação do arame tubular;
- 5) Dispositivo de ajuste vertical;
- 6) Sistema TARTÍPOLE V1;
- 7) Sistema de inclinação manual da tocha;
- 9) Controle remoto do sistema de deslocamento automatizado da tocha.

As principais características da fonte são:

- Corrente nominal de 300 A;
- Tipo de corrente contínua ou alternada (constante ou pulsada);
- Potência máxima consumida de 12 kW;
- Fator de serviço de 100% para a capacidade máxima de 450 A;
- Fator de trabalho de 0,94;
- Tensão em vazio de 56 V.

### **3.3 Metodologia**

A metodologia adotada é apresentada inicialmente de forma esquemática na Figura 3.2, descrevendo como foi feita a seleção dos parâmetros e de seus valores utilizados, a preparação dos experimentos, os procedimentos de soldagem utilizados, a pesagem dos experimentos para o cálculo da taxa de deposição de cada um, o corte e a retiradas de amostras para os ensaios mecânicos (de resistência ao impacto pelo método Charpy, de resistência à tração e de dureza), e para os ensaios metalográficos (caracterização microestrutural e macroestrutural).

O Pré-teste foi realizado em oito chapas sem chanfros com simples deposição do cordão de solda, utilizando os parâmetros e valores selecionados para cada um dos experimentos, consoante Tabela 3.3. O objetivo dessa etapa foi assegurar que tais valores fossem adequados para abertura do arco elétrico, à completa formação dos cordões de solda e para aspectos ligados à qualidade da solda e à quantidade de respingos.

Após a esquematização mostrada na Figura 3.2, é apresentada uma descrição de cada uma dessas etapas.

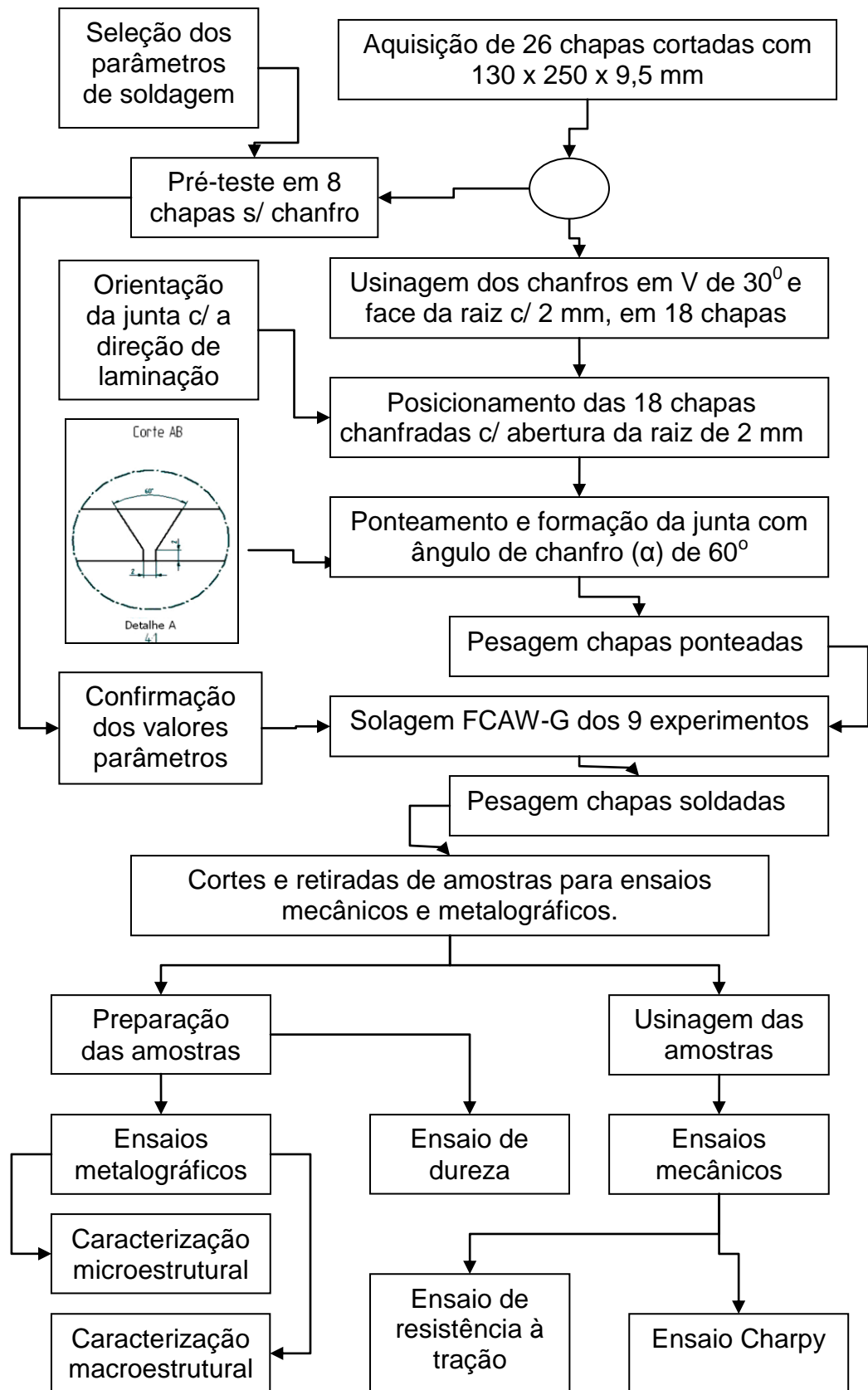


Figura 3.2 – Esquematização da preparação, caracterização e ensaios dos experimentos.



### 3.3.1 Seleção dos parâmetros de soldagem

Os parâmetros de soldagem utilizados nesta pesquisa foram a tensão do arco (V), a velocidade de alimentação do arame ( $V_{alim}$ ) e a distância bico de contato-peça (DBCP), selecionados com base em RODRIGUES (2005), que utilizou ferramentas estatísticas de análise de planejamento fracionário e de fatorial completo, selecionou-os como os parâmetros de soldagem mais influentes no processo FCAW. Neste trabalho, cada um dos três parâmetros foi variado em dois níveis, obtendo-se oito experimentos. Os valores da Tabela 3.5, foram selecionados com base em RODRIGUES, (2005) e nas especificações técnicas disponibilizada pela ESAB, constante do ANEXO A.

O Experimento Pc corresponde ao ponto central entre os níveis baixo e alto do fator, e os seus valores foram calculados pelas médias da tensão entre 26 e 34 V, da  $V_{alim}$  entre 10 e 12,5 m/min e da DBCP entre 16 e 20 mm.

Tabela 3.3 – Valores dos parâmetros variáveis utilizados nos experimentos.

Experimento	Tensão (V)	$V_{alim}$ (m/min)	DCBP (mm)
Pc	30	11,25	18
1	26	10	16
2	34	10	16
3	26	12,5	16
4	34	12,5	16
5	26	10	20
6	34	10	20
7	26	12,5	20
8	34	12,5	20

Foi mantida fixa durante a soldagem a velocidade de soldagem em 30 cm/min, inclinação da tocha com ângulo de 70° na posição “puxando”, e recuo do bico de contato parametrizado em 6 mm, Figura 3.3.

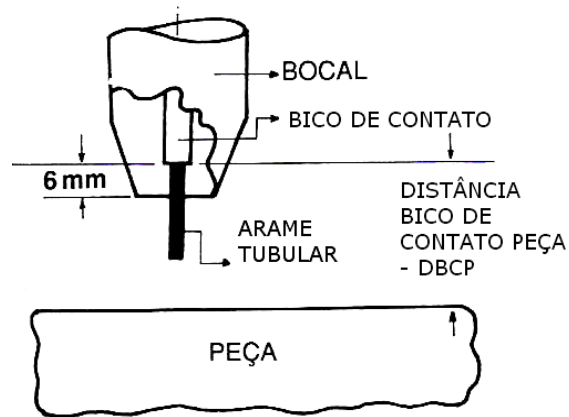


Figura 3.3 – Representação esquemática da DBCP e do recuo de 6 mm. (WAINER, 1992).

### 3.3.2 Preparação das chapas e pré-teste

Foram utilizadas vinte e seis chapas laminadas de aço ASTM A-36 com espessura de 9,5 mm, fornecidas cortadas nas dimensões de 130 x 250, deste total, 8 foram utilizadas no pré-teste e 18 nos experimentos, as quais tiveram uma das laterais de 250 mm (orientada para a direção de maior resistência à tração em materiais laminados), usinada numa fresadora universal, um chanfro em “V”, com ângulo de bisel ( $\beta$ ) de  $30^\circ$ , e face da raiz (s) com 2 mm, Figura 3.4..

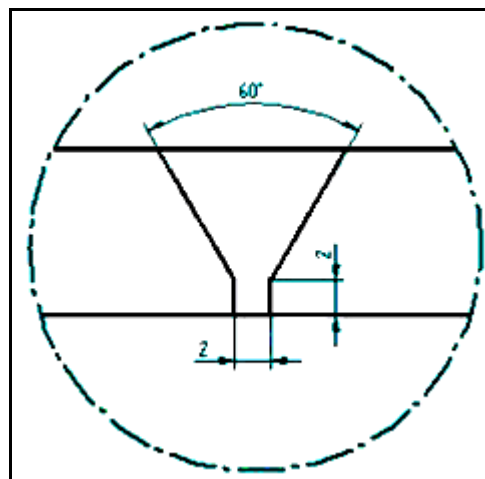


Figura 3.4 – Detalhe da junta de topo com ângulo de  $60^\circ$ , face e abertura da raiz de 2 mm.

Para a correta orientação da direção de laminação das chapas de 130 x 250 mm, antes do ponteamto, as laterais chanfradas, foram posicionadas frente a frente, alinhando-se com o eixo longitudinal da junta, sendo então ponteadas com a abertura da raiz de 2 mm, resultando uma junta plana de topo com ângulo de chanfro ( $\alpha$ ) de 60°, Figura 3.5.

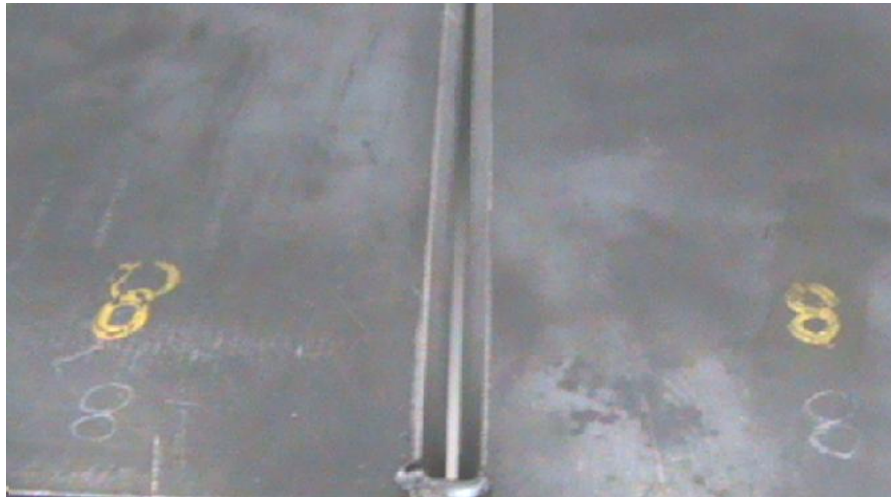


Figura 3.5 – Fotografia da junta de topo antes da soldagem

Objetivando a caracterização da morfologia do cordão de solda, foram realizadas várias deposições sobre oito chapas-teste sem chanfro, para estudar a influência da tensão do arco, da velocidade de alimentação do arame e da DBCP sobre a morfologia (largura, penetração e reforço) da região soldada, a fim de que fossem adotados na soldagem dos experimentos, os valores adequados desses parâmetros. A da corrente de soldagem decorrente de cada experimento foi registrada (APÊNDICE A) a fim de possibilitar os cálculos da energia de soldagem pela Equação 2.1.

