UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"
CAMPUS DE GUARATINGUETÁ

GUSTAVO HENRIQUE DIAN

INFLUÊNCIA DO APORTE DE CALOR E DA VELOCIDADE DE SOLDAGEM NA TENACIDADE DA SOLDA HF-ERW

Guaratinguetá
2012

GUSTAVO HENRIQUE DIAN

INFLUÊNCIA DO APORTE DE CALOR E DA VELOCIDADE DE SOLDAGEM NA TENACIDADE DA SOLDA HF-ERW

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

Orientador: Prof. Dr. Ângelo Carporalli Filho

Guaratinguetá
2012

Dian, Gustavo Henrique
D538i Influência do aporte de calor e da velocidade de soldagem na tenacidade da solda HF-ERW / Gustavo Henrique Dian– Guaratinguetá : [s.n], 2012.
93 f : il.
Bibliografia: f. 92-93

Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, 2012.
Orientador: Prof. Dr. Ângelo Carporalli Filho

1. Soldagem I. Título

CDU 621.791(043)

unesp

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
CAMPUS DE GUARATINGUETÁ

GUSTAVO HENRIQUE DIAN

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

PROGRAMA: ENGENHARIA MECÂNICA
ÁREA: MATERIAIS

APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO

Prof. Dr. Marcelo dos Santos Pereira
Coordenador

BANCA EXAMINADORA:

Prof. Dr. ANGELO CAPORALLI FILHO
Orientador / Unesp-Feg

Prof. Dr. MARCELINO PEREIRA DO NASCIMENTO
Unesp-Feg

Prof. Dr. VICENTE AFONSO VENTRELLA
Unesp-Ilha Solteira

Março de 2012

DADOS CURRICULARES

GUSTAVO HENRIQUE DIAN

NASCIMENTO	11/06/1985
FILIAÇÃO	Antônio Sebastião Dian Célia Aparecida da Silva Dian
2003/2007	Curso de Graduação Engenharia de Materiais - Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá da Universidade Estadual Paulista.

À minha esposa Ana Martha, pelo incentivo e dedicação.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus pelo dom da vida;

à minha esposa, Ana Martha, por sempre acreditar na minha capacidade, mesmo quando eu não acredito, pelo incentivo e pela dedicação com que sempre cuida da nossa família;

aos meus pais, Antônio e Célia, pelo amor puro e incondicional que nutrem por mim e por terem proporcionado toda a educação para que eu pudesse estar onde estou hoje;

ao meu irmão, Lucas, por sempre estar do meu lado e pela alegre convivência;

aos meus amigos de Assis, que são a minha base de amizade e que contribuíram muito para a minha formação quanto pessoa;

a todos os meus amigos da “Republica 6 de paus”, pelos momentos de cumplicidade ao longo de todo o período da faculdade e por sempre me apoiarem;

ao meu orientador, Prof. Dr. Ângelo Carporalli Filho, pelas conversas, conselhos e dicas, pela paciência e por todo o apoio dado para a realização desse trabalho;

à empresa Confab Industrial S.A, por ter acreditado na iniciativa desse trabalho, por ter fomentado toda a parte experimental e por constantemente incentivar o aprofundamento do conhecimento nos seus processos produtivos.

“A mente que se abre a uma nova idéia jamais volta
ao seu tamanho original.”

Albert Einstein

DIAN, G. H. **Influência do aporte de calor e da velocidade de soldagem na tenacidade da solda HF-ERW**. 2012, 93f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2012.

RESUMO

O processo de soldagem por resistência elétrica de alta frequência (*High Frequecy Electric Resistance Welding*, HF-ERW) apresenta três tipos de fenômenos de soldagem. Quando os fenômenos tipo 1 ou tipo 3 são os predominantes no processo de soldagem, a retenção de óxidos na junta soldada é facilitada e a melhor qualidade da junta soldada é obtida quando o fenômeno tipo 2 é o predominante. Dentre os parâmetros de soldagem, o aporte de calor e a velocidade têm grande influência na determinação de qual fenômeno é predominante no processo e, consequentemente, na taxa de descontinuidades obtida. A fim de se avaliar como o aporte de calor e a velocidade de soldagem influenciam na tenacidade da junta soldada pelo processo HF-ERW, é proposto a realização de combinações entre esses parâmetros durante a produção de tubos de 13 3/8” de diâmetro externo, 0,380” de espessura da parede, norma de fabricação API 5L, grau do aço X56. Para avaliar os resultados, um estudo comparativo do ensaio de impacto Charpy com entalhe na linha de solda foi realizado. Para caracterizar o metal base e a junta soldada, foram realizadas análises de composição química, microestrutura, resistência mecânica, dureza e energia absorvida em ensaio de impacto Charpy. Das análises de caracterização, foi possível evidenciar o cumprimento de requisitos da norma de fabricação API 5L X56 e analisar aspectos principais da junta soldada. Por meio dos resultados de impacto Charpy na linha de solda, foi possível se avaliar a influência do aporte de calor e da velocidade de soldagem, sendo constatado que o aumento da velocidade é benéfico para a tenacidade da junta soldada. Com as análises realizadas também foi possível correlacionar os resultados obtidos com os fenômenos de soldagem.

