

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas

Dissertação de Mestrado

**Estudo da influência da adição de arame frio no processo de
soldagem ao arco submerso com dois arames energizados:
Aspectos operacionais e metalúrgicos**

Autora: Moara Marques de Castro

Orientador: Prof. Paulo José Modenesi

Belo Horizonte

Fevereiro/2017

Moara Marques de Castro

Estudo da influência da adição de arame frio no processo de
soldagem ao arco submerso com dois arames energizados:
Aspectos operacionais e metalúrgicos

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa
de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica,
Materiais e de Minas da Universidade Federal de
Minas Gerais, como requisito parcial para obtenção
do Grau de Mestre em Engenharia Metalúrgica,
Materiais e de Minas.

Área de concentração: Metalurgia de Transformação

Orientador: Prof. Paulo José Modenesi

Belo Horizonte
Universidade Federal de Minas Gerais
Escola de Engenharia
2017

C355e

Castro, Moara Marques de.

Estudo da influência da adição de arame frio no processo de soldagem ao arco submerso com dois arames energizados [manuscrito] : aspectos operacionais e metalúrgicos / Moara Marques de Castro. - 2017. xiv, 69 f., enc.: il.

Orientador: Paulo José Modenesi.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Inclui apêndices.

Bibliografia: f. 65-69.

1. Engenharia metalúrgica - Teses. 2. Metalurgia de transformação - Teses. 3. Arco de soldagem submersa - Teses. 4. Arame - Teses. I. Modenesi, Paulo José. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 669(043)

(Espaço reservado – PPGEM)

Agradecimentos

Primeiramente, agradeço ao meu professor orientador Paulo José Modenesi, por me acolher com muita paciência, dedicação, classe e profissionalismo, e por ter me concedido a oportunidade de aprender com ele, uma pessoa que tanto admiro.

Agradeço também a meus pais pela estrutura e amor, e por me proporcionar uma base sólida para ingressar em uma boa universidade e ter tido a oportunidade de me aprofundar em uma área que gosto. Ao meu irmão Lucca, por trazer alegria à minha vida; aos amigos e colegas do LRSS, pela companhia e boa energia durante o mestrado, especialmente ao professor Alexandre Bracarense.

Também sou grata aos outros professores do departamento pelos conselhos e suporte, à Cida pela ajuda nos momentos críticos, aos colegas Kenny Souza, por iniciar os estudos de simulação no SciLab em seu TCC, e ao Felipe por iniciar a montagem de faixas dos mosaicos. Agradeço a todos os velhos e novos amigos que deram forças e motivação ao longo da dissertação, em especial, o Pedro Henrique e Leonardo Viana.

Ao engenheiro Ronaldo Junior e toda equipe da Esab, que realizaram os testes de soldagem e análise química dos metais base, e forneceram os equipamentos e materiais para a pesquisa. Ao engenheiro Tadeu Borba e à Usiminas, que possibilitaram as análises de dureza das soldas.

Agradeço de coração os demais membros da banca: Cláudio Turani, pelo zelo em me ajudar a polir meu trabalho desde a proposta de pesquisa, e o professor Dagoberto Santos, pelo carinho, por estar presente e me auxiliar desde a minha graduação, não só no âmbito acadêmico.

Por fim, agradeço a Deus, por colocar em meu caminho pessoas tão especiais e me dar forças para concluir esse trabalho.

Sumário

1. Introdução	1
2. Objetivos	2
3. Revisão Bibliográfica	3
3.1. A soldagem ao arco submerso	3
3.2. Parâmetros de soldagem e seus efeitos.....	4
3.3. Aporte térmico	6
3.4. Ciclos térmicos em soldagem.....	7
3.4.1. Modelo teórico para previsão do ciclo térmico de soldagem	8
3.5. Regiões de uma junta soldada	11
3.6. Zona fundida:	11
3.6.1. Solidificação da zona fundida.....	12
3.6.2. Influência do aporte térmico na zona fundida.....	14
3.6.3. Microestruturas em uma zona fundida de aços de baixo carbono.....	14
3.7. Zona Termicamente Afetada	17
3.7.1. Microestrutura da zona termicamente afetada:	17
3.8. Técnicas para aumento de produtividade no processo SAW.....	20
3.8.1. Soldagem com chanfro estreito:.....	20
3.8.2. Aumento do comprimento do eletrodo	21
3.8.3. Adição de pó metálico.....	21
3.8.4. Soldagem utilizando múltiplos arames	21
3.8.5. Adição de arame frio	22
3.8.6. Arames múltiplos conectados à mesma fonte	22
3.8.7. Arames múltiplos conectados individualmente a diferentes fontes.....	23
3.8.8. Técnicas mistas de soldagem com três ou mais arames	24
4. Metodologia	26
4.1. Materiais e equipamentos	27
4.1.1. Testes de soldagem.....	27
4.1.2. Caracterização das amostras e recursos computacionais.....	28
4.2. Testes de soldagem	28
4.2.1. Definição dos testes.....	28
4.2.2. Soldagem dos cordões	29
4.2.3. Aquisição independente dos sinais de tensão.....	30
4.3. Preparação dos corpos de prova soldados.....	30

4.3.1. Separação dos cordões para caracterização das soldas	31
4.4. Análise metalográfica	32
4.4.1. Macrografia das soldas	32
4.4.2. Micrografia das soldas	33
4.5. Mapeamento de dureza.....	34
4.6. Modelo teórico do ciclo térmico	35
5. Resultados e discussão	37
5.1. Aspectos operacionais das soldagens.....	37
5.2. Aspectos morfológicos dos cordões	42
5.3. Aspectos metalúrgicos dos cordões	50
5.3.1. Caracterização dos metais base	50
5.3.2. Mapas de dureza das amostras soldadas com corrente 800A.....	53
5.3.3. Tamanhos dos grãos colunares na ZF e da GGZTA.....	55
5.4. Simulações por Rosenthal.....	59
6. Conclusões	62
7. Sugestões de trabalhos futuros	62

Lista de figuras

Figura 3.1..... Poça de fusão e arco elétrico submersos pelo fluxo na soldagem SAW.	3
Figura 3.2..... Mudança no aspecto da zona fundida (mantendo a tensão constante) quando a corrente é: (a) muito baixa; (b) muito elevada; (c) intermediária.....	4
Figura 3.3..... Relação entre a penetração e a tensão de soldagem (esquemática)...	5
Figura 3.4..... Mudança no aspecto da zona fundida (mantendo a corrente constante) quando a tensão é: (a) muito baixa; (b) muito elevada	5
Figura 3.5..... Ciclo térmico em soldagem – esquemático.....	8
Figura 3.6..... Soldagem de uma peça estacionária - esquemático.....	9
Figura 3.7..... Regiões de uma junta soldada e sua relação com as temperaturas de pico.....	11
Figura 3.8..... Parâmetros para medida da diluição na seção transversal de uma solda (a) sobre chapa, e (b) de chanfro em V.	12
Figura 3.9..... Crescimento epitaxial do metal de solda a partir da linha de fusão.....	13
Figura 3.10.... Crescimento colunar dendrítico – esquemático.	14
Figura 3.11.... Grão de ferrita indicado, circundada por ripas. Esquemático. Se sua largura é inferior a 3x a das ripas, é acicular [AF]. Se for superior, é primária [PF].....	16
Figura 3.12.... Duas ou mais ripas paralelas com razão de forma >4:1: ferrita de segunda fase alinhada [FS(A)]. Se $r < 4:1$, ou se não alinhadas ou isoladas, é acicular [FA].....	16
Figura 3.13.... Colônia menores que as ripas adjacentes são microfases junto a ferrita acicular [AF], e as maiores são agregados ferrita carboneto [FC].....	16
Figura 3.14.... Microestruturas comuns em soldas.	17
Figura 3.15.... Relação das regiões da ZTA com o diagrama de fases. A: GGZTA; B:GFZTA; C:ICZTA+SCZTA.....	18
Figura 3.16.... Taxas de deposição de diferentes arranjos do processo SAW para determinadas faixas de corrente.....	22
Figura 3.17.... Cabeçote SAW Tandem ICE	25
Figura 4.1..... Metodologia simplificada	26
Figura 4.2..... Tocha ICE e alimentador de fluxo.....	27
Figura 4.3..... Sequência de soldagem das sete condições experimentais e suas	

réplicas, sobre chapas de A36 – esquemático. Os números na parte de cima do cordão indicam as condições experimentais dos testes (Tabela 4.2), enquanto os números na parte de baixo (na forma ordinal) indicam a ordem de execução das soldagens.	30
Figura 4.4..... Posição de corte das amostras.....	30
Figura 4.5..... Retirada da amostra central e separação dos cordões para metalografia	31
Figura 4.6..... Esquema das dimensões medidas no ImageJ. (1) reforço; (2) largura; (3) penetração; (4) extensão da ZTA a 1mm de profundidade; (5) extensão da ZTA na base do cordão; (6) penetração da ZTA.....	32
Figura 4.7..... Esquema do cálculo da área de metal depositado (A) e fundido (B) na ZF.....	32
Figura 4.8..... Medições entre ferritas primárias de contorno de grão na ZF e na ZTA por método semelhante ao do intercepto linear. Amostra soldada com 800A, 34V e adição de arame frio com WC/WW=1. Imagem obtida com lentes de aumento 100x.	34
Figura 4.9..... Posição das impressões de carga no mapeamento de dureza Vickers	34
Figura 5.1..... Comportamento da tensão de soldagem durante as operações sem adição de arame frio (0%), e com adição de arame frio alimentado em sua máxima velocidade (100%).....	38
Figura 5.2..... Histograma com a distribuição do número de medidas de tensão durante os períodos de eletrodo negativo e positivo em um teste com Wc/Ww nominal de 100% . O intervalo de contagem do histograma é de aproximadamente 0,8 V.....	39
Figura 5.3..... Velocidade de alimentação (W) dos eletrodos energizados (círculo) e não energizados (losango) para cada teste do experimento fatorial e para os testes com corrente intermediária	40
Figura 5.4..... entre os aportes térmicos calculados e registrados.	41
Figura 5.5..... Medidas das áreas de metal depositado nas quatro sessões transversais analisadas para cada um dos testes 5 e 6 – detalhe para um ponto discrepante responsável pela redução da quantidade média de metal depositado na condição sem adição de arame frio	44
Figura 5.6..... Área depositada calculada para cada seção transversal fotografada ..	44
Figura 5.7..... Reforço calculado para cada seção transversal fotografada.....	45
Figura 5.8..... Seções transversais do cordão teste 5A – sem arame frio (I = 800A) ..	45

Figura 5.9.....	Largura do cordão calculada para cada seção transversal	46
Figura 5.10....	Penetração da solda calculada para cada seção transversal	46
Figura 5.11....	Área fundida calculada para cada seção transversal	47
Figura 5.12....	Comparação entre as áreas de reforço calculadas por balanço de massa e medidas por análise das macrografias	48
Figura 5.13....	Relação entre a diluição e o W_c/W_w	48
Figura 5.14....	Comparação entre a microestrutura dos MB	51
Figura 5.15....	Metal base 2: CE = 28%	52
Figura 5.16....	Metal base 4: CE = 29%	52
Figura 5.17....	Metal base 5: CE = 35%	52
Figura 5.18....	Dureza Vickers dos MB nas amostras soldadas com corrente intermediária.....	53
Figura 5.19....	Mapa de dureza das soldas realizadas sem adição de arame frio ($W_c/W_w = 1$).....	54
Figura 5.20....	Mapa de dureza das soldas realizadas com $W_c/W_w = 0,55$	54
Figura 5.21....	Mapa de dureza das soldas realizadas com $W_c/W_w = 1$	54
Figura 5.22....	Microestrutura das réplicas soldadas com 800A e $W_c/W_w = 1$: interface ZF-ZTA.....	55
Figura 5.23....	Microestrutura das réplicas soldadas com 800A e $W_c/W_w = 1$: base ZF	55
Figura 5.24....	Microestrutura das réplicas soldadas com 800A e $W_c/W_w = 1$: ICZTA 1 mm penetração.....	55
Figura 5.25....	Principais constituintes da ZF e GGZTA nas amostras cujo $W_c/W_w = 0$ Simbologia ZTA: W = ferrita de Widmanstätten; FP(G) = ferrita pró-eutetóide de contorno de grão; P = perlita fina; FS = ferrita de segunda fase.	57
Figura 5.26....	Principais constituintes da ZF e GGZTA nas amostras cujo $W_c/W_w = 0,55$ Simbologia ZTA: W = ferrita de Widmanstätten; FP(G) = ferrita pró-eutetóide de contorno de grão; P = perlita fina; FS = ferrita de segunda fase; F.MAC = ferrita com MAC.....	58
Figura 5.27....	Principais constituintes da ZF e GGZTA nas amostras cujo $W_c/W_w = 1$ Simbologia ZTA: W = ferrita de Widmanstätten; FP(G) = ferrita pró-eutetóide de contorno de grão; P = perlita fina; FS = ferrita de segunda fase; F.MAC = ferrita com MAC	59
Figura 5.28....	Resultado da simulação s1 – $W_c/W_w = 0$	60
Figura 5.29....	Resultado da simulação s2 – $W_c/W_w = 0,55$	60
Figura 5.30....	Resultado da simulação s3 – $W_c/W_w = 1$	60

Lista de tabelas

Tabela 3.1 ...Nomenclaturas dos constituintes da ZF pelo IIW	15
Tabela 3.2 Classificação dos constituintes da GGZTA propostos pelo TWI e comparação com os termos usuais	19
Tabela 4.1 ...Condições de soldagem propostas	29
Tabela 4.2 ...Variáveis adicionais de soldagem	29
Tabela 4.3 ...Coeficientes para o ferro	36
Tabela 5.1 Parâmetros de entrada e condições operacionais das soldagens (valores médios).....	37
Tabela 5.2 ...Dimensões dos cordões para cada condição de soldagem	42
Tabela 5.3 ...Áreas da zona fundida e diluição para cada condição de soldagem	43
Tabela 5.4 ...Dimensões da ZTA para cada condição de soldagem	49
Tabela 5.5 ...Análise química das chapas utilizadas como metal base	50
Tabela 5.6 ...Temperaturas Ac1 e Ac3 (teóricas).....	51
Tabela 5.7 ...Extensão teórica da ZTA e subzonas (mm) em 2 posições.....	59

Lista de notações

%X	Teor de um elemento X no metal de solda
%X _A	Teor de um elemento X no metal de adição
%X _B	Teor de um elemento X no metal base
α	Difusividade térmica da peça, dada por $k/(\rho C)$ [cm ² /s]
δ	Coeficiente de diluição
η	Eficiência / Rendimento térmico da soldagem [fator adimensional]
ρ	Densidade / massa específica [g.cm ⁻³]
$\dot{Q}$	Potência necessária para o aquecimento e fusão de um metal [kJ.s ⁻¹]
ΔH_f	Calor latente de fusão [kJ.g ⁻¹]
ΔH_T	Quantidade de calor necessária para o aquecimento do metal até a temperatura de fusão [kJ.g ⁻¹]
A	Metal de adição
a	Área da seção transversal do eletrodo de soldagem
A ₁	Temperatura eutetóide
A ₃	Temperatura de início de formação da ferrita
A _d	Área de metal depositado; área do reforço do cordão de solda [mm ²]
AF	Ferrita acicular
A _f	Área fundida do metal base [mm ²]
A _t	Área da zona fundida do cordão de solda [mm ²]
B	Metal base fundido
c	Calor específico [J/(g.°C)]
CA	Corrente alternada
CC+	Corrente contínua com polaridade positiva
D	Diâmetro do arame
FC	Agregado ferrita carboneto
FS (NA)	Ferrita com segunda fase não alinhada
FS(A)	Ferrita com segunda fase alinhada
G	Gradiente térmico
GFZTA	Região de granulação fina, ou de normalização, da ZTA
GGZTA	Região de granulação grosseira, ou de crescimento de grão, da ZTA
h	Espessura da peça
I	Corrente de soldagem [A]
ICE	Arame frio, ou eletrodo frio integrado (Integrated Cold Electrode)

ICZTA	Região intercrítica na ZTA
IIW	Instituto Internacional de Soldagem
k	Condutividade térmica [J/(cm.s.°C)]
K_0	Função de Bessel modificada de segundo tipo e ordem zero
M	Martensita
MB	Metal Base
MS	Metal de Solda
PF (G)	Ferrita de contorno de grão
PF (I)	Ferrita poligonal intragranular
Q	Aporte térmico [kJ.cm ⁻¹]
	Calor transferido da fonte de calor para a peça
q_n	Potência de cada fonte de calor n
r	Distância radial da origem, dada por $\sqrt{x^2 + y^2}$
R	Velocidade de solidificação
	Distância radial até a fonte pontual de calor localizada na origem, dada por $\sqrt{x^2 + y^2 + z^2}$
s	Calor gerado
SAW	Soldagem ao arco submerso (Submerged Arc Welding)
SCZTA	Região subcrítica (interface ZTA/MB)
T	Temperatura
t	Tempo de permanência acima de determinada temperatura crítica
$T(q_n)$	Contribuição de temperatura para cada fonte de calor n
Tandem	Soldagem com eletrodos conectados a diferentes fontes de energia e atuando na mesma poça de fusão.
t_c	Tempo de permanência acima de determinada temperatura crítica
T_o	Temperatura da peça antes da soldagem
T_p	Temperatura de pico
TWI	<i>The Welding Institute</i>
Twin	Soldagem com eletrodos energizados pela mesma fonte e que atuam na mesma poça de fusão.
U	Tensão de soldagem [V]
v	Velocidade linear de soldagem [m.min ⁻¹]
W	Velocidades de alimentação dos eletrodos
W_c	Velocidade de alimentação do arame frio [m.min ⁻¹]
W_c/W_w	Participação de arame frio na solda

Ww Velocidade de alimentação dos arames energizados [m.min⁻¹]

ZF Zona fundida

ZTA Zona termicamente afetada (ou zona afetada pelo calor \ ZAC)

Resumo

A soldagem ao arco submerso é um processo mecanizado de alta produtividade comumente empregada na fabricação de grandes estruturas metálicas. Para atender a crescente demanda da indústria, modificações na operação convencional desse processo estão sendo cada vez mais empregadas, a fim de aumentar ainda mais sua capacidade de produção. O presente trabalho aborda uma dessas variações, que permite aumentar a taxa de deposição sem aumentar o consumo de energia através da introdução de um arame frio (isolado eletricamente) entre dois arames energizados pela mesma fonte. Essa configuração foi empregada na soldagem de chapas de aço carbono, com correntes entre 700 e 900 A e razão entre as velocidades de alimentação dos arames frio e quentes variando de 0 a 1. Os testes foram realizados com o objetivo de avaliar a influência da adição do arame frio na morfologia do cordão, nas características metalúrgicas da solda e na operacionalidade do processo. Os sinais elétricos dos testes experimentais foram monitorados para analisar a estabilidade do processo à medida que a participação de arame frio aumenta. As juntas foram caracterizadas por ensaio de dureza e metalografia do metal base não transformado (cuja composição química foi verificada) até a zona fundida. Foram realizadas análises microestruturais para estimar o ciclo térmico proveniente da soldagem. Um modelo matemático do fluxo de calor baseado nas equações de Rosenthal foi adaptado para as condições experimentais desse trabalho, a fim de estimar o efeito térmico da adição de arame frio no processo. Os resultados experimentais sugerem que a adição de arame frio provoca um abaixamento da temperatura da poça de fusão, pois ele utiliza parte do calor do sistema para se aquecer e fundir. O modelo teórico, no entanto, não contabiliza a energia absorvida pelo arame frio que retorna ao sistema, superestimando o seu efeito. Os testes de soldagem realizados mostram que o aumento da participação de arame frio na solda resulta em cordões com maior reforço, e menor diluição, sem influenciar significativamente na penetração e largura do cordão. O aporte térmico é mantido inalterado. Para a configuração usada do equipamento, a introdução do arame frio entre os energizados reduz a velocidade de alimentação dos mesmos, sugerindo uma possível influência deste na capacidade de fusão dos arames pelo arco.

Palavras-chave: Múltiplos Arames, Zona Termicamente Afetada, Soldagem ICE™, Taxa de Deposição, Morfologia do Cordão, Ciclo Térmico.

Abstract

Submerged arc welding is a mechanized and highly productive process usually applied in the fabrication of large metallic structures. In order to meet actual industry demand to enhance productivity, modifications on its conventional operation are being developed. This investigation aims to study one of these modifications, which allows an increase in the deposition rate without increasing energy consumption through the introduction of a cold wire (not energized) between two hot wires, connected to one power source. This configuration was used in the welding of carbon steel plates, with current from 700 to 900 A and the ratio of the feed speed of the cold and hot wires varying from 0 to 1. The tests were conducted aiming to evaluate the influence of the addition of the cold wire on the morphology of the bead, on the metallurgical characteristics of the weld and on the operability of the process. The electrical signals of the experimental tests were monitored to analyze the stability of the process as the cold wire amount increased. The weld beads were characterized by hardness testing and metallography of the unchanged base metal (which had its chemical composition verified) up to the fusion zone. Microstructures were analyzed in order to estimate the thermal cycle of the weld. A theoretical model of the heat flux based on the Rosenthal equations was adapted to the experimental conditions of this study, in order to estimate the thermal effect of cold wire addition in the process. The experimental results suggest that this addition leads to a decrease in the temperature of the fusion zone because the cold wire acts as a heat sink during the welding procedure. Nevertheless, the energy absorbed by the cold wire that returns to the system is not considered in the current study, and thereby, its affect is overestimated. The results review that the addition of a cold wire produces welds with greater reinforcements and lower dilution, without changing the penetration or bead width. Furthermore, the heat input is kept unchanged for the tested configuration and accordingly the introduction of cold wire between the energized ones reduces their feeding speed, indicating that it may possibly influence arc's melting efficiency.

Key-words: Multiple-Wire Welding, Heat Affected Zone, ICE™ Welding, Deposition Rate, Weld Bead Morphology, Weld Thermal Cycle.

1. Introdução

A soldagem ao arco submerso (SAW – Submerged Arc Welding) é um dos processos mais empregados na união de chapas espessas e fabricação de grandes estruturas metálicas. Por ser mecanizado, trabalhar com correntes elevadas, possuir grande eficiência energética e altos ciclos de trabalho, a SAW é de alta produtividade, e resulta em cordões uniformes e contínuos. Além das vantagens mencionadas, sua configuração convencional permite variações que possibilitam aumentar ainda mais a produtividade desse processo, e vêm sendo cada vez mais exploradas na indústria.

As modificações mais usuais buscam maior deposição metálica, embora, existam abordagens alternativas baseadas em reduzir a quantidade de metal necessária para o enchimento da junta. Essas envolvem a adição de pó metálico, uso de chanfro estreito (*narrow gap*) e uso de arames múltiplos energizados. Para aumentar da taxa de deposição sem provocar um aumento excessivo na corrente de soldagem, é possível utilizar um arame não energizado em conjunto com os energizados. Nesta linha, foi recentemente introduzido no Brasil um equipamento que alimenta um arame frio (isolado eletricamente) entre arcos gêmeos, possibilitando aumentar significativamente a taxa de deposição de metal de adição sem um aumento no consumo de energia. Essa configuração, comercialmente conhecida como soldagem ICE™ (*Integrated Cold Electrode*, ou eletrodo frio integrado), permite um melhor aproveitamento da energia dos arcos para a fusão do arame não energizado, fazendo um uso mais eficiente da energia de soldagem. Além disso, considera-se que este processo tem o potencial de reduzir a temperatura da poça de fusão e a extensão da zona termicamente afetada.

Nesse estudo, a técnica ICE™ foi utilizada para soldar chapas de um aço ASTM A36 em um único passe. Buscou-se avaliar a influência da quantidade de arame frio sobre características operacionais do processo, sobre a geometria do cordão de solda, sobre a extensão da zona termicamente afetada e das suas subzonas, sua microestrutura e tamanho de grão. Estes aspectos foram avaliados para diferentes níveis de corrente e de velocidades de alimentação de arame frio.

2. Objetivos

Nesta dissertação, foi realizado um estudo comparativo entre soldas obtidas pelo processo de soldagem ao arco submerso com três eletrodos dispostos em linha na direção de soldagem e no mesmo cabeçote, estando o do meio isolado eletricamente. Seu objetivo geral foi analisar a influência da adição de arame frio na produtividade e operacionalidade do processo. Os objetivos específicos são:

- ⇒ Verificar a estabilidade do processo à medida que a proporção de arame frio na solda aumenta;
- ⇒ Avaliar o ganho na taxa de deposição devido ao uso do arame frio;
- ⇒ Observar variações entre as zonas fundidas (ZF) e zonas termicamente afetadas (ZTA) ocasionadas pela adição de arame frio;
- ⇒ Avaliar a utilização de um modelo baseado nas equações de Rosenthal para prever o efeito térmico da adição do arame frio.

3. Revisão Bibliográfica

3.1. A soldagem ao arco submerso

A soldagem ao arco submerso (*Submerged Arc Welding, SAW*) é um processo onde ocorre a fusão localizada de uma peça por um arco elétrico, gerado entre esta e um ou mais eletrodos, como ilustrado na Figura 3.1. A ponta do(s) eletrodo(s), o arco e a poça de fusão ficam cobertos por um material fusível granulado denominado fluxo, constituído majoritariamente por minerais e eventuais adições metálicas ⁽¹⁾ Além de proteger a poça de fusão contra a atmosfera, o fluxo ainda pode remover impurezas e adicionar elementos de liga ⁽²⁾.

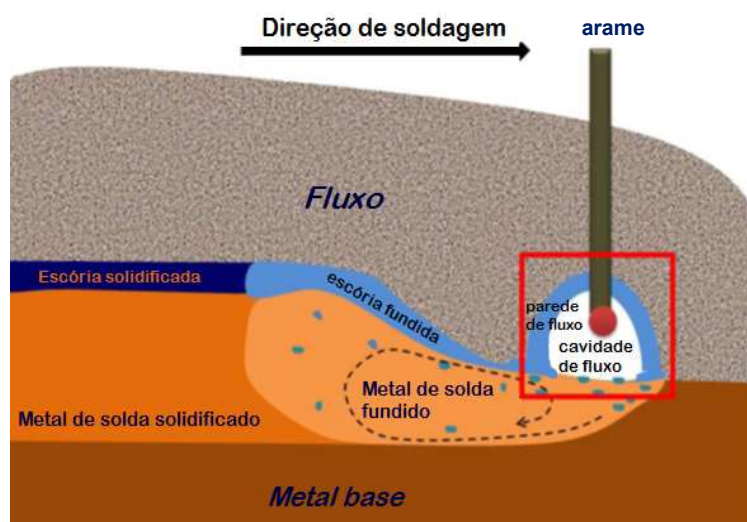


Figura 3.1.: Poça de fusão e arco elétrico submersos pelo fluxo na soldagem SAW.

Adaptado de Cho, D. W. et. al., 2013 ⁽³⁾

Esse processo de soldagem se caracteriza por trabalhar com elevadas faixas de correntes (até 2000 A) e de velocidades de soldagem (até 400 cm.min⁻¹)⁽¹⁾. É possível, com uso de arames adicionais, aumentar ainda mais o limite dos parâmetros citados ⁽²⁾. As soldas obtidas geralmente são homogêneas e possuem um aspecto superficial satisfatório. Seu uso mais frequente é mecanizado ou automatizado. Como o arco não fica visível, sua operação é mais confortável para o operador, já que uma menor quantidade de calor e radiação luminosa escapa para o ambiente, e não há geração de respingos ou fumos.

Devido à grande poça de fusão produzida e a necessidade de manter o fluxo em posição, as soldas devem ser feitas na posição plana ou filete horizontal, o que é um limitador desse processo ⁽²⁾. Outra desvantagem é a necessidade de efetuar a limpeza do cordão entre passes para retirar a escória.

Como o processo SAW produz soldas de alta qualidade e permite conseguir elevadas taxas de deposição (até 45 kg.h^{-1}) ⁽¹⁾, ele é o mais utilizado para soldar chapas grossas na fabricação de grandes estruturas metálicas, como vasos de pressão, plataformas marítimas e construção de navios ⁽⁴⁻⁶⁾.