### 3.3.3 Procedimentos de soldagem

Na execução da soldagem dos experimentos foi empregando o processo FCAW-G utilizando como gás de proteção auxiliar o CO<sub>2</sub>, regulado para uma vazão constante de 15 litros/min e arame tubular de 1,2 mm de diâmetro, com acionamento mecanizado (controle automatizado da alimentação do arame e do deslocamento do cabeçote de soldagem pelo equipamento), porém sem tecimento.

Os cordões de soldas foram então executados com alinhamento na direção de laminação das chapas. Obteve-se 9 conjuntos de chapas soldadas para os experimentos, conforme Figura 3.6.

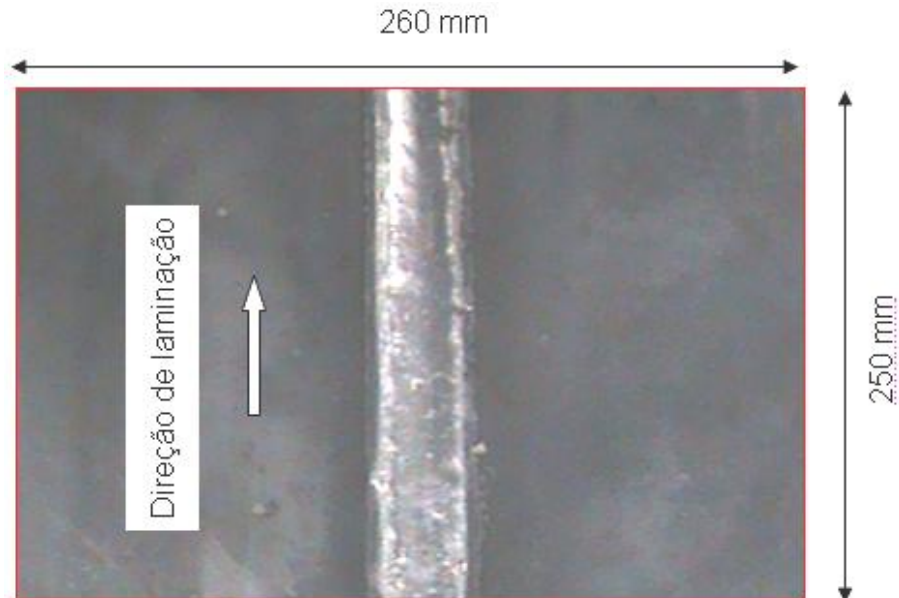


Figura 3.6 – Fotografia das chapas soldadas mostrando a orientação da direção de laminação e do cordão de solda.

Os cordões de solda foram realizados na posição plana de topo em dois passes principais na face chanfrada, sendo o primeiro passe de raiz e o segundo de acabamento. Antes da soldagem do segundo passe, foi feito esmerilamento sobre o passe raiz e a limpeza com escovação rotativa.

Após a realização do segundo passe, foi realizado esmerilamento no verso das chapas pela raiz da solda e realizado um passe reverso. Figura 3.7.

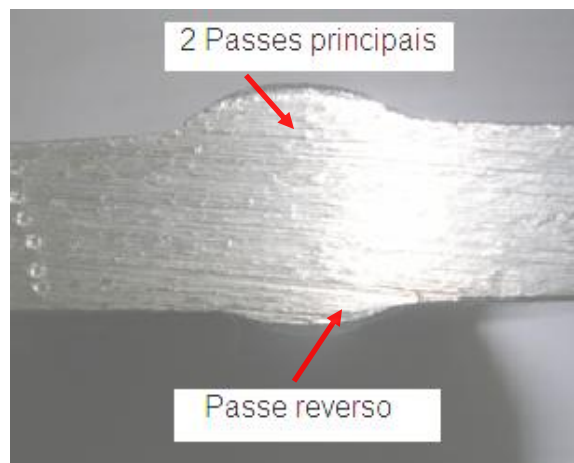


Figura 3.7 - Corte transversal do cordão de solda mostrando os passes efetuados.

### 3.3.4 Taxa de deposição

Objetivando expressar a taxa de deposição do metal de adição em kg/h, antes do corte e retiradas das amostras, a massa de cada conjunto de chapa soldado, foi medida numa balança eletrônica de precisão marca MART, com capacidade máxima de 20 kg e calibração certificada.

A taxa de deposição foi expressa em unidade de massa por unidade de tempo, e calculada pela Equação 3.1. Na qual  $m_{final}$  representa a massa do conjunto soldado medida depois da soldagem do segundo passe, e antes da aplicação do passe reverso, e  $m_{inicial}$  é a massa do conjunto (somente ponteadado) medida antes da realização do primeiro passe de solda. Os valores são apresentados no APÊNDICE B.

$$TD = \left( \frac{m_{final} - m_{inicial}}{ts} \right) \text{ em (kg/h)} \quad \text{Eq. 3.1}$$

O tempo de soldagem de cada passe foi calculado segundo a Equação 3.2 em função do espaço percorrido pelo arame tubular durante a soldagem, dividido pela velocidade de soldagem “ $v$ ” (cm/min). O espaço foi tomado como sendo o comprimento da chapa, sendo este padronizado em 25(±0,2) cm, medido na direção de laminação das chapas. Os valores são apresentados no APÊNDICE C.

$$ts = \left( \frac{25}{60 \cdot v} \right) \text{ em (h)} \quad \text{Eq. 3.2}$$

### 3.3.5 Localização das amostras para corpos-de-prova

A Figura 3.8, mostra o esquema de retirada de amostras para a confecção dos corpos-de-prova para os ensaios Charpy, de resistência à tração e metalográficos. A Norma ANSI/AWS D1. 1-96 recomenda desprezar o início e o final do comprimento do cordão de solda, visando obter amostras de uma região da junta soldada na qual tenha ocorrida à homogeneização da temperatura durante a soldagem. Portanto foi serrada e refutada a largura de 30 mm das extremidades de cada conjunto soldado, corte AB mostrado na Figura 3.8.

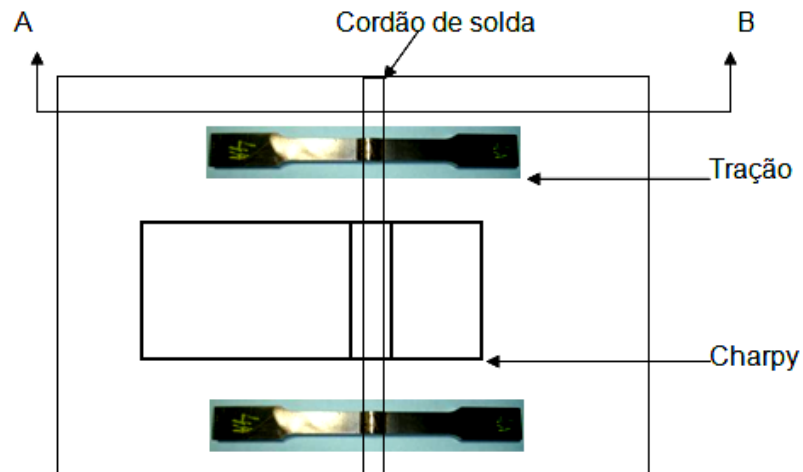


Figura 3.8 – Localização da retirada das amostras para corpos-de-prova.

### 3.3.6 Caracterização microestrutural

A preparação metalográfica foi iniciada com o recorte transversal do cordão de solda em cortadora metalográfica AROTEC Modelo COR-40, com disco de corte AA-4 Liso, Ø 230 x 1,5 mm, sob refrigeração, depois disso foi realizado o embutimento em baquelite, seguido do lixamento com granulometrias na sequência de 220, 240, 400, 600, 800 e 1200. Após o lixamento foi realizado o polimento utilizando pastas abrasivas de alumina com granulometrias e sequência de 1µm, 0,3 µm, e 0,05 µm, seguido do ataque químico com Nital 5%, durante 15 s de imersão.

As análises das micrografias foram realizadas em um microscópio óptico OLYMPUS, modelo BX51M, com aumentos de 25, 100, 200 e 500X, com o objetivo de caracterizar as regiões do cordão de solda. Uma réplica de cada experimento foi considerada como representativa para a aquisição de imagens.

Nas análises microestruturais foram examinados os microconstituintes na zona de fusão, zona de ligação, zona termicamente afetada e no metal de base.

### 3.3.7 Caracterização macroestrutural

A morfologia do cordão de solda foi analisada por meio de macrografias realizadas utilizando os mesmos procedimentos dos ensaios metalográficos, até o polimento. Em seguida foi realizado o ataque químico por imersão em reagente Nital 10% durante 60 s. As amostras preparadas foram então analisadas utilizando o microscópio óptico marca OLYMPUS. A largura, o reforço e a penetração do cordão

de solda, Fig.3.9, foram medidas três vezes, sendo a sua média considerada como dimensão válida.

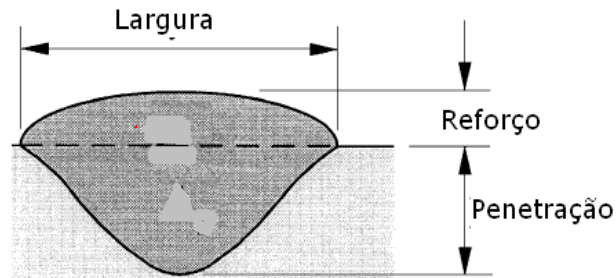


Figura 3.9 – Desenho esquemático das dimensões do cordão de solda  
Adaptada de (TESKE, 2006).

### 3.3.8 Ensaios de resistência ao impacto

Com o propósito de verificar a influência dos parâmetros utilizados sobre a resistência ao impacto, foram comparados os valores mínimos de energia absorvida no ensaio Charpy criogênico, ao valor médio de 34 J, recomendado para o aço ASTM A-36 (metal de base). Os resultados da energia absorvida em Joule serão apresentados em relação à tensão, velocidade de alimentação e DBCP.

A resistência ao impacto foi avaliada por meio do ensaio Charpy, utilizando corpos-de-prova com entalhe em V, tipo transversal, (perpendicular ao eixo longitudinal da solda). Os corpos-de-prova do tipo dimensões reduzidas (*sub-size*) de 10 x 5 mm e comprimento de  $55 \pm 0,6$  mm, com profundidade do entalhe de 2 mm, segundo a norma ABNT NBR 6157 /1980. Este procedimento é usado para materiais cujas dimensões não permitem o uso do corpo-de-prova padrão (10 x 10 mm). A localização para as retiradas das amostras seguiu as recomendações da norma ASTM E23, *Welding Handbook* (2001), Figura 3.10, assim como o número mínimo de três corpos-de-prova para cada seção examinada, sejam ZF, ZTA e metal de base (MB). A posição de usinagem do entalhe foi conforme Tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Posicionamento do entalhe nas regiões do cordão de solda e MB

Seção examinada	ZF	ZTA	MB
Posição do entalhe	Coincidente com centro do cordão	A 2 mm do centro do cordão	Em qualquer região do MB

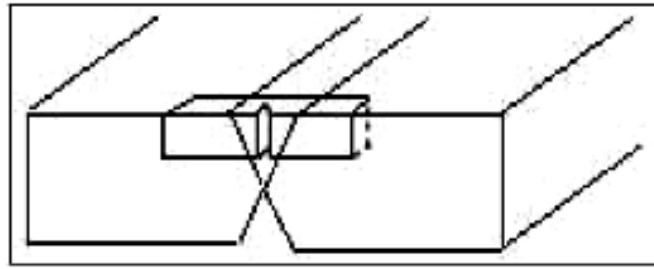


Figura 3.10 – Representação esquemática da localização dos corpos-de-prova Charpy. (FIGUEIREDO, 2004).

As amostras das chapas para os corpos-de-prova do ensaio Charpy foram rebaixadas na sua espessura nominal de 9,5 mm para 5,1mm e depois retificadas para  $5,0 \pm 0,05$  mm. Na sequência foram recortadas utilizando cortadora metalográfica AROTEC modelo COR-40, com disco de corte AA-4 Liso,  $\varnothing 230 \times 1,5$  mm, sob refrigeração, obtendo-se as dimensões de 10x5 mm, com seção resistente de 8x5 mm, segundo a norma ABNT NBR 6157 (1980).