PALAVRAS-CHAVE: Soldagem HF-ERW. Aporte de calor. Velocidade de soldagem. Tenacidade. API 5L X56.

DIAN, G. H. **Analysis of the heat-input and welding speed influence at the HF-ERW welding toughness.** 2012, 93f. Dissertation (Master in Mechanical Engineering) - Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2012.

ABSTRACT

At the high frequency electric resistance welding, HF-ERW, the three types of welding phenomenon define the way to obtain a welded joint without oxides after the squeeze out. When welding phenomenon type 1 or 3 are predominant at the welding process, the retention of oxides at the welded joint is facilitated and the best quality occurs when type 2 is obtained. Among the welding parameters, the heat-input and the welding speed have great influence in what type of welding phenomenon is obtained at the welding, and, therefore, at the discontinuity rate. With the objective of evaluate how the heat-input and the welding speed influence the HF-ERW process it is proposed to combine these parameters during the production of 13 3/8” outside diameter, 0,380” wall thickness, API 5L standard, X56 steel grade, pipes. In order to analyze the results, a comparative study of the Charpy V-notch test at the welding line was done. The characterization of the base metal and welding was performed through the analysis of the chemical composition, tensile properties, hardness test, Charpy test and microestrutural evaluation. With the characterization analysis it was possible to certificate the accordance of the pipe produced with the API 5L X56 requirements and analyze the main aspects of the welded joint. By means of the results of the Charpy impact test at the weld line, it was possible to analyze the influence of the heat-input and welding speed at the HF-ERW process, in which it was verified that the increase of the welding speed improve the weld joint toughness. Through the analysis, it was also possible to correlate the results with the welding phenomenon.

KEYWORDS: HF-ERW welding. Heat-Input. Welding speed. Toughness. API 5L X56.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Macrografia de uma junta soldada HF-ERW 19

Figura 2– Soldagem de tubos pelo processo HF-ERW, (a) por contato e (b) por indução..... 22

Figura 3 – Variação da profundidade de penetração da corrente em função do aumento da temperatura durante o aquecimento por indução de uma peça de aço carbono 24

Figura 4 –Efeito de correntes fluindo em sentidos opostos em condutores. 26

Figura 5 – Efeito na proximidade entre condutores na concentração da corrente 26

Figura 6 – Efeito do paralelismo entre condutores na concentração da corrente..... 26

Figura 7 – Esquema com a distribuição da corrente na região próxima ao ponto de convergência do “V” de soldagem 27

Figura 8 – Relação do aumento da profundidade de penetração da corrente na face da bordas, b’ (expresso em função de frações do valor da espessura, a) com o aumento da espessura 27

Figura 9 – Esquema com a foto das bordas incandescentes da bobina 28

Figura 10 – Foto da região de encontro das bordas 28

Figura 11 – Força eletromagnética (P) atuante na expulsão de metal líquido oxidado das bordas da bobina. 29

Figura 12 –Formação da zona de separação entre o ponto de encontro das bordas e o ponto de soldagem. 29

Figura 13 - Fenômeno tipo 1: ponto de soldagem coincide com ponto de encontro das bordas 30

Figura 14 – Foto do processo de soldagem: soldagem ocorre no ponto de encontro das bordas 30

Figura 15 – Foto do processo de soldagem: formação do canal estreito 31

Figura 16 - Fenômeno tipo 2: Ponto de soldagem ocorre após o ponto de encontro das bordas 31