3.2. Parâmetros de soldagem e seus efeitos

Existe um grande número de variáveis que devem ser controladas em uma operação de soldagem, por exemplo: a tensão elétrica, a corrente, a velocidade de soldagem, a distância entre o eletrodo e a peça de trabalho, a polaridade da corrente, o ângulo da tocha e a composição química do fluxo ^(3, 7). Essas influenciam significativamente a geometria e o acabamento do cordão de solda, além das suas características metalúrgicas e mecânicas.

A corrente de soldagem tem uma relação direta com a quantidade de calor transferida para a peça e para o eletrodo, influenciando assim a fusão do metal de adição e a penetração da solda ⁽⁸⁾. Dessa forma, uma corrente de soldagem mais elevada aumenta as taxas de fusão do eletrodo, aumentando o reforço e a penetração do cordão ⁽⁹⁾, como ilustrado na Figura 3.. A geometria do cordão também depende da polaridade da corrente ^(3, 7).

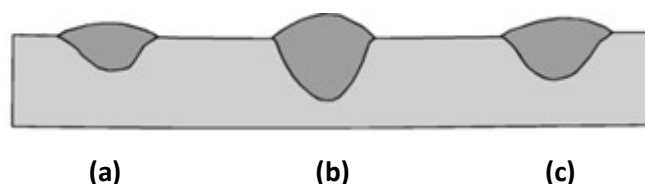


Figura 3.2 - Mudança no aspecto do cordão (mantendo a tensão constante) quando a corrente é: (a) muito baixa; (b) muito elevada; (c) intermediária.

Adaptado de Welding Handbook⁽¹⁰⁾

Já a tensão afeta pouco a penetração. À medida que se eleva a tensão, a penetração aumenta sutilmente, mas depois de certo ponto ela volta a diminuir devido à redução da potência específica de soldagem ⁽⁸⁾, conforme esquematizado na Figura 3..

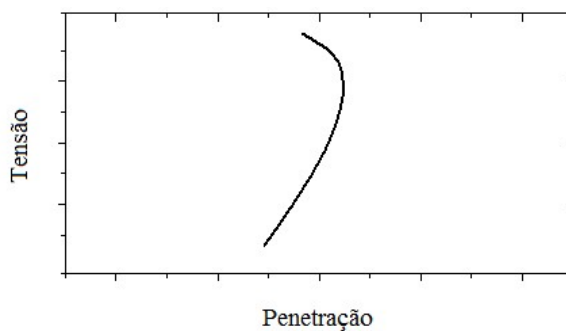


Figura 3.3 - Relação entre a penetração e a tensão de soldagem (esquemática).

Modenesi, P. J., 2015 ⁽⁸⁾

A tensão de soldagem está diretamente associada com o comprimento do arco. Ela afeta principalmente a largura do cordão, de modo que tensões mais elevadas resultam em cordões mais largos ⁽⁹⁾, como ilustrado na Figura 3..

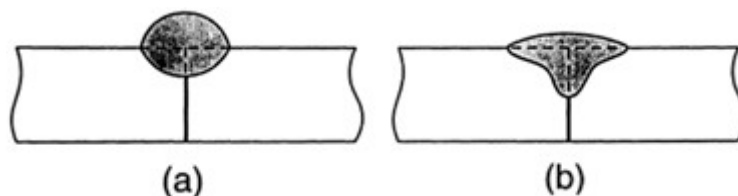


Figura 3.4 – Mudança no aspecto do cordão (mantendo a corrente constante) quando a tensão é: (a) muito baixa; (b) muito elevada.

Adaptado de Metals Handbook, 1993 ⁽⁹⁾

O volume de fluxo também interfere na largura do cordão, de modo que uma camada muito espessa resulta em cordões mais estreitos que o normal. Isso ocorre porque o excesso de fluxo rouba calor do arco, diminuindo assim a eficiência da soldagem ⁽¹¹⁾.

Já a velocidade de soldagem afeta principalmente a quantidade de calor fornecido e de metal depositado por comprimento de solda, de forma que uma maior velocidade de avanço produz soldas mais estreitas, com menor penetração e menores reforços ⁽¹²⁾. Apesar da demanda de aumento de produtividade (e consequentemente, do aumento da velocidade dos processos de produção), esse parâmetro possui limites

de trabalho relativamente estreitos, sendo o seu aumento dificultado pelo aparecimento de descontinuidades como mordeduras e falta de fusão ^(13; 14).

Para conseguir melhores soldas, pode-se alterar não só os parâmetros descritos, mas diversos outros como, por exemplo, a geometria do chanfro, o número de arames que alimentam a poça de fusão e o posicionamento da tocha em relação à junta.

3.3. Aporte térmico

O aporte térmico, ou energia imposta de soldagem, é definido como a quantidade de calor adicionada no cordão por comprimento de solda. Essa energia está relacionada com os parâmetros tensão (U), corrente (I) e velocidade de soldagem (v), e é quantificada pela aproximação bem conhecida ^(12, 15-18):

$$Q = \eta \cdot \frac{UI}{v} \quad (3.1)$$

onde η é a eficiência térmica do processo de soldagem. Quanto maior o aporte térmico, mais calor é fornecido à solda, e consequentemente, mais metal base e metal de adição tendem a ser fundidos, resultando em cordões mais largos, mais profundos e com maiores reforços ⁽¹⁵⁾. Se a quantidade de calor for muito elevada, as dimensões da poça de fusão tendem a aumentar significativamente, aumentando os tempos de permanência a alta temperatura e retardando o resfriamento do cordão e regiões adjacentes. Além de aumentar as dimensões da zona termicamente afetada (ZTA), podem ocorrer na junta alterações microestruturais que comprometem o desempenho do componente soldado ⁽¹⁹⁾ como, por exemplo, o aumento do tamanho de grão. Em materiais de estrutura cristalina CCC (como a ferrita), isso tende a diminuir sua tenacidade ⁽²⁰⁾.

O aporte térmico não deve ser considerado isoladamente, pois podem ocorrer variações significativas na morfologia do cordão e na microestrutura da solda com valores similares de energia, mas diferentes correntes e velocidades de soldagem ⁽²¹⁾. Seria possível assim aumentar a corrente para maior taxa de deposição, e controlar o aporte térmico através da velocidade de soldagem. Na prática, essas alterações na velocidade são limitadas ⁽¹⁴⁾. Quando ela é muito baixa, a poça de fusão pode

acumular a frente do arco, prejudicando a interação deste com a peça e dificultando a fusão do metal base. Ao aumentar a velocidade, o arco passa a atuar na extremidade frontal da poça, o que resulta em uma maior penetração devido ao contato mais direto com a peça, mas caso isso não seja feito de forma controlada, a poça de fusão pode não conseguir acompanhar o arco, que operaria entre a peça não fundida e o eletrodo, resultando em maior penetração pontual⁽²²⁾. Com uma velocidade ainda maior, a penetração torna a cair, pois há menos energia para a fusão do metal base. Se a velocidade for excessiva, problemas de falta de fusão e de formação de mordeduras podem ocorrer⁽²²⁾.

3.4. Ciclos térmicos em soldagem

O ciclo térmico de soldagem é a variação de temperatura que ocorre em um determinado ponto da junta durante a soldagem⁽²³⁾. Essa variação depende dos parâmetros operacionais, da geometria da peça e da localização desse ponto em relação à fonte de calor.

O ciclo térmico é caracterizado pelos valores de temperatura de pico (ou valor máximo de temperatura atingido no ponto), tempo de permanência acima de uma determinada temperatura crítica e velocidade de resfriamento. Ligas metálicas apresentam temperaturas críticas acima das quais ocorrem transformações microestruturais que podem afetar as suas propriedades mecânicas e outras e que podem ser usadas para caracterizar a ZTA de soldas destas ligas. Para materiais transformáveis (como os aços), especialmente os mais ligados ou trabalhados a frio, as transformações de fase tem um grande efeito na microestrutura e podem ocasionar alterações importantes e complexas na microestrutura da ZTA. Nesse caso, é importante conhecer o tempo de permanência acima da temperatura crítica e, também, as velocidades de resfriamento associadas com a soldagem.

Um esquema simplificado de um ciclo térmico está indicado na Figura 3.. Nele estão indicados a temperatura de pico (T_p) do ponto e o tempo de permanência (t_c) acima de determinada temperatura crítica (T_c).

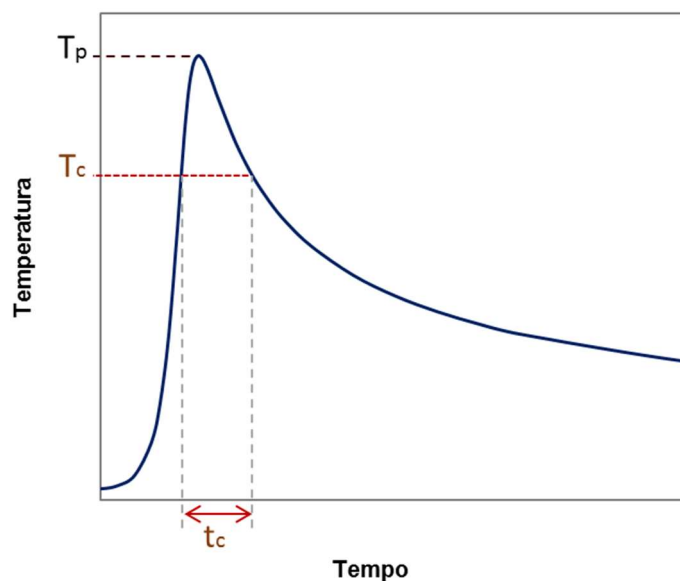


Figura 3.5 - Ciclo térmico em soldagem – esquemático.

3.4.1. Modelo teórico para previsão do ciclo térmico de soldagem

O principal mecanismo de transporte de energia a partir da região sendo soldada é a condução através do metal base. Assim, as variações de temperatura associadas com a operação de soldagem podem ser modeladas a partir de soluções adequadas da equação de balanço de energia ⁽²³⁾:

$$\rho \frac{\delta}{\delta t}(cT) + \rho \vec{v} \cdot \nabla(cT) = \nabla \cdot (k \nabla T) + s \quad (3.2)$$

Sendo:

ρ = massa específica do material

c = calor específico do material

T = temperatura

t = tempo

v = velocidade de soldagem

k = condutividade térmica do material

s = calor gerado.

Soluções dessa equação foram obtidas por Rosenthal, na década de 30 ⁽²³⁾, que adotou as seguintes considerações ⁽²⁴⁾:

- Estado estacionário (ou quase-estacionário – eliminando a variável tempo t de soldagem - Figura 3.);
- Fonte de calor de formato simplificado, pontual ou linear;
- Calor de fusão insignificante;
- Propriedades térmicas constantes (considera valores médios);
- Não há perda de calor da peça através da superfície;
- Não há convecção na poça de fusão.

Como a origem do sistema de coordenadas se move com a fonte de calor a uma velocidade v constante, o fluxo de calor de uma peça suficientemente extensa é estacionário, ou quase-estacionário, em relação à fonte de calor que se desloca (Fig. 3.6).

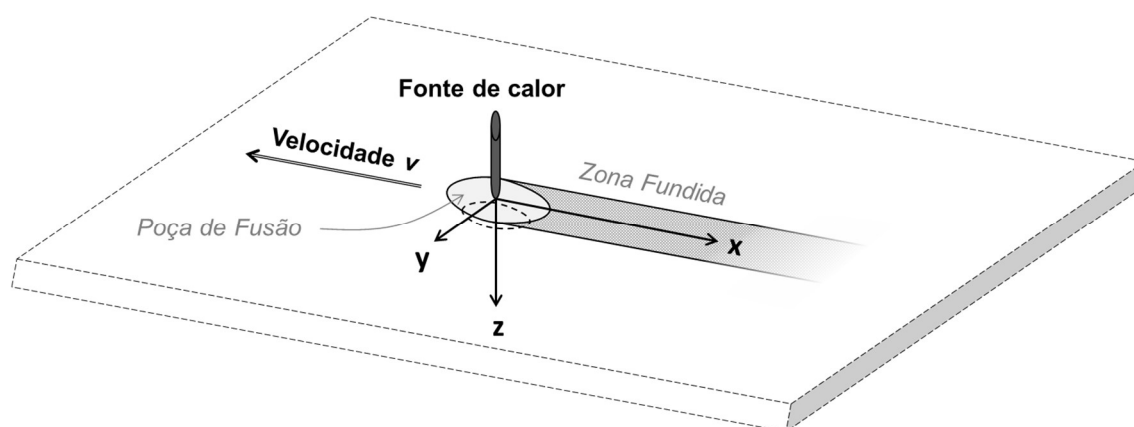


Figura 3.6 - Soldagem de uma peça estacionária - esquemático.

Quando a soldagem é feita em um passe de penetração total, Rosenthal assumiu que as variações de temperatura na direção da espessura (Z) são negligenciáveis, de forma que o fluxo térmico ocorre bidimensionalmente (2D) e a fonte de calor é considerada como linear. Para esta situação, a equação para o fluxo 2D em uma placa fina de largura infinita é ⁽¹⁷⁾:

$$\frac{2\pi(T - T_o)kh}{Q} = \exp\left(\frac{Vx}{2\alpha}\right) K_o\left(\frac{Vr}{2\alpha}\right) \quad (3.3)$$

Onde: T = temperatura da peça durante a soldagem

T_o = temperatura da peça antes da soldagem

k = condutividade térmica da peça

h = espessura da peça

Q = calor transferido da fonte de calor para a peça

V = velocidade de avanço

α = difusividade térmica da peça, dada por $k/(\rho C)$

K_0 = função de Bessel modificada de segundo tipo e ordem zero

r = distância radial da origem, dada por $\sqrt{x^2 + y^2}$

A solução analítica de Rosenthal para o fluxo térmico tridimensional em uma peça de grande espessura (semi-infinita) durante a soldagem é ⁽¹⁷⁾:

$$\frac{2\pi(T - T_0)kR}{Q} = \exp\left[\frac{-V(R - x)}{2\alpha}\right] \quad (3.4)$$

Onde R é a distância radial até a fonte pontual de calor localizada na origem, dada por $\sqrt{x^2 + y^2 + z^2}$. Para um determinado material e condição de soldagem, uma isoterma T em um plano transversal à solda a um dado x tem um raio R . Assim, a seção transversal das soldas previstas por este modelo tem a forma semicircular.

Convém também ressaltar que, a consideração de fonte de calor pontual ou linear feita por Rosenthal, causa o problema de singularidade da, onde a temperatura tende para infinito quando se aproxima da fonte de calor ⁽¹⁷⁾.

Devido às simplificações adotadas, as soluções obtidas fornecem somente uma representação aproximada da distribuição de temperatura em uma solda ⁽²³⁾. Entretanto, a solução analítica de Rosenthal, mesmo baseando em muitas simplificações, é fácil de usar e tem sido muito utilizada para obter uma ideia geral das características do fluxo de calor em soldagem para muitos casos de interesse. Formulações mais complexas também derivam da solução de Rosenthal ⁽³⁻²⁵⁾.

3.5. Regiões de uma junta soldada

Em uma junta soldada, cada região sofrerá um ciclo térmico diferente, de modo que quanto mais afastada da fonte de calor, menor será a temperatura de pico atingida. Os valores de temperatura de pico podem ser usados para definir as regiões de uma junta soldada (Figura 3.7 - Regiões de uma junta soldada e sua relação com as temperaturas de pico

Modenesi, P. J. et. al., 2012)⁽²³⁾:

- Zona fundida (ZF): região em que ocorre a fusão de material, e onde as temperaturas de pico foram superiores à sua temperatura de fusão.
- Zona termicamente afetada (ZTA): região adjacente à poça de fusão, onde as temperaturas de pico foram superiores a uma temperatura crítica (típica de cada metal base), mas inferiores à sua temperatura de fusão. Dessa forma, o material de base não chega a fundir, mas sofre transformações que alteram suas propriedades mecânicas e/ou microestruturais.
- Metal base (MB): região mais afastada da poça de fusão, onde as temperaturas de pico não atingem a temperatura crítica.

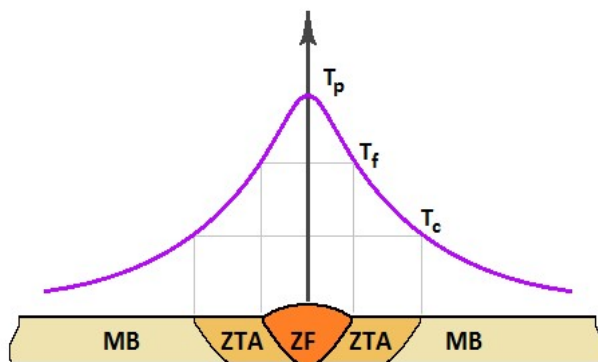


Figura 3.7 - Regiões de uma junta soldada e sua relação com as temperaturas de pico

Modenesi, P. J. et. al., 2012)⁽²³⁾

3.6. Zona fundida:

A zona fundida é formada pela mistura do metal de adição com o metal base na poça de fusão, quando estes estão no estado líquido⁽²³⁾. A proporção de metal base fundido (B) e de metal de adição (A) que participam da zona fundida pode ser

estimada pelo cálculo das áreas do cordão representadas na Figura 3., Essa relação de áreas é conhecida como coeficiente de diluição (δ), expressa segundo a equação 3.5⁽²³⁾:

$$\delta = \frac{B}{A + B} \cdot 100 \quad (3.5)$$

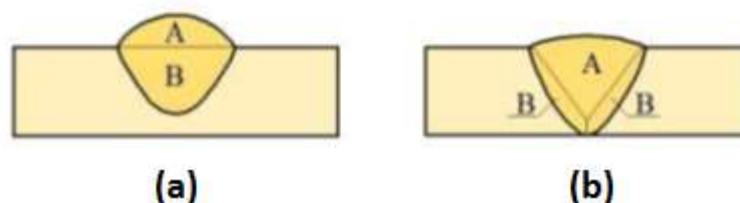


Figura 3.8 – Parâmetros para medida da diluição na seção transversal de uma solda (a) sobre chapa, e (b) de chanfro em V.

Modenesi, P. J. et. al, 2012⁽²³⁾

Conhecendo o coeficiente de diluição, é possível determinar a participação de metal base na solda, e estimar a composição química resultante do cordão, a partir das composições do metal de base e do metal de adição com base na equação 3.6, descrita por Modenesi et. al.⁽²³⁾:

$$\%X = \left(1 - \frac{\delta}{100}\right) \cdot \%X_A + \left(\frac{\delta}{100}\right) \cdot \%X_B \quad (3.6)$$

Onde X seria um dado elemento químico e $\%X_A$ e $\%X_B$ seriam os seus teores no metal de adição e no metal base, respectivamente.

3.6.1. Solidificação da zona fundida

A solidificação da poça de fusão se inicia epitaxialmente¹, e os grãos parcialmente fundidos do metal base na linha de fusão agem como nucleantes para o crescimento

¹ Quando a estrutura cristalina do metal base é significativamente diferente da do metal de solda, o crescimento epitaxial não é mais possível, e os novos grãos podem ou não seguir a orientação do metal base (16), e a solidificação pode se iniciar pela nucleação de novos grãos (64).

de grãos colunares ⁽²⁵⁾. Mais distante da linha de fusão, a estrutura e o crescimento dos grãos são dominados pelo mecanismo de crescimento competitivo ⁽¹⁷⁾, de forma que os grãos melhores orientados em relação à direção da extração de calor tendem a crescer bloqueando os demais grãos ⁽²³⁾. Além de seguir o gradiente térmico, as dendritas colunares tendem a crescer na orientação cristalográfica preferencial ($\langle 100 \rangle$ para materiais CCC ou CFC), como indicado na figura 3.9 ⁽¹⁷⁾.

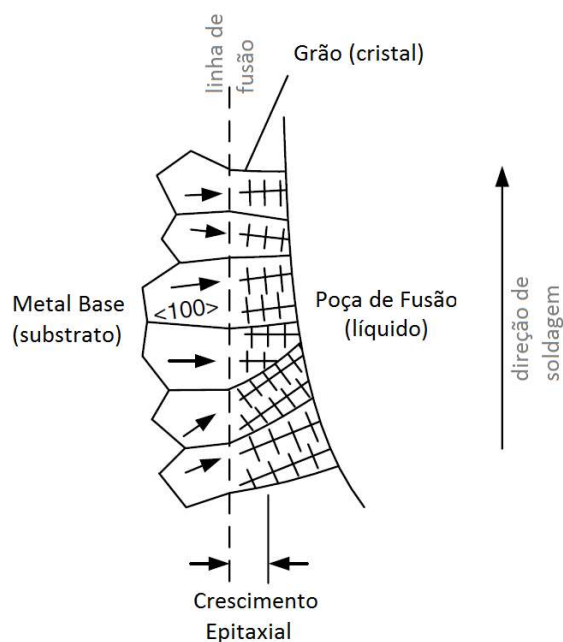


Figura 3.9 - Crescimento epitaxial do metal de solda a partir da linha de fusão.

Adaptado de Kou, S., 2003 ⁽¹⁷⁾

O gradiente de temperatura de uma solda irradia da zona fundida até o metal base, e a direção perpendicular à linha de fusão é onde ocorre a máxima extração de calor. Assim, os grãos cuja orientação preferencial é normal à linha de fusão tendem a dominar a zona fundida. Como a poça tem morfologia convexa, o espaçamento entre os braços de dendrita tende a diminuir da linha de fusão até o centro da solda, como indicado na Figura 3.. Entretanto, esse espaçamento também é influenciado por outros fatores como composição química e gradiente térmico. A segregação de elementos e alteração no teor de soluto mudam o modo de solidificação de dendrítico para planar, e maiores taxas de resfriamento resultam em estruturas mais finas ⁽¹⁷⁾.

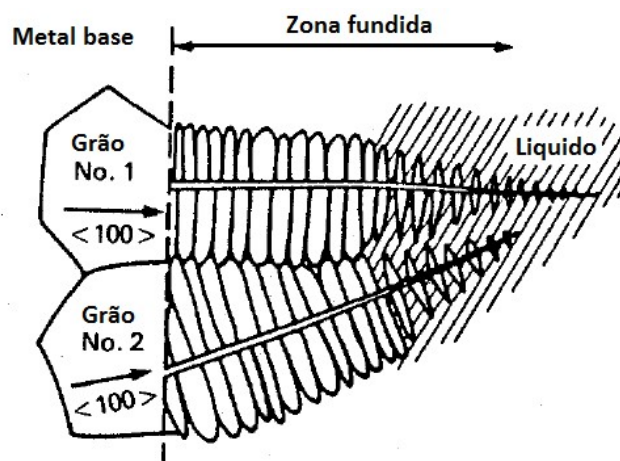


Figura 3.10 - Crescimento colunar dendrítico – esquemático.

Adaptado de Solomon, H. D. 1993 ⁽²⁶⁾

3.6.2. Influência do aporte térmico na zona fundida

O aporte térmico e a velocidade de soldagem podem afetar significativamente o modo de solidificação, pois estão intimamente relacionados com os parâmetros: gradiente térmico (G) no líquido junto à linha de fusão, e velocidade de solidificação (R). A razão G/R é conhecida como parâmetro de solidificação ⁽²³⁾, e à medida que seu valor aumenta, o crescimento passa de equiaxial dendrítico para colunar, celular e até plano (dependendo da concentração do soluto no metal líquido ⁽²⁶⁾).

Para uma determinada velocidade de soldagem, maiores aportes de calor levam a menores gradientes de temperatura, e conseqüentemente, a um menor parâmetro de solidificação, o que favorece a solidificação dendrítica. Já para um determinado aporte térmico, a taxa de resfriamento aumenta com o aumento da velocidade de soldagem, que levam a maiores taxas de resfriamento e à formação de estruturas mais refinadas. A taxa de resfriamento aumenta ao passo que a relação entre aporte térmico e velocidade de soldagem diminui ⁽¹⁷⁾.

3.6.3. Microestruturas em uma zona fundida de aços de baixo carbono

Em 1988, o Instituto Internacional de Soldagem (IIW) publicou um documento ⁽²⁷⁾ que define terminologias para descrever os principais constituintes presentes no metal de solda. Um resumo desse documento encontra-se na Tabela 3.1:

Tabela 3.1 - Nomenclaturas dos constituintes da ZF pelo IIW ⁽²⁷⁾

Constituinte		Código	Descrição
Ferrita primária	Ferrita de contorno de grão	PF (G)	Ferrita em veios ou grãos poligonais associada ao contorno de grão de austenita prévia.
	Ferrita poligonal intragranular	PF (I)	Grãos de ferrita, geralmente poligonais, contidos dentro do grão de austenita prévia, cuja largura média é aproximadamente três vezes a da ferrita acicular(ou com segunda fase) adjacentes.
Ferrita acicular		AF	Grãos de ferrita pequenos e não alinhados, encontrados dentro dos grãos de austenita prévia. Uma região com ferrita acicular frequentemente apresenta ripas isoladas com elevada acicularidade.
Ferrita com segunda fase	Ferrita com segunda fase alinhada ^{II}	FS(A)	Duas ou mais ripas paralelas de ferrita. Quando há apenas duas, essas devem ser classificadas como FS se sua razão de forma for maior que 4:1. Caso contrário, devem ser classificadas como AF ou PF.
	Ferrita com segunda fase não alinhada	FS (NA)	Ferrita completamente cercada por microfases aproximadamente equiaxiais e aleatoriamente distribuídas, ou por ripas isoladas de ferrita acicular
Agregado ferrita carboneto		FC	Estrutura refinada de ferrita e carbonetos, incluindo ferrita com carbonetos interfásicos e perlita. Se o agregado for claramente identificado como perlita, então ele deve ser classificado como FC (P). Se o agregado for menor que as ripas adjacentes no grão austenítico prévio, ele pode ser tratado como microfase.
Martensita ^{III}		M	Regiões de martensita maiores que as ripas de ferrita adjacentes dentro do grão de austenita prévio. Regiões menores devem ser tratadas como microfases.

O documento do IIW ⁽²⁷⁾ também esquematiza as diferenças entre a ferrita acicular AF e as ferritas primária (Figura 3.11 – Grão de ferrita indicado, circundada por ripas. Esquemático. Se sua largura é inferior a 3x a das ripas, é acicular [AF]. Se for

^{II} A ferrita de segunda fase alinhada pode ser sub-classificada como FS(SP) se for do tipo “side-plates”, FS(B) se bainita, e até FS(UB) ou FS(LB) para os casos de bainita superior ou inferior.

^{III} A martensita pode ser classificada como M(L) se em ripas, ou M(T) se maclada. Porém, essas diferenciações mencionadas normalmente não são possíveis utilizando apenas microscopia óptica ⁽²⁷⁾.

superior, é primária [PF].⁽²⁷⁾), de segunda fase alinhada FS(A) (Figura 3.), e de agregados de ferrita e carbonetos FC (Figura 3.).