Na sequência, os corpos-de-prova foram entalhados em "V" com profundidade de  $2 \pm 0,05$  mm e raio  $0,25 \pm 0,025$  mm, usinados numa brochadeira vertical marca PANAMBRA, utilizando ferramenta (brocha) com perfil normatizado para tal fim, Figura 3.11.

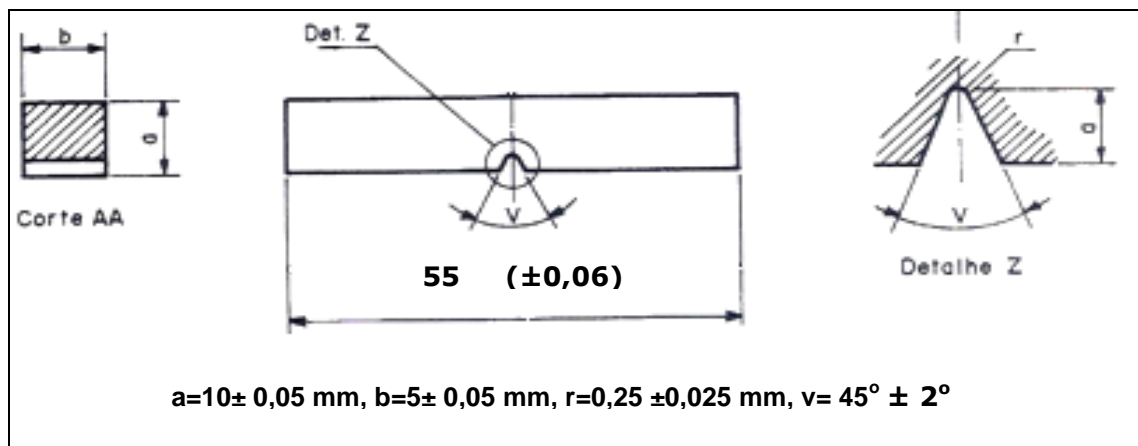


Figura 3.11 – Dimensões do corpo-de-prova reduzido e o detalhe do entalhe Charpy. Adaptada de (ABNT NBR 6157, 1980).

Os testes foram realizados num pêndulo para ensaio de resistência ao impacto, com capacidade de 0 a 300J, marca PANAMBRA modelo JB 300B, com o martelo de 150 J, acionado eletricamente e com indicação analógica da energia absorvida em (J).



A temperatura de ensaio foi de acordo com a norma AWS D1. 1 (2008), na qual disciplina que esses ensaios devem ser realizados a uma temperatura máxima de  $-18^{\circ}\text{C}$ , sendo usada à temperatura de  $-20^{\circ}\text{C}$ . Para tanto, as amostras foram resfriadas a  $-50^{\circ}\text{C}$ , num equipamento chamado ultra freezer marca INDREL modelo IULT 335D, em seguida equalizadas para a temperatura de ensaio.

### 3.3.9 Ensaio de resistência à tração

Para a preparação dos corpos-de-prova com vistas a avaliar a resistência do cordão de solda, foram retiradas três amostras de cada experimento, totalizando 27 corpos-de-prova, com a localização segundo a Norma AWS D1. 1 96, na direção transversal da amostra na qual o seu eixo longitudinal é perpendicular ao eixo longitudinal do cordão de solda.

As amostras foram serradas utilizando serra de fita contínua, marca RONEMARK modelo MR-250, Figura 3.12. Em seguida, foram usinadas em máquina CNC, com as dimensões e tolerâncias, conforme norma ABNT NBR 6152.



Figura 3.12 – Fotografia de amostras serradas para confecção de corpos-de-prova ensaio de tração.

Os ensaios de resistência à tração dos cordões de solda foram executados segundo a norma ABNT NBR 6152, a qual recomenda temperatura ambiente entre

10°C e 35°C, seguindo ainda os demais procedimentos e as orientações dessa norma quanto às dimensões, tolerâncias e forma dos corpos-de-prova, condições de ensaio (velocidades do ensaio, métodos de fixação, determinações e incertezas dos valores das tensões).

Os testes foram realizados numa máquina marca EMIC modelo DL-2000, com célula de carga Trd12 de capacidade até 20 kN, controlada por computador, por meio do programa TESC Versão 3.05. O ensaio foi à temperatura ambiente de 25°C e a velocidade de tensionamento de 25 mm/min.

### 3.3.10 Ensaio de dureza

Para a avaliação da dureza foi utilizado o ensaio Vickers (HV) por meio de medições com o durômetro marca MITUTOYO modelo HM-100 Serie 810-127 A, com carga de 1,0 kgf, utilizando *software* HM Versão 5.0 equipado com penetrador piramidal de diamante com base quadrada. A medição foi na seção transversal da solda em doze pontos, possibilitando a obtenção de um perfil de dureza ao longo cordão de solda, distribuído em três linhas conforme Figura 3.13. O tempo de permanência sob carga para cada ensaio foi de 30s, Os corpos-de-prova foram os mesmos utilizados para os ensaios metalográficos. O distanciamento mínimo entre impressões consecutivas de 0,5 mm seguiu o previsto pela norma ASTM – E 389 (1998).

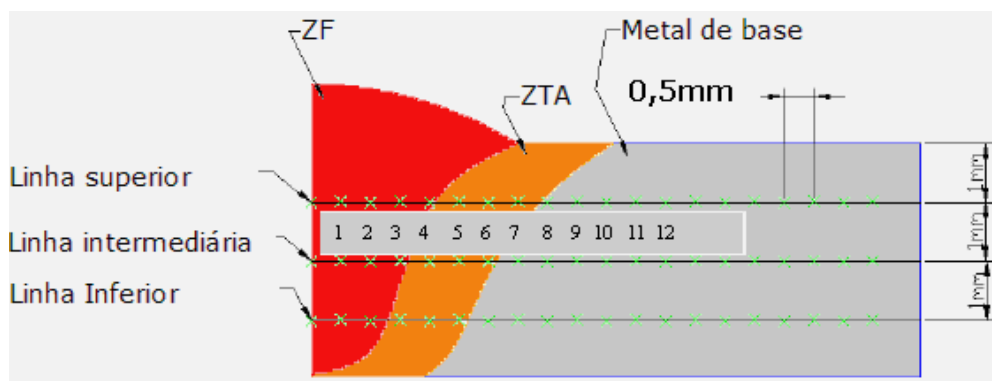


Figura 3.13 – Desenho esquemático da seção transversal da solda e das impressões de dureza. Adaptada de (CAMPOS, 2005).

## 4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo serão apresentados os resultados obtidos nos ensaios realizados consoante descrição no Capítulo 3, os quais foram comparados em relação às mudanças dos valores preestabelecidos para cada parâmetro variável, assim como foi feita à discussão pertinente aos efeitos dessas mudanças nas propriedades, na taxa de deposição do metal de adição, nas microestruturas do metal de base e da solda.

### 4.1 Microestruturas encontradas nas regiões da solda

#### 4.1.1 Zona Fundida (ZF)

A região da zona fundida apresentou os seguintes microconstituintes, grãos colunares de ferrita acicular AF, com ferrita de contorno de grãos PF(G), regiões com ferrita de segunda fase alinhada FS (A) e ferrita intragranular poligonal PF (I), Figuras 4.1 A e 4.1 B a seguir. A presença dessas microestruturas era esperada conforme citado no item 2.7.

Foi observada a presença de grãos de perlita colunares FC (P), Figura 4.1 A, que cresceram a partir dos grãos do metal de base (na mesma direção cristalográfica) e ferrita primária PF (I), Figura 4.1 B.

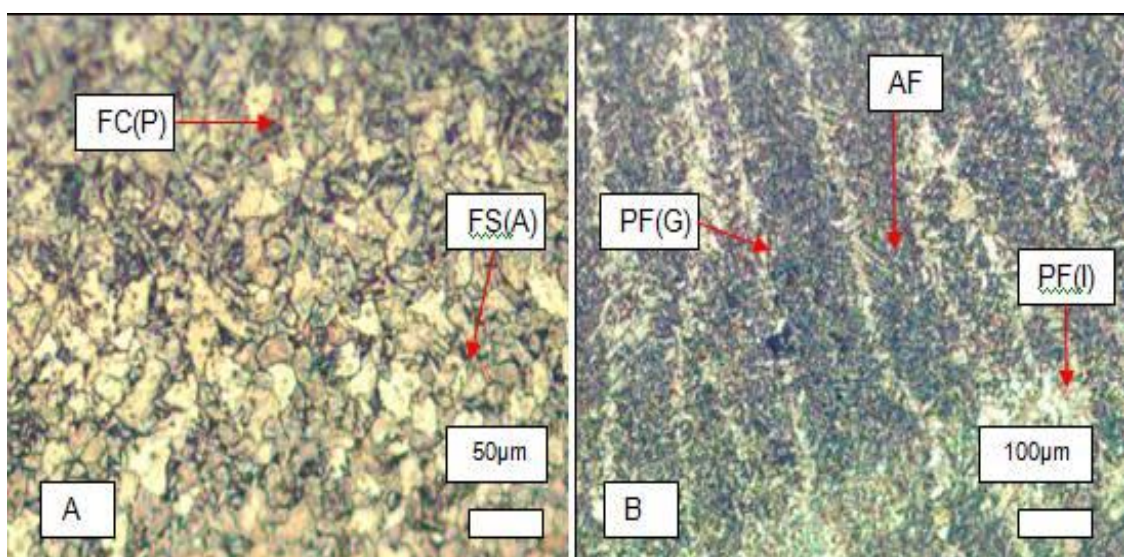


Figura 4.1 – Microconstituintes encontrados na Zona Fundida.

### 4.1.2 Zona Termicamente Afetada (ZTA)

A região da ZTA apresentou grão de ferrita ao se aproximar do metal de base e na região contígua a zona fundida, apresentou ferrita com segunda fase alinhada FS (A), Figura 4.2 A. Na região próxima do segundo passe foram encontrados grãos refinados de ferrita e de perlita, Figura 4.2 B.

Esse refino de grão era esperado e decorreu provavelmente da austenitização da região do passe anterior pelo passe subsequente, alinhando-se com as afirmativas de Marques *et al.*, (2008) e Davis & King *apud* Santos Neto, (2003).

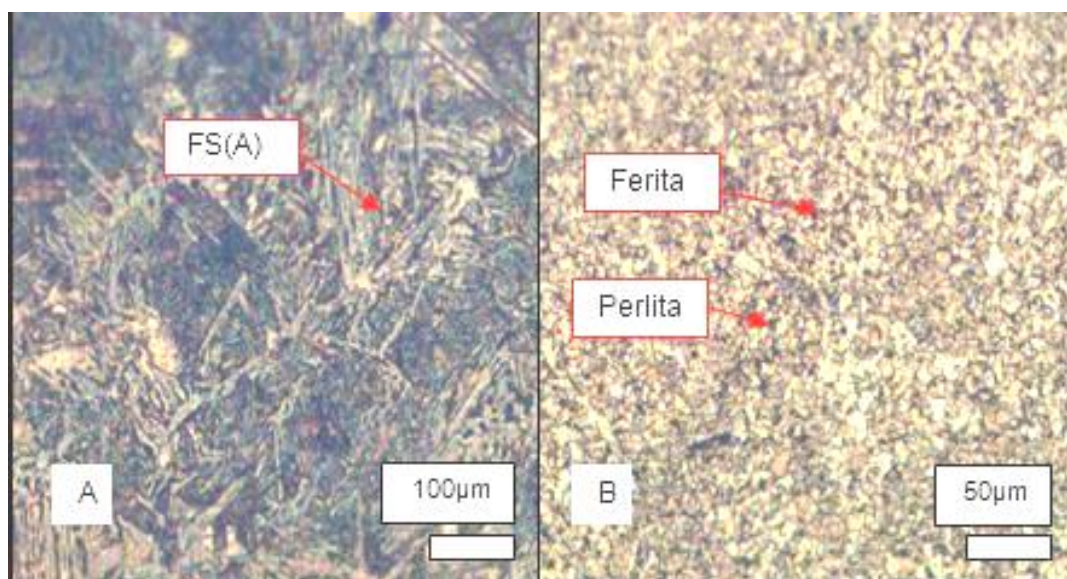


Figura 4.2 - Microconstituintes encontrados na ZTA.