Figura 17 - Esquema com o ciclo de estágios do fenômeno do tipo 3 32

Figura 18 - Centelhamento na região do canal estreito. 33

Figura 19 - Fotos do processo de soldagem, no qual em (a) o centelhamento no início do canal estreito precede a formação da ponte de metal líquido evidenciado em (b). 34

Figura 20 - Esquema das forças eletromagnéticas atuantes no canal estreito e que provocam o movimento de varredura da ponte de metal líquido. 34

Figura 21 – Fotos do canal estreito: movimento da ponte de metal líquido 35

Figura 22 - Centelhamento no início do canal estreito enquanto a 1ª ponte ainda não alcançou o ponto de soldagem. 35

Figura 23 - Foto evidenciando o canal estreito preenchido por metal líquido após a ocorrência de múltiplas pontes. 36

Figura 24 – Alteração na velocidade de varredura da ponte de metal líquido em função do aumento do aporte de calor de soldagem. 36

Figura 25 – Taxa de descontinuidades em função da taxa de aumento do aporte de calor..... 37

Figura 26 – Gráfico evidenciando aumento da densidade de corrente no canal estreito. 38

Figura 27 – Efeito da diferença de intensidade da força eletromagnética atuante no canal estreito..... 38

Figura 28 –Aumento da área da ponte de metal líquido conforme a mesma avança no canal estreito..... 39

Figura 29 –Efeito da diminuição da força atuante sobre uma ponte de metal líquido ao longo do canal estreito. 39

Figura 30 – Influência da velocidade de soldagem na taxa de incidência de descontinuidades na junta soldada. 40

Figura 31 – Efeito da velocidade de soldagem e da potência na quantidade de descontinuidades na junta soldada..... 41

Figura 32 – Relação entre velocidade e aporte de calor, com as regiões onde as descontinuidades de soldagem são encontradas. 42

Figura 33 – Relação entre incidência de descontinuidades e extensão do canal estreito, para diferentes velocidades. 43

Figura 34 – Influência da espessura e da frequência de soldagem na camada fundida de material das bordas..... 44

Figura 35 – Fotos evidenciando a evolução do aquecimento causado pelo fluxo de corrente nas bordas da bobina em diferentes posições, desde o ponto de fornecimento de energia até o ponto de soldagem. 45

Figura 36 - Fluxo da corrente de soldagem e ângulo de convergência das bordas 46

Figura 37 – Incidência de descontinuidades em função do ângulo de encontro das bordas. 46

Figura 38 –Relação entre o aumento do ângulo de convergência e o aumento de potência necessária para se obter uma maior extensão do canal estreito.. 47

Figura 39 - Distância entre os eletrodos de contato e o ponto de soldagem 47

Figura 40 - Esquema do processo de aplicação de pressão nas bordas..... 49

Figura 41 - Exemplo de conjuntos: (a) três rolos e (b) quatro rolos 49

Figura 42 - Deformação das linhas de fluência, no qual de (a) para (c) ocorre o processo de aplicação de pressão nas bordas..... 50

Figura 43 - Macrografia retira de uma amostra da junta soldada 50

Figura 44 - Esquema com os ângulos das linhas de fluência..... 51

Figura 45 - Relação entre quantidade de aperto e ângulo das linha de fluência 51

Figura 46 – Relação da temperatura de soldagem e do aperto na incidência de penetrators (óxidos) na junta soldada. 52

Figura 47 - Análise no MEV da fratura de uma junta soldada com a presença de solda fria. 53

Figura 48 - Análise EDS da fratura contendo solda fria. 54

Figura 49 – Análise no MEV do penetrator: (a) ocorrência na junta soldada e (b) evidencia da estrutura dendrítica..... 54

Figura 50 – Análise no MEV da fratura de uma junta soldada com penetratos..... 55

Figura 51 - Análise EDS da fratura da junta soldada com penetrators. 55

Figura 52 – Diagrama de fases do sistema MnO - SiO_2, com algumas relações Mn/Si evidenciadas. 56

Figura 53 - Esquema com as principais etapas do processo de laminação a quente. 57

Figura 54 - *Lay-out* de uma planta de fabricação de tubos soldados pelo processo HF-ERW. .. 58

Figura 55 - Etapas de conformação da bobina, flor de formação: (a) etapas de pré-formação e formação contínua, (b) etapa de finalização com três conjuntos *Fin-Pass*. 59