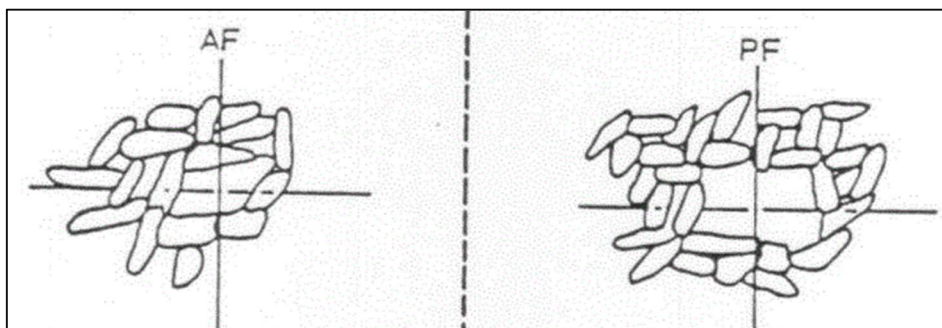


Figura 3.11 – Grão de ferrita indicado, circundada por ripas. Esquemático. Se sua largura é inferior a 3x a das ripas, é acicular [AF]. Se for superior, é primária [PF].⁽²⁷⁾

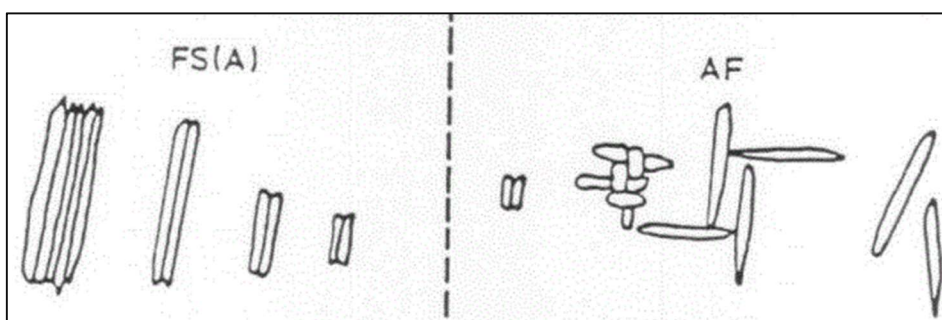


Figura 3.12 – Duas ou mais ripas paralelas com razão de forma $>4:1$: ferrita de segunda fase alinhada [FS(A)]. Se $r < 4:1$, ou se não alinhadas ou isoladas, é acicular [FA].⁽²⁷⁾

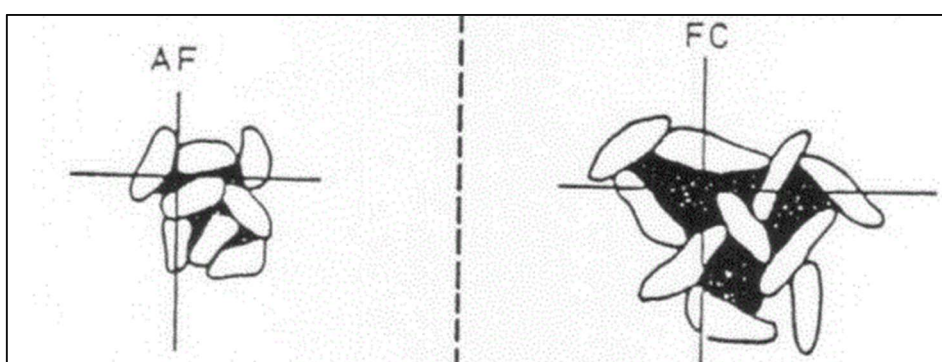


Figura 3.13 – Colônia menores que as ripas adjacentes são microfases junto a ferrita acicular [AF], e as maiores são agregados ferrita carboneto [FC].⁽²⁷⁾

A Figura 3.14 apresenta imagens de microestruturas comuns em soldas e suas nomenclaturas segundo as especificações propostas pelo IIW.

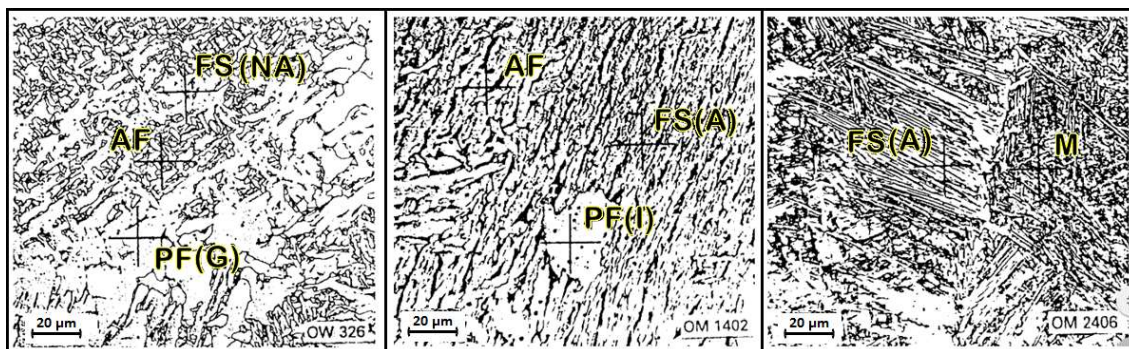


Figura 3.14 - Microestruturas comuns em soldas.⁽²⁷⁾

Os constituintes descritos ainda podem ser subclassificados dependendo do método de análise. Existem outras classificações, algumas derivadas dessa apresentada pelo IIW, como por exemplo, o trabalho de Thewlis⁽²⁸⁾, que inclui uma maior quantidade de subdivisões e considera o tipo de transformações sofridas pelo material desde sua solidificação até seu resfriamento total. Entretanto, a nomenclatura mais adotada pela IIW é mais a usual para aços estruturais e análise por microscopia óptica.

3.7. Zona Termicamente Afetada

É a região adjacente à linha de fusão, onde as temperaturas de pico não atingem a temperatura de fusão do material, mas são suficientemente altas para causar transformações no estado sólido e, conseqüentemente, alterações microestruturais e de propriedades mecânicas. Essas alterações estão relacionadas com o ciclo térmico de soldagem, que variam ao longo da seção transversal da solda, e podem comprometer significativamente o desempenho mecânico do componente.

3.7.1. Microestrutura da zona termicamente afetada:

A ZTA de aços transformáveis pode ser dividida em quatro sub-regiões, de acordo com o ciclo térmico de soldagem no ponto considerado. São elas (Fig. 3.15):

- Região de granulação grosseira (GGZTA)
- Região de granulação fina (GFZTA)
- Região intercrítica (ICZTA)
- Região subcrítica (SCZTA)

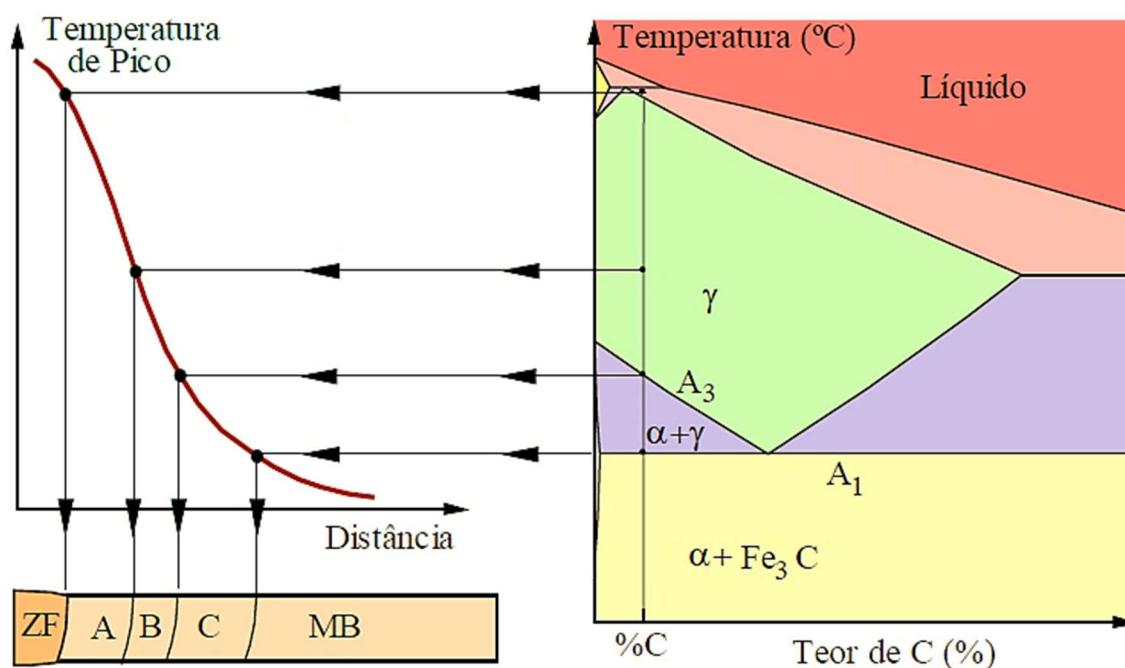


Figura 3.15 - Relação das regiões da ZTA com o diagrama de fases.

A: GGZTA; B:GFZTA; C:ICZTA+SCZTA.

Modenesi, P. J.⁽²⁹⁾

Essas regiões são descritas de forma mais detalhada por Modenesi⁽²⁹⁾ e outros autores^(2, 17-18), e estão apresentadas de maneira resumida a seguir:

A – Região de granulação grossa (GGZTA):

Região onde o metal base é aquecido acima de sua temperatura de crescimento de grão da austenita ($\cong 1200^\circ\text{C}$ para aços estruturais). Sua microestrutura é caracterizada pelo grande tamanho de grão austenítico e pelos produtos resultantes da transformação da austenita. Modenesi⁽²⁹⁾ apresenta uma comparação entre as terminologias usuais que descrevem a microestrutura da GGZTA adotada por diferentes pesquisadores e as terminologias propostas pelo “*The Welding Institute*” (TWI) na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 - Classificação dos constituintes da GGZTA propostos pelo TWI e comparação com os termos usuais ⁽³⁰⁾

TWI	Pesquisadores da área de transformação de fases
Martensita	Martensita Bainita Inferior
Ferrita com Martensita/ Carboneto/ Austenita (alinhada e não alinhada)	Ferrita de Widmanstätten Estrutura Granular Bainita Superior Bainita Inferior Bainita Granular
Ferrita de Widmanstätten Intragranular	Ferrita Acicular
Ferrita Pró-Eutetoide	Ferrita de Contorno de Grão Ferrita Poligonal
Perlita	Perlita
Agregado Ferrita-Carboneto	

B – Região de granulação fina (GFZTA):

Região em que o material é submetido às temperaturas usuais de tratamentos térmicos como o de normalização, que se situam entre a temperatura de crescimento de grão e a temperatura de início de formação da ferrita (A_3). A microestrutura da região é caracterizada por uma granulação fina, como a dos materiais normalizados.

C – Região intercrítica (ICZTA):

Região onde as temperaturas de pico se situam entre A_3 e A_1 (temperatura eutetóide), levando o material a se transformar apenas parcialmente em austenita durante o aquecimento. Caso o resfriamento seja suficientemente elevado, essa porção de austenita pode se transformar em martensita.

D – Região subcrítica (SCZTA):

As temperaturas de pico não atingem a temperatura eutetóide, mas podem provocar mudanças microestruturais como uma esferoidização parcial da perlita.

3.8. Técnicas para aumento de produtividade no processo SAW

Por ser uma das etapas chave do processo de fabricação, o procedimento de soldagem adotado influencia o custo e a qualidade do produto final, além de ser responsável por uma parcela significativa do tempo de produção. Maiores taxas de deposição possibilitam maiores velocidades de soldagem e redução do número de passes, diminuindo assim o custo de fabricação das estruturas soldadas ⁽⁶⁾.

Mesmo a soldagem SAW convencional possuindo elevada eficiência energética e apresentando altos ciclos de trabalho, cada vez mais variações em sua configuração vêm sendo exploradas visando um incremento adicional de produtividade. A maioria delas se baseia em aproveitar melhor a energia disponível no processo para fundir mais metal e de forma mais eficiente, já que parte dessa energia não é aproveitada (se propagando pela peça por condução ou sendo transferida ao ambiente por radiação) ⁽³¹⁾. Das variações mais usuais, pode-se mencionar a soldagem com chanfro estreito, uso de maior comprimento do eletrodo, adição de pó metálico e soldagem com múltiplos arames.

3.8.1. Soldagem com chanfro estreito:

Essa técnica consiste em utilizar chanfros com pequeno ângulo de abertura (entre 0° e 8°) em peças de espessura tipicamente maior do que 50 mm ⁽²⁾. Para evitar defeitos como aprisionamento de escória e falta de fusão, é necessário o emprego de equipamentos especiais e de fluxos especificamente desenvolvidos, evitando a formação de descontinuidades no cordão e facilitando a remoção da escória ⁽³²⁾. Quando são feitos os devidos controles do processo, a solda obtida possui bom acabamento, tensões residuais mais baixas e melhores propriedades mecânicas quando comparada às obtidas por processos convencionais.

3.8.2. Aumento do comprimento do eletrodo

O comprimento usual do eletrodo é aproximadamente 8 a 12 vezes o seu diâmetro. Estender esse comprimento para 20 a 40 vezes o diâmetro pode aumentar a taxa de deposição em mais de 50% ⁽³²⁾. Uma dificuldade dessa técnica é manter o eletrodo alinhado com a junta, e isso se torna cada vez mais difícil à medida que esse comprimento aumenta.

3.8.3. Adição de pó metálico

A adição de pó metálico pode aumentar as taxas de deposição em até 70%, e proporciona fusão suave, melhor aparência do cordão e menores penetração e diluição ⁽²⁾. Nessa técnica, a taxa de deposição é aumentada sem elevar o aporte térmico. Dessa forma, a deterioração de tenacidade do metal de solda pode ser reduzida, o que diminui os riscos de fissuração na solda. Pós metálicos também podem modificar a composição química da zona fundida, ajustar as propriedades mecânicas da junta soldada e permitir um controle microestrutural ⁽²⁾. Eles podem ser adicionados à frente da poça de fusão ou diretamente sobre ela, por gravidade ou utilizando o campo magnético em torno do arame para transportá-los ⁽³³⁾. Nas variações com dois ou mais arames, o pó metálico pode ser adicionado entre eles através de um tubo cerâmico. Os eletrodos a frente desse tubo se encarregarão de fundir o metal base, enquanto os de trás irão fundir o pó metálico ⁽³³⁾.

3.8.4. Soldagem utilizando múltiplos arames

A utilização de múltiplos arames foi empregada pela primeira vez no processo de soldagem a arco submerso, há pouco mais de sessenta anos ^(14, 31). Apesar de trabalhos como o de Layus ⁽⁶⁾ indicarem que o ganho na taxa de deposição pelo uso de arames múltiplos ser devido a possibilidade de aplicar maiores valor de corrente de soldagem (Figura 3.1616), alguns estudos ^(4, 34-35) mostram que aumentar o número de eletrodos é uma das formas mais eficazes de aumentar a taxa de deposição, devido ao melhor aproveitamento da energia térmica do arco. Além disso, o processo com arames múltiplos também proporciona maior flexibilidade de aplicação e possibilidade de maiores velocidades de soldagem ⁽¹⁴⁾, que pode se elevar em até cinco vezes, se comparada com os valores atingidos com um único arame ⁽²⁾.

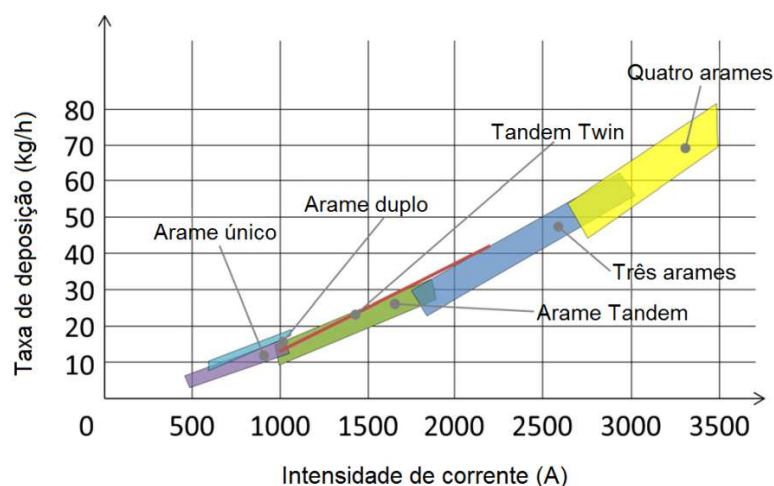


Figura 3.16 - Taxas de deposição de diferentes arranjos do processo SAW para determinadas faixas de corrente. Adaptado de Layus, 2014 ⁽⁶⁾.

Dentre as variações possíveis, os arames adicionais podem ou não conduzir corrente elétrica, e podem estar conectados todos à mesma fonte ou a fontes diferentes^{IV}. As correntes empregadas podem ser contínuas ou alternadas, e o espaçamento, a configuração e a natureza elétrica dos eletrodos podem ser ajustados para aperfeiçoar o formato do cordão ⁽³²⁾.

3.8.5. Adição de arame frio

Essa técnica consiste em isolar o arame adicional de forma que ele não fique conectado a nenhuma fonte de energia. A fusão desse arame ocorrerá pelo calor liberado de arcos adjacentes. Para um mesmo aporte térmico, maiores taxas de deposição resultam em uma menor penetração ⁽²⁾.

3.8.6. Arames múltiplos conectados à mesma fonte

É possível utilizar dois ou mais arames alimentados na mesma poça de fusão partindo do mesmo cabeçote e estando conectados a uma única fonte de soldagem. Essa

^{IV} É bastante comum o uso diferenciado dos termos soldagem *Twin* e soldagem *Tandem*. Isso ocorre porque há autores que classificam a soldagem com arames múltiplos pela posição dos eletrodos na soldagem, (se estão em linha, um após o outro, ou um ao lado do outro), enquanto outros utilizam esses termos em alusão ao número de fontes utilizadas. Esse trabalho seguiu a classificação utilizada por empresas de equipamentos e consumíveis de soldagens, que diferenciam os termos de acordo com as fontes conectadas aos eletrodos, independente da posição de soldagem.

técnica de arames múltiplos é conhecida comercialmente como soldagem *Twin*, ou soldagem com arcos gêmeos ⁽²⁾.

O uso de dois arames de seção transversal “a” na configuração *Twin* aumenta a taxa de deposição em até 20% se comparado ao processo com um único arame de seção transversal “2a”, sem aumentar significativamente o aporte térmico ⁽²⁾. Como dois arames são fundidos, a taxa de deposição é superior ao processo com um único arame, pois apesar da seção transversal ser a mesma (“a” + “a” = “2a”), o aumento na densidade de corrente leva a uma maior taxa de fusão sem aumento no consumo de energia. Já que a poça de fusão é mais longa, é possível aplicar maiores velocidades que no processo SAW clássico. Para maiores taxas de deposição, o diâmetro dos arames deve ser 70% menor que o diâmetro do arame empregado no processo equivalente com um único arame ⁽²⁾.

3.8.7. Arames múltiplos conectados individualmente a diferentes fontes

Nesse processo, cada arame é ligado à sua própria fonte e alimentador. Essa técnica é conhecida comercialmente como soldagem *Tandem* e faz uso de dois ou mais arames, cada um conectado a sua própria fonte de energia e cabeçote, alimentando uma mesma poça de fusão. Uma corrente é introduzida no arame adicional exclusivamente para fundi-lo. É mais eficiente que a adição de arame frio ou que os processos com arcos geminados (*Twin*), resultando em maiores taxas de deposição sem prejudicar as propriedades da junta ⁽²⁾.

O primeiro arame, conhecido como eletrodo guia, vai à frente dos demais em relação à direção de soldagem e está normalmente posicionado com um ângulo que puxa a poça de fusão ⁽³⁶⁾. Geralmente, esse eletrodo é operado com elevada corrente (normalmente CC+) e baixas tensões para propiciar alta penetração, enquanto os arames que o seguem trabalham com correntes mais baixas (normalmente CA) para suavizar o perfil do cordão. O uso comum de corrente alternada nesses arames é justificada pela interação de arcos muito próximos, que se atraem durante uma condição de polaridade semelhante ⁽³⁷⁾. Assim, essa configuração reduz efeitos de sopro magnético. Quando o eletrodo guia é operado com elevada corrente, tem-se uma penetração mais profunda do cordão e um reforço mais elevado ⁽³⁸⁾ enquanto com

baixa corrente tem-se uma poça com menor penetração relativa devido ao volume acumulado de metal fundido a sua frente ⁽³⁾.

Os arames usados nesse processo são normalmente de grande diâmetro (entre 3,0 e 6,0 mm). O uso de dois arames na configuração *Tandem* permite que a taxa de deposição seja mais que o dobro da conseguida com arame único ⁽⁶⁾ enquanto o aporte térmico não é proporcionalmente aumentado. Por isso, esse método de soldagem é comumente utilizado para soldar juntas de média e grande espessura ⁽³⁹⁾ geralmente na indústria de equipamentos e estruturas pesadas capazes de arcar com o elevado investimento adicional (já que são necessários vários equipamentos de soldagem).

3.8.8. Técnicas mistas de soldagem com três ou mais arames

A tentativa de reduzir custos e melhorar o acabamento do cordão motiva a adaptação e associação das técnicas mencionadas. A possibilidade de diferentes combinações de arames e fluxos, arranjos de um ou vários arames e o uso de fontes de correntes contínuas ou alternadas permite altas velocidades de soldagem, redução do número de passes, e confere versatilidade à soldagem a arco submerso, estando essas variantes fortemente ligadas às características da solda.

As fontes e o tipo de corrente podem ser ajustados para melhores condições operacionais. Podem-se utilizar fontes de corrente alternada para cada eletrodo, onde os arames são conectados às diferentes fases de um circuito trifásico, e o primeiro arame pode estar em fase com o terceiro (e o segundo estaria em fase com o quarto, se for o caso). Também é possível fazer a conexão de um arame em uma fonte corrente contínua (geralmente no positivo) e os outros em corrente alternada. A adição de um terceiro arame pode ser com arame frio (sem passagem de corrente), ou quente (com passagem de corrente) ⁽²⁾. A combinação das técnicas *Twin* e *Tandem* também é possível. A soldagem *Twin-Tandem* utiliza dois cabeçotes *Twin*, cada um conectado a uma fonte, e pode aumentar a produtividade em até 40% comparada a técnica *Twin* padrão ⁽⁶⁾.

Desde os anos 2000, a soldagem *Twin* combinada com adição de arame frio alimentada na mesma velocidade que os arames energizados vem sendo estudada

para obter maiores taxas de deposição sem aumento do aporte térmico ⁽³⁵⁾. No Brasil, foi introduzido um equipamento de soldagem ao arco submerso que permite utilizar técnicas mistas de soldagem com arames múltiplos e adição de arame frio de forma controlada ⁽⁴⁰⁻⁴¹⁾. O equipamento de soldagem ICE™ – Integrated Cold Electrode, ou eletrodo frio integrado, associa as configurações *Tandem* e *Twin*, e utiliza um eletrodo eletricamente isolado alimentado de forma ajustável. Dessa forma, o operador escolhe a fração de arame frio que deve entrar na solda ⁽⁴²⁾. Ele é composto por dois cabeçotes de soldagem e duas fontes (a primeira CC+ e a segunda CA), tendo o segundo cabeçote dois arames eletrizados e a adição do arame frio entre eles ⁽⁴³⁻⁴⁴⁾. Esse equipamento pode ser operado utilizando apenas o cabeçote ICE (indicado por B na Figura 3.17).

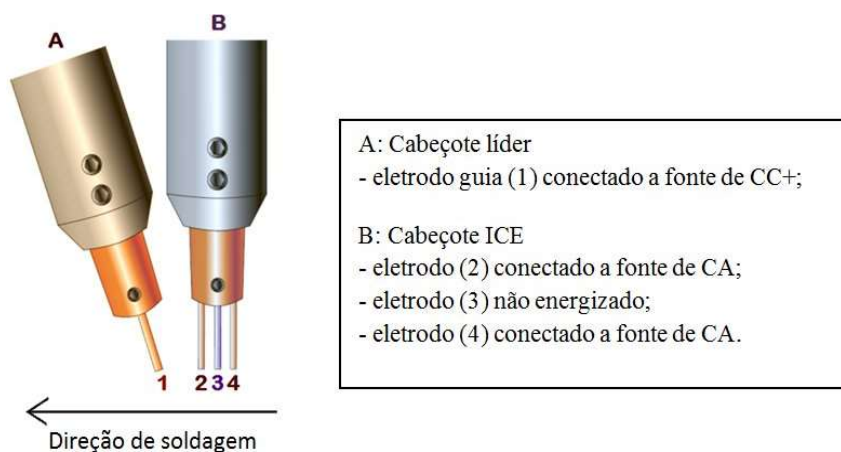


Figura 3.17 – Cabeçote SAW Tandem ICE– Adaptada de Raudsepp ⁽⁴⁴⁾

Na soldagem com arames alimentados por fontes independentes, o primeiro arame afeta a penetração, o segundo afeta parcialmente a penetração e largura do cordão, e o terceiro afeta muito fracamente a penetração e afeta a largura do cordão e o aspecto superficial da solda ⁽²²⁾. No processo onde passa corrente contínua pelo primeiro arame, este também afeta principalmente a penetração da solda. No processo com arames energizados pela mesma fonte (principalmente em corrente alternada) a penetração da solda não é fortemente afetada mesmo em casos da soldagem com adição de arame frio ⁽⁴⁾.

4. Metodologia

A análise da influência do arame frio adicionado entre arcos gêmeos na soldagem ao arco submerso se deu através da realização de uma série de testes de soldagem variando a participação de arame frio e o aporte térmico. A metodologia adotada no trabalho foi simplificada no diagrama abaixo (

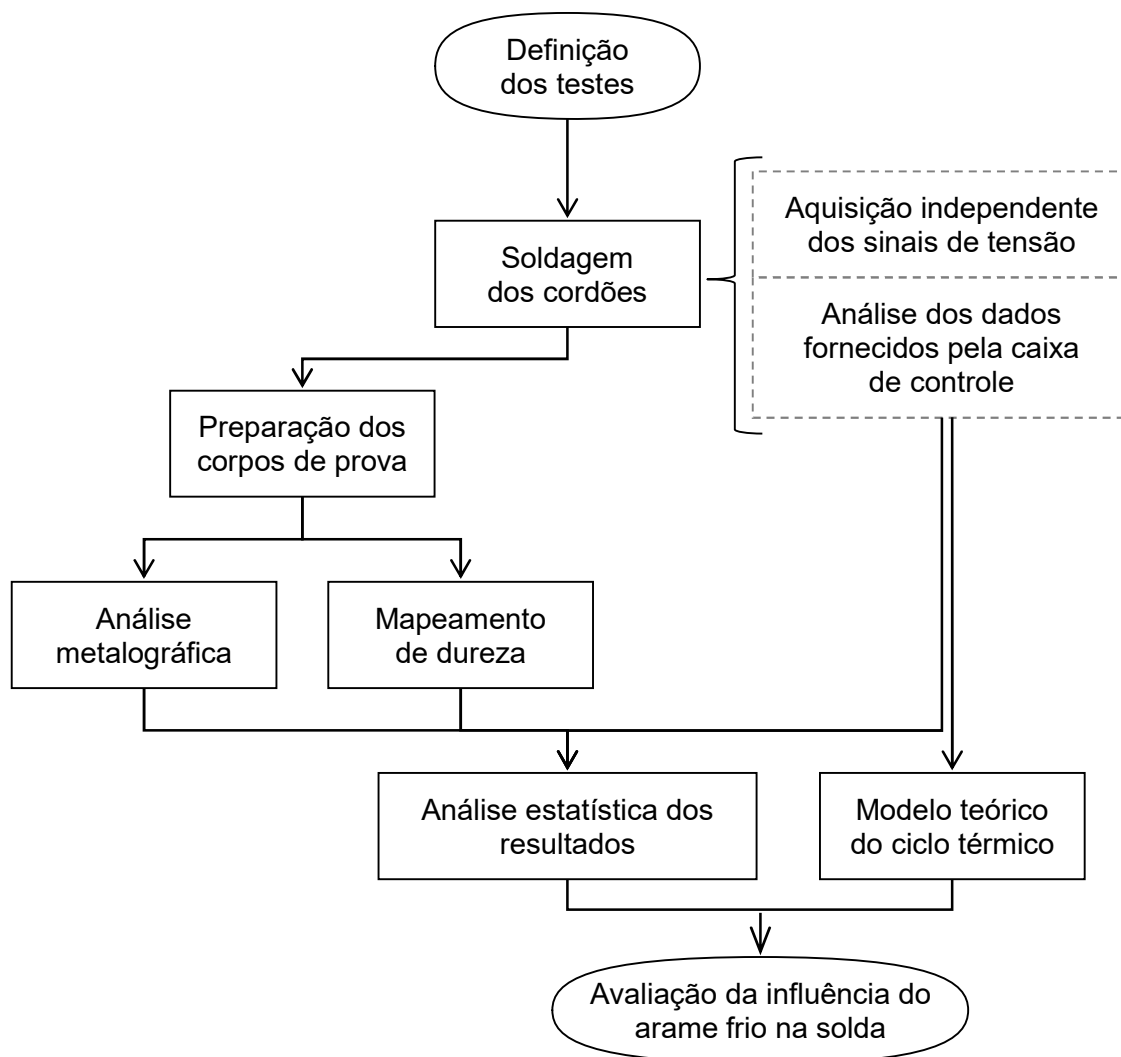


Figura 4.1).