A presença de grande quantidade de ferrita nas microestruturas encontradas nessa zona que a mesma esta associada a altos níveis de resistência, como foi citado no item 2.8, o que veio a se confirmar no comportamento do material da solda, comprovando-se os resultados dos ensaios de resistência à tração, mostrados na Tabela 4.7 (p.62).

### 4.1.3 Zona de Ligação

Na região da Zona de Ligação as microestruturas observadas na fronteira entre a ZF e a ZTA, Figura 4.3 A, apresentou grãos colunares de perlita FC(P), ferrita de contorno de grão PF(G) e ferrita acicular AF (ripas claras), Figura 4.3 (B).



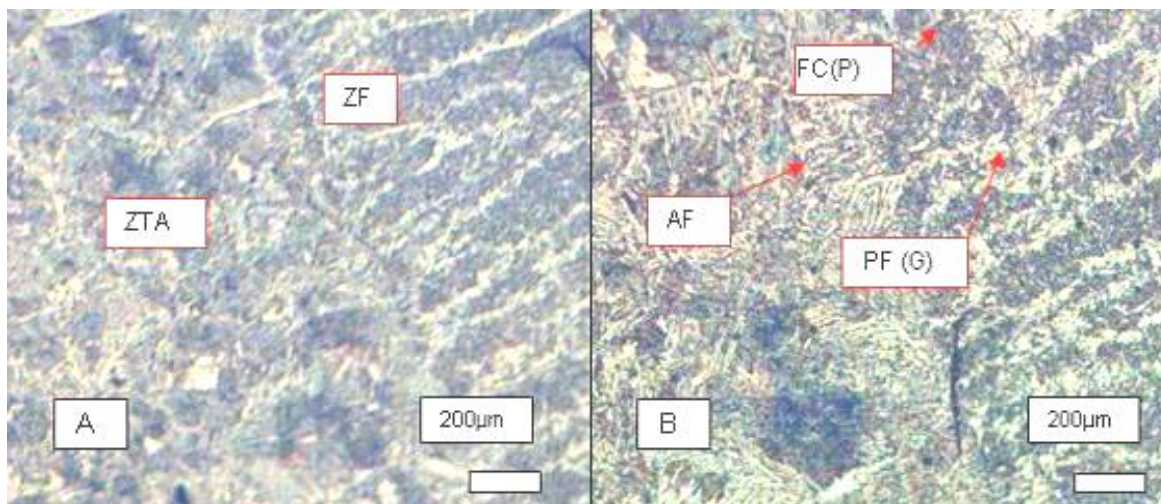


Figura 4.3 - Microconstituíntes encontrados na Zona de Ligação.

Foram encontrados ainda grãos de perlita colunares que cresceram a partir dos grãos do metal de base (na mesma direção cristalográfica) e ferrita primária (PF). No metal de base foi observada a presença de colônias de perlita FC(P) e ferrita primária (PF) ou proeutetóide com morfologia acicular, Figura 4.4..

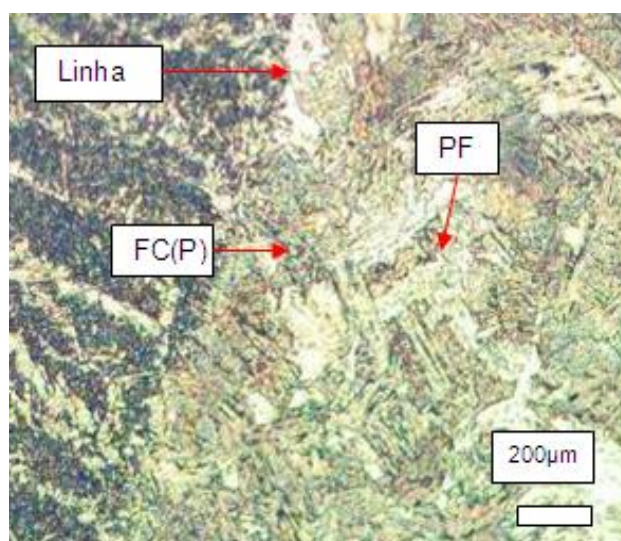


Figura 4.4 - Microconstituíntes encontrados próxima da linha de ligação.

## 4.2 Morfologia do cordão de solda

Nos pré-testes de caracterização morfológica da largura, do reforço e da penetração do cordão de solda observou-se a adequada seleção dos valores utilizados da tensão,  $V_{alim}$  e DBCP, a facilidade com que a transferência metálica foi

efetuada e a formação mínima da escória, necessitando apenas de uma rápida limpeza com escova de aço rotativa, para preparar o conjunto ao passe seguinte.

#### 4.2.1 Efeito da tensão.

A Figura 4.5 apresenta as macrografias obtidas para as tensões do arco de 26 V e 34 V, com a mesma DBCP de 16 mm e velocidade de alimentação de 10 m/min. Verifica-se a redução da penetração e do reforço e a aumento da largura do cordão de solda com a mudança do nível de tensão.

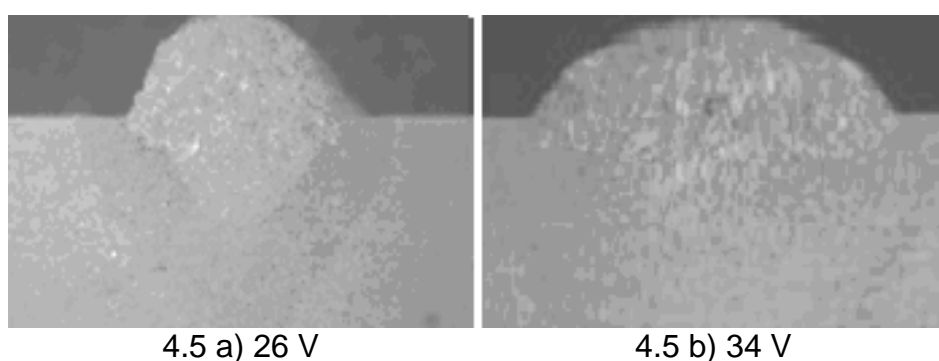


Figura 4.5 – Alterações na morfologia da solda com o aumento de 26 V para 34 V.

Conforme dados da Tabela 4.5, a largura aumento 23,43%, com a mudança da tensão de 26 V para 34 V. Tal comportamento está de acordo com descrito na literatura, (WAINER *et al.*, 1992).

Tabela 4.1 – Resultados da determinação da morfologia em relação à tensão.

Morfologia			Tensão (V)	
			26	34
Largura	Unidade	(mm)	12,29	15,17
	Comportamento	Aumentou	-	23,43%
Reforço	Unidade	(mm)	2,62	2,41
	Comportamento	Reduziu	-	8,01%
Penetração	Unidade	(mm)	7,61	6,96
	Comportamento	Reduziu	-	8,54%

O comportamento do reforço do cordão para os mesmos níveis de mudança da tensão apresentou redução de 8,01%, Tabela 4.1. Esse comportamento se alinha, por analogia, com a afirmativa de RODRIGUES (2005), que ao estudar o índice de convexidade (relação do reforço pela largura do cordão), concluiu que, aumentando-se a tensão, tem-se uma diminuição desse índice. Isso foi verificado com a mudança da tensão de 26 V para 34 V, que fez reduziu em 8,01% o reforço e aumentou em 23,43% a largura, validando assim o comportamento do reforço em relação ao aumento da tensão.

Com relação do efeito da tensão sobre a penetração, a Tabela 4.1 mostra que a penetração reduziu em 8,54% com a mudança da tensão de 26 V para 34 V. Tal comportamento está de acordo com a literatura, (WAINER, 1992).

De forma geral o comportamento da morfologia do cordão não apresentou alterações significativas nos valores absolutos da largura, que aumentou 2,88 mm, do reforço e da penetração que reduziram respectivamente 0,65 mm e 0,21 mm, em relação à mudança da tensão de 26 V para 34 V, Figura 4.6..

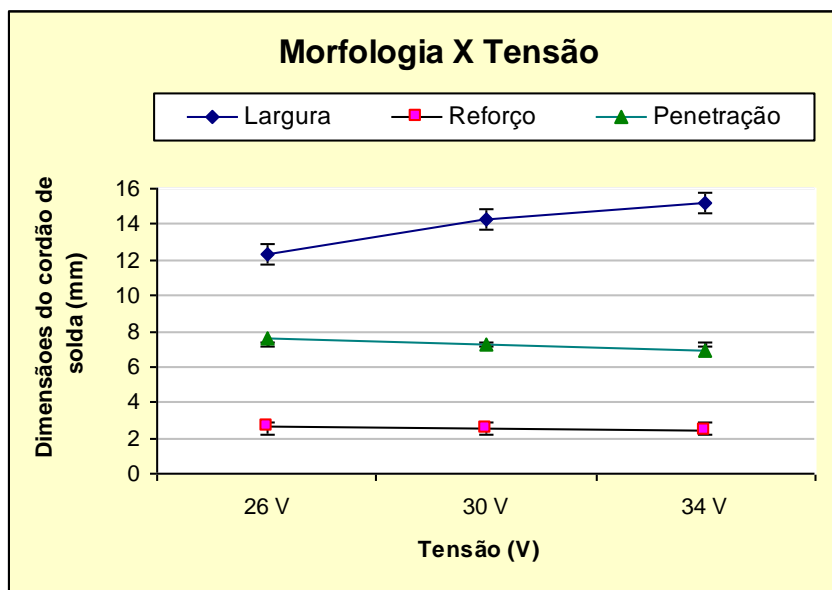


Figura 4.6 – Comportamento da morfologia do cordão de solda em função da tensão.

### 4.2.2 Efeito da velocidade de alimentação

Conforme a Tabela 4.2 com a mudança  $V_{alim}$  de 12,5 m/min para 10 m/min, ocorreu aumento da largura, do reforço e da penetração do cordão de solda respectivamente de 14,26%, 8,6% e 10,43%.

Tabela 4.2 – Resultados da determinação da morfologia em relação a  $V_{alim}$ .

Morfologia			$V_{alim}$ (m/min)	
			10	12,5
Largura	Unidade	(mm)	12,53	14,26
	Comportamento	Aumentou	-	13,80%
Reforço	Unidade	(mm)	2,44	2,65
	Comportamento	Aumentou	-	8,60%
Penetração	Unidade	(mm)	6,71	7,41
	Comportamento	Aumentou	-	10,43%

Resumidamente o comportamento da morfologia do cordão em relação às mudanças de valores da  $V_{alim}$  não apresentou alterações significativas na largura, no reforço e na penetração. Figura 4.7.

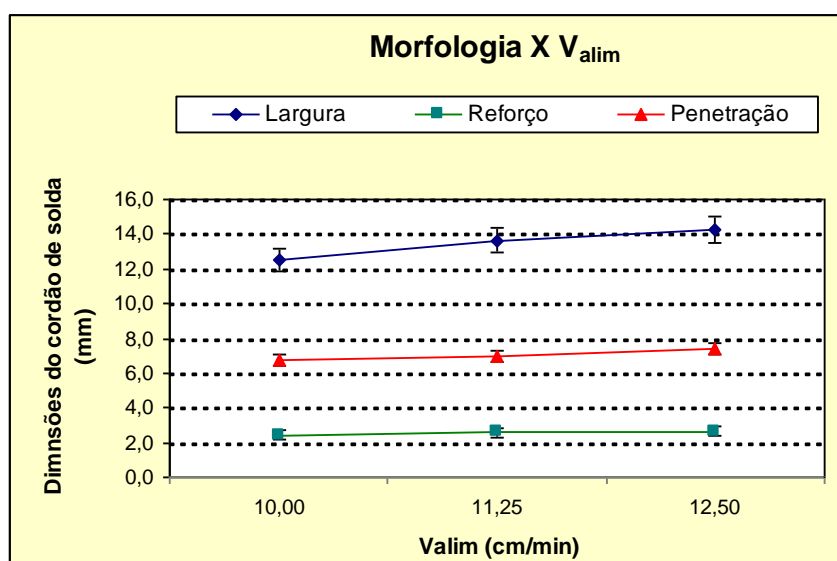


Figura 4.7 - Comportamento da morfologia do cordão de solda em função da  $V_{alim}$ .