Figura 56 - Detalhamento das etapas de formação da bobina. 60

Figura 57 - Variação do aporte de calor em função dos parâmetros nominais. 63

Figura 58 - Combinações de potência e velocidade aplicadas em produção 64

Figura 59 - Local de retirada de amostras no tubo. 67

Figura 60 - Determinação da nomenclatura das pontas dos tubos produzidos. 67

Figura 61 – Dimensões dos corpos-de-prova para ensaio de tração: (a) do metal base e (b) da junta soldada; ambos com orientação transversal à solda. 69

Figura 62 - Esquema dos pontos de impressão do ensaio de dureza..... 70

Figura 63 - Esquema com o local de retira do corpo-de-prova Charpy da junta soldada e o detalhamento das dimensões e local do entalhe..... 71

Figura 64 - Macrografia da amostra #1M: condição “como soldado”. 74

Figura 65 - Macrografia da amostra #2M 75

Figura 66 - Micrografia da área tratada da amostra #2M..... 75

Figura 67 - Micrografia do metal base da amostra #2M 76

Figura 68 - Corpo-de-prova de tração na junta soldada após o ensaio. 77

Figura 69 - Gráfico com o resultado do ensaio de dureza..... 78

Figura 70 - Comparação entre os valores mínimos de cada velocidade aplicada 83

Figura 71 - Comparação entre os valores mínimos de porcentagem de fratura dúctil 84

Figura 72 – Corpo-de-prova após ensaio de impacto Charpy, com 100 % de fratura dúctil. 84

Figura 73 –Distribuição do desvio padrão dos valores de energia absorvida para cada velocidade. 85

Figura 74 - Gráfico com a energia absorvida média por velocidade aplicada 85

Figura 75 - Fractografia do terceiro corpo-de-prova do tubo 05 04, com destaque das três regiões analisadas por EDS. 87

Figura 76 - Análise EDS do ponto “1” da fractografia do tubo 05 04 88

Figura 77 - Análise EDS do ponto “2” da fractografia do tubo 05 04 88

Figura 78 - Análise EDS do ponto “3” da fractografia do tubo 05 04 88

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Composição química especificada para o grau API 5L X56..... 62

Tabela 2 - Detalhamento das condições aplicadas em produção 65

Tabela 3 - Composição química do metal base..... 72

Tabela 4 - Tamanho de grão do metal base e da área tratada..... 76

Tabela 5 - Resultado dos ensaios de tração no metal base e junta soldada..... 76

Tabela 6 - Resultado do ensaio de dureza..... 78

Tabela 7 - Resultado do ensaio de impacto Charpy no metal base 78

Tabela 8 - Resultado dos ensaios de impacto Charpy na junta soldada..... 80

Tabela 9 - Valores de energia absorvida para Vn – 4 m/min..... 81

Tabela 10 - Valores de energia absorvida para Vn – 2 m/min..... 81

Tabela 11 - Valores de energia absorvida para Vn 82

Tabela 12 - Valores de energia absorvida para Vn + 2 m/min..... 82

Tabela 13 - Valores de energia absorvida para Vn + 4 m/min..... 83

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

API	- *American Petroleum Institute*
EDS	- *Energy Dispersive Spectroscopy*
HF-ERW	- *High Frequency Electric Resistance Welding*
MEV	- Microscópio Eletrônico de Varredura
SPL	- Parâmetro de correlação eletrônica dos fenômenos de soldagem
PLL	- *Phase-Locked-Loop*
ZTA	- Zona termicamente afetada

LISTA DE SÍMBOLOS

AL	Alongamento
θ	Ângulo de encontro entre bordas
φ	Ângulo de fase entre corrente e tensão
H	Aporte de calor
I	Corrente elétrica
d	Distância entre eletrodos
l	Distância entre o ponto de fornecimento de energia e o ponto de soldagem
e	Espessura
f	Frequência
LE	Limite de escoamento
LRT	Limite de resistência à tração
μ_r	Permeabilidade magnética relativa
ρ	Resistividade elétrica
P	Potência
p	Pressão da atmosfera entre eletrodos
δ	Profundidade de penetração da corrente alternada
t	Tempo
U	Tensão
V	Velocidade
V_f	Voltagem de ruptura