Figura 4.1 - Metodologia simplificada

Buscou-se identificar, de forma direta, variações operacionais do processo e alterações morfológicas, microestruturais e de dureza nas soldas quando se varia a quantidade de arame frio utilizado. Buscou-se também identificar, de forma indireta,

um abaixamento nas temperaturas de pico atingidas na soldagem devido à utilização de uma maior quantidade de metal de adição não energizado.

4.1. Materiais e equipamentos

4.1.1. Testes de soldagem

Foi utilizado um cabeçote automático de soldagem A6S de fabricação Esab ⁽⁴⁵⁾, com alimentador para três arames e tocha *ICE*TM, representada na Figura 4.2:

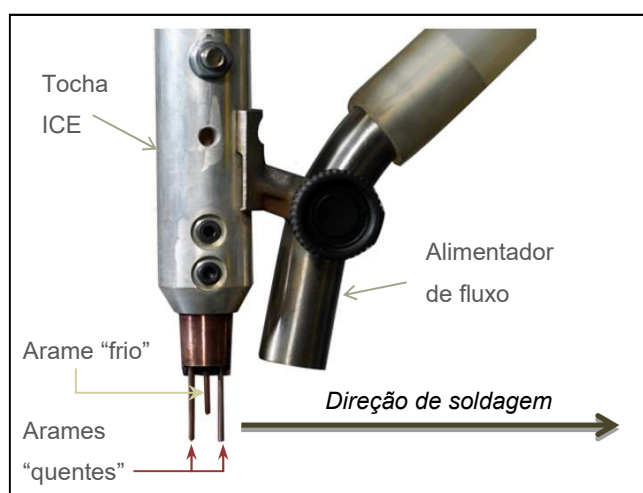


Figura 4.2 – Tocha ICE e alimentador de fluxo.

Adaptado da apresentação Esab ICE ⁽⁴²⁾

Essa tocha direciona três eletrodos em linha, na direção de soldagem. Dos três arames, os dois dos extremos são energizados, gerando o arco, e o arame central está isolado eletricamente. Foi utilizada a fonte de soldagem Aristo 1000, fornecendo corrente alternada. Os parâmetros de soldagem foram definidos na caixa de controle de operação PEK, que também fornece, ao final do processo, valores de aporte térmico, tensão, corrente, velocidade de soldagem e velocidades de alimentação dos eletrodos. Também foi utilizado um sistema digital independente de aquisição de dados para registrar os valores de tensão de soldagem.

Como metal base, utilizaram-se chapas de aço carbono ASTM A36 laminado a quente, com 15,9 mm de espessura, cuja composição química padrão ⁽⁴⁶⁾ está indicada na Tabela A.7.1- Apêndice A, ao final desse documento. Como consumíveis de soldagem, foram utilizados os arames Autrod 12.22 (EM12K), com 2,5 mm de diâmetro, como metal de adição, e o Fluxo 10.71 (aglomerado neutro básico,

ressecado por uma hora a 300°C). A composição química de cada consumível encontra-se nas Tabela A.7.2 e Tabela A.7.3 - Apêndice A.

4.1.2. Caracterização das amostras e recursos computacionais

As amostras foram separadas em cortadora metalográfica Arotec. As análises químicas do metal base foram realizadas através dos equipamentos Determinador de Carbono e Enxofre da Eltra, e espectrômetro de emissão óptico da Optima 700 DV. Já o mapeamento de dureza Vickers foi feito utilizando um equipamento automatizado FV AR9000 da Future-Tech Corp.

Para metalografia, foram utilizadas lixas de granulometria 100 a 1200 em politriz metalográfica, panos para polimento com pasta de diamante de 9µm à 1µm, reativos Nital 2% e 10%, resina acrílica termo-polimerizável para embutimento a frio, câmara Canon Digital Rebel com lente para macrofotografia; e microscópio Leica DFC290, com câmera acoplada.

Os recursos computacionais utilizados foram o programa *Sinal*, (desenvolvido para processar os arquivos de dados registrados pelo sistema de aquisição independente, no Laboratório de Robótica, Soldagem e Simulação da UFMG), e os softwares abertos *ImageJ* (para calcular as dimensões do cordão) e *Scilab 5.5.2* (para a simulação do ciclo térmico teórico).

4.2. Testes de soldagem

4.2.1. Definição dos testes

Os parâmetros de soldagem foram definidos com base em um experimento fatorial de dois fatores a dois níveis, variando a corrente de soldagem e a participação de arame não energizado na solda. Adicionalmente, foram definidos testes com um valor intermediário de corrente e três níveis de participação do arame frio, resultando em um total de sete condições experimentais (Tabela 4.1). Como os valores absolutos das velocidades de alimentação (W) dos eletrodos são diferentes para cada nível de corrente, a participação de arame frio na solda será indicada pela fração W_c/W_w , que indica a relação entre a velocidade de alimentação do arame frio (W_c) e a velocidade de alimentação dos arames quentes (W_w). A tensão de soldagem foi escolhida de

acordo com cada nível de corrente para uma operação mais estável. Os demais parâmetros de soldagem (Tabela 4.2) são mantidos constantes.

Foi definido que cada condição experimental teria uma réplica, resultando em um total de 14 soldas. Os testes foram listados e a ordem das soldagens foi aleatória.

Tabela 4.1 – Condições de soldagem propostas.

Condição experimental	Correntes de soldagem [A]	Tensão de entrada [V]	W_c/W_w [%]
1	700	33	30
2			80
3	900	35	30
4			80
5	800	34	0
6			55
7			100

Tabela 4.2 – Variáveis adicionais de soldagem

Distância entre bico de contato e a peça	27,5 mm
Velocidade de soldagem	10 mm.s ⁻¹

4.2.2. Soldagem dos cordões

Os parâmetros de entrada foram ajustados no controlador, e o equipamento para aquisição independente dos sinais elétricos de tensão foi conectado à peça e ao cabeçote de soldagem. As soldagens foram realizadas sobre chapa, em ordem aleatória, como descrito no item anterior. A Figura 4.3 representa os cordões soldados sobre cada chapa, na sequência que os testes foram realizados.

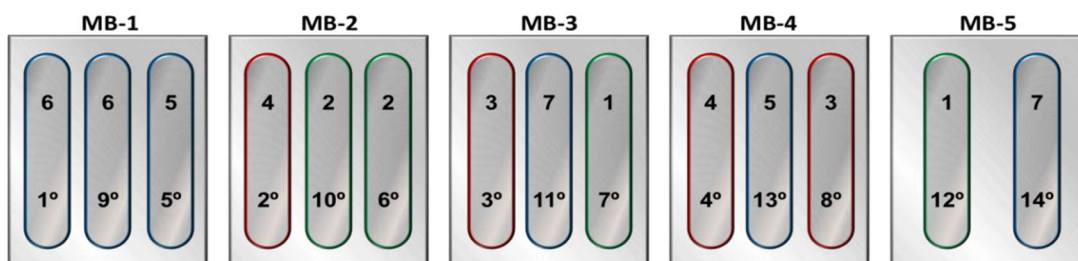


Figura 4.3 - Sequência de soldagem das sete condições experimentais e suas réplicas, sobre chapas de A36 – esquemático. Os números na parte de cima do cordão indicam as condições experimentais dos testes (Tabela 4.2), enquanto os números na parte de baixo (na forma ordinal) indicam a ordem de execução das soldagens.

4.2.3. Aquisição independente dos sinais de tensão

Para verificar a estabilidade das operações e verificar os dados fornecidos pelo controlador, a tensão instantânea de soldagem foi monitorada através do sistema digital independente, com uma frequência de aquisição de 10 kHz. Os dados adquiridos foram processados pelo programa *Sinal*. Os valores médios de tensão foram calculados, e comparados com os resultados fornecidos pela caixa de controle do equipamento de soldagem. Para a identificação de curtos-circuitos, foi definido o valor de corte de 10V de tensão efetiva. Feito isso, o programa forneceu o número de picos de tensão entre -10V e +10V durante a soldagem, o que permitiu calcular a frequência de curtos-circuitos.

4.3. Preparação dos corpos de prova soldados

As chapas soldadas foram cortadas transversalmente à direção da soldagem, como ilustrado na Figura 4.4. Foi realizada a inspeção visual dos cordões para verificar a integridade da solda e presença de descontinuidades.



Figura 4.4 – Posição de corte das amostras.

Foi retirada uma amostra de cada uma das cinco chapas para análise química do metal base. A partir dos resultados, foi efetuado o cálculo do carbono equivalente (CE) definido pelo IIW (equação 4.1):

$$CE_{IIW} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Cu + Ni}{15} \quad (4.1)$$

Como a composição química do aço interfere nas temperaturas de transformação (e consequentemente, na microestrutura da ZTA), as temperaturas em resfriamento Ac_1 e Ac_3 foram calculadas através das equações 4.2 e 4.3 ⁽⁴⁹⁾ para a comparação entre os metais base:

$$Ac_3(^{\circ}C) = 910 - 203\sqrt{C} - 15,2\%Ni + 44,7\%Si + 104\%V + 31,5\%Mo + 13,1\%W \quad (4.2)$$

$$Ac_1(^{\circ}C) = 723 - 10,7\%Mn - 16,9\%Ni + 29,1\%Si + 16,9\%Cr + 290\%As + 6,4\%W \quad (4.3)$$

4.3.1. Separação dos cordões para caracterização das soldas

Nas amostras retiradas do meio da chapa, foi realizado um segundo corte central, conforme ilustrado no esquema abaixo (Figura 4.). Uma das tiras obtidas (a tira mais a frente em relação à direção de soldagem) foi utilizada para confeccionar corpos de prova para macrografia. A outra tira foi separada para análise microestrutural.

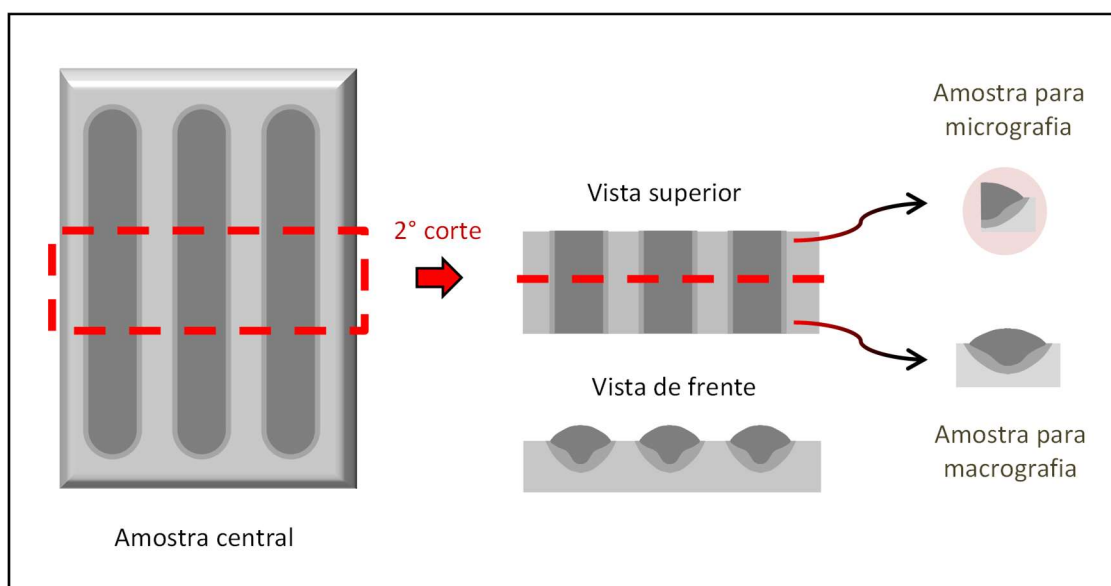


Figura 4.5 – Retirada da amostra central e separação dos cordões para metalografia.

4.4. Análise metalográfica

4.4.1. Macrografia das soldas

Foram utilizadas amostras do centro das chapas, como mostrado na Figura 4.. Os cordões foram separados com serra automática, lixados com lixas até a granulometria 1200, atacados quimicamente com o reagente nital 10% e fotografados.

As imagens das macrografias foram editadas e processadas através do software *ImageJ*, para calcular os parâmetros dimensionais dos cordões. A Figura 4. mostra o procedimento usado para a determinação dos parâmetros: reforço (1), largura (2) e penetração (3) da solda em (a), enquanto em (b) a extensão da ZTA foi medida em três posições: horizontalmente, 1 mm abaixo (4) da superfície da chapa e tangente à base (5) da linha de fusão, e verticalmente, no centro (6) da solda. As áreas depositadas e fundidas foram calculadas delimitando, manualmente, a região de interesse, como ilustrado na Figura 4. , e realizando o cálculo de área pelo software.

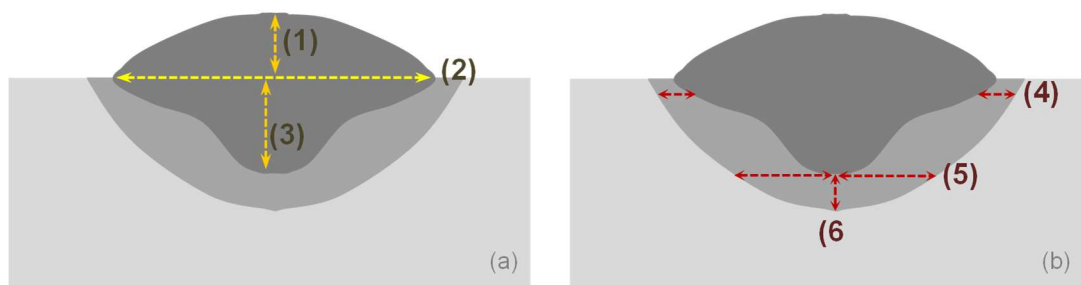


Figura 4.6 – Esquema das dimensões medidas no *ImageJ*. (1) reforço; (2) largura; (3) penetração; (4) extensão da ZTA a 1mm de profundidade; (5) extensão da ZTA na base do cordão; (6) penetração da ZTA.

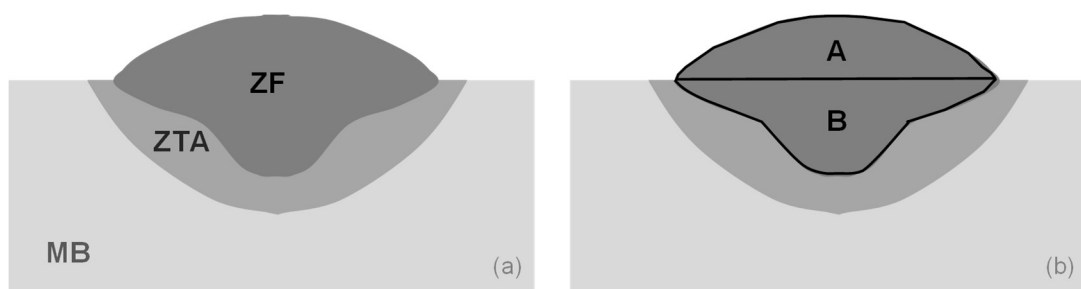


Figura 4.7 - Esquema do cálculo da área de metal depositado (A) e fundido (B) na ZF.

As medições foram feitas em duas seções de cada cordão. Como os testes são compostos de duas réplicas, foram geradas quatro medidas para cada uma das sete condições de soldagem.

4.4.2. Micrografia das soldas

Das tiras separadas para análise metalográfica, foram selecionadas as amostras soldadas com o nível intermediário de corrente, a fim de comparar a microestrutura das soldas para os casos mais críticos: ausência de arame frio ($W_C/W_W = 0$), e uso de arame frio em sua máxima velocidade de alimentação ($W_C/W_W = 1$).

Essas amostras foram serradas e esmerilhadas para reduzir a área a ser analisada e permitir o embutimento (Figura 4.). A preparação subsequente se deu de forma convencional, com lixamento, polimento até 1 μm e ataque com reativo nital 2%.

Imagens nos aumentos de 100, 200, 500 e 1000x de diferentes regiões da solda foram obtidas e analisadas para comparação de tamanho de grão e componentes microestruturais. Foi construído um mosaico pela sobreposição de imagens com aumento de 100x a fim de facilitar a medição da extensão das subzonas da ZTA, e de permitir a comparação microestrutural das mesmas regiões de cada cordão. Além disso, foi medido o espaçamento entre as ferritas primárias de contorno de grão - PF(G) - na base da ZF para os dois casos. Esse espaçamento foi usado como parâmetro para medir a largura dos grãos colunares da ZF, na expectativa de identificar diferenças na temperatura da poça de fusão para cada caso (visto que a distância entre os braços de dendrita estão diretamente relacionados com o tamanho de grão austenítico prévio ⁽¹⁷⁾, que depende do ciclo térmico de soldagem).

Para a estimativa do tamanho de grão austenítico da ZTA e da largura dos grãos colunares da ZF, foi adotado um procedimento baseado no método do intercepto linear, proposto por Emil Heyn ⁽⁵⁰⁾, conforme ilustrado na Figura 4.. Neste método, um ou mais segmentos de reta de dimensão conhecida (de acordo com a escala da imagem) são sobrepostos sobre a micrografia, e o seu comprimento é dividido pelo número de grãos (que não deve ser inferior a 50) interceptados pelo segmento. Com base no exposto, foram traçados segmentos paralelos à linha de fusão, e distantes de 100 a 200 μm desta, nas regiões da ZF e da GGZTA. Como determinação do grão de

austenita prévio, foram identificados os pontos de ferrita primária de contorno de grão (51). Dessa forma, dividiu-se o comprimento de cada segmento traçado paralelo à linha de fusão pelo o número de interseções nos pontos de PF(G). Regiões com ferrita poligonal intragranular não foram consideradas. Foram feitas medições suficientes até o número de interseções ultrapassar 50.



Figura 4.8 - Medições entre ferritas primárias de contorno de grão na ZF e na ZTA por método semelhante ao do intercepto linear. Amostra soldada com 800 A, 34 V e adição de arame frio com $W_C/W_W=1$.

4.5. Mapeamento de dureza

Foram separadas amostras dos cordões soldados com corrente de 800 A para mapeamento de dureza da ZTA.

Foi realizado o ensaio de dureza Vickers com carga de 500 g, e tempo de aplicação de carga de 10 s. A distância entre impressões foi de 0,35 mm tanto no eixo vertical quanto no eixo horizontal. O ensaio varreu uma região entre 1,2 mm até 4,0 mm de profundidade da chapa, e que vai da ZF até o MB, conforme ilustrado na Figura 4..

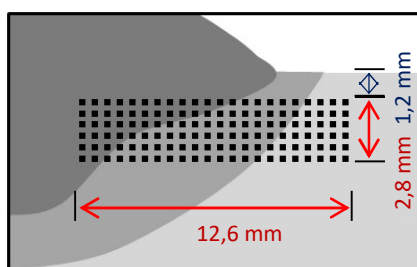


Figura 4.9 - Posição das impressões de carga no mapeamento de dureza Vickers.

Os resultados de dureza do metal base e do metal de solda foram comparados pelo método estatístico t-Student, com 95% de confiança, para avaliar a semelhança entre as réplicas.

4.6. Modelo teórico do ciclo térmico

A fim de prever alterações na extensão da ZTA provocadas pela adição de arame frio, foi utilizado um modelo de previsão do ciclo térmico baseado nas equações de Rosenthal, no programa *SciLab*. As equações de Rosenthal foram manipuladas para atender uma condição intermediária entre os casos 2D (equação 3.5) e 3D (equação 3.6). As manipulações foram realizadas de acordo com a proposta de Grong⁽²⁵⁾ na equação 4.4, que efetuou a subdivisão da fonte de calor em mais pontos na peça. Esta foi considerada para melhor representar a presença de dois arames energizados na soldagem.

Onde:

$T(q_n)$ é a contribuição de temperatura para cada fonte de calor n ;

q_n é a potência de cada fonte de calor n ;

$$R_j = \sqrt{x^2 + y^2 + (z - 2jd - \Delta)^2}; \quad e$$

$$R_k = \sqrt{x^2 + y^2 + (z - 2kd - \Delta)^2}.$$

O ciclo térmico total se deu somando as contribuições de cada um dos arames energizados $T(q_1)$ e $T(q_2)$, e subtraindo a energia térmica que o arame não energizado absorve do sistema $T(q_c)$ para seu aquecimento e fusão. Para o cálculo de $T(q_c)$, a potência do arame frio (q_c) foi considerada segundo a equação 4.5

$$q_c = (4,184) \frac{(H_{1873K} - H_{298K}) \pi \frac{d^2}{4} \rho W_c}{MM} \quad (4.5)$$

onde $(H_T - H_{298K})$ é a entalpia de aquecimento e fusão do ferro, obtida através da equação 4.6, disponível nos *Dados Termodinâmicos para Metalurgistas*⁽⁵²⁾.

$$(H_T - H_{298K}) = AT + B \cdot 10^{-3} T^2 + \frac{C}{T} 10^5 + D \quad (4.6)$$

Os coeficientes A, B, C e D são típicos de cada material, e estão disponíveis nos Dados Termodinâmicos ⁽⁵²⁾ como na tabela 4.3 abaixo:

Tabela 4.3 - Coeficientes para o ferro ⁽⁵²⁾

Estado do Fe	validade (K)		validade (°C)		A	B	C	D
SA	298	1033	25	760	3,04	3,79	-0,6	-1042
SB	1033	1183	760	910	11,13	0	0	-5087
SG	1183	1673	910	1400	5,8	0,99	0	49
SD	1673	1812	1400	1539	6,74	0,8	0	-825
L	1812	3000	1539	2727	9,77	0,2	0	-670
SG	298	2000	25	1727	5,8	0,99	0	-1817
G	1600	5000	1327	4727	4,18	0,35	0	-365

Os parâmetros de soldagem utilizados foram os valores médios fornecidos pelo controlador PEK. Nas equações, foram inseridas propriedades do ferro como metal base. A rotina de cálculo para um teste com 800 A está explicitada no Anexo B, ao final deste documento.

Foi calculada a temperatura de pico para vários pontos abaixo da linha de soldagem, indo do centro da linha de fusão até o metal base. Os resultados foram compilados em uma matriz dispostos em um gráfico. As alterações na extensão da ZF e da ZTA com a adição de arame frio foram comparadas com as que ocorrem na prática, baseado nas macrografias obtidas.

5. Resultados e discussão

5.1. Aspectos operacionais das soldagens

Os principais resultados operacionais dos testes de soldagem com o equipamento SAW/ICE™ estão indicados na Tabela 5.1. Esses valores foram fornecidos pelo controlador.

Tabela 5.1 - Parâmetros de entrada e condições operacionais das soldagens (valores médios)

Teste	Ww (m.min ⁻¹)	Wc (m.min ⁻¹)	Wc/Ww (%)	Vel. Sol. (m.min ⁻¹)	Corrente (A)	Tensão (V)	Q (kJ.cm ⁻¹)
1a	2,14	0,60	28	0,57	679	32,4	23,9
1b	2,25	0,60	27	0,57	685	32,1	22,2
2a	2,12	1,47	69	0,57	689	32,1	25,3
2b	2,29	1,61	70	0,57	686	32,0	22,3
3a	3,20	0,84	26	0,57	875	33,9	30,0
3b	3,32	0,85	26	0,57	879	34,0	30,1
4a	3,18	2,22	70	0,57	848	34,8	29,5
4b	3,15	2,20	70	0,55	870	34,1	32,4
5a	3,07	0,00	0	0,57	779	33,2	26,1
5b	3,12	0,00	0	0,57	781	33,0	26,0
6a	2,68	1,20	45	0,57	772	33,6	26,0
6b	2,63	1,27	48	0,57	782	33,0	26,0
7a	2,66	2,34	88	0,57	785	33,2	26,3
7b	2,70	2,30	85	0,56	768	33,5	25,9

Os valores de tensão eficaz média registrados pelo sistema de aquisição independente foram aproximadamente 1,5 V abaixo dos valores registrado pelo controlador. Como os sinais elétricos foram medidos entre a tocha e a peça, essa diferença pode ser justificada pela queda de tensão nos fios que ligam o controlador ao cabeçote.

Em todos os testes monitorados, não foram observados indícios de apagamento do arco e o número de curtos-circuitos detectados foi baixo (em média, dois curtos por segundo com o eletrodo positivo e um curto a cada dois segundos com o eletrodo negativo). A Figura 5.1 mostra o comportamento da tensão de soldagem durante

testes com fração de arame frio em 0% e 100%. Não se observam diferenças significativas nos oscilogramas, sugerindo que a adição de arame frio, nas condições estudadas, não afeta de forma sensível a estabilidade do processo.

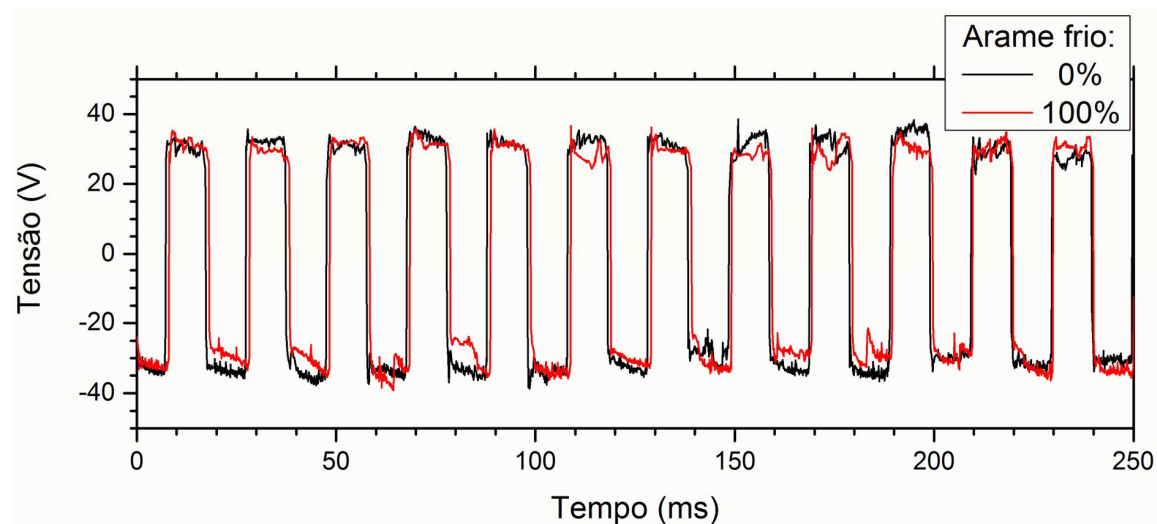


Figura 5.1 – Comportamento da tensão de soldagem durante as operações sem adição de arame frio (0%), e com adição de arame frio alimentado em sua máxima velocidade (100%).

Uma distribuição dos valores de tensão durante os períodos em que o eletrodo estava positivo e negativo é mostrada no histograma representado na **Erro! Fonte de referência não encontrada..** Este indica um menor valor médio e uma menor dispersão da tensão de soldagem durante os períodos em que o eletrodo estava positivo. Este efeito pode ser possivelmente atribuído a melhor estabilidade do processo nestes períodos, embora este operasse, em geral, com uma quantidade um pouco maior de curtos-circuitos.