### 4.2.3 Efeito da DBCP.

Os dados da Tabela 4.3, indicam que a mudança na DBCP de 16 para 20 mm, a largura reduziu 1,66 mm, o reforço apenas 0,21 mm e a penetração 0,68 mm. Esse comportamento está de acordo com o apresentado no gráfico da Figura 2.5 (p.13).

Tabela 4.3 - Resultados da determinação da morfologia em relação à DBCP.

Morfologia			DBCP (mm)	
			16	20
Largura	Unidade	(mm)	<b>13,73</b>	12,07
	Comportamento	Reduziu	-	12,09%
Reforço	Unidade	(mm)	<b>2,72</b>	2,51
	Comportamento	Reduziu	-	7,72%
Penetração	Unidade	(mm)	<b>7,72</b>	7,04
	Comportamento	Reduziu	-	8,80%

De forma geral o comportamento da morfologia do cordão, consoante a Figura 4.8, não apresentou alterações significativas nos valores absolutos da largura, reforço e penetração, em relação às mudanças da distância bico de contato-peça.

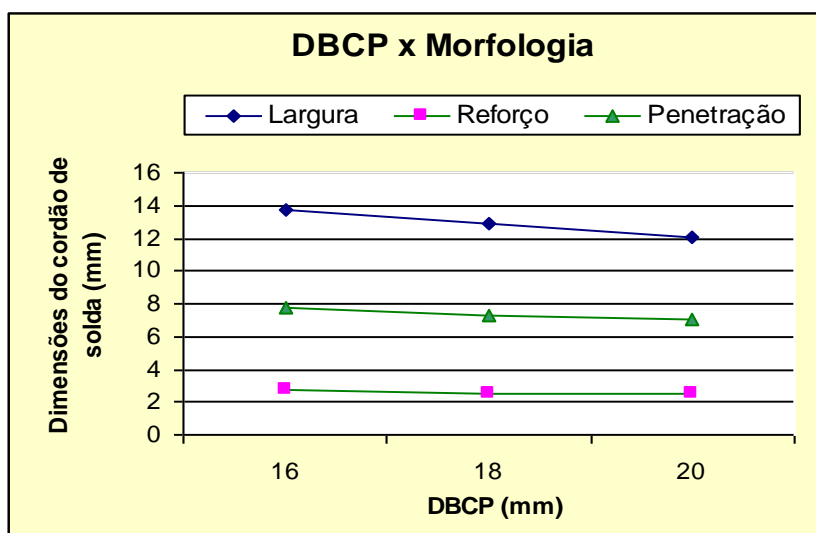


Figura 4.8 - Comportamento da morfologia do cordão de solda em função da DBCP.

### 4.3 Taxa de deposição

Os valores da taxa de deposição de cada experimento são apresentados no APÊNDICE B.

A Tabela 4.4 apresenta para cada parâmetro de soldagem os valores médios da taxa de deposição selecionados para cada nível de tensão,  $V_{alim}$  e DBCP utilizados.

Tabela 4.4 – Resultados da taxa de deposição obtida em relação à tensão,  $V_{alim}$  e DBCP.

Parâmetro de soldagem		Taxa de deposição (Kg/h)				Valor Médio (kg/h)	Desvio Padrão
Tensão (V)	26	3,42	4,14	3,24	3,60	3,60	0,39
	34	3,06	4,32	3,42	4,21	3,75	0,89
$V_{alim}$ (m/min)	10	3,42	3,06	3,24	3,42	3,28	01,8
	12,5	4,14	4,32	3,60	4,21	4,07	0,13
DBCP (mm)	16	3,42	3,06	4,14	4,32	3,74	0,59
	20	3,24	3,42	3,60	4,21	3,62	0,42

#### 4.3.1 Efeito da tensão na taxa de deposição

Em relação a esse parâmetro, o maior valor médio da taxa de deposição foi de 3,75 kg/h para a tensão de 34 V, Tabela 4.4, sem que ocorresse porosidade ou mordedura no cordão de solda. Representando um aumento médio de 4,17% em relação à tensão de 26 V. Esse comportamento está de acordo com RODRIGUES (2005), o qual verificou que o aumento isolado da tensão não causa uma variação significativa, porém a interação tensão-DBCP maximiza a taxa de deposição para a combinação da tensão máxima com DBCP mínima. Como será mostrado a seguir no item 4.3.3.

#### 4.3.2 Efeito da velocidade de alimentação na taxa de deposição

Com a mudança da  $V_{alim}$  de 10 m/min para 12,5 m/min, a taxa de deposição apresentou um aumento no valor médio de 24,08%. Tabela 4.4.

Esse comportamento da proporcionalidade da taxa de deposição com a  $V_{alim}$  alinha-se com a literatura apresentada no item 2.4.2, a qual cita a relação direta da corrente de soldagem com a velocidade de alimentação, e ainda com o gráfico da Figura 2.3 (p.9).

### 4.3.3 Efeito da DBCP na taxa de deposição

Os dados da Tabela 4.4, mostram que a mudança na DBCP de 16 mm para 20 mm resultou uma redução média na taxa de deposição de 3,23%.

Esse comportamento condiz com o relatado na literatura citada no item 2.3 e mostrado no gráfico da Figura 2.3 (p.9), na qual segundo RODRIGUES (2005), a partir de 15 mm e até um valor de 17,5 mm na DBCP, tem-se um acréscimo da taxa de deposição, e a partir desse valor essa resposta começa a diminuir, o que se confirmou nos resultados obtidos nessa pesquisa, para a DBCP de 20 mm.

Relacionado os efeitos concomitantes da tensão, velocidade de alimentação e distância bico de contato-peça, sobre o comportamento da taxa de deposição, destaca-se a velocidade de alimentação como o parâmetro de maior significância, conforme Figura 4.9.

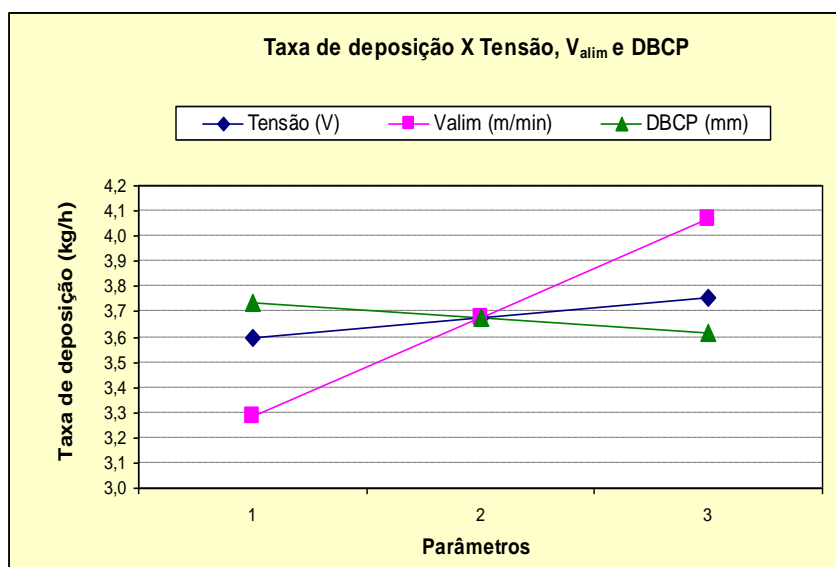


Figura 4.9 – Comportamento da taxa de deposição em relação à tensão,  $V_{alim}$  e DBCP.

### 4.3.4 Efeito da energia de soldagem na taxa de deposição

O gráfico da Figura 4.10 mostra a taxa de deposição máxima de 4,32 kg/h correspondendo à energia de soldagem de 145,7 J/cm, ocorrida para o Experimento 4, com os seguintes parâmetros: 34V, 12,5 m/min e 16mm, conforme Tabela 4.5.

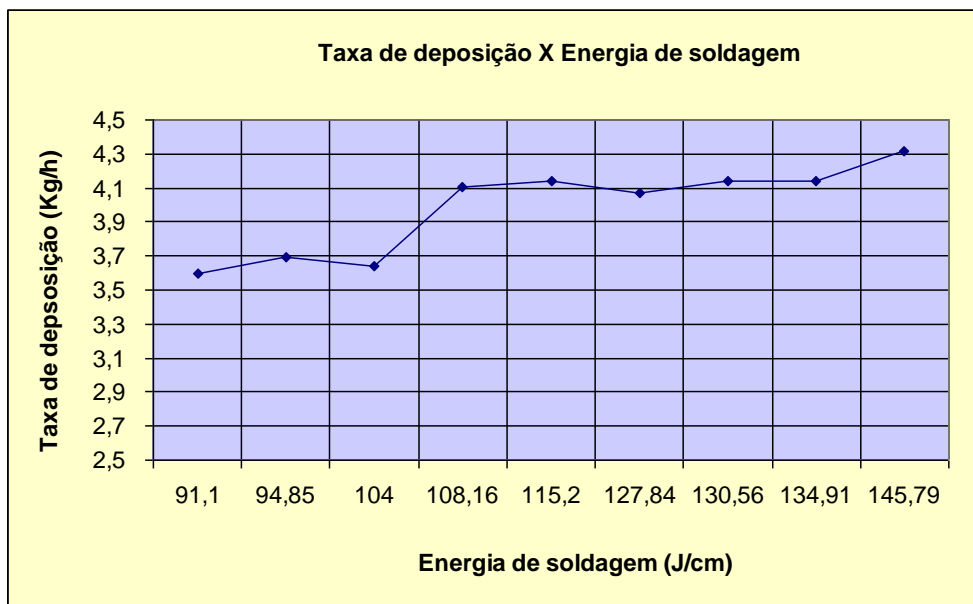


Figura 4.10 – Taxa de deposição em relação à energia de soldagem.

Tabela 4.5 – Resultados da taxa de deposição e da energia de soldagem.

Experimento	Tensão (V)	V <sub>alim</sub> (m/min)	DBCP (mm)	Corrente (A)	Taxa de deposição (kg/h)	Energia de soldagem (J/cm)
PC	30	11,5	18	240	4,14	115,20
1	<b>26</b>	<b>10</b>	16	228	3,42	<b>94,85</b>
2	34	10	16	240	3,06	130,56
3	26	12,5	16	260	4,14	108,16
4	34	12,5	16	268	4,32	145,79
5	<b>26</b>	<b>10</b>	20	219	3,24	<b>91,10</b>
6	34	10	20	235	3,42	127,84
7	26	12,5	20	250	3,60	104,00
8	34	12,5	20	248	4,21	134,91

Por outro lado a menor taxa de deposição foi de 3,24 kg/h com a energia de 91,10 J/cm, ocorrida para Experimento 5, que teve os seguintes parâmetros de soldagem: 26 V, 10 m/min e 20 mm, Tabela 4.5. Podendo-se inferir que a tensão, não de forma isolada, mas quando associada à baixa velocidade de alimentação (a menor foi de 10 m/min), foi o parâmetro de maior contribuição para a redução da energia de soldagem e da taxa de deposição, isso foi verificado nos Experimentos 1 e 5, Tabela 4.5.

#### 4.4 Resistência ao impacto

Os resultados obtidos da energia absorvida (J) nos ensaios de resistência ao impacto, Charpy criogênico, nas zonas ZF, ZTA e metal de base, em relação à tensão,  $V_{alim}$  e DBCP, utilizados, são apresentados na Tabela 4.6. O detalhamento dos valores obtidos de cada um desses parâmetros encontra-se tabelados no APÊNDICE B.

Tomando como referência o valor de 35,30 J, correspondente à média da energia absorvida verificada para o metal de base (100%), comparativamente se verifica que, a região da ZF apresentou uma redução de 1,7% (34,71 J) e na ZTA de 2,43% (34,46 J), mesmos assim esses valores estão acima do mínimo recomendado de 34 J, para o Aço ASTM A-36. Podendo-se concluir que a proximidade nos valores de energia absorvida apresentados foi um resultado positivo, e que não houve interferência significativa na resistência ao impacto para os níveis de valores da tensão, velocidade de alimentação e DBCP utilizados nesta pesquisa.

Tabela 4.6 – Resultados da energia absorvida em relação à tensão,  $V_{alim}$  e DBCP.