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO 19
1.1 Considerações Gerais 19
1.2 Objetivo 21
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA 22
2.1 Processo de soldagem HF-ERW 22
2.1.1 Efeito Pelicular 23
2.1.2 Efeito de Proximidade 25
2.1.3 Fenômenos que governam o processo de soldagem HF-ERW 28
2.1.4 Principais variáveis do processo HF-ERW 39
2.1.4.1 Velocidade de soldagem 40
2.1.4.2 Potência de soldagem 42
2.1.4.3 Frequência da corrente 44
2.1.4.4 Ângulo de encontro das bordas 45
2.1.4.5 Distância entre o ponto de fornecimento de energia e o ponto de soldagem 47
2.1.4.6 Aporte de calor 48
2.1.4.7 Recalque 49
2.1.5 Principais descontinuidades de soldagem encontrados no processo HF-ERW 52
2.1.5.1 Solda fria 53
2.1.5.2 Penetrator 54
2.2 Produção de tubos com costura pelo processo HF-ERW 56
2.2.1 Considerações sobre a matéria-prima 56
2.2.2 Processo de fabricação HF-ERW 57
3 MATERIAIS E MÉTODOS 62
3.1 Parâmetros de soldagem 62
3.1.1 Medição dos parâmetros de soldagem 65
3.2 Ensaios para caracterização e análises do metal base e junta soldada 66
3.2.1 Retirada de amostras 66
3.2.2 Caracterização do metal base e junta soldada 67
3.2.2.1 Análise química 67
3.2.2.2 Análise metalográfica 67
3.2.2.3 Ensaio de tração 68

3.2.2.4 Ensaio de dureza 69
3.2.2.4 Ensaio de impacto Charpy 70
3.2.3 Análise comparativa dos valores de energia absorvida na junta soldada 71
3.2.3.1 Análise por MEV e EDS 71
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO 72
4.1 Caracterização do metal base e da junta soldada 72
4.1.1 Análise química 72
4.1.2 Análise metalográfica 72
4.1.3 Ensaio de tração 76
4.1.4 Ensaio de dureza 77
4.1.5 Ensaio de impacto Charpy 78
4.2 Análise comparativa dos valores de energia absorvida da junta soldada 78
5 CONCLUSÕES 89
6 TRABALHOS FUTUROS 91
7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 92

1 INTRODUÇÃO

1.1 Considerações Gerais

No processo de soldagem por resistência elétrica de alta frequência (*High Frequecy Electric Resistance Welding*, HF-ERW) não há metal de adição, e a solda é obtida pelo calor gerado pela resistência à passagem de corrente elétrica alternada de alta frequência (10 kHz à 500 kHz) e pela aplicação rápida de pressão (MARQUES, 2009). Uma importante aplicação desse processo de soldagem é na fabricação de tubos, em um processo contínuo, no qual bobinas do material a ser soldado são continuamente conformadas em uma forma circular (WAINER, 1992).

Na Figura 1 é mostrada a macrografia da junta soldada de um tubo produzido pelo processo HF-ERW. Na macrografia observa-se o metal base, a zona termicamente afetada, a linha de solda e o material oxidado expulso, proveniente da pressão aplicada nas bordas fundidas das bobinas.

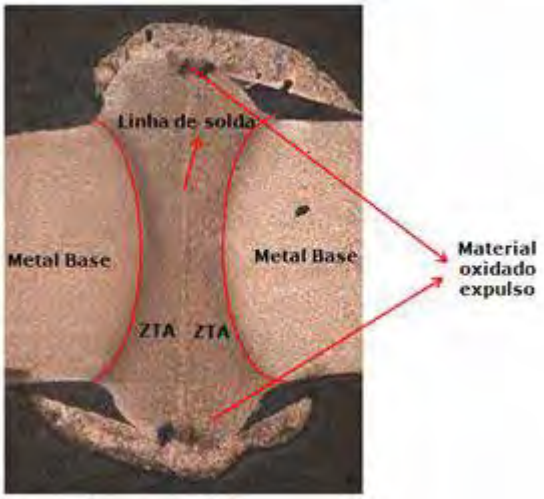


Figura 1 – Macrografia de uma junta soldada HF-ERW (foto cedida pela empresa Tenaris Confab)

Segundo Choi et al. (2004), o processo de recalcamento das bordas garante uma junta soldada relativamente livre de descontinuidades, especialmente as descontinuidades associadas à solidificação do metal líquido, tornando o processo HF-ERW muito utilizado em aplicações críticas, como em tubos para condução e extração de óleo e gás.