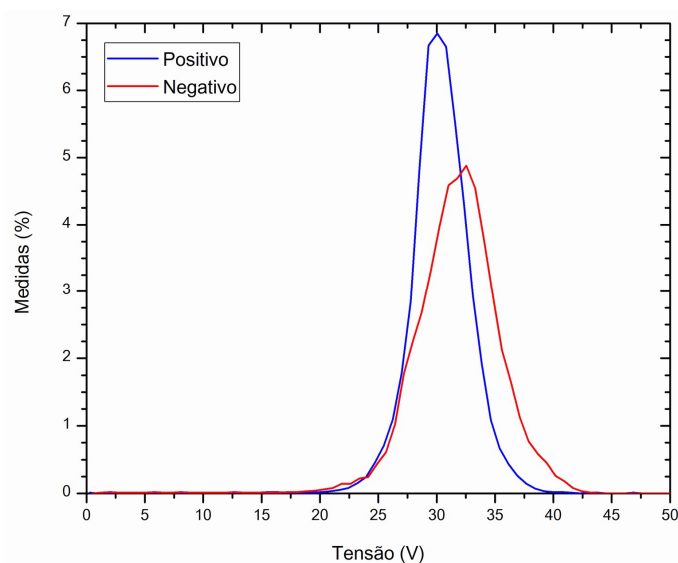


Figura 5.2 – Histograma com a distribuição do número de medidas de tensão durante os períodos de eletrodo negativo e positivo em um teste com W_c/W_w nominal de 100% . O intervalo de contagem do histograma é de aproximadamente 0,8 V.

Equipamentos de tensão constante operam de modo que os parâmetros tensão e corrente de soldagem estejam diretamente relacionados. Assim, a taxa de alimentação dos arames é equivalente à sua taxa de fusão, e o comprimento do arco se mantém pouco alterado. O equipamento de soldagem utilizado possui essa característica, e o oscilograma apresentado sugere que os processos de soldagem com ou sem arame frio adicional ocorrem de modo semelhante. Entretanto, a adição de arame frio parece afetar a operacionalidade do processo, pois como pode ser visto na Tabela 5.1, a velocidade de alimentação dos arames quentes é consideravelmente menor quando há adição de arame frio (comparando os testes 5-6 e 5-7, as diferenças entre $\bar{W}_w$'s são superiores a 15%). Entretanto, os desvios padrões das velocidades foram inferiores a 4% nos três grupos de teste (1-2, 3-4 e 6-7, Tabela 5.1), indicando que W_w não varia de forma considerável (aplicando o teste T-student de comparação entre médias com 95% de confiança, não há diferença entre os valores de $\bar{W}_w$).

Outro fato observado a respeito das velocidades de alimentação dos eletrodos foi que os valores médios de W_c ficaram abaixo do ajustado no controlador, não sendo possível assim manter a proporção planejada entre os eletrodos energizados e o não energizado ($W_c/W_{w_{ajustada}} < W_c/W_{w_{real}}$), como indicado na Tabela 5.1. Entretanto, quando as máximas velocidades de alimentação atingidas pelos eletrodos são comparadas, pode ser observado que é atingida a relação W_c/W_w esperada, como

indicado na **Erro! Fonte de referência não encontrada.** Entretanto, o controlador PEK fornece apenas os valores médios de corrente e tensão durante a soldagem, e o valor máximo e mínimo registrado, não sendo possível identificar se essa menor razão W_c/W_w atingida é um problema de calibração ou um efeito do processo. A **Erro! Fonte de referência não encontrada.** mostra que nas soldagens sem o eletrodo adicional (testes 5a e 5b – Tabela 5.1), as velocidades de alimentação dos arames energizados foram visivelmente superiores à velocidade de alimentação desses quando se utilizou o arame frio (testes 6a, 6b, 7a e 7b – Tabela 5.1).

Contudo, não foi possível averiguar se estas variações de velocidade de alimentação do arame energizado afetaram os valores de corrente de soldagem e, por consequência, o aporte térmico para um dado nível de corrente selecionado. Como o controlador PEK manteve a operação com corrente constante, este efeito sugere a possibilidade de que a introdução de um arame frio no arco entre os arames energizados reduziria a capacidade do arco fundir os arames quentes. Contudo, a confirmação deste efeito fugiu do escopo do presente trabalho.

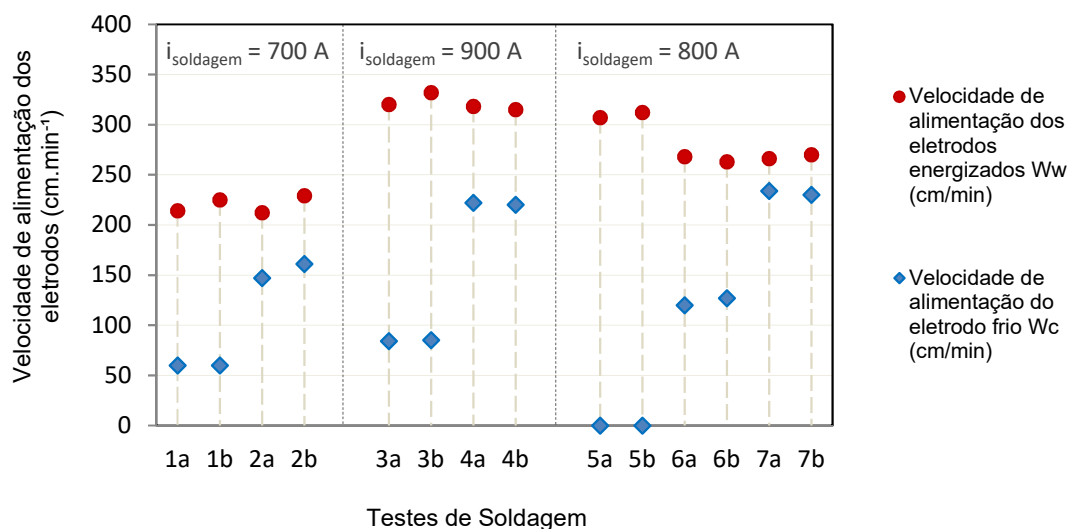


Figura 5.3 – Velocidade de alimentação (W) dos eletrodos energizados (círculo) e não energizados (losango) para cada teste do experimento fatorial e para os testes com corrente intermediária.

Para quantificar a quantidade de calor consumida pelo arame frio para seu aquecimento e fusão, foi utilizada a equação 5.1 indicada a seguir:

$$\dot{Q} = \pi \frac{D^2}{4} \cdot W_c \cdot \rho \cdot (\Delta H_T + \Delta H_f) \quad (5.1)$$

Onde:

$\dot{Q}$ = potência necessária para o aquecimento e fusão do arame frio;

ρ = densidade do arame;

ΔH_T = quantidade de calor necessária para o aquecimento do arame até a temperatura de fusão (aproximadamente 1,05 kJ/g)

ΔH_f = calor latente de fusão do aço (aproximadamente 0,27 kJ/g).

Ao aplicar a equação 5.1 para o teste com maior relação W_c/W_w (88%), e consequentemente, maior W_c (2,34 m/min), observou-se que a energia necessária para o aquecimento e fusão do arame é igual a 2,10 kJ/cm, o que corresponde a uma fração menor que 10% da energia de soldagem para esse teste (Tabela 5.1).

Como pode ser observado na Figura 5., os resultados de aporte térmico fornecidos pelo equipamento foram bastante próximos dos valores calculados segundo a equação 3.1.

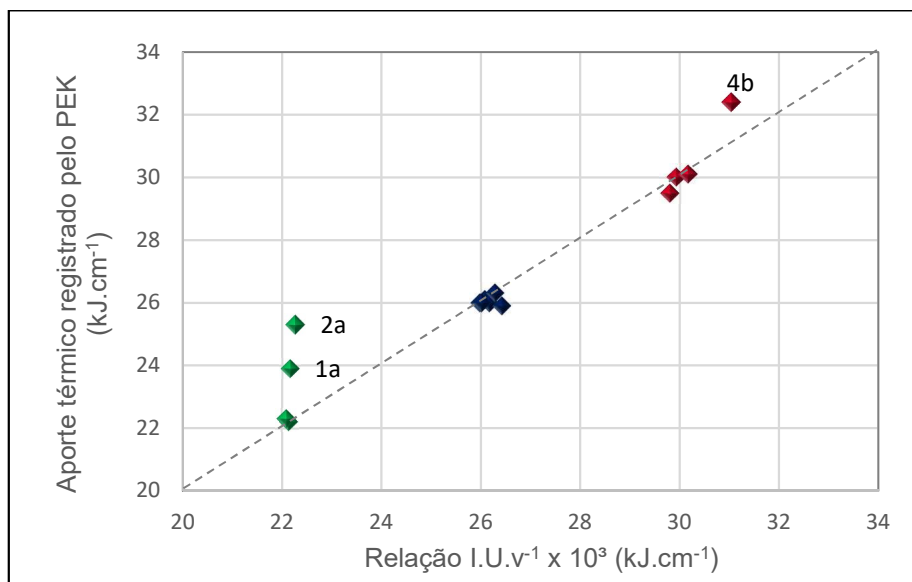


Figura 5.4 – Relação entre os aportes térmicos calculados e registrados.

Os valores de velocidade linear média de soldagem e corrente média de soldagem foram os fornecidos pelo controlador. A tensão eficaz média de soldagem utilizada foi o valor indicado no PEK descontado de 1,4 V (pois os valores de tensão medidos pelo

sistema de aquisição independente foram inferiores aos valores fornecidos pelo PEK). Foi considerado que o processo possui um rendimento térmico de 100%.

As condições em que se observou uma maior discrepância entre os valores de energia de soldagem fornecidos pelo equipamento e os calculados pela equação 3.1 foram aquelas que apresentaram maiores diferenças entre os valores médio e máximo registrados pelo controlador. (Nos testes 1a, 2a e 4b, os máximos de aporte térmico foram, respectivamente, 204%, 311% e 164% superiores aos valores médios, enquanto os máximos nos demais testes foram inferiores a 9% dos médios).

5.2. Aspectos morfológicos dos cordões

Todas as soldagens realizadas resultaram em cordões com aspecto superficial satisfatório, visualmente homogêneos e livres de descontinuidades. As seções transversais se mostraram ausentes de trincas ou poros. O tratamento das imagens das macrografias permitiu o cálculo das dimensões do cordão de solda e da zona termicamente afetada. A largura, altura do reforço e penetração da solda encontram-se na Tabela 5.2. As áreas depositadas e fundidas encontram-se na Tabela 5.3, assim como a diluição. A extensão da ZTA nas posições superior (1 mm de profundidade no metal base), inferior (tangente à linha de fusão) e sua extensão vertical encontram-se na Tabela 5.4.

Tabela 5.2 - Dimensões dos cordões para cada condição de soldagem

I	W_c/W_w		Largura (mm)	Reforço (mm)	Penetração (mm)
700 A	30%	Média	20,3	3,0	3,7
		Desv. Pad.	0,3	0,1	0,2
	80%	Média	19,1	3,9	3,7
		Desv. Pad.	0,2	0,2	0,2
900 A	30%	Média	22,1	3,8	6,0
		Desv. Pad.	0,4	0,1	0,3
	80%	Média	21,9	4,7	5,7
		Desv. Pad.	0,7	0,1	0,2
800 A	0%	Média	19,7	3,8	4,7
		Desv. Pad.	0,9	0,3	0,1

800 A	55%	Média	21,1	3,9	4,8
		Desv. Pad.	0,2	0,1	0,3
	100%	Média	20,5	4,6	4,4
		Desv. Pad.	0,3	0,1	0,2

Tabela 5.3 - Áreas da zona fundida e diluição para cada condição de soldagem

I	W _c /W _w		Ad (mm ²)	Af (mm ²)	Atot (mm ²)	Diluição (%)
700 A	30%	Média	42,9	41,5	84,4	49,2
		Desv. Pad.	2,1	1,2	1,9	1,6
	80%	Média	52,7	39,1	91,7	42,6
		Desv. Pad.	2,6	2,1	1,1	2,5
900 A	30%	Média	59,4	65,6	124,9	52,4
		Desv. Pad.	1,2	4,2	3,8	1,9
	80%	Média	71,5	65,1	136,6	47,6
		Desv. Pad.	1,5	1,9	1,3	1,2
800 A	0%	Média	51,4	50,2	101,6	49,5
		Desv. Pad.	4,8	2,4	6,3	2,2
	55%	Média	57,5	52,3	109,9	47,6
		Desv. Pad.	1,6	2,5	3,9	0,8
	100%	Média	67,0	49,1	116,1	42,3
		Desv. Pad.	1,2	1,2	0,7	1,0

A comparação entre os parâmetros geométricos dos cordões pelo teste de hipótese T-Student com 95% de confiança indicam que, para as soldas realizadas com mesma corrente, apenas o reforço e a área de metal depositado aumentam significativamente com o aumento da relação W_c/W_w. Esses resultados podem ser visualizados de forma direta nas Figura 5. e Figura 5.. A maior dispersão entre as áreas de metal depositado calculadas nas amostras soldadas sem adição de arame frio ocorreu principalmente devido à baixa quantidade de seções transversais analisadas. Como mesmo em processos mecanizados como o SAW, o cordão de solda é irregular, esse pequeno número de amostras pode resultar em discrepâncias (Figura 5.) e não ser suficiente para se obter uma média representativa.

Apesar do incremento de quase 12% na quantidade de metal depositado, o resultado do teste de hipótese sugere que as médias dos valores não são significativamente diferentes, com 95% de confiança (valor-p = 0,13 > 0,05). Isso se deve ao fato de a quantidade de metal depositado não ter sido muito diferente entre esses casos, já que, para os testes 6, a velocidade de alimentação dos arames quentes foi menor que nos testes 5.

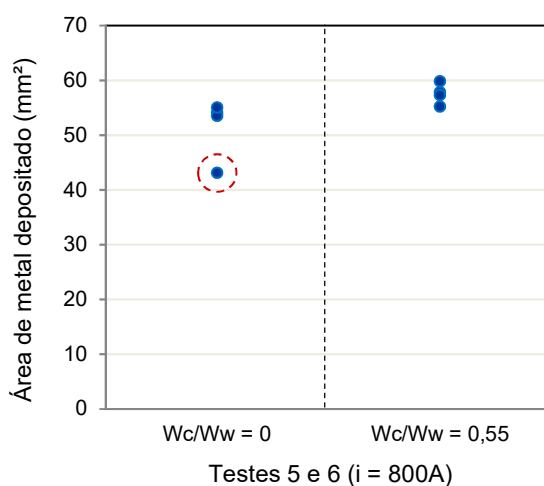


Figura 5.5 – Medidas das áreas de metal depositado nas quatro sessões transversais analisadas para cada um dos testes 5 e 6 – detalhe para um ponto discrepante responsável pela redução da quantidade média de metal depositado na condição sem adição de arame frio

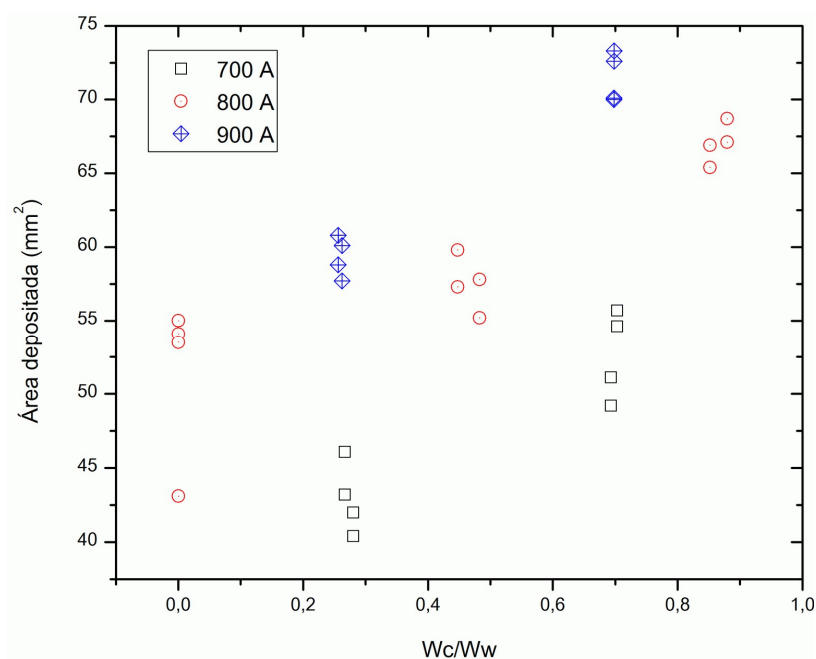


Figura 5.6 - Área depositada calculada para cada seção transversal fotografada.

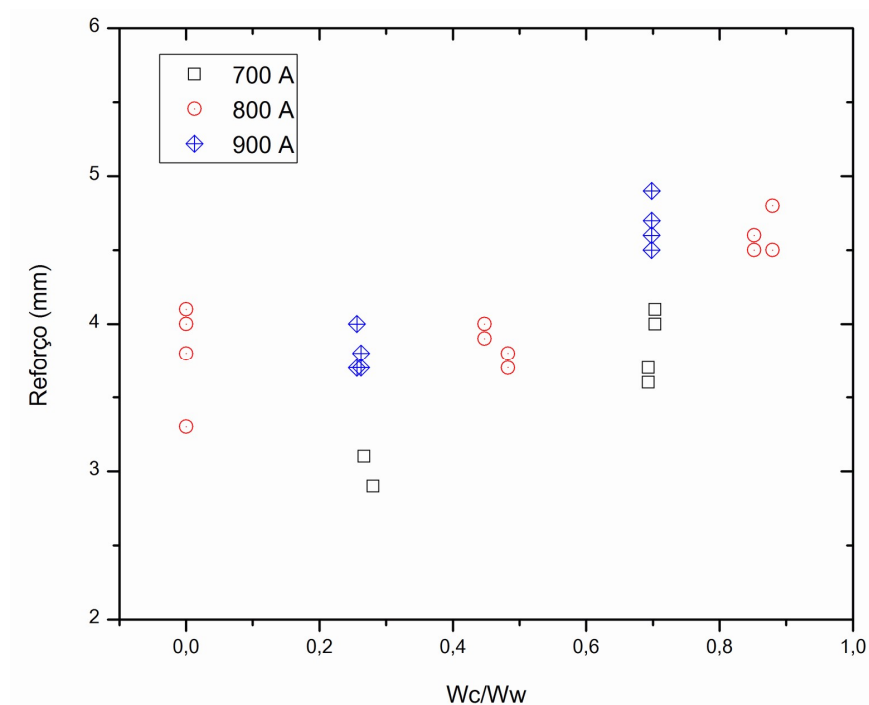


Figura 5.7 - Reforço calculado para cada seção transversal fotografada.

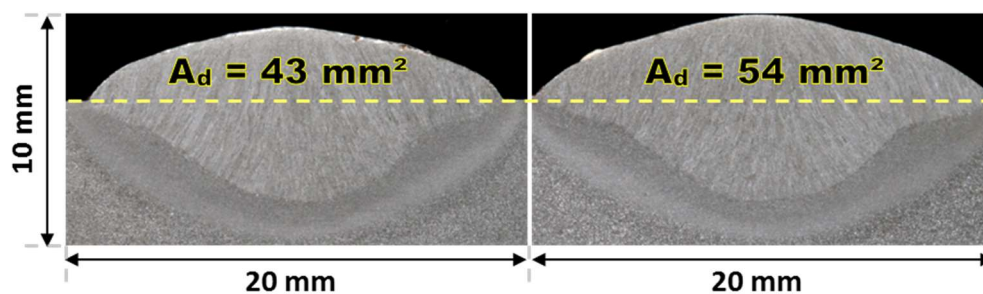


Figura 5.8 - Seções transversais do cordão teste 5A – sem arame frio ($I = 800\text{A}$).

Os outros parâmetros não apresentaram diferenças significativas com o aumento da participação de arame frio nas soldas, segundo teste T-Student. Porém, tanto a largura (Figura 5.) quanto a penetração (Figura 5.4) e áreas fundidas (Figura 5.) terem apresentado uma tendência a diminuir com o aumento de W_c/W_w .

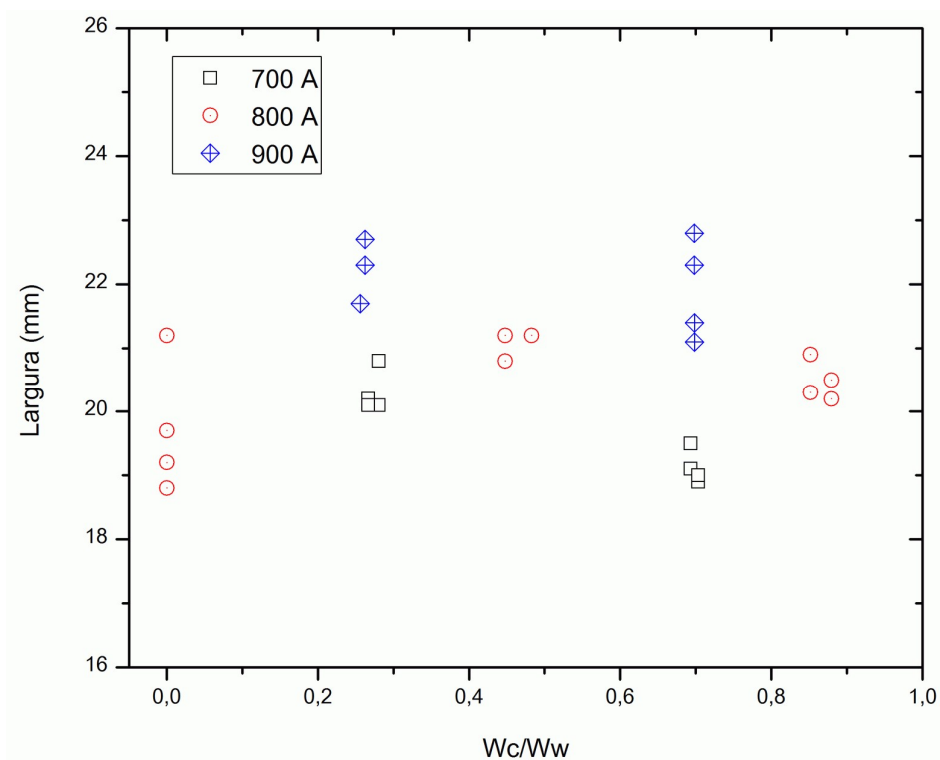


Figura 5.9 - Largura do cordão calculada para cada seção transversal.

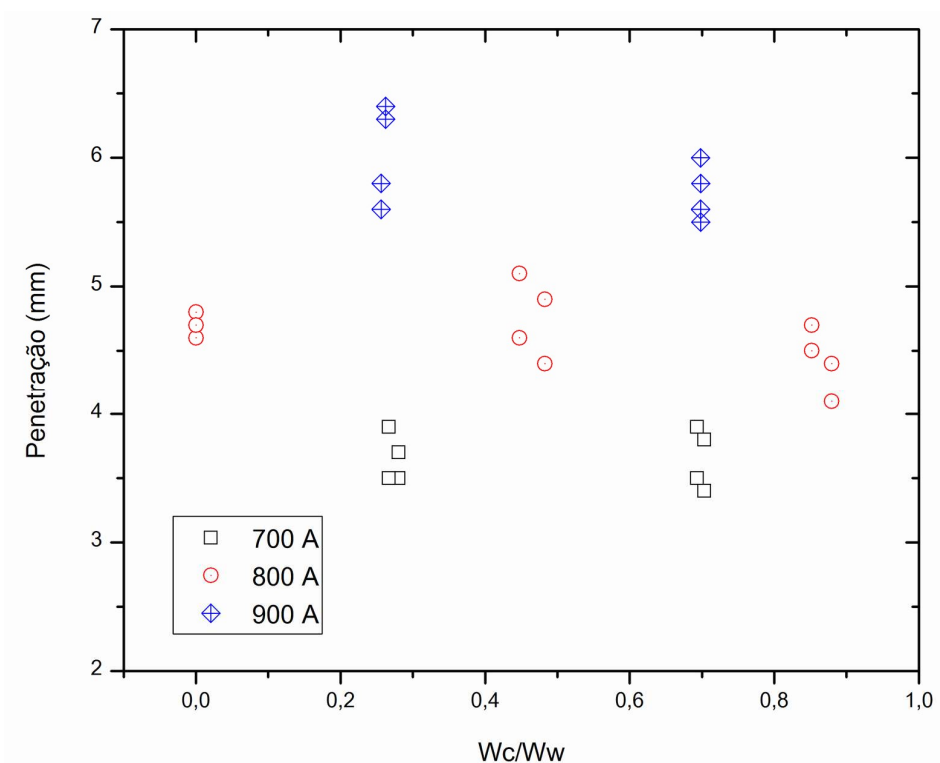


Figura 5.4 - Penetração da solda calculada para cada seção transversal.

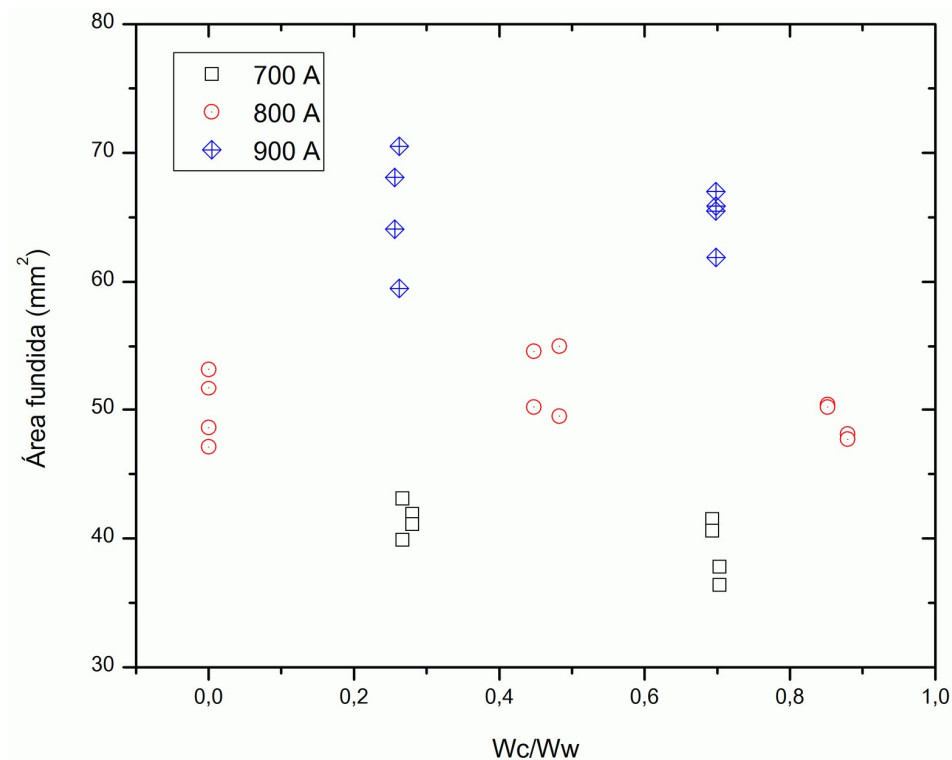


Figura 5.11 - Área fundida calculada para cada seção transversal.

Esses resultados permitiram comparar a taxa de deposição estimada por balanço de massa com a obtida pelas macrografias. Apesar de existirem diversos modelos para previsão da taxa de deposição na soldagem ao arco submerso, (aplicáveis desde a SAW convencional ⁽⁵³⁾ até a SAW-Twin ⁽⁵⁴⁾), a opção pelo balanço de massa simples (equação 5.2) se deu pela sua simplicidade, já que se buscava apenas identificar se as seções transversais obtidas eram representativas.

$$Ad = \frac{\pi D^2}{4} \cdot \frac{(2W_w + W_c)}{v} \quad (5.2)$$

As medidas dos reforços obtidas por análise de imagem estão coerentes com os resultados encontrados pelo balanço de massa, como mostrado na Figura 5.5. As diferenças devem estar associadas às variações que normalmente ocorrem em um procedimento de soldagem, eventuais perdas ou ganhos de material na região da poça de fusão, variações no formato do cordão ao longo da solda, particularmente considerando o número reduzido de seções examinadas e com eventuais erros na medida das seções transversais.