Regiões da solda	Tensão (V)		$V_{alim}$ (m/min)		DBCP (mm)		Valor médio (J)
	26	34	10	12,5	16	20	
	Energia absorvida (J)						
ZF	34,27	34,31	34,99	34,64	35,06	34,67	34,71
ZTA	34,55	35,01	34,17	35,49	<b>32,37</b>	35,26	34,46
MB	35,30	35,40	35,30	36,03	35,29	34,47	<b>35,30</b>

No APÊNDICE B são apresentados os valores da energia absorvida, obtidos em três corpos-de-prova de cada uma das regiões da solda.

Foi verificado que todos os corpos-de-prova rompidos nos ensaios Charpy, apresentaram à fratura de aspecto fosco ou fibroso correspondendo à fratura dúctil, CALLISTER, (2002), caracterizada por deformação bastante pronunciada antes da ruptura total da seção resistente original.

De forma geral, praticamente todos os valores médios estão acima do valor mínimo de 34 J recomendado para o aço ASTM A-36, portanto aceitáveis, a exceção para um caso ocorrido na região da ZTA com a DBCP de 16 mm, cuja média registrou 32,37 J.

#### 4.5 Resistência à tração

Os ensaios de tração transversal comprovaram a integridade das juntas soldadas, em razão de que todos os corpos de provas romperam no metal de base. Na Figura 4.11 são apresentados os corpos-de-prova dos experimentos PC, 1,4 e 8, soldados com os seguintes parâmetros de (30 V, 11,25 m/min, 18 mm), (26 V, 10 m/min, 16 mm), (34 V, 12,5 m/min; 16 mm) e (34 V, 12,5m/min, 20 mm).

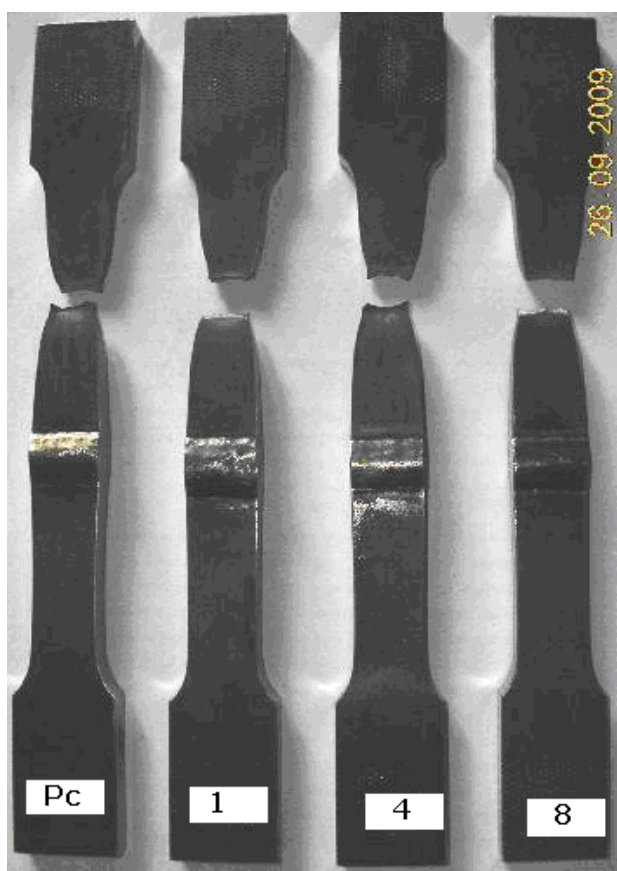


Figura 4.11 – Fotografias de corpos-de-prova rompidos no ensaio de tração.

As médias dos resultados desses ensaios tomadas para os parâmetros de soldagem tensão, velocidade de soldagem e distância bico de contato-peça mostrados na Tabela 4.7, apresentaram uma uniformização de valores acima do valor mínimo de resistência à tração recomendado pela ASTM para o aço A-36, que é de 400 MPa, portanto são aceitáveis. É mostrado também o valor médio da energia de soldagem (J/cm) para cada um dos três parâmetros relacionados.

Tabela 4.7 – Resistência à tração em relação à tensão,  $V_{alim}$  e DBCP.

Parâmetros de soldagem		Resistência à Tração (MPa)			Média (MPa)	Desvio padrão	Energia (J/cm)
Tensão (V)	26	410,9	404,2	413,2	409,4	4,3	98,9
	34	403,9	406,3	405,8	405,3	1,3	136,2
$V_{alim}$ (m/min)	10	410,9	406,3	413,2	410,1	3,5	106,8
	12,5	403,9	404,2	405,8	404,6	3,0	136,2
DBCP (mm)	16	405,9	403,9	406,2	405,3	1,3	112,8
	20	412,3	410,2	411,8	411,4	1,1	97,6

#### 4.5.1 Efeitos da tensão na resistência à tração

Com relação à tensão foi verificado o maior valor médio de resistência à tração para a tensão de 26 V, Tabela 4.7, porém, a energia de soldagem foi a mais baixa (98,9 J/cm). Esse comportamento deve ser explicado conjuntamente com a variação da DBCP, como mostrado Figura 2.6 (p.14), a qual relaciona a tensão e corrente. Quando a DBCP é aumentada (de  $l_1$  p/  $l_2$ ), a tensão aumenta e a corrente diminui, e consequentemente a energia de soldagem diminui, o que ficou evidenciado através dos resultados mostrados na Tabela 4.7. Em suma, o valor médio ligeiramente maior da resistência à tração para 26 V, provavelmente foi em razão da menor energia de soldagem aportada ao material quando da soldagem com esse nível de tensão.

#### 4.5.2 Efeitos da velocidade de alimentação na resistência à tração

A Tabela 4.7 mostra que para a  $V_{\text{alim}}$  de 10 m/min foi obtido o maior valor médio de resistência à tração e menor de energia de soldagem em relação a  $V_{\text{alim}}$  12,5 m/min, provavelmente em razão da proporcionalidade da velocidade de alimentação com a corrente de soldagem, como citado no item 2.4.2, o que pode ter ocasionado menores transformações metalúrgicas no metal de base.

#### 4.5.3 Efeitos da DBCP na resistência à tração

A média dos resultados para a DBCP de 16 mm apresentou menor valor de resistência à tração em relação à DBCP de 20 mm, e maior valor de energia de soldagem. Isso provavelmente em razão de que, quanto maior for a DBCP, menor será a corrente, o que faz reduzir o aporte térmico, e com isso menor transformação metalúrgica no metal de base, como comentado no item 2.4.3 e verificada pela redução da energia de soldagem, como mostra a Tabela 4.7..

Em razão da manutenção da integridade das juntas soldadas ficou comprovado nesses ensaios, que não houve prejuízo da resistência à tração do material de base, em razão dos valores utilizados nessa pesquisa da tensão, velocidade de alimentação e DBCP.

### 4.6 Dureza

Objetivando a verificação de possíveis alterações da dureza nas regiões do cordão de solda, foi realizada a caracterização da dureza dos conjuntos soldados em função da variação da tensão, da velocidade de alimentação e da DBCP.

O aumento da dureza em soldagem está associado à formação de fases mais duras e mais susceptíveis ao trincamento pela fragilização tanto do material de base como do material da solda.

#### 4.6.1 Efeitos da tensão na dureza

Os resultados da dureza Vickers em relação à tensão de soldagem mostrados na Figura 4.12, tomada nos pontos de 1 a 4 sobre a ZF, revelam maiores valores de dureza para a tensão de 26 V.



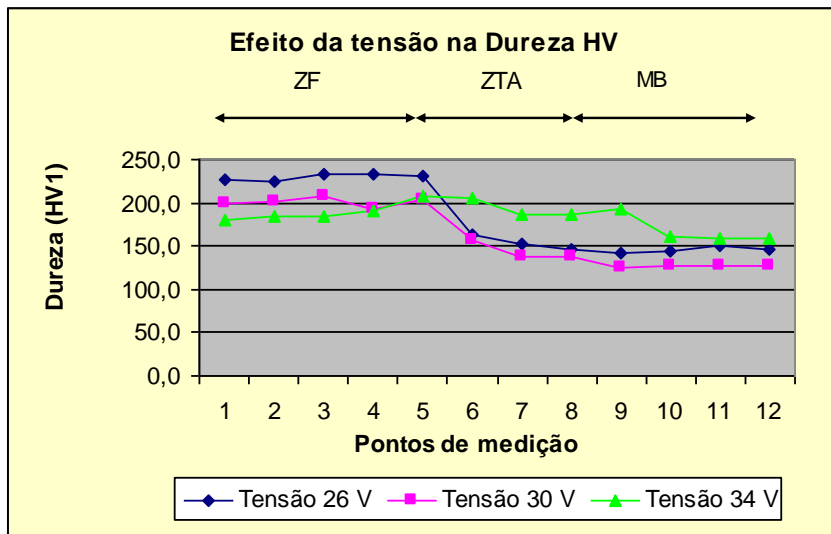


Figura 4.12 – Comportamento da dureza na ZF, ZTA e MB em relação à tensão.

Na ZTA (pontos 4 a 8), se observa aumento dos valores da dureza para a tensão de 34 V, e uma redução para a tensão de 26 V, mantendo-se quase que constante até a região do metal de base.

Fato importante observado foi que, embora os maiores valores de dureza tenham sido na ZTA para a tensão de 34 V (Figura 4.12), mesmo assim foram menores do que os registrados na ZF para a tensão de 26 V, mostrando-se viável a utilização da tensão de 34 V.

#### 4.6.2 Efeitos da velocidade de alimentação na dureza

O comportamento da dureza em relação à velocidade de alimentação visualizado no gráfico da Figura 4.13, apresentou o desenho das curvas semelhante ao da tensão (Figura 4.12), porém diferentemente dos valores desses parâmetros que apresentaram comportamento inverso, ou seja, para o maior nível de  $V_{alim}$  (12,5 m/min), correspondendo ao de menor nível de tensão usado (26 V). Esse comportamento se alinha com a relação tensão x  $V_{alim}$  mostrado na Figura 2.4 (p 12).

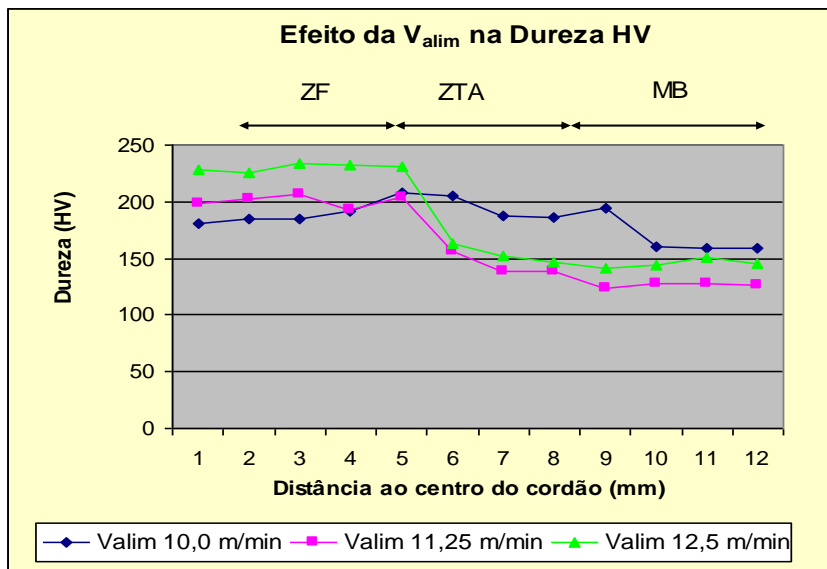


Figura 4.13 – Comportamento da dureza na ZF. ZTA e MB em relação à  $V_{alim}$ .

#### 4.6.3 Efeitos da DBCP na dureza

A Figura 4.14 a seguir, apresenta graficamente a visualização dos valores médios obtidos de dureza para as três regiões, zona de fusão (ZF), ZTA e metal de base (MB), em função da distância ao centro do cordão de solda. Os valores indicam que, para todas as medições efetuadas no metal da solda, a ZF apresentou maiores valores de durezas do que as demais regiões do cordão de solda, assim como a ZTA registrou durezas maiores que a do metal de base.