O processo de soldagem HF-ERW foi desenvolvido após a Segunda Guerra Mundial, com o advento dos osciladores de alta frequência utilizados nos radares. Antes dos osciladores de alta frequência, a soldagem por resistência elétrica utilizava corrente de baixa e média frequência, na ordem de 60 Hz, o que acarretava em baixas velocidades de soldagem e um aquecimento excessivo do material (NICHOLS, 1994).

Com a aplicação de corrente de alta frequência, apenas uma pequena área do material a ser soldado será afetada pelo calor gerado pela resistência à passagem de corrente, o que produz um método com produtividade maior que a do método anterior, sendo possível empregar velocidades de soldagem de até 300 m/min (CHOI et al., 2004).

Os principais desenvolvimentos realizados no entendimento e controle da solda HF-ERW, aplicada na fabricação de tubos soldados, foram realizados por empresas japonesas, principalmente na década de 1980 (SAITO et al., 1986; WATANABE et al., 1981, 1985; MINAHARA et al., 1986; TATSUWAKI et al., 1984; KOMINE; TAKAHASHI; ISHIRO, 1986; ICHIHARA et al., 1986; YOKOYAMA et al., 1978), sendo esses estudos as principais bases de conhecimento para esse processo de soldagem. A partir da análise desses estudos, fica claro a importância da correta combinação dos parâmetros de soldagem na qualidade da junta soldada, sendo destacado o aporte de calor e a velocidade de soldagem como parâmetros com grande influência na qualidade da junta soldada, devido às implicações em mecanismos que levam à formação de descontinuidades.

Os tubos soldados têm sua utilização principal na indústria de petróleo e gás, sendo aplicados para condução e extração. Devido a essas aplicações restritivas, as especificações e normas utilizadas apresentam critérios para certificar a integridade estrutural das juntas soldadas. O ensaio de impacto Charpy é muito utilizado na indústria devido a sua rápida resposta sobre a resistência ao impacto e o estado dúctil ou frágil do material, testado em determinadas temperaturas. A presença de descontinuidades ou de uma estrutura frágil afeta diretamente a energia de impacto. Na norma de fabricação *American Petroleum Institute* - API, Especificação 5L (2007), a qual é aplicada para *line pipes*, são apresentadas especificações de valores aceitáveis de energia de impacto na junta soldada, conforme o grau do aço utilizado, evidenciando a importância da análise obtida através do ensaio de impacto. Porém, como ressaltam os autores Garcia, Spim e Santos (2000), a energia de impacto não fornece informação

quantitativa sobre as características dos materiais, quando analisada isoladamente. Por isso seu interesse maior é na análise comparativa.

Com o aumento da necessidade de produtos de maior qualidade e melhores propriedades mecânicas, a indústria fomenta constantemente o aprofundamento do conhecimento nos seus processos produtivos, sempre objetivando a melhora contínua e o atendimento à demanda por produtos de alta qualidade. A análise dos parâmetros de soldagem e sua relação com a qualidade da junta soldada é uma necessidade e também uma vantagem competitiva, pois evita perdas devido à desclassificação de produtos por descontinuidades na junta soldada e aumenta a confiabilidade do produto fornecido.

1.2 Objetivo

O presente trabalho tem como objetivo analisar a influência do aporte de calor e da velocidade de soldagem na tenacidade da solda HF-ERW por meio de ensaios de impacto Charpy. Esse objetivo pode ser detalhado nos itens a seguir:

1. Variar os valores de aporte de calor e de velocidade de soldagem durante a produção de tubos de 13 3/8” x 0,380” API 5L X56 pelo processo HF-ERW;
2. Caracterizar o metal base e a junta soldada obtida no teste realizado;
3. Analisar e comparar os resultados obtidos pelo ensaio de impacto Charpy na junta soldada para cada combinação de parâmetros, avaliando como a variação do aporte de calor afeta os valores de energia absorvida para cada velocidade testada.
4. Correlacionar os resultados com os fenômenos de soldagem.