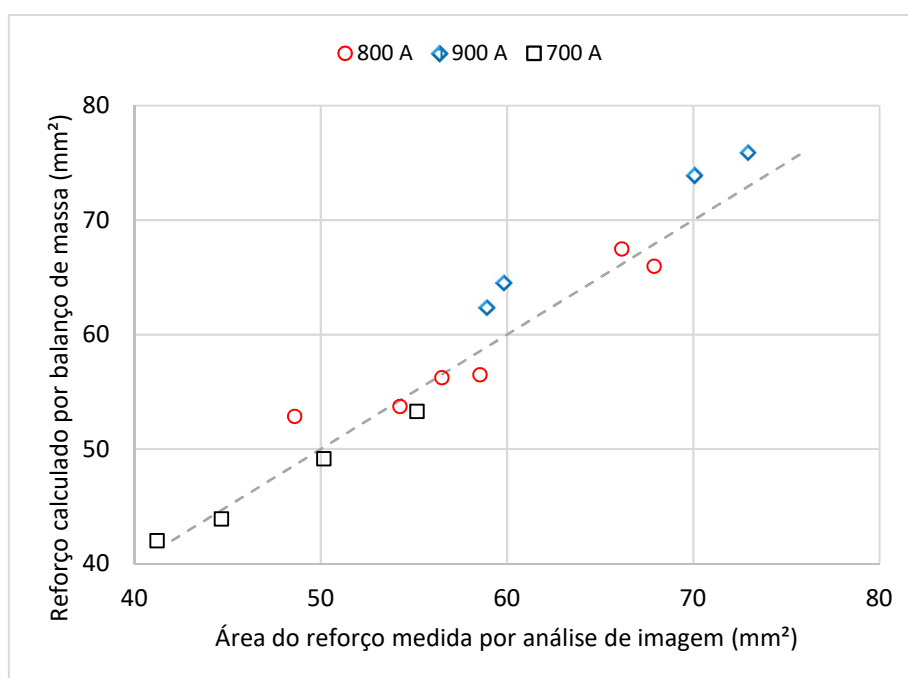


Figura 5.5 - Comparação entre as áreas de reforço calculadas por balanço de massa e medidas por análise das macrografias.

A diluição foi calculada para cada teste de soldagem através da Equação 3.2. Como a área fundida não apresenta grandes variações, e a área depositada aumenta com o aumento de W_c/W_w , a diminuição na diluição (Figura 5.6) é esperada.

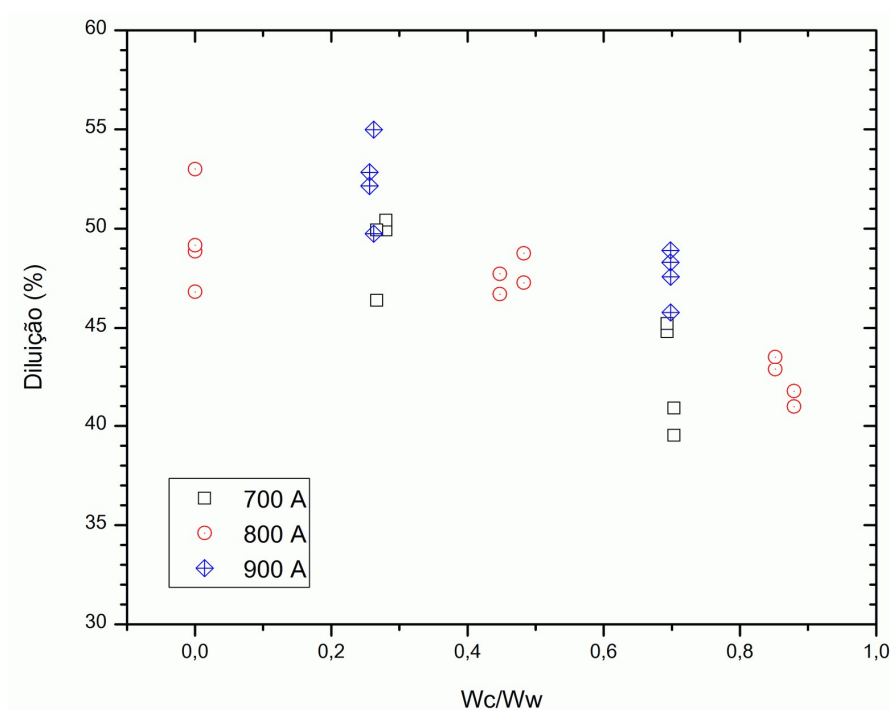


Figura 5.6 - Relação entre a diluição e o W_c/W_w .

Para as soldagens realizadas nas mesmas condições e com adição de arame frio, a maior relação W_c/W_w resultou em uma redução bastante sutil tanto da extensão quando da penetração da ZTA, como pode ser observado na Tabela 5.4 abaixo. Analisando os dados estatisticamente, o efeito do aumento de W_c/W_w nas dimensões da ZTA é considerado insignificante segundo o teste T-student (quando $W_c > 0$). Porém, comparando a extensão da ZTA das soldas realizadas a 800 A sem adição de arame frio ($W_c=0$) com a extensão da ZTA das soldas realizadas com adição de arame frio ($W_c=0,55$ ou $W_c=1$), as discrepâncias foram, nesses casos, significativas (Tabela 5.4). Esse fato pode ser consequência da menor capacidade de fusão dos eletrodos quando o arame frio é adicionado, o que altera o ciclo térmico de soldagem (que afeta diretamente a morfologia e extensão da ZTA ⁽⁵⁵⁾).

Tabela 5.4 - Dimensões da ZTA para cada condição de soldagem

I	W_c/W_w		ZTA sup (mm)	ZTA inf (mm)	penetração (mm)
700 A	30%	Média	2,7	8,8	2,6
		Desv. Pad.	0,5	0,6	0,2
	80%	Média	2,6	8,5	2,5
		Desv. Pad.	0,3	0,7	0,2
900 A	30%	Média	3,3	7,6	2,9
		Desv. Pad.	0,6	0,8	0,6
	80%	Média	3,2	7,4	2,6
		Desv. Pad.	0,7	0,4	0,3
800 A	0%	Média	3,9	7,8	2,6
		Desv. Pad.	0,4	0,5	0,2
	55%	Média	3,0	8,5	2,8
		Desv. Pad.	0,2	0,8	0,3
	100%	Média	3,0	8,5	2,7
		Desv. Pad.	0,4	0,9	0,4

5.3. Aspectos metalúrgicos dos cordões

5.3.1. Caracterização dos metais de base

O resultado da análise química dos metais base está descrito na Tabela 5.5. Por se tratar de um aço estrutural comum, os limites de composição de um aço A36 são pouco rígidos, e todas as cinco amostras se encaixam nos limites determinados pela norma ASTM ⁽⁴⁶⁾. Entretanto, as diferenças observadas entre os metais base são suficientemente significativas para inviabilizar algumas comparações microestruturais entre as zonas termicamente afetadas.

Tabela 5.5 - Análise química das chapas utilizadas como metal base

	MB 1	MB 2	MB 3	MB 4	MB 5
%C	0,16	0,17	0,14	0,15	0,16
%Si	0,14	0,13	0,135	0,22	0,15
%Mn	0,99	0,61	0,63	0,80	1,05
%P	0,003	0,002	0,003	0,008	0,008
%S	0,003	0,008	0,007	0,005	0,003
%Cr	0,039	0,024	0,024	0,022	0,044
%Ni	0,007	0,006	0,006	0,007	0,007
%Mo	0,001	0,001	0,001	0,001	0,000
%V	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
%Cu	0,010	0,010	0,010	0,008	0,011
%Nb	0,018	0,003	0,003	0,002	0,020
%Al	0,013	0,025	0,024	0,023	0,013
%Ti	0,017	0,001	0,001	0,000	0,016
%B	0,010	***	***	0,010	0,012
%N	0,054	***	***	0,047	0,034
CE	0,34	0,28	0,25	0,29	0,35

Além de observar o carbono equivalente (CE), os teores de alguns elementos foram considerados individualmente para a comparação entre os metais base, como o manganês e o carbono, que influenciam a temperabilidade e a soldabilidade do aço ⁽⁵⁶⁾. Nos metais base 1 e 5, foi detectada a presença de alguns elementos de liga (não contabilizados no cálculo de carbono equivalente) que terão uma forte influência na

microestrutura da zona termicamente afetada, como por exemplo, o nióbio e o titânio. Esses elementos são microligantes capazes de reduzir significativamente o crescimento de grão na GGZTA ⁽⁵⁷⁾. Além do Carbono equivalente, os resultados da análise química permitiram calcular as temperaturas de transformação em resfriamento Ac_1 e Ac_3 , segundo as equações 4.2 e 4.3. Os resultados estão indicados na Tabela 5.6 abaixo:

Tabela 5.6 – Temperaturas Ac_1 e Ac_3 (teóricas)

	MB 1	MB 2	MB 3	MB 4	MB 5
Ac_1	835	832	840	841	835
Ac_3	717	721	720	721	717

A metalografia dos metais base estão representadas nas figuras 5.14 a 5.17. Nota-se que apesar da semelhança de composição química (considerando CE e as temperaturas de transformação), os metais base 2, 3 e 4 não são semelhantes, e a comparação microestrutural da ZF e ZTA para visualizar algum efeito da adição de arame frio na solda pode ser comprometida.

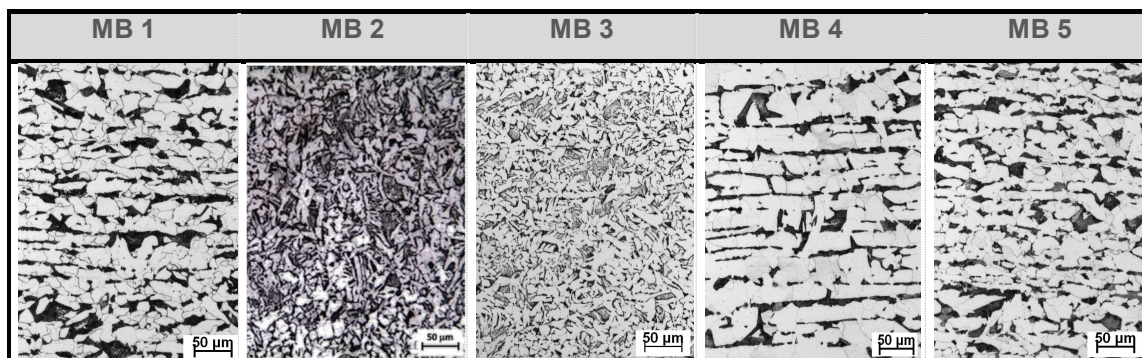


Figura 5.7 - Comparação entre a microestrutura dos MB.

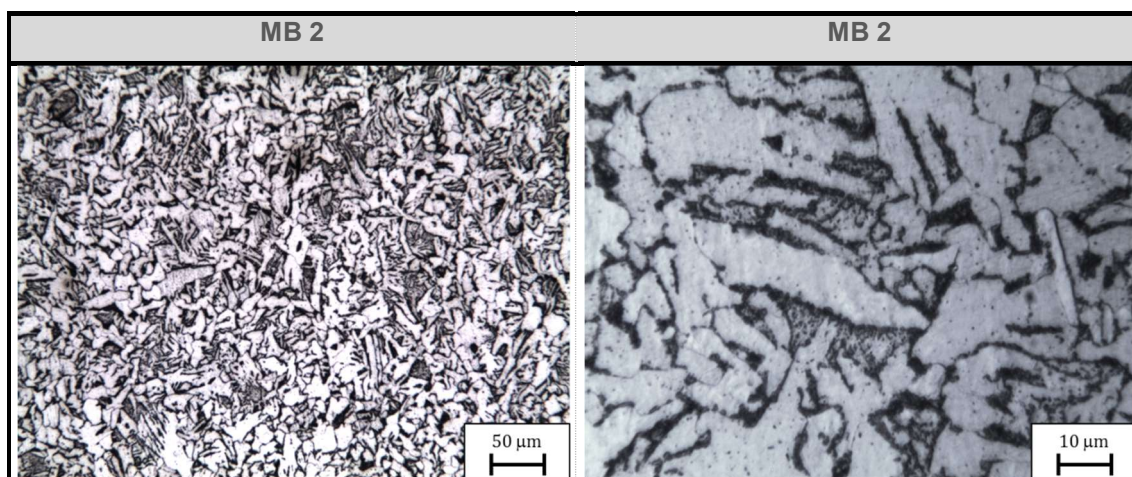


Figura 5.8 – metal base 2: CE = 28%.

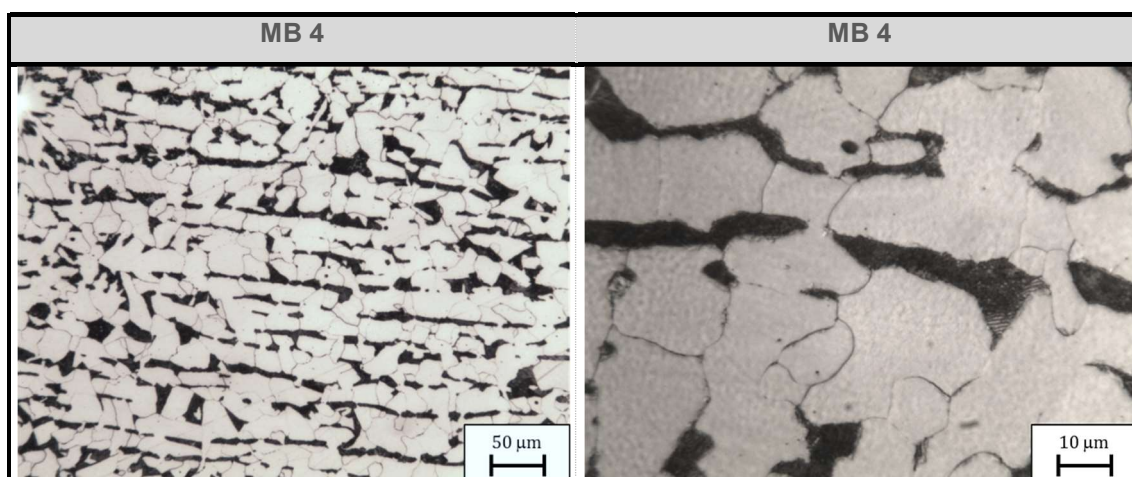


Figura 5.9 – metal base 4: CE = 29%.

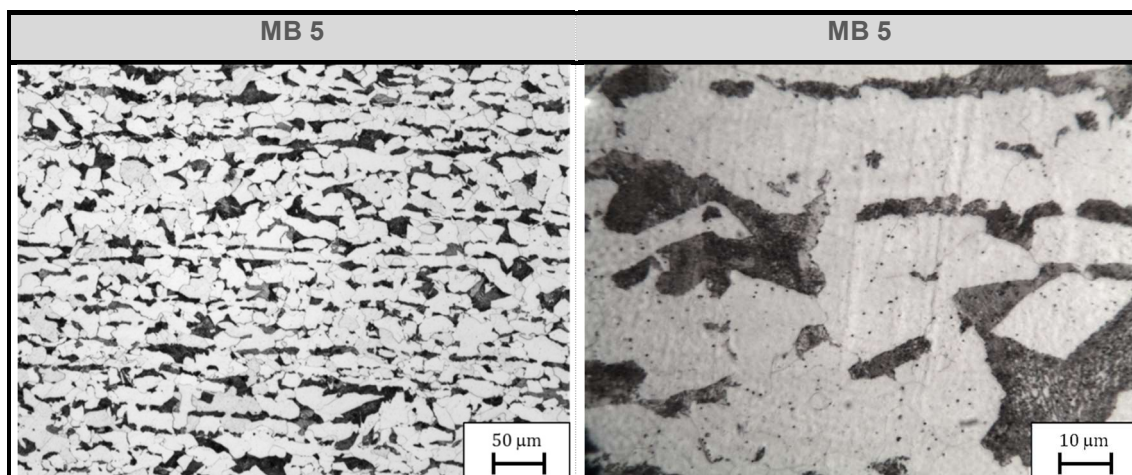


Figura 5.10 – metal base 5: CE = 35%.

Com os resultados do mapeamento de dureza de parte do cordão das amostras soldadas com 800A, foram selecionados os pontos no metal base e compilados para uma tabela, que serviram para confeccionar o gráfico abaixo (Fig 5.18):

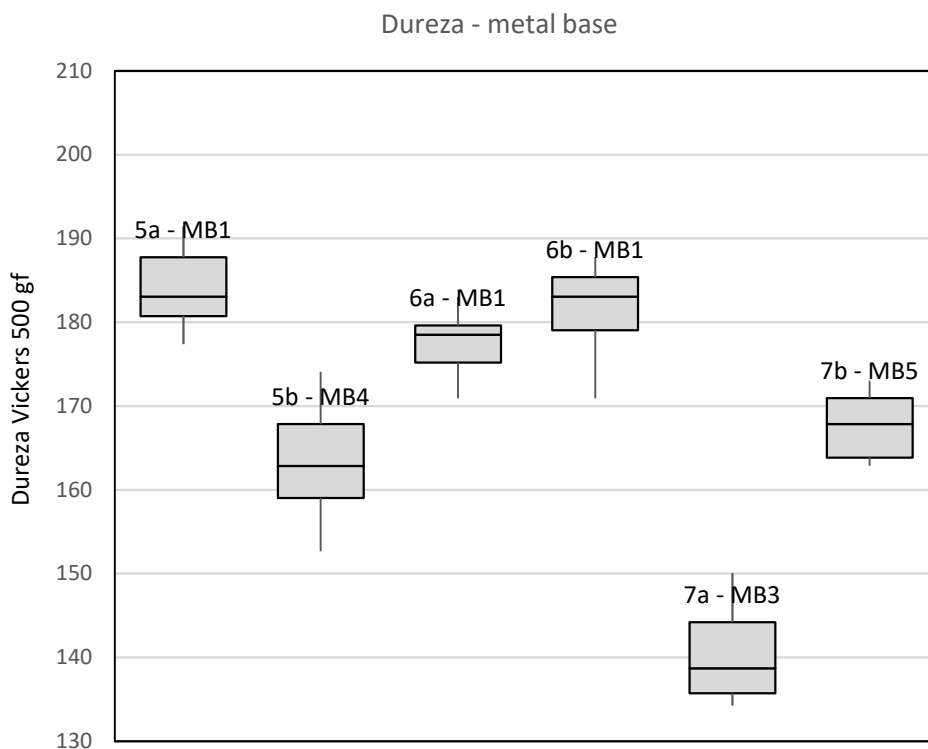


Figura 5.11 - Dureza Vickers dos MB nas amostras soldadas com corrente intermediária.

As soldagens, a análise metalográfica e o mapeamento de dureza dos cordões foram realizados antes da análise química do metal base, supondo que as amostras eram representativas. Entretanto, os resultados apresentados sugerem que apenas os metais base 1 e 5 poderiam ser comparados, apesar das diferenças de composição química e de dureza. As amostras escolhidas para metalografia não incluíram os cordões soldados sobre a chapa 1. Com base no exposto, as devidas comparações de microestrutura e dureza não puderam ser realizadas.

5.3.2. Mapas de dureza das amostras soldadas com corrente 800A

Como os metais base utilizados nesse trabalho apresentam diferentes origens e composições químicas (o que reflete em suas propriedades mecânicas e metalúrgicas) os resultados dos testes de dureza não foram conclusivos em relação à influência da adição de arame frio na solda, como ilustrado nas Figuras 5.19 a 5.21:

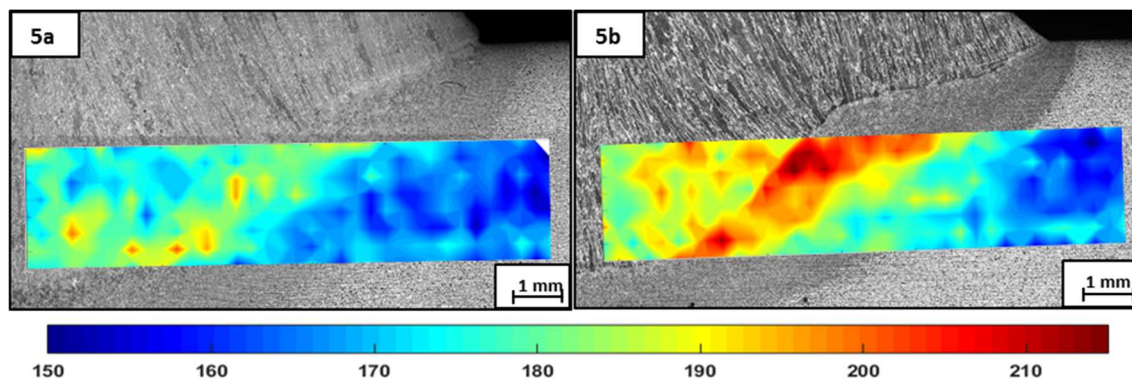


Figura 5.19 - Mapa de dureza das soldas realizadas sem adição de arame frio ($W_c/W_w = 1$)
réplicas: 5a = MB1; 5b = MB4.

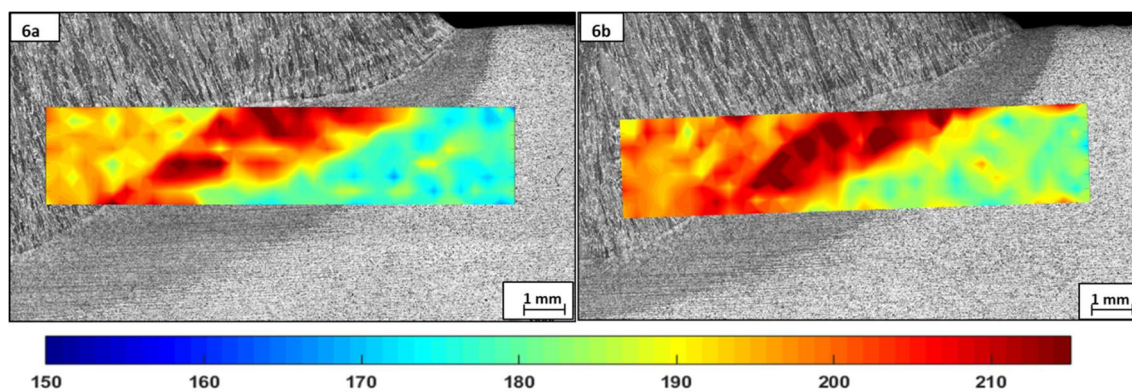


Figura 5.12 - Mapa de dureza das soldas realizadas com $W_c/W_w = 0,55$.
réplicas: 6a = MB1; 6b = MB1.

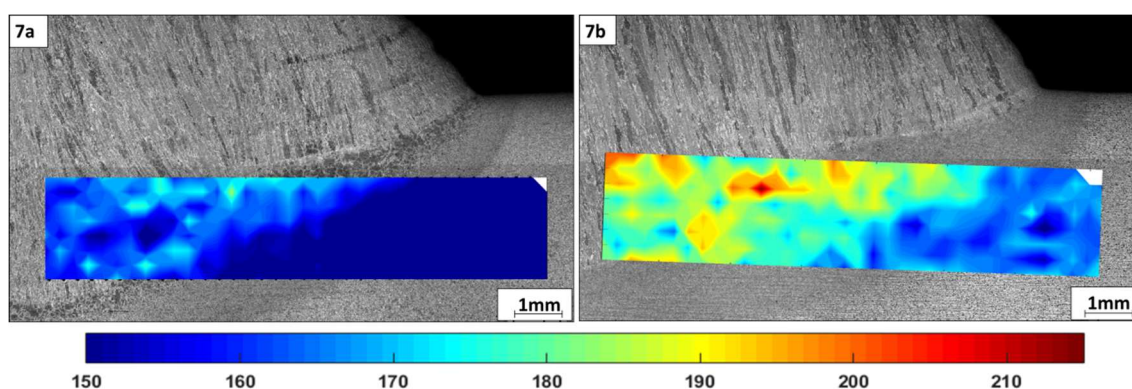


Figura 5.2113 - Mapa de dureza das soldas realizadas com $W_c/W_w = 1$.
réplicas: 7a = MB3; 7b = MB5.

5.3.3. Tamanhos dos grãos colunares na ZF e na GGZTA

Como neste trabalho foram usados aços diferentes como metal base, os resultados das medidas do tamanho de grão da GGZTA e largura dos grãos colunares na ZF não podem ser usados para avaliar o efeito da adição de arame frio na microestrutura da solda. Por exemplo, os grãos de ferrita nas amostras soldadas sobre o metal base 5 foram aproximadamente 40% menores que os grãos nas amostras soldadas sobre o metal base 3, nas mesmas condições de soldagem. Entretanto, apesar da granulometria e extensão da GGZTA apresentar grande influência do metal base, a extensão da ZTA até a região intercrítica aparentemente não apresentou variações consideráveis para as soldagens nas mesmas condições operacionais mas sobre diferentes metais base, como ilustrado nas figuras 5.22 a 5.24.

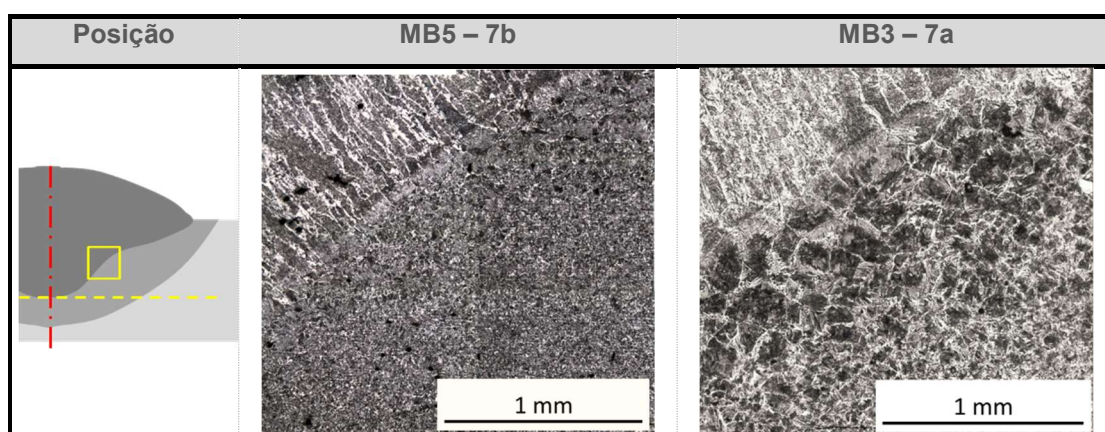


Figura 5.22 – Microestrutura das réplicas soldadas com 800A e $W_c/W_w = 1$: interface ZF-ZTA.

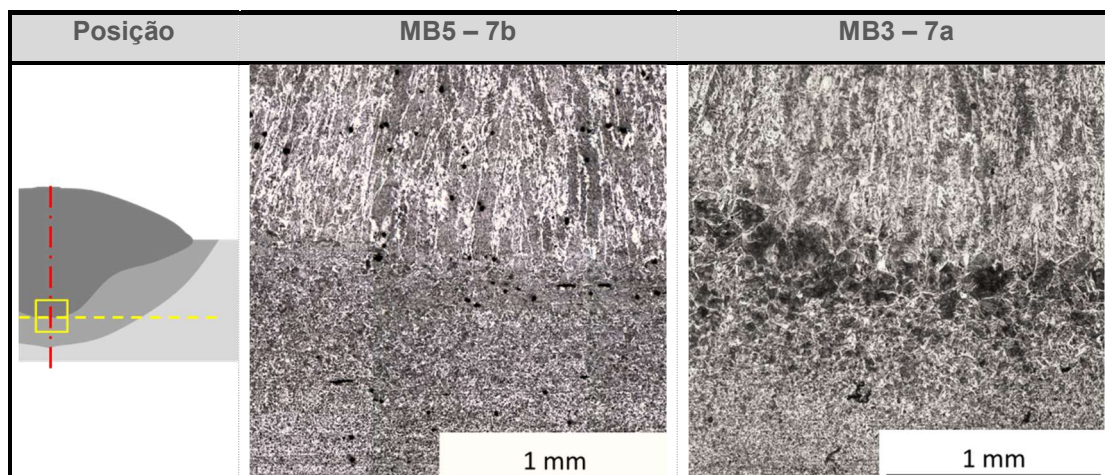


Figura 5.23 – Microestrutura das réplicas soldadas com 800A e $W_c/W_w = 1$: base ZF.