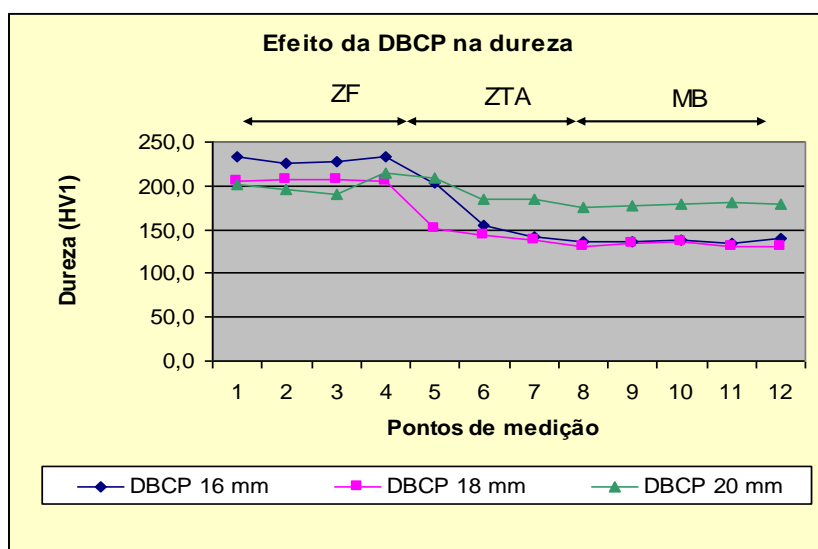


Figura 4.14 – Efeito da distância bico de contato-peça na dureza.

Com base nos resultados das médias das durezas de cada região dos conjuntos soldados, mostrados no gráfico da Figura 4.15, pode-se concluir que, com a mudança na DBCP de 16 para 20 mm, ocorreu uma diminuição da dureza na ordem de 15,13% na ZF, aumentos de 16,59% na ZTA e de 9,53% na região do metal de base próxima ao cordão de solda.

Com a alteração na DBCP de 16 para 20 mm a dureza aumentou na ZTA em 16,59% e no metal de base em 9,53%.

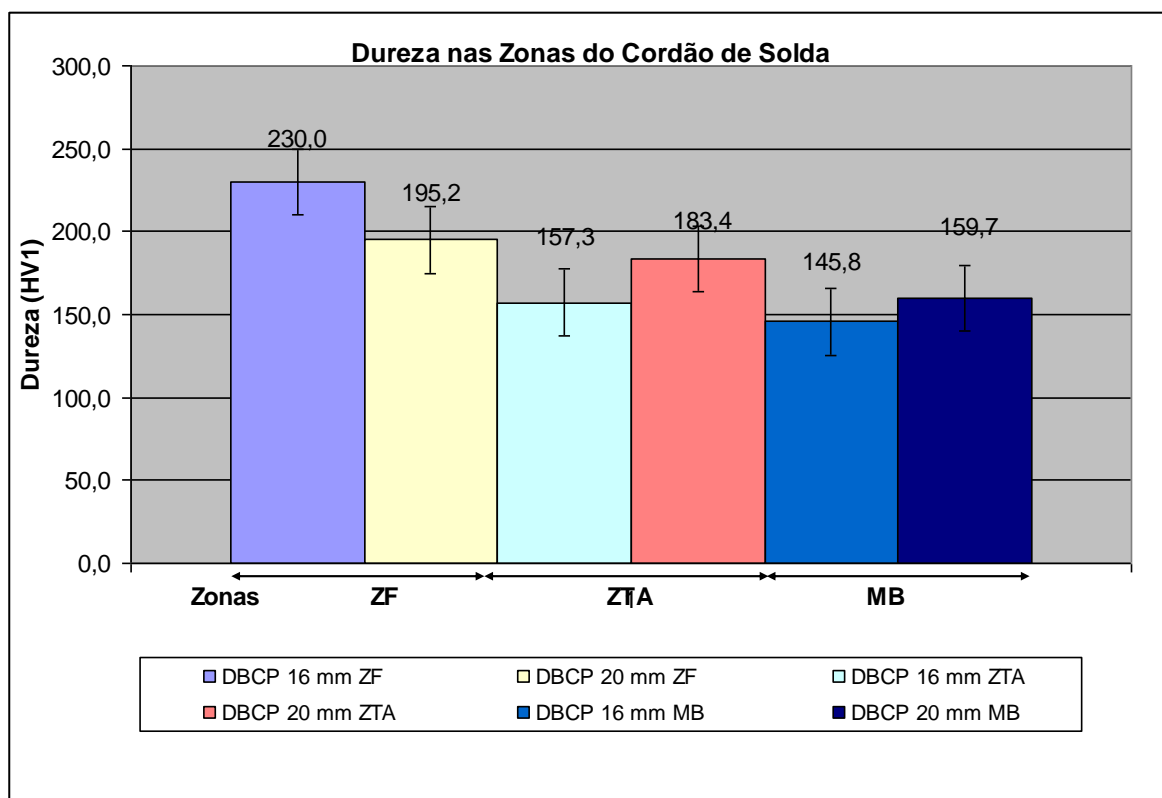


Figura 4.15 – Durezas na ZF, ZTA e Metal de Base dos cordões de solda.

## 5 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

### 5.1 Conclusões gerais

Para os valores de parâmetros utilizados nessa pesquisa pode-se concluir que:

- O aumento da tensão de soldagem de 26 V para 34 V resultou numa maior largura do cordão de solda, com aumento de 23,4%. Por outro lado reduziu o reforço em 8,0% e a penetração em 8,5%.
- Mudança na velocidade de alimentação do arame ( $V_{\text{alim}}$ ) de 10 m/min para 12,5 m/min resultou um acréscimo de 13,8% na largura, de 8,6% no reforço e de 10,4% na penetração.
- Com o aumento da distância bico de contato-peça (DBCP) de 16 para 20 mm, houve reduções nas três dimensões do cordão de solda, sendo de 12,0% na largura, de 7,7% no reforço e de 8,8% na penetração.
- Mesmo ocorrendo variações de dureza nas diferentes regiões da solda (ZF, ZTA e MB), com a zona de fusão apresentando valores mais elevados, provavelmente pela presença nessa região de agregados de ferrita com carbonetos (FC) incluindo perlita FC(P), todos os valores de dureza encontrados ficaram dentro dos limites normatizados para qualificar a fragilização da solda.
- Os ensaios de resistência à tração e de resistência ao impacto confirmaram os níveis adequados exigidos por norma para todas as condições de ensaio.
- A taxa de deposição foi alterada mais intensamente pela variação da velocidade de alimentação, aumentando em 24,08%. Por outro lado, não houve alteração significativa com relação às medias da tensão que aumentou em 4,17% e da DBCP, que reduziu em 3,23%.
- Obteve-se taxa de deposição da ordem de 4,32 kg/h, valor esse bem superior se comparável às taxas de deposição obtidas pelo processo GMAW, quando utilizado  $V_{\text{alim}}$  de 12,5m/min, tensão de 34 V e DBCP de 16 mm. Destaca-se a velocidade de alimentação, dentre os parâmetros utilizados, como sendo o de maior significância na taxa de deposição.

## 5.2 Recomendações para trabalhos futuros

- Análise econômica dos resultados utilizando misturas de gases.
- Estudo dos parâmetros de soldagem utilizando outros tipos de juntas.
- Análise da produtividade dos parâmetros de soldagem utilizando arame tubular autoprottegido.
- Análise de inclusões de óxidos em cordão de solda produzido pelo FCAW, utilizando microscopia eletrônica de varredura (MEV).

## PRODUÇÃO CIENTÍFICA NO PERÍODO



### Solidification of Undercooled Pb-Sb Alloys

José Costa de Macedo Neto, Emanuel Rezende Rodrigues, Luiz Ivan Negrin, José Luiz Valin Rivera, Áureo Anderson de Assis Monteiro, Gildeones Andrade Protázio and José Lindon Johnson de Melo.

*Abstract*— Rapid Solidification Processing (RSP), of metals and alloys, is established by increasing of the undercooling applying high cooling rates (102 - 106 K/s) or by reduce nucleation sites using low cooling rates (1 K/s). Melt undercooling opens new solidification pathways for new non-equilibrium phases and unusual microstructures. Several techniques have been developed to reduce nucleation sites and produce increased undercooling in metals and alloys including the fluxing technique. The aim of this paper is to study the influence of the undercooling level on microstructures of Pb-7,6 % Sb alloy by using the fluxing technique. Samples without flux and with flux 30% P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> + 20% Sn O + 50% SnF<sub>2</sub> (%mol) were used. The increasing undercooling occurred in sample that used flux and the refinement primary dendrites and eutectic was observed when the undercooling increases. Increasing the undercooling led to a higher growth rate, hence morphological refinement occurs.

*Key Words* — **Undercooling, Pb-Sb alloys, microstructure, rapid solidification.**

## REFERÊNCIAS

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, ASTM – E 389, 1998.

AMERICAN WELDING SOCIETY. 2008 **Structural Welding Code. Steel.** ANSI/AWS D1.1, 2008.

AMERICAN WELDING SOCIETY. **Specification for carbon Steel Electrodes for Flux cored Arc Welding.** ANSI/AWS A 5.20, 2005.

ASM Handbook. **Volume 6 – Welding, Grazing and Soldering**, (1993).

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **Materiais metálicos – Determinação da resistência ao impacto em corpos-de-prova entalhados simplesmente apoiados:** Norma NBR 6157. Rio de Janeiro, 1980. 8p

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **Materiais metálicos - Ensaio de tração à temperatura ambiente:** NBR 6152. Rio de Janeiro, 1992.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **Materiais metálicos – Ensaio de impacto por pendulo Charpy:** Norma MERCOSUL NM281-1:2003. Rio de Janeiro, 2003.11p.

BELGO ARCELOR. **Especificação do Aço de Qualidade Estrutural Naval.**

Disponível em:

<[http://www.belgo.com.br/produtos/construcao\\_civil/produtos\\_planos/pdf/produtos\\_planos.pdf](http://www.belgo.com.br/produtos/construcao_civil/produtos_planos/pdf/produtos_planos.pdf)>. Acesso em: 28 de junho de 2008.

CALLISTER, William D. **Ciência e Engenharia de Materiais: Uma introdução.** 5ª Edição. Editora LTC, Rio de Janeiro, 2002.

CAMPOS, Paulo Tancredo de. **Caracterização Mecânica e microestrutural de juntas soldadas pelos processos MIG/MAG (GMAW) e Arame Tubular (FCAW).** Pontifícia Universidade Católica do Paraná, 2005. Disponível em < [www.pucp.br](http://www.pucp.br). Acesso em 18 de agosto de 2009.

COLPAERT, Humberto. **Metalografia dos Produtos Siderúrgicos**. 5ª Edição. Editora LTC, Rio de Janeiro, 2008.

ESAB – Especificações do Arame tubular para soldagem de aços de baixo e médio teor de carbono com gás de proteção externo. Disponível em <http://www.esab.com.br/br/por/Produtos/consumiveis/tubulares/PGBaixoCarbono.cfm>. Acesso em 02 de abril de 2009.

FIGUEIREDO, Kléber Mendes. Tese de Doutorado, **Aplicação de ensaio de impacto Charpy instrumentado no estudo da tenacidade à fratura dinâmica nas soldas a arco submerso em aços para caldeiras**. Universidade de São Paulo – Escola de Engenharia de São Carlos. São Carlos (SP). 2004.

JOAQUIM, Roberto. **Processo de Soldagem por Arame Tubular**. Artigo publicado em INFOSOLDA. 2009. Acesso em 09 de setembro de 2009, disponível em [www.infosolda.com.br/download/61ddu.pdf](http://www.infosolda.com.br/download/61ddu.pdf)

KINSEY, A. J. *The welding of structural steels without preheats*. *Welding Journal* 79 n<sup>o</sup> 4. April 2000. Disponível em <http://vnweb.hwwilsonweb.com/hww/Journals>. Acesso em 28 de setembro de 2009.

KOU, Sindo. **Welding Metallurgy**. New York, John Wiley & Sons, 1987.