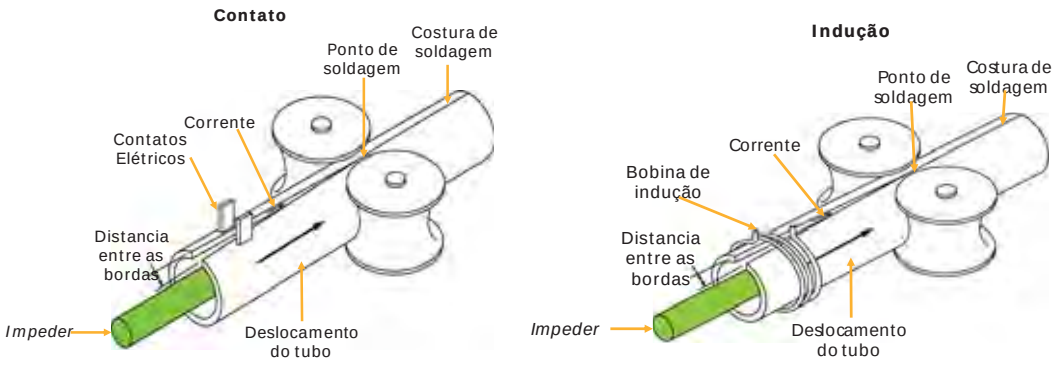
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Processo de soldagem HF-ERW

No processo HF-ERW a corrente de alta frequência pode ser transmitida para a superfície do material a ser soldado diretamente através de contatos elétricos ou de forma induzida pelo uso de bobinas de indução. Dependendo do tipo de transmissão de corrente utilizado, o processo de soldagem é classificado em alta frequência por indução, quando utilizado bobinas de indução, e alta frequência por resistência (ou por contato), quando utilizado contatos elétricos (NICHOLS, 1994).

Segundo Komine, Takahashi e Ishiro (1986) e Kim et al. (2007), o processo por indução é geralmente utilizado para soldagem de tubos de aço de pequeno diâmetro, enquanto a soldagem por contatos é mais utilizada para soldagem de tubos de grande diâmetro[1]. Essa divisão ocorre devido à eficiência da transmissão de corrente do transformador de alta frequência para o material depender da capacidade do processo em concentrar a energia. A transmissão por contatos elétricos é mais eficiente quanto maior o diâmetro do tubo.

Na Figura 2 os dois tipos de transmissão de corrente são ilustrados. Em ambos os processos é verificada a presença dos rolos de compressão no ponto de soldagem e a utilização de núcleos de ferros, conhecidos como *impeders*, que tem a função de auxiliar na concentração da corrente elétrica nas bordas da bobina.



(a) (b)

Figura 2– Soldagem de tubos pelo processo HF-ERW, (a) por contato e (b) por indução.

[1] os autores citados não fazem referência de quais valores de diâmetros de tubos são considerados de baixo diâmetro e quais de alto diâmetro. Esse trabalho considera tubos de baixo diâmetro os abaixo de 7” (177,8 mm) e tubos de grande diâmetro os acima de 12 ¾” (323,9 mm).

A energia necessária para o aquecimento do material é obtida por efeito Joule, no qual:

$$Q = I^2 \cdot t \cdot R \tag{1}$$

onde a quantidade de energia calórica (Q) produzida por uma corrente elétrica depende diretamente do quadrado da intensidade da corrente (I), do tempo (t) e da resistência (R) que o condutor opõe à passagem da corrente.

A fusão somente da área do material que se deseja soldar é proporcionada por dois efeitos da condução da corrente elétrica em um condutor: efeito pelicular e o efeito de proximidade (SAITO et al., 1986).

Nos próximos dois itens, esses efeitos serão detalhados, considerando a importância para o entendimento do processo de soldagem HF-ERW.

2.1.1 Efeito Pelicular

A condução de corrente elétrica contínua e alternada ocorre de maneira distinta em um condutor isolado. A corrente contínua flui uniformemente na seção de um condutor, enquanto a corrente alternada irá se concentrar na superfície do condutor, com densidade de corrente decrescente desde a superfície até o centro do condutor (RUDNEV et al., 2003). Essa distribuição não uniforme da corrente alternada em um condutor isolado é conhecida como efeito pelicular ou *skin*.

A profundidade de penetração da corrente alternada em um condutor isolado (δ), desde a sua superfície, é função da frequência da corrente elétrica (*f*) e das propriedades físicas do material: resistividade elétrica (ρ) e permeabilidade magnética relativa (μ_r). A equação 2 traz a relação entre as grandezas comentadas.

$$\delta = 503\sqrt{\frac{\rho}{\mu_r \cdot f}} \tag{2}$$

A partir da equação 2 pode-se concluir que quanto maior for a frequência da corrente elétrica que flui pelo condutor, menor será a profundidade de penetração da corrente nesse condutor e, consequentemente, menor será a área aquecida por efeito

Joule. Porém a penetração da corrente não é constante ao longo do processo de aquecimento do material, existindo uma relação de interdependência entre temperatura e penetração da corrente.