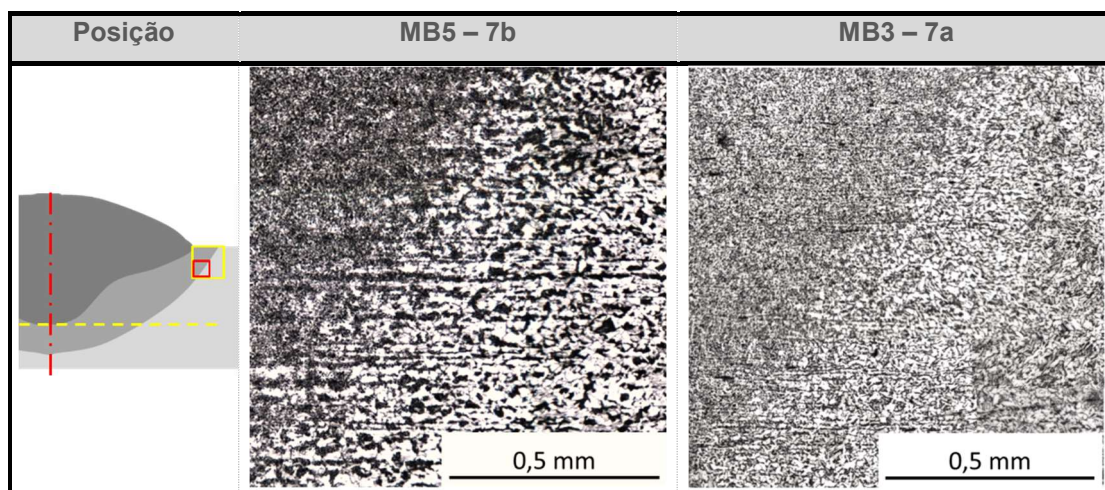
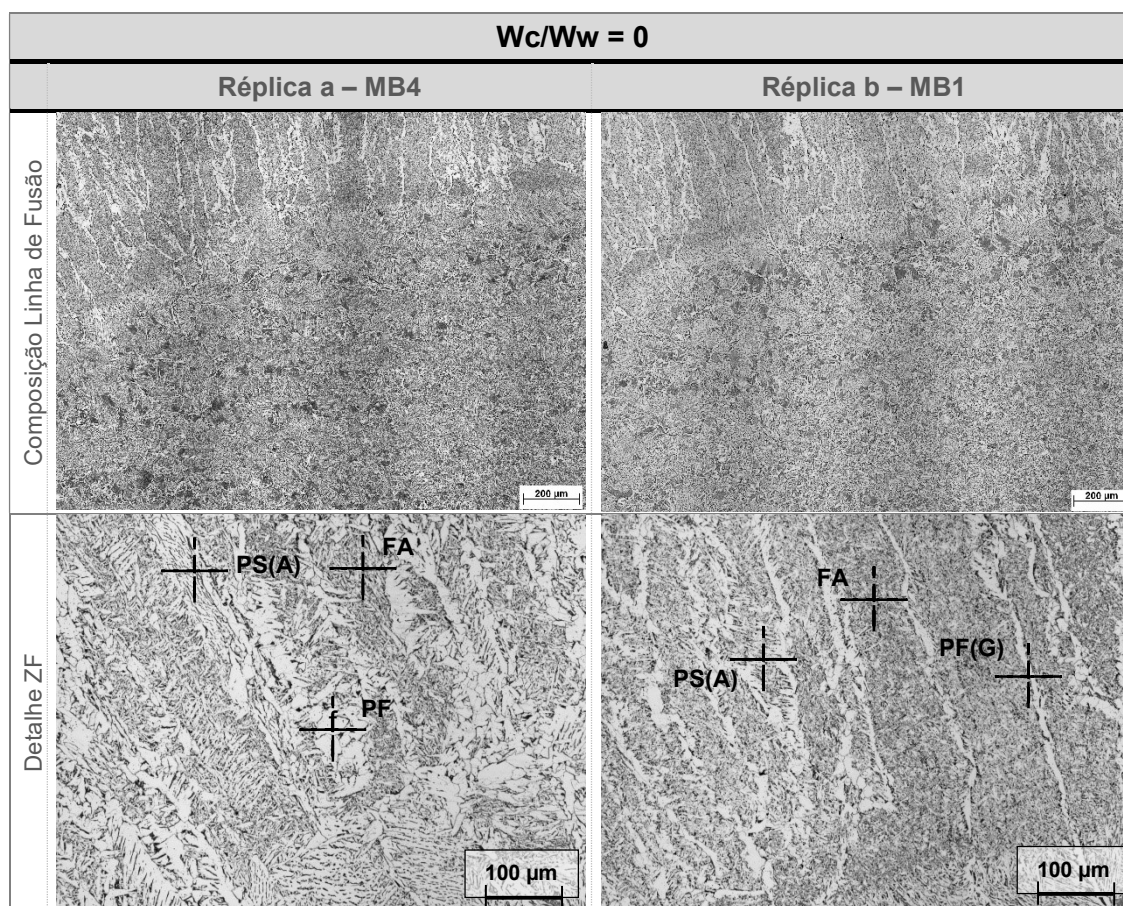


Figura 5.24 – Microestrutura das réplicas soldadas com 800A e $W_c/W_w = 1$: ICZTA 1mm penetração.

As figuras 5.25 a 5.27 mostram de forma mais detalhada a região da linha de fusão das amostras soldadas com 800 A, e os principais constituintes observados.



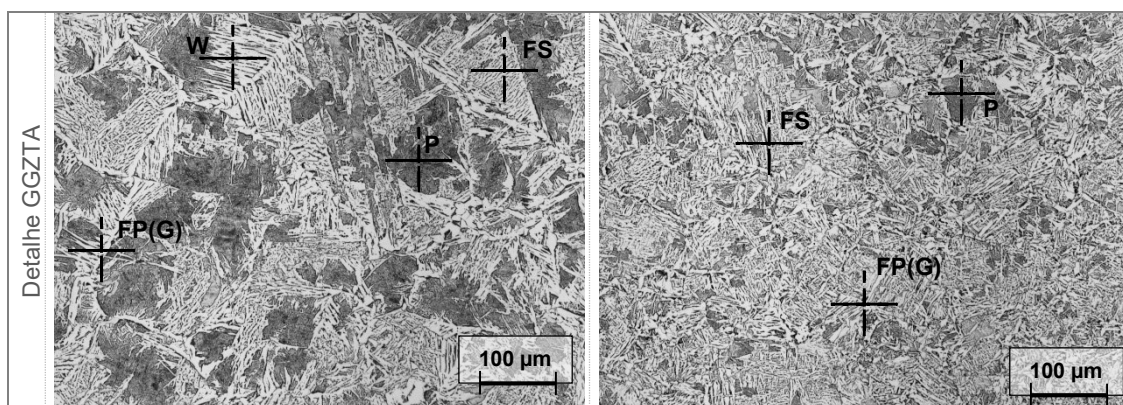
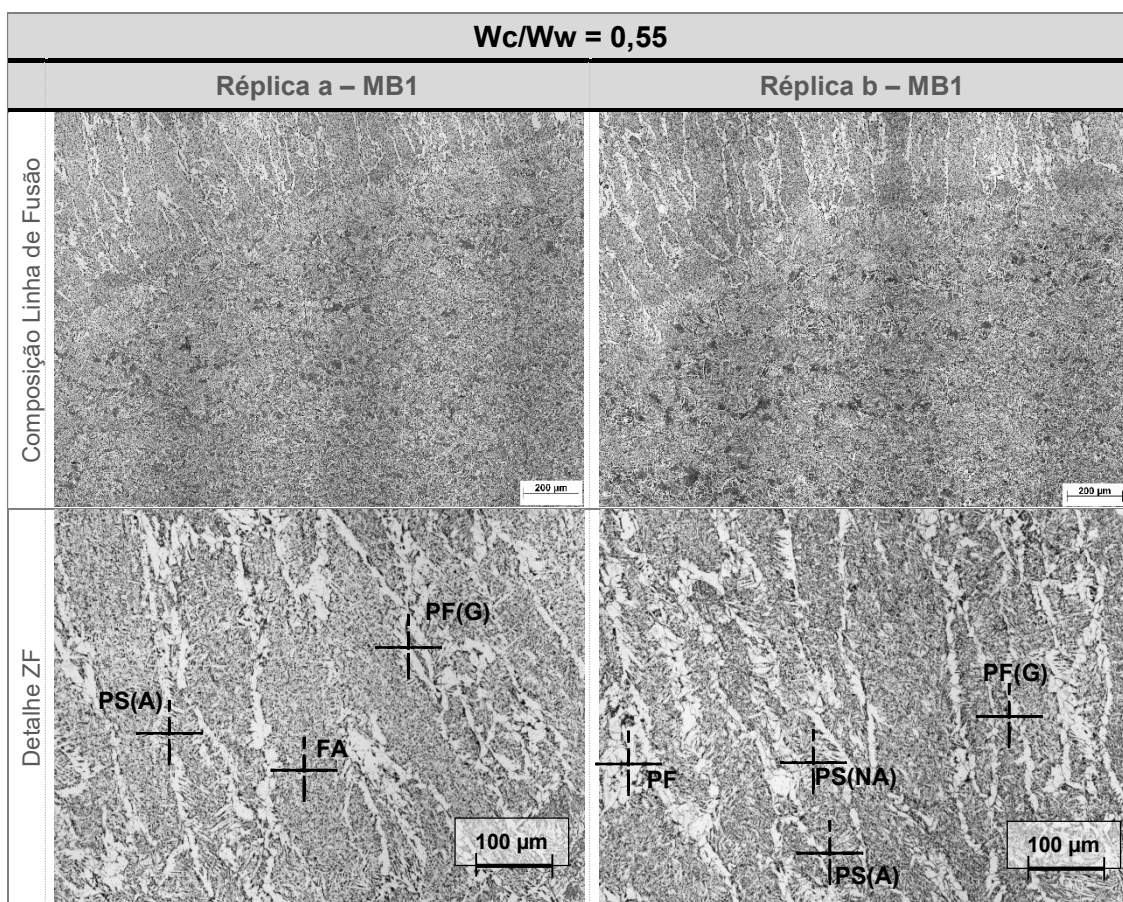


Figura 5.25 – Principais constituintes da ZF e GGZTA nas amostras cujo $W_c/W_w = 0$
 Simbologia ZTA: W = ferrita de Widmanstätten; FP(G) = ferrita pró-eutetóide de contorno de grão; P = perlita fina; FS = ferrita de segunda fase.



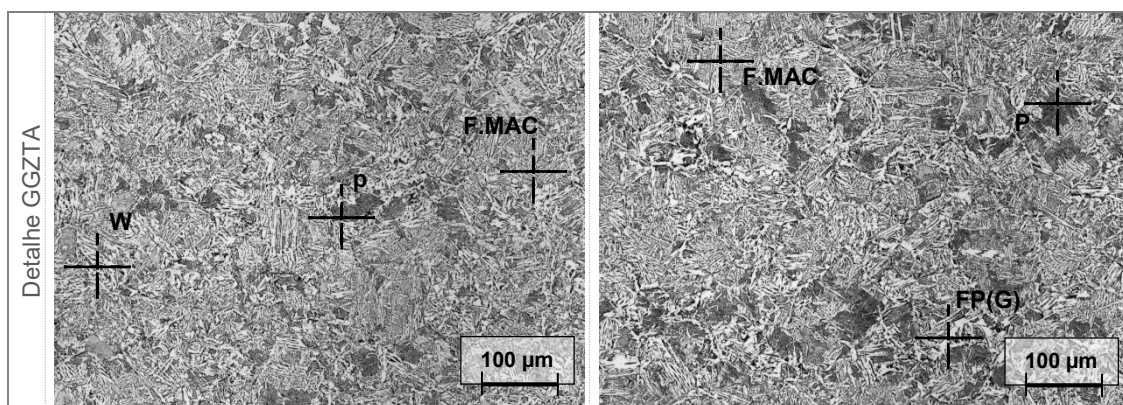
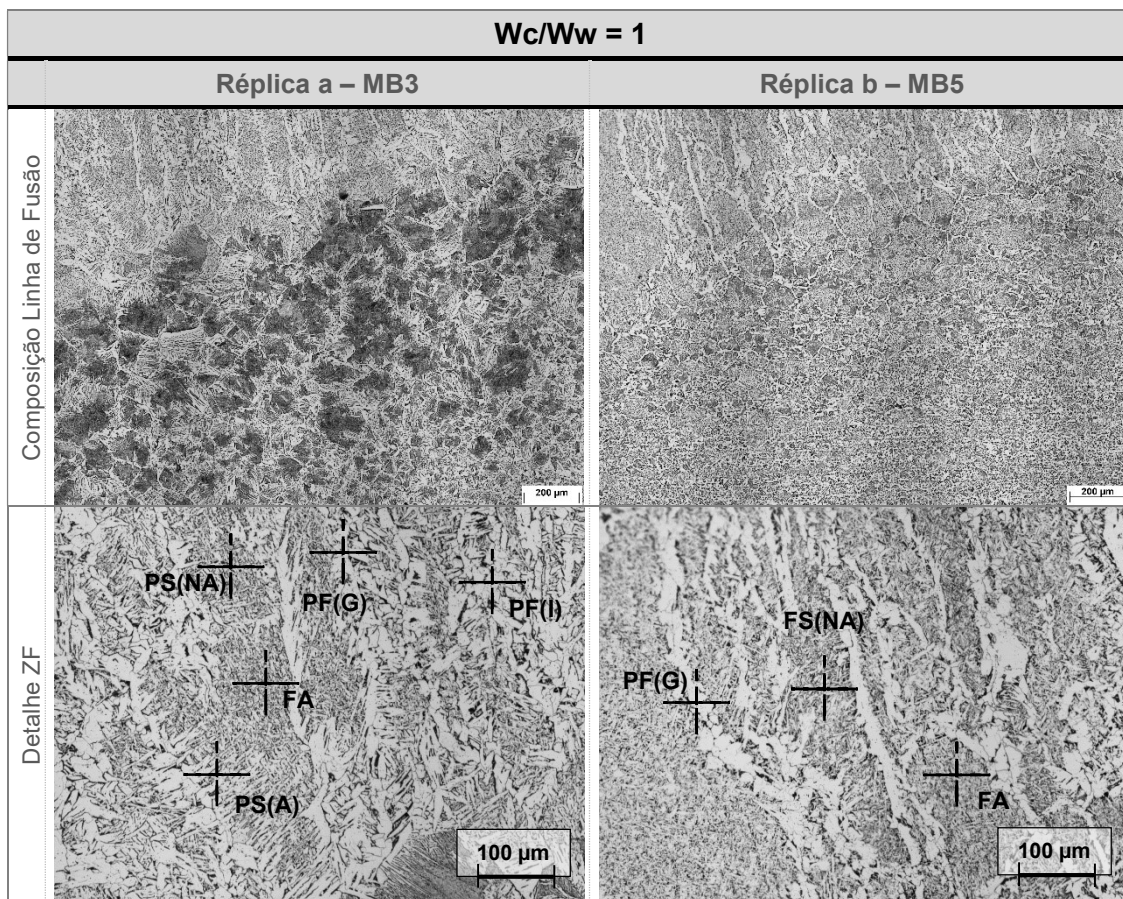


Figura 5.26 – Principais constituintes da ZF e GGZTA nas amostras cujo $W_c/W_w = 0,55$

Simbologia ZTA: W = ferrita de Widmanstätten; FP(G) = ferrita pró-eutetóide de contorno de grão; P = perlita fina; FS = ferrita de segunda fase; F.MAC = ferrita com MAC.



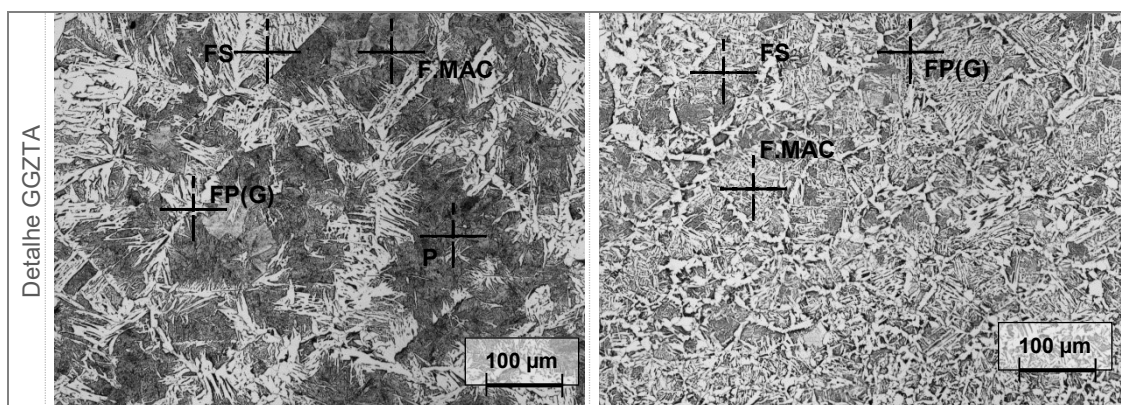


Figura 5.27 – Principais constituintes da ZF e GGZTA nas amostras cujo $W_c/W_w = 1$. Simbologia ZTA: W = ferrita de Widmanstätten; FP(G) = ferrita pró-eutetóide de contorno de grão; P = perlita fina; FS = ferrita de segunda fase; F.MAC = ferrita com MAC.

Os metais base 1 e 5 contém microligantes como titânio e nióbio, que auxiliam no controle de grão e proporcionam uma microestrutura mais refinada. Comparando as metalografias das soldas realizadas sobre esses metais base com as demais, observa-se a maior fração de estruturas aciculares, uma ferrita de contorno de grão mais fina e um menor tamanho de grão austenítico na GGZTA (observando a formação de ferritas pró-eutetóides de contorno de grão. Entretanto, comparando as réplicas b (com MB 1 e 5, que são similares), nota-se uma considerável semelhança entre as soldas realizadas com diferentes participações de arame frio. O efeito poderá ser mais visível em soldas realizadas sobre metais base sem elementos que auxiliam no controle microestrutural, pois a resposta da GGZTA seria mais nítida para variações no ciclo térmico de soldagem.

5.4. Simulações por Rosenthal

A Tabela 5.7 - Extensão teórica da ZTA e subzonas (mm) em 2 posições. Tabela 5. abaixo indica a extensão teórica da largura do cordão e das subzonas da ZTA calculados para as três simulações (s1, s2 e s3) em duas posições: a 1 e 4 mm de profundidade da solda. Os resultados da simulação estão nas figuras 5.28 a 5.30.

Tabela 5.7 - Extensão teórica da ZTA e subzonas (mm) em 2 posições

1mm	ZF	GGZTA	GFZTA	ICZTA	SCZTA	ZTA _{TOT}
s1	8,9	1,3	2,2	1,2	0,9	5,6
s2	8,5	1,2	2,1	0,7	1,8	5,8

s3	8,6	1,2	2,1	1,1	1,4	5,8
4mm	ZF	GGZTA	GFZTA	ICZTA	SCZTA	ZTA_{TOT}
s1	8,1	1,4	2,3	1,3	1,4	6,4
s2	7,6	1,3	2,3	1,8	1	6,4
s3	7,7	1,3	2,2	1,3	1,5	6,3

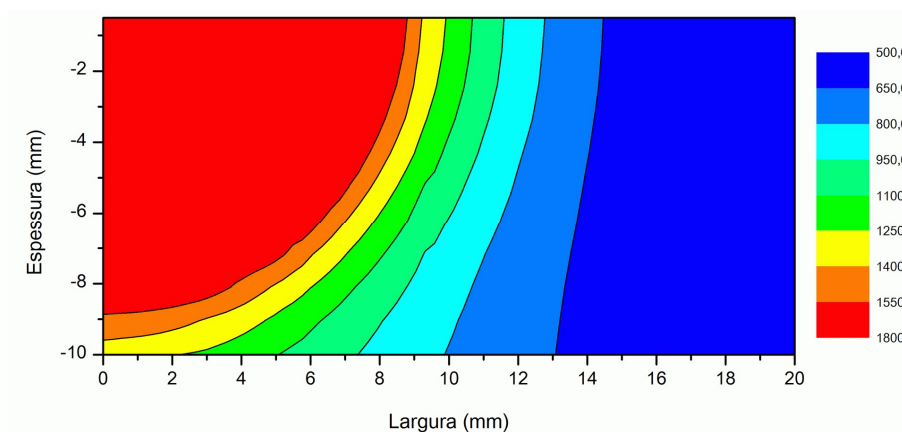


Figura 5.28 - Resultado da simulação s1 – $W_c/W_w = 0$.

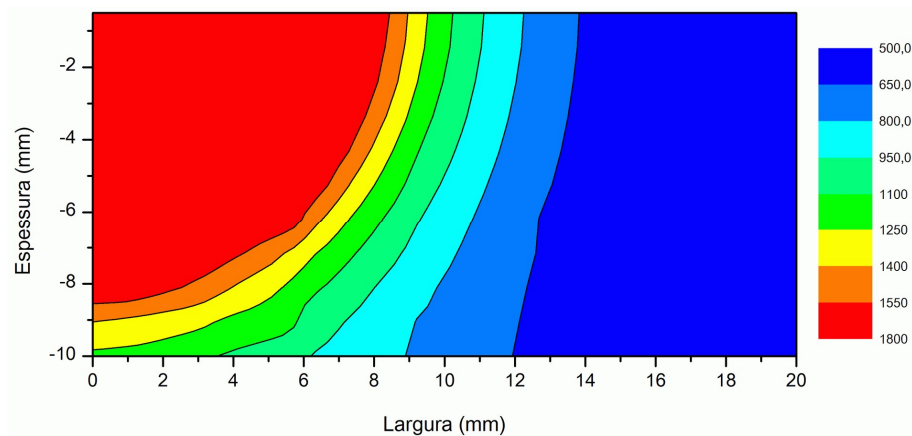


Figura 5.2914 - Resultado da simulação s2 – $W_c/W_w = 0,55$.

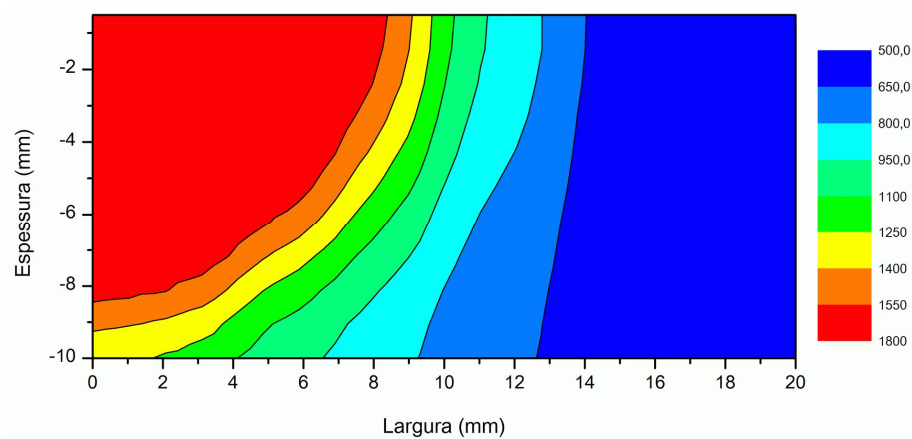


Figura 5.3015 - Resultado da simulação s3 – $W_c/W_w = 1$.

Como as equações de Rosenthal não contemplam os casos de soldagem com múltiplos arames (energizados ou não), e o arame frio não entra em cálculos de balanço de massa, ele só é considerado termodinamicamente como agente que rouba calor do processo para se fundir. Dessa forma, o aumento na participação de arame frio na solda deve (no modelo) abaixar as temperaturas de pico da peça e reduzir a penetração e a extensão da zona fundida, o que está coerente com os resultados encontrados.

Na prática, esse efeito é bem mais sutil. Considerando o calor contido no material como: $\Delta H = m c_p \Delta T$, com m sendo a massa de arame que será aquecido (energizado ou não) e ΔH a energia de soldagem fornecida, o maior volume de metal depositado acarretará em um abaixamento na temperatura da poça de fusão. Isso porque os parâmetros são mantidos os mesmos (tem-se o mesmo aporte térmico), então uma maior parcela de energia é gasta no aquecimento dos eletrodos, o que reduziria o ΔT . Entretanto, o arame devolve parte desse calor absorvido para a poça de fusão, na forma de energia térmica (o metal fundido entra na poça a uma elevada temperatura $> T_f$). Por isso, o efeito real do arame frio nas dimensões da poça de fusão é mais sutil do que no modelo.

Pode-se observar que a largura teórica do cordão soldado com dois arames é menor do que a dos cordões soldados com três arames. Porém, esse valor não diminui com o aumento da velocidade de alimentação do terceiro arame (frio). Como as simulações foram executadas com base nos parâmetros de saída dos testes com 800A, os aportes térmicos para as simulações s1, s2 e s3 foram, respectivamente, $Q_{s1} = 27,2$ kJ/cm; $Q_{s2} = 27,2$ kJ/cm; e $Q_{s3} = 27,6$ kJ/cm. O maior aporte de energia na simulação 3 justifica a maior largura do cordão quando comparado à simulação 2, que utiliza uma menor participação de arame frio.

6. Conclusões

O estudo realizado sobre o efeito do arame frio adicional na soldagem ao arco submerso com dois arames energizados por uma mesma fonte permitiu concluir que:

- Ocorre um aumento na taxa de deposição à medida que a razão W_c/W_w aumenta;
- A maior taxa de deposição é conseguida sem alteração no aporte térmico;
- A presença do arame frio na solda consome parte do calor disponível para a soldagem dos eletrodos energizados afetando assim a velocidade de alimentação dos arames quentes. Isso sugere que a presença pode reduzir a capacidade do arco de fundir os eletrodos, mas mesmas condições de soldagem;
- Uma maior participação de arame frio não altera significativamente a penetração (há uma tendência em abaixá-la com o aumento de W_c/W_w , mas estatisticamente, esse efeito pode ser desconsiderado);
- A zona termicamente afetada tende a ser mais estreita nas soldas realizadas com adição do arame frio quando se comparada a da solda realizada sem arame frio (soldagem *Twin* em linha, convencional);
- O modelo teórico desenvolvido, por não considerar o calor que retorna à poça, superestima o efeito do arame frio nela.

7. Sugestões de trabalhos futuros

Com base nos resultados obtidos, há possibilidade do desenvolvimento de novos estudos na linha de pesquisa desse trabalho, desde que seja efetuado o controle de composição do metal base (para que todas as soldagens sejam realizadas sobre o mesmo material). Como trabalhos futuros, sugere-se:

1. Aumentar o número de soldagens com mesmos parâmetros operacionais de tensão, corrente e velocidade de soldagem, mas variando a fração de arame frio em intervalos mais curtos: sem arame ($W_c/W_w = 0$); e com $W_c/W_w = 0,2$; $0,4$; $0,6$ e $0,9$.
2. Fazer o mapa de dureza completo (varrendo toda a ZF), utilizando menor carga e menores espaçamentos.
3. Comparar as microestruturas entre as soldagens equivalentes (utilizando mesmo metal base).
4. Fazer monitoramento da temperatura da ZTA com termopares, e comparar os resultados com as microestruturas observadas na metalografia e com as simulações de Rosenthal.
5. Fazer estudo dos sinais obtidos nas soldagens sem adição de arame frio e com adição de arame frio com razão $W_c/W_w = 1$, para verificar mudanças no comportamento do arco com a utilização do eletrodo frio.
6. Realizar o estudo para soldas em chanfro.