MACHADO, Ivan Guerra. **Soldagem & Técnicas Conexas: Processos**. Porto Alegre. Editado pelo autor, 1996.

MARQUES, Paulo Villani; MODENESI, Paulo J. BRACARENSE, Alexandre Queiroz. **Soldagem – Fundamentos e Tecnologia**. 2ª Edição. Editora UFMG, Belo Horizonte, 2007.

MODENESI, P. J; NIXON, J.H. *Arc Instability Phenomena in GMA Welding*. *Welding Journal*. Vol. 73, 1994, p 219-224. Disponível em <http://vnewb.hw.wilsonweb.com/hww/savefiles>. Acesso em 28 de setembro de 2009.

MODENESI, Paulo José. **Apostila – Soldabilidade dos Aços Transformáveis**.



UFMG, Belo Horizonte, março de 2004.71p.

MODENESI, Paulo José. MARQUES, Paulo Villani; SANTOS. Dagoberto B. **Apostila - Introdução à metalurgia da Soldagem**. Capítulos 1, 2 e 3. UFMG, Belo Horizonte, maio de 2006.74p.

ORDÓÑEZ, Robert Eduardo Cooper. Dissertação de Mestrado, **Soldagem e caracterização das propriedades mecânicas de dutos de aços API 5L-X80 com diferentes arames tubulares**. Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2004. Disponível em <[www.usp.unicamp.br](http://www.usp.unicamp.br)>. Acesso em 03 de março de 2009.

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

RODRIGUES, Lucilene de Oliveira. Dissertação de Mestrado, **Análise e Otimização de Parâmetros na Soldagem com Arame Tubular**. Universidade Federal de Itajubá, Itajubá (MG), 2005. Disponível em <<http://200.131.186.194/phl/pdf/0029437.pdf>>. Acesso em 10 de março de 2009.

S.A. David, S.S. Babu, and J.M. Vitek. **Welding: Solidification and Microstructure**. Disponível em (<http://www.tms.org/pubs/journals/JOM/0306/David-0306.html>). Acesso em 01 de dezembro de 2009.

SANTOS NETO, Norival Ferreira dos. Dissertação de Mestrado, **Caracterização de soldas em aços API 5L com diferentes arames tubulares e temperaturas de preaquecimento**. Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2003. 87 p. Disponível em <[www.usp.unicamp.br](http://www.usp.unicamp.br)>. Acesso em 28 de junho de 2008.

TESKE, Mário. Dissertação de Mestrado, **Influência da Composição do Gás de Proteção na Soldagem do Aço ASTM A-516 Pelo Processo GMAW**. Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Curitiba (PR). 2006.

USIMINAS. **Especificação do Aço de Qualidade Estrutural Naval**. Disponível <http://www.usiminas.com.br/irj/servlet/prt/portal/prtroot/docs/guid/e01d0687-d64a->

[2b10-4bb5-f5b01c36837](#). Acesso em 28 de junho de 2008.

WAINER, Emilio; BRANDI, Sérgio Duarte; MELLO, Fábio Décourt Homem de. **Soldagem – Processos e Metalurgia**. 6ª Reimpressão 2008. Editora Blucher, São Paulo SP, 1992.

*Welding Handbook. Welding Science and Technology*. 9th ed., Miami-USA. American Welding Society, v.1, 2001, p.240-292.

## APÊNDICE A – MORFOLOGIA EM RELAÇÃO À TENSÃO, $V_{ALIM}$ E DBCP.

Resultados da morfologia em relação à tensão

Tensão	Largura (mm)				Média	Desvio Padrão
26 V	11,78	12,80	12,30	12,26	12,29	0,42
34 V	15,60	15,53	14,40	15,13	15,17	0,57
	Reforço (mm)					
26 V	2,77	2,85	2,66	2,19	2,62	0,30
34 V	2,48	2,60	2,00	2,55	2,41	0,28
	Penetração (mm)					
26 V	7,62	7,62	7,60	7,59	7,61	0,02
34 V	6,96	7,04	7,06	6,79	6,96	0,12

Resultados da morfologia em relação à  $V_{alim}$

$V_{alim}$ (m/min)	Largura (mm)				Média	Desvio Padrão
10,0	11,78	12,60	13,22	13,22	12,53	0,59
12,5	13,99	13,53	14,40	15,13	14,26	0,68
	Reforço (mm)					
10,0	2,77	2,18	2,60	2,19	2,44	0,30
12,5	2,85	2,99	2,19	2,55	2,65	0,35
	Penetração (mm)					
10	6,32	6,52	6,95	7,04	6,71	0,34
12,5	7,73	7,72	7,12	7,06	7,41	0,37

Resultados da morfologia em relação à DBCP

DBCP (mm)	Largura (mm)				Média (mm)	Desvio Padrão
16	13,78	13,60	13,99	13,53	13,73	0,21
20	12,52	11,22	12,24	12,30	12,07	0,58
	Reforço (mm)					
16	2,77	2,48	2,85	2,77	2,72	0,16
20	2,66	2,52	2,29	2,55	2,51	0,16
	Penetração (mm)					
16	7,62	7,82	7,73	7,72	7,72	0,14
20	6,95	7,04	7,12	7,06	7,04	0,04

## APÊNDICE B - TAXA DE DEPOSIÇÃO E ENERGIA DE SOLDAGEM

Experimento	Resultados				Taxa de deposição (1)	Energia de Soldagem (2)
	Corrente	Massa das amostras (kg)				
	(A)	m <sub>inicial</sub>	m <sub>final</sub>	$\Delta m$	kg/h	(J/cm)
PC	240	4,870	4,985	0,115	4,14	115,20
1	228	4,870	4,965	0,095	3,42	94,85
2	240	4,820	4,905	0,085	3,06	130,56
3	260	4,870	4,985	0,115	4,14	108,16
<b>4</b>	<b>268</b>	<b>4,890</b>	<b>5,010</b>	<b>0,120</b>	<b>4,32</b>	<b>145,79</b>
5	219	4,840	4,930	0,090	3,24	91,10
6	235	4,875	4,970	0,095	3,42	127,84
7	250	4,865	4,965	0,100	3,60	104,00
8	248	4,855	4,972	0,117	4,21	134,91

(1) Calculada pela Equação 3.1, com o tempo de soldagem para dois passes, conforme APÊNDICE C.

(2) Calculada pela Equação 2.1.

**APÊNDICE C - CÁLCULO DO TEMPO DE SOLDAGEM**

Espaço percorrido pelo arame tubular durante a soldagem		25	cm
Velocidade de soldagem ( $v$ ), constante		30	cm/min
Tempo de soldagem por passe. $t_s = \left( \frac{25}{60 \cdot v} \right) \text{ em (h)}$	1 passe	0,0139	h
	2 passes	0,0278	h

## APÊNDICE D – RESULTADOS DOS ENSAIOS CHARPY

Energia absorvida no ensaio Charpy em relação à tensão,  $V_{alim}$  e DBCP.

Parâmetro		Região da solda	Energia absorvida (J)				Desvio padrão
Unidade	Valor		1	2	3	Média	
Tensão (V)	26	ZF	33,32	34,48	35,00	34,27	0,86
		ZTA	33,62	34,12	35,90	34,55	1,20
		MB	34,50	36,40	35,00	35,30	0,98
	34	ZF	34,58	34,64	33,7	34,31	0,53
		ZTA	35,40	35,07	34,56	35,01	0,42
		MB	35,99	34,6	35,60	35,40	0,72
$V_{alim}$ (m/min)	10	ZF	34,37	36,21	34,40	34,99	1,05
		ZTA	35,84	36,79	29,88	34,17	3,75
		MB	34,50	36,40	35,00	35,30	0,98
	12,5	ZF	34,58	34,64	34,70	34,64	0,06
		ZTA	35,4	35,07	35,99	35,49	0,47
		MB	36,90	35,40	35,80	36,03	0,78
DBCP (mm)	16	ZF	36,31	34,86	34,00	35,06	1,17
		ZTA	31,47	35,77	29,88	32,37	3,05
		MB	34,50	36,40	34,96	35,29	0,99
	20	ZF	34,58	34,64	34,8	34,67	0,11
		ZTA	35,40	35,07	35,3	35,26	0,17
		MB	33,60	34,50	35,30	34,47	0,85

## ANEXO A – ESPECIFICAÇÕES TÉCNICAS DO ARAME TUBULAR

### OK Tubrod™ 71 Ultra

Arame Tubular para soldagem de aços de baixo e médio teor de carbono com gás de proteção externo.



#### DESCRIÇÃO GERAL

Arame tubular rutilico, para soldagem em um único passe ou multipasse em todas as posições. Apresenta uma ampla faixa de parâmetros operacionais, baixo índice de respingos e ótima remoção de escória. Pode ser utilizado tanto com CO<sub>2</sub>, ou mistura (Ar + 20-25% CO<sub>2</sub>).

Destina-se a soldagem de aços de baixo e médio teor de carbono, soldagem estrutural e construção pesada em geral.

#### CLASSIFICAÇÕES

E71T-1C(M) / E491T-1C(M)

E71T-9C(M) / E491T-9C(M)

ASME SFA-5.20

#### HOMOLOGAÇÕES

ABS 3SA, 3YSA H10 (CO<sub>2</sub> e 75%Ar+25% CO<sub>2</sub>)

BV SA 3Y M HH (75% Ar+25% CO<sub>2</sub>) SA 3Y 40 MH ( CO<sub>2</sub>)

DNV III YMS H10 (75%Ar+ 25% CO<sub>2</sub>) III Y40MS H10 (CO<sub>2</sub>)

LRS DXVudO BF 3S, 3YS H15 NA (CO<sub>2</sub> e 75%Ar+25%CO<sub>2</sub>)

FBTS

#### COMPOSIÇÃO QUÍMICA

(Metal depositado. Valores médios estatísticos)

Gás de proteção Tipo de corrente	Elemento	Valor típico
100% CO <sub>2</sub> CC+	C	0,04
	Si	0,50
	Mn	1,30
Ar+ 20-25% CO <sub>2</sub> CC+	C	0,055
	Si	0,60
	Mn	1,50

#### PROPRIEDADES MECÂNICAS

(Valores típicos/ASME)

Limite de resistência	Limite de escoamento	Alongamento	Impacto Charpy (V)
600 MPa	580 MPa	26%	60J (-30°C)
670 MPa	630 MPa	24%	55J (-30°C)

DADOS DE SOLDAGEM					DADOS DE EMBALAGEM		
Corrente/ Tensão	Rendimento (%)	Posições de soldagem	Diam. (mm)	Deposição (Kg/h)	Bitola do Arame	Embalagem	Referência
150A, 25V	87		1,20	1,80	Ø 1,20	Carretei plástico random 12,5Kg	0300321
250A, 30V	88		3,85	0301375			
330A, 34V	90		5,75	0300834			
						MarathonPack 100Kg	0302484
						MarathonPack 250Kg	0302541
<hr/>							
190A, 27V	87		1,60	2,75	Ø 1,60	Carretei plástico random 12,5Kg	0300146
300A, 33V	87		4,60	0302357			
365A, 33V	88		5,60	0301240			
450A, 33V	89	7,30	0302070				
500A, 39V	90	9,11	0302542				
						MarathonPack 100Kg	0302542
						MarathonPack 250Kg	0302486



**CONSULTE A ESAB OU SEUS REVENDEDORES EM TODO TERRITÓRIO NACIONAL**

Belo Horizonte (MG) Tel.: (31) 2191-4970 Fax: (31) 2191-4976 vendas\_bh@esab.com.br  
 São Paulo (SP) Tel.: (11) 2131-4300 Fax: (11) 5522-8079 vendas\_sp@esab.com.br  
 Rio de Janeiro (RJ) Tel.: (21) 2141-4333 Fax: (21) 2141-4320 vendas\_rj@esab.com.br  
 Porto Alegre (RS) Tel.: (51) 2121-4333 Fax: (51) 2121-4312 vendas\_pa@esab.com.br  
 Salvador (BA) Tel.: (71) 2106-4300 Fax: (71) 2106-4320 vendas\_sa@esab.com.br

[esab.com.br](http://esab.com.br)

ESAB se reserva o direito de introduzir melhorias nas características técnicas de seus produtos sem prévio aviso.