Referências bibliográficas

- (1) MODENESI, P.J.; MARQUES, P.V. Processos de soldagem por fusão. In: *Introdução aos processos de soldagem*; Apostila de Soldagem I. Belo Horizonte: UFMG, 2014. Cap.6, p.39-46.
- (2) ARAÚJO, W.; FORTES, C. *Apostila de Arco Submerso*. Esab. Contagem: maio de 2004. Disponível em: http://www.esab.com.br/br/pt/education/apostilas/upload/1901100rev1_apostilaarcosubmerso.pdf. Acesso em 05 de agosto de 2015.
- (3) CHO, D.W.; SONG, W.H.; CHO, M.H.; NA, S.J. Analysis of submerged arc welding process by three-dimensional computational fluid dynamics simulations. *Journal of Materials Processing Technology*, V.213, n.12, p.2278-2291, dez. 2013.
- (4) ENE, N.; MISTODIE, L.; SCUTELNICU, E.; RUSU, C.C. High productivity of submerged arc welding achieved with multiple-wire technology. *International Journal Of Advancements In Mechanical And Aeronautical Engineerin*, v.2, n.1, p.141–145. 2015. Disponível em: <http://seekdl.org/nm.php?id=6163>. Acesso em: 05 de agosto 2015.
- (5) DE SOUSA M. E.; DINIZ, J.L.C.; FILHO, O.R.S.; DE SOUZA, L.F.G.; JORGE, J.C.F. Estudo Do Aporte Térmico Nas Propriedades Mecânicas De Metais De Solda De Aço C-Mn Obtidos Pelo Processo Arco Submerso. *Tecnologia em Metalurgia, Materiais e Mineração*, v. 10, n. 2, 2013.
- (6) LAYUS, P.; KAH, P.; MARTIKAINEN, J.; GEZHA, V.V.; BISHOKOV, R.V. Multi-wire SAW of 640 MPa Arctic shipbuilding steel plates. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 75, n. 5-8, p. 771-782, 2014.
- (7) KANJILAL, P.; PAL, T.K.; MAJUMDAR, S.K. Combined effect of flux and welding parameters on chemical composition and mechanical properties of submerged arc weld metal. *Journal of materials processing technology*, v. 171, n. 2, p. 223-231, 2006.
- (8) MODENESI, P.J. Introdução à física do arco elétrico e sua aplicação na soldagem dos metais. Apostila de Física da Soldagem. *Universidade Federal de Minas Gerais*. Belo Horizonte: 2015. 179p.
- (9) OLSON, D.L. (Ed.) ASM Handbook: Welding, brazing and soldering. *ASM International*, 1993. V.6.
- (10) Welding Handbook. Vol. I: Welding Technology. *American Welding Society*, 1987.
- (11) CHANDEL, R.S.; BALA, S.R. Effect of Welding Parameters and Groove Angle on

- the Soundness of Root Beads deposited by SAW Process. Apud. In.: ENE, N. et al. High productivity of submerged arc welding achieved with multiple-wire technology. *IJAMAE*, 2015.
- (12) MARQUES, P.V.; MODENESI, P.J.; BRACARENSE, A.Q. Soldagem - fundamentos e tecnologia. *Editora UFMG*, 2005. 362 p.
 - (13) OHARA, M.; FUJITA, H.; NISHI, T. A New Approach to Avoiding Undercut for High Speed Submerged Arc Welding. *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, v. 26, n. 5, p. 403-409, 1986. Tradução em inglês do artigo original do *Journal of the Japan Welding Society*, 1982, em japonês.
 - (14) VIANO, D.M.; AHMED, N.U.; SCHUMANN, G.O. Influence of heat input and travel speed on microstructure and mechanical properties of double tandem submerged arc high strength low alloy steel weldments. *Science and technology of welding and joining*. 2000, V. 5, n.1, p. 26-34.
 - (15) FUNDERBURK, R.S. A look at heat input. *Welding Innovation*. 1999, Vol. 16, pp. 8-11.
 - (16) JEFFUS, L.; BOWER, L. Introduction to Welding. In.: Welding Skills; Processes and Practices for Entry-Level Welders. *Cengage Learning*. 2009, Vol. 1, cap. 1, pp. 01-26.
 - (17) KOU, S. Welding Metallurgy. Second Edition. s.l. : a *John Wiley & Sons. Inc. Publication*, Hoboken. 2003. p. 466
 - (18) SAVAGE, W. Welding as a Joining Process. In.: *Join of Advanced Materials*. Troy. [ed.] Elsevier Science. 6, p. 181-230. 2013.
 - (19) SHEN, S.; OGUOCHA, I.N.A.; YANNACOPOULOS, S. Effect of heat input on weld bead geometry of submerged arc welded ASTM A709 Grade 50 steel joints. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 212, n. 1, p. 286-294, 2012.
 - (20) MODENESI, P.J. Efeitos mecânicos do ciclo térmico. Apostila. Belo Horizonte: *Universidade Federal de Minas Gerais*, 2001. 24 p.
 - (21) BASU, B.; RAMAN, R. Microstructural Variations in a High-Strength Structural Steel Weld under Isoheat Input Conditions. *Welding Journal-New York-*, v. 81, n. 11, p. 239-S, 2002.
 - (22) TUŠEK, J. Factors affecting weld shape in welding with a triple-wire electrode. *Metallurgija*, v. 41, n. 2, p. 89-92, 2002.
 - (23) MODENESI, P.J.; MARQUES, P.V.; SANTOS, D.B. Introdução a Metalurgia da Soldagem. *UFMG*. Belo Horizonte, 2012.
 - (24) CHRISTENSEN, N.; V. DE L. DAVIES, AND K. Gjermundsen Distribution of

- temperatures in arc welding. *British Welding Journal*, v. 12, n. 2, p. 54-75, 1965.
- (25) GRONG, O. Metallurgical Modelling of Welding. *Institute of Materials*, London. 1997. Cap. 1.
- (26) SOLOMON, H.D. Fundamentals of Weld Solidification. ASM Handbook - Welding, Brazing, and Soldering. s.l. : (*ASM International*), 1993, Vol. 6, pp. 45-54.
- (27) IIW Sub-Commission IXJ. Guide to the light microscope examination of ferritic steel weld metals. *American Delegation*, AWS. IIW Doc. IX. 1988, pp. 1533-88.
- (28) THEWLIS, G. Classification and quantification of microstructures in steels. *Materials Science and technology*, v. 20, n. 2, p. 143-160, 2004.
- (29) MODENESI, P.J. Soldabilidade dos aços transformáveis. Belo Horizonte : *Universidade Federal de Minas Gerais*, 2014. 81 p.
- (30) ALÉ, R.M.; JORGE, J.C.F.; REBELLO, J.M.A. Constituintes microestruturais de soldas de aços C-Mn baixa liga: parte III: Zac. *Soldagem & Materiais*, Arquivo Técnico. 1992. Apud in: Modenesi, P. J. *Soldabilidade dos aços transformáveis*. Belo Horizonte : Universidade Federal de Minas Gerais, 81 p. Vol. 1, c. 3, p. 38-49. 2014.
- (31) BAJCER, B.; HRŽENJAK, M.; POMPE, K.; JEŽ, B. Improvement of energy and materials efficiencies by introducing multiple-wire welding. *Metalurgija*. 2006, Vol. 46, 1, pp. 47-52.
- (32) CASTRO, F.A.R. Soldagem em chanfro estreito por arco submerso. *Universidade Federal do Rio Grande do Sul*. 1992.
- (33) TUŠEK, J.; SUBAN, M. High-productivity multiple-wire submerged-arc welding and cladding with metal-powder addition. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 133, n. 1, p. 207-213, 2003.
- (34) TUŠEK, J. Submerged arc surfacing with a multiple-wire electrode. *Metalurgija*, v. 41, n. 4, p. 295-300, 2002.
- (35) KARLSSON, L. et al. Synergic Cold Wire (SCWTM) Submerged Arc Welding of Highly Alloyed Stainless Steels. Maastricht, the Netherlands: s.n., 11-13 November, 2003. *Stainless Steel World 2003 Conference & Expo*. pp. 283-303.
- (36) KIRAN, D.V.; BASU, B.; DE, A. Influence of process variables on weld bead quality in two wire tandem submerged arc welding of HSLA steel. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 212, n. 10, p. 2041-2050, 2012.
- (37) KIRAN, D.V.; CHO, D.W.; SONG, W.H.; NA, S.J. Arc behavior in two wire tandem submerged arc welding. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 214, n. 8, p. 1546-1556, 2014.

- (38) KIRAN, D.V.; CHO, D.W.; LEE, H.K.; KANG, C.Y.; NA, S.J. A study on the quality of two-wire tandem submerged arc welds under iso-heat input conditions. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 78, n. 1-4, p. 53-62, 2015.
- (39) KIRAN, D.V.; BASU, B.; SHAH, A.K.; MISHRA, S.; DE, A. Three-dimensional heat transfer analysis of two wire tandem submerged arc welding. *ISIJ international*, v. 51, n. 5, p. 793-798, 2011.
- (40) Esab. What is ICE? <http://www.esab.com/automation/en/process/subarc-ICE/what-is-ice.cfm>.
- (41) ESAB. The ICE Advantage. <http://www.esab.com/automation/en/process/subarc-ICE/advantageice/index.cfm>.
- (42) ESAB. Apresentação ESAB ICE, Online. 06 de maio de 2005. http://training.victortechologies.com/index.php?p=asset&asset_id=162. Acesso em julho de 2016.
- (43) Evaluation of ICE Welding Technology for Enhanced Productivity and Distortion Reduction. *BMT Fleet Technology*. Miami: s.n., 2014. NSRP SP&.
- (44) RAUDSEPP, H. ICE Welding. 2nd: Apostila técnica. p. 4.
- (45) A6S SAW, Cabeçote para soldagem automatizada. Manual do usuário e peças de reposição. *ESAB Indústria e Comercio LTDA*, ref.0205866, 32p
- (46) ASTM A36 / A36M-14, Standard Specification for Carbon Structural Steel, *ASTM International*, West Conshohocken, PA, 2014
- (47) MARQUES, P.V.; MODENESI, P.J. Algumas Equações Úteis em Soldagem. *Soldagem e Inspeção*. 2014, Vol. 19, n.1, p. 91-102.
- (48) COMISSÃO DE NORMALIZAÇÃO TÉCNICA. *norma petrobrás 0133*. 2015.
- (49) KRAUSS, G. Steels: processing, structure, and performance. *Asm International*, Ohio: 2005. 613 p.
- (50) HEYN, E., Short reports from the metallurgical laboratory of royal mechanical and testing institute of Charlottenburg. *Metallographist*. 1903, Vol. 5, pp. 37-64. Apud in: ASTM, E. 112. *Standard test methods for determining average grain size*, 2013.
- (51) ASTM E112-13: *Standard Test Methods for Determining Average Grain Size*. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2013.
- (52) CARVALHO, J.L.R.; ASSIS, P.S.; FIGUEIRA, R. M.; CAMILO, R. D.; & CAMPOS, V. F. Dados termodinâmicos para metalurgistas. *Universidade Federal de Minas Gerais*, Belo Horizonte, p. 235, 1977.

- (53) WILSON, J.L.; CLAUSSEN, G.E.; JACKSON, C.E. The effect of I²R heating on electrode melting rate. *Welding journal*, Vol. 35, n.1, p. 1-8. 1956. Apud in: TUŠEK, Janez. Mathematical modeling of melting rate in twin-wire welding. *Journal of materials processing technology*, v. 100, n. 1, p. 250-256, 2000.
- (54) TUŠEK, J. Mathematical modeling of melting rate in twin-wire welding. *Journal of materials processing technology*, v. 100, n. 1, p. 250-256, 2000.
- (55) BANG, H.; BANG, H.; RO, C.; & JEONG, S. Mechanical Behavior of the Weld Joints of Thick Steel Plates Produced by Various Welding Processes. *Strength of Materials*, v. 47, n. 1, p. 213-220, 2015.
- (56) SOMERS, BRUCE R. [ED.] T.A. SIEWERT, S. LIU, G.R. EDWARDS D.L. OLSON. Introduction to the selection of carbon and low-alloy steels. In: ASM International, *ASM Handbook: Welding, Brazing, and Soldering*, Vol. 6, pp. 405-407. 1993
- (57) ŚLODERBACH, Z.; PAJĄK, J. Determination of Ranges of Components of Heat Affected Zone Including Changes of Structure/Określenie Zakresów Składowych Strefy Wpływu Ciepła Uwzględniając Zmiany Struktury. *Archives of Metallurgy and Materials*, Vol. 60, n.4, p. 2607-2612. 2015.

APÊNDICE A

Composição química do metal base e dos consumíveis de soldagem

Tabela A.7.1 – Composição química típica de um aço ASTM A36 (45)

C _{máx}	Mn _{máx}	P _{máx}	S _{máx}	Si _{máx}
0,25	1,35	0,03	0,03	0,40

Tabela A.7.2 – Composição química do arame Autrod 12.22

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu
0,11	0,21	1,02	0,011	0,009	0,10	0,03	0,01	0,06

Tabela A.7.3 – Composição química do fluxo 10.71

MgO	Al ₂ O ₃	CaF ₂	SiO ₂	Al ₆ SiO ₁₃
36,5	29,1	20,0	4,3	10,1

APÊNDICE B

Programação SciLab

Exemplo: 800A $W_o/W_w=0,55$

```
function [T1, Tc, Tf, Tfc, ti]=Ciclo800a55ice()
// Entrada para o cálculo de ciclos térmicos associados a um cabeçote ICE
// Retorna temperaturas devidas a 1 arame twin (T1), influência do arame
// frio (Tc) e os ciclos térmicos finais sem (Tf) e com arame frio (Tfc)
// e os tempos (ti)

clear;
clc;

mprintf("\n\nUNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS \n");
mprintf("SIMULAÇÃO DO CICLO TÉRMICO NA SOLDAGEM SAW USANDO TOCHA ICE.\n\n\n");

mprintf("\nCordão 5B: 800A, 55 ICE\n");

//mprintf("PROPRIEDADES FÍSICAS do material (aço carbono/baixa liga): \n\n");
//mprintf("Condutividade térmica: 0.47 W/cm.°C\n");
//mprintf("Densidade: 7.8 g/cm³\n");
//mprintf("Calor específico: 0.63 J/g°C\n\n");

k = 0.47;
p = 7.8;
c = 0.63;

alfa = k/p/c;

mprintf("\n\nPARÂMETROS GERAIS DE SOLDAGEM\n");
mprintf("VALORES INICIAIS GERAIS PARA A TOCHA ICE: \n\n")
mprintf("Eficiência térmica: 100 por cento\n");
mprintf("Velocidade de soldagem: 57 cm/min\n");
mprintf("Tensão de soldagem: 33.3 V\n");
mprintf("Corrente (total) de soldagem 777 A\n");
mprintf("Diâmetro do arame frio: 2.5 mm\n");
mprintf("Temperatura inicial da junta: 25 °C\n");
mprintf("Espessura da junta: 1.59 cm\n\n");

resposta=input("Alterar valores (sim/nao): ","string");
```

```

if (resposta == "sim" | resposta == "s") then
  ni = input("Eficiência térmica (1-100): ");
  ni = ni / 100;
  V = input("Tensão de soldagem (Volts): ");
  I = input("Corrente de Soldagem (Amperes): ");
  v = input("Velocidade de soldagem (cm/min): ");
  v = v / 60;    // cm/s
  df = 2.5;    //("Diâmetro do arame frio (mm): ")
  df = df/10;   // cm
  h = 1.59;    //("Espessura da Junta (cm): ");
  To = 25;    //("Temperatura inicial da junta (°C): ");
else
  ni = 1;      // Rendimento térmico
  v = 57 / 60; // Velocidade de soldagem (cm/s)
  V = 33.3;    // Tensão (V)
  I = 777.0;   // Corrente (A)
  df = 0.25;   // Diâmetro do arame (cm)
  To = 25;     // Temperatura de pré aquecimento
  h = 1.59;    // Espessura (cm)
end

P = ni * V * I;    // Potência total (W)
P2w = P / 2;      // Potência por arame (2 arames)
HI=(P)/v;          // Aporte térmico (J/cm)
mprintf("\nPotência total de soldagem: %3.1f kW\n", P / 1000);
mprintf("\nAporte térmico: %3.1f kJ/cm\n", HI / 1000);

pontos = 1400 // ou "Entre o número de pontos na simulação (>100): ";
mprintf("\nInterações para cálculo dos ciclos térmicos (DEFAULT: 4)\n");

interac = 5;

//interac = input("Número de interações (1 - 12): ");
//if (interac < 1 | interac > 12) then
//  interac = 4;
//end

// Posição de início da soldagem
mprintf("\nPARÂMETROS para o cálculo do ciclo térmico (Valores iniciais):\n");
mprintf("Profundidade da fonte de calor: 0 cm\n");
mprintf("Tempo inicial (negativo = antes da fonte de calor): -10 s\n");
mprintf("Profundidade (z): 0.1 cm\n");
mprintf("Temperatura máxima (Tmax): 1700°C\n\n")

```

```

resposta=input("Alterar valores (sim/nao): ","string")
if (resposta == "sim" | resposta == "s") then
    zic = input("Profundidade da fonte de calor - entre 0 e h (cm): ");
    if (zic < 0 | zic >= h) then
        zic = 0;
    end
    to = -10; //( "Tempo inicial (Pode ser negativo) (s): ");
    z = input("Profundidade z (cm): ");
    Tma
    x = 1700; //( "Temperatura máxima (°C): ");
else
    to = -10;
    z = 0.05;
    zic = 0.0;
    Tmax = 1700.0; // Temperatura máxima (define a poça de fusão)
end

mprintf("\nDistância lateral (y) em mm\n");
y = input("Distância lateral y(mm): ");
y = y / 10;
// Distância lateral (percorre a poça de fusão e ZTA)

mprintf("\nDistância lateral y: %3.2f cm\n\n", y);
mprintf("\n\nSituação 01: Apenas 1 arame quente na Tocha\n");

// Calculo das temperaturas
// Vetores de distâncias (x) e de tempos (ti)
x = [-to * v : -0.1 * v : v * (-to - 0.1 * (pontos - 1))];
ti = [0 : 0.1 : 0.1 * (pontos - 1)];

// *****PRIMEIRO ARAME *****
T1 = Ciclo25D(P2w, k, alfa, x, y, z, zic, h, v, interac);

mprintf("\n ***** 1º Ciclo térmico calculado! *****\n\n")

// *****SEGUNDO ARAME *****
mprintf("\nCiclo térmico considerando os 2 arames quentes)\n\n");
si = 1.4; //( "Distância entre os arames quentes (cm): ");

x2 = x + si; // Desloca posição da fonte de s (cm)

T2 = Ciclo25D(P2w, k, alfa, x2, y, z, zic, h, v, interac);

```

```

mprintf("\n ***** 2º Ciclo térmico calculado! *****\n\n")

// ***** Arame frio - dados *****

mprintf("\nCiclo térmico considerando os 2 arames quentes e o arame frio\n");
mprintf("Valores iniciais:\n\n")

mprintf("Fator de correção da fonte fria: 1\n");
mprintf("Massa molar do metal de adição (Fe): 55.845 g/mol\n");
mprintf("A densidade do arame frio: 7,8 g/cm3\n");
mprintf("A temperatura inicial do arame frio: 25 °C\n");
mprintf("Calor contido mais o calor de fusão de 1 mol do metal de adição\n");
mprintf("a 25°C: 73.99 kJ/mol\n\n");

resposta = input("Alterar valores (sim/nao): ", "string")
if (resposta == "sim" | resposta == "s") then
    fc = 1;    //("Fator de correção da fonte fria (> 1): ");
    MM = input("Massa Molar do metal de adição (g/mol): ");
    Ta = input("Temperatura inicial do arame (°C): ");
    pa = input("Densidade do arame (g/cm3): ");
    entalpia = input("Calor contido (kJ/mol): ");
    entalpia = entalpia * 1000 //J/mol
else
    fc = 1;    // Fator de correção
    MM = 55.845;
    pa = 7.8;
    Ta = 25;
    entalpia = 73990; // Pelo JMatPro: H = 1276,9 J/g e Tfusão = 1520 graus
end

mprintf("\n");
Va = 123.5; //("Velocidade de alimentação do arame frio (cm/min): ");
Va = Va / 60; // cm/ min

// ***** ARAME FRIO *****

energia = entalpia * %pi * (df / 2)^2 * Va * pa * fc / MM;
mprintf("\nPotência demandada pelo arame frio: %3.2f kW", energia / 1000);
mprintf("\nEnergia de soldagem correspondente: %3.2f kJ/cm", energia/v/1000);

xc = x + si / 2; // Desloca posição do arame frio de s/2 (cm)

Tc = Ciclo25D(energia, k, alfa, xc, y, z, zic, h, v, interac);

```

```
mprintf("\n\n ***** Efeito do arame frio calculado! *****\n\n")
```

```
flagTd = %f;
```

```
Tf = T1 + T2 + To;
```

```
Tt = zeros(1, pontos);
```

```
Tfc = Tf - Tc
```

```
T1 = T1 + To;
```

```
Tt = Tt + To;
```

```
Tc = Tc + To;
```

```
for i = 1 : pontos;
```

```
    if(T1(i) > Tmax) then
```

```
        T1(i) = Tmax
```

```
    end
```

```
    if(Tc(i) > Tmax) then
```

```
        Tc(i) = Tmax
```

```
    end
```

```
    if(Tf(i) > Tmax) then
```

```
        Tf(i) = Tmax
```

```
    end
```

```
    if(Tt(i) > Tmax) then
```

```
        Tt(i) = Tmax
```

```
    end
```

```
    if Tfc(i) > Tmax then
```

```
        Tfc(i) = Tmax;    // Limite a temperatura!
```

```
    end
```

```
    if Tfc(i) < 0 then
```

```
        Tfc(i) = Tmax;    // Limite a temperatura!
```

```
    end
```

```
end
```

```
[Tmax, imax] = Maximo(Tf);
```

```
[i1, i2] = DT12(Tf, 800, 500, imax);
```

```
mprintf("\nCiclo térmico sem arame frio:\n");
```

```
mprintf("Temperatura de pico: %f °C\n", Tmax);
```

```
dT = (i2 - i1) * 0.1;
```

```
mprintf("Tempo de resfriamento entre 800 e 500°C: %3.1f s\n", dT);
```

```
[Tmaxc, imax] = Maximo(Tfc);
```

```
[i1, i2] = DT12(Tfc, 800, 500, imax);
```

```
mprintf("\nCiclo térmico com arame frio:\n")
```

```

mprintf("Temperatura de pico: %f°C\n", Tmaxc);
dTc = (i2 - i1) * 0.1;
mprintf("Tempo de resfriamento entre 800 e 500°C: %3.1f s\n\n", dTc);

resposta = input("Salvar resultados para ICE800_100_.txt? (sim/não) ", "string")
if (resposta == "sim" | resposta == "s") then
    fd = mopen('ICE800_100_.txt','wt');
    mfprintf(fd,'Tocha ICE:\n');
    mfprintf(fd, 'Corrente: %3.1f A   Tensão: %3.1f V\n', I, V);
    mfprintf(fd, 'Velocidade de soldagem: %3.1f cm/min\n', v * 60);
    mfprintf(fd, 'Rendimento térmico: %3.2f\n', ni);
    mfprintf(fd, 'Aporte térmico: %3.1f kJ/cm\n\n', HI / 1000);
    mfprintf(fd, 'Distância entre arames quentes: %3.1f mm\n', si * 10);
    mfprintf(fd, 'Profundidade da fonte de calor: %3.1f mm\n', zic * 10);
    mfprintf(fd, 'Distância lateral (y): %3.2f mm\n', y * 10);
    mfprintf(fd, '\nArame frio:\n');
    mfprintf(fd, 'Diâmetro: %3.2f mm   Vel Alimentação: %3.1f m/min\n', df * 10, Va * 0.6);
    mfprintf(fd, '\nPotência usada pelo arame frio: %3.2f kW', energia / 1000);
    mfprintf(fd, '\nEnergia de soldagem correspondente: %3.2f kJ/cm', energia/v/1000);

    mfprintf(fd, "\nCiclo térmico sem arame frio:\n");
    mfprintf(fd, "Temperatura de pico: %f°C\n", Tmax);
    mfprintf(fd, "Tempo de resfriamento entre 800 e 500°C: %3.1f s\n", dT);
    mfprintf(fd, "\nCiclo térmico com arame frio:\n");
    mfprintf(fd, "Temperatura de pico: %f°C\n", Tmaxc);
    mfprintf(fd, "Tempo de resfriamento entre 800 e 500°C: %3.1f s\n", dTc);

    if (flagTd == %t) then
        mfprintf(fd, '\nTempo (s)\tT1 (°C)\tTc (°C)\tTt (°C)\tTf (°C)\tTfc (°C)\n');
    else
        mfprintf(fd, '\nTempo (s)\tT1 (°C)\tTc (°C)\tTf (°C)\tTfc (°C)\n');
    end
    if (flagTd == %t) then
        for i = 1 : pontos;
            mfprintf(fd, '%f\t%f\t%f\t%f\t%f\t%f\n', ti(i), T1(i), Tc(i), Tt(i), Tf(i), Tfc(i));
        end
    else
        for i = 1 : pontos;
            mfprintf(fd, '%f\t%f\t%f\t%f\t%f\n', ti(i), T1(i), Tc(i), Tf(i), Tfc(i));
        end
    end
    for i = 1 : pontos;
        mfprintf(fd, '%f\t%f\t%f\t%f\t%f\t%f\n', ti(i), T1(i), Tc(i), Tt(i), Tf(i), Tfc(i));
    end
end

```

```

end
fclose(fd);
end
plot(ti, Tl, 'y', ti, Tc, 'r--', ti, Tf, 'b', ti, Tfc, 'k^'); // Grafico!!
endfunction

//*****

function [Temp]=Ciclo25D(Power, kt, alfa, x, y, z, dz, h, veloc, inter)
// Power - Potência (W)
// kt - Condutividade térmica (W/cm C)
// alfa - difusividade térmica (cm2/s)

// x - Vetor de posições ao longo do eixo da solda (cm)
// y - Distância lateral (cm)
// z - profundidade (cm)
// h - espessura (cm)
// veloc - Velocidade de soldagem (cm/s)
// inter - Número de interações (default = 3)

if(inter < 1 | inter > 12) then
    inter = 3; // Número padrão de interações
end
Temp = (Power/(4 * %pi * kt)) * exp((-veloc * x)/(2 * alfa));
DT = 0;
for jj = -inter : inter
    Rj = sqrt(x.*x + y^2 + (z + 2 * jj * h + dz)^2);
    Ri = sqrt(x.*x + y^2 + (z + 2 * jj * h - dz)^2);
    DT = DT + exp(-v * Rj / 2 / alfa) ./ Rj + exp(-v * Ri / 2 / alfa) ./ Ri;
end
Temp = Temp .* DT; // Cuidado, isto ainda é T - To!!!
endfunction

function [xmax, imax]=Maximo(Vet)
// Calculo o valor máximo (xmax) de um vetor e a sua posição (imax)
fim = length(Vet);
xmax = Vet(1);
imax = 1;
if (fim == 1) then
    return;
end
for i = 2 : fim
    if (xmax < Vet(i)) then
        xmax = Vet(i);

```

```

        imax = i;
    end
end
endfunction

// Calcula o intervalo entre T1 e T2 a partir de um ponto inicial (inic)
function [i1, i2]=DT12(TC, T1, T2, inic)
    if (T1 < T2) then
        temp = T1;
        T1 = T2;
        T2 = temp;
    end
    fim = length(TC);
    if (fim <= inic + 2 | TC(inic) < T1) then
        i1 = 0;
        i2 = 0;
        return;
    else
        i1 = inic;
        i2 = inic;
    end
    flag1 = %t;
    flag2 = %t;
    for i = inic : fim
        if (TC(i) < T1 & flag1) then
            flag1 = %f;
            i1 = i;
        end
        if (TC(i) < T2 & flag2) then
            flag2 = %f;
            i2 = i;
        end
    end
    if(i2 == inic | i1 == inic) then
        i1 = 0;
        i2 = 0;
    end
endfunction

```