Com o aquecimento do condutor, a resistividade elétrica e a permeabilidade magnética relativa variam, fazendo com que a profundidade de penetração da corrente também se altere durante o aquecimento. Esta relação é evidenciada na Figura 3, na qual a profundidade de penetração da corrente para um aço carbono continuamente aumenta com o aumento da temperatura. Pela mudança no comportamento do aço de ferromagnético para não magnético, quando a temperatura Curie é alcançada, pode-se verificar um aumento mais pronunciado da penetração nessa região.

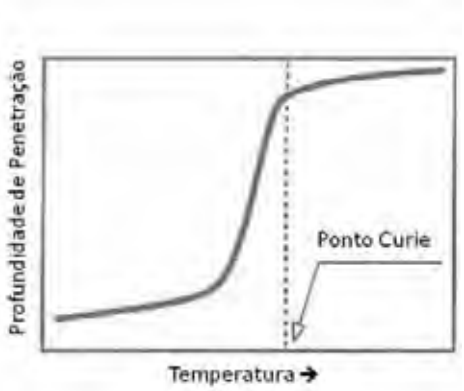


Figura 3 – Variação da profundidade de penetração da corrente em função do aumento da temperatura durante o aquecimento por indução de uma peça de aço carbono (RUDNEV et al., 2003)

Como exemplo numérico, considerando um aço carbono aquecido à 1000 °C no qual $\rho \approx 1{,}2\ \mu\Omega.m$ e $\mu_r \approx 1$, e com frequência de corrente igual a 140 kHz, temos uma profundidade de penetração da corrente:

$$\delta = 503\sqrt{\frac{\rho}{\mu_r \cdot f}} = 503 \times \sqrt{\frac{1{,}2 \times 10^{-6}}{1 \times 140 \times 10^{3}}} = 1{,}70\ mm$$

Se, ao invés de 140 kHz, fosse utilizada uma frequência de corrente de 300 kHz, para as mesmas condições do exemplo, o valor da profundidade de penetração seria igual a 0,96 mm. Essa diferença na penetração da corrente em função da frequência da corrente utilizada irá afetar todos os demais parâmetros de soldagem e, consequentemente, as características da junta soldada, pois o gradiente de aquecimento

das bordas da bobina a ser soldada será diretamente afetado. Esse exemplo evidencia a importância da determinação da frequência da corrente que se deseja utilizar no processo HF-ERW.

É importante ressaltar que embora a maior parte da densidade da corrente alternada que flui em um condutor isolado esteja na sua superfície, quantificado pela penetração da corrente, δ, a distribuição segue uma função exponencial, conforme descrito na equação 3:

$$I = I_{sup}\, e^{-\frac{y}{\delta}} \tag{3}$$

onde I é a densidade da corrente a uma distância *y* da superfície do condutor e I_{sup} é a densidade da corrente na superfície do condutor. Quando y = δ, a densidade da corrente será $I=0{,}368I_{sup}$, ou seja, 63% da densidade de corrente que flui em um condutor isolado está em δ.

2.1.2 Efeito de Proximidade

No item 2.1.1, foi discutida a distribuição da densidade da corrente alternada em um condutor isolado, conhecido como efeito pelicular. No entanto, na prática as bordas das bobinas estão próximas umas das outras e, devido ao efeito de proximidade, a distribuição da densidade de corrente será concentrada na face de ambas as bordas, sendo maior essa concentração quanto mais próximas as bordas estiverem (SAITO et al., 1986).

Quando dois condutores estão suficientemente próximos e possuem correntes de sentidos opostos, o campo magnético entre eles irá se somar e terá maior intensidade, fazendo com que a densidade de corrente se concentre na superfície do condutor que esteja nessa região, Figura 4.

No processo HF-ERW as duas bordas das bobinas trabalham como condutores com corrente fluindo em sentidos opostos, fazendo com que o efeito de proximidade afete a distribuição da densidade da corrente em função da distância entre elas (Figura 5) e da forma com que as bordas estão em relação uma às outras (Figura 6). Essas características fazem com que os parâmetros geométricos de apresentação das bordas,

distância e paralelismo, antes do encontro das mesmas para soldagem, seja essencial para o aquecimento uniforme e para a qualidade do processo HF-ERW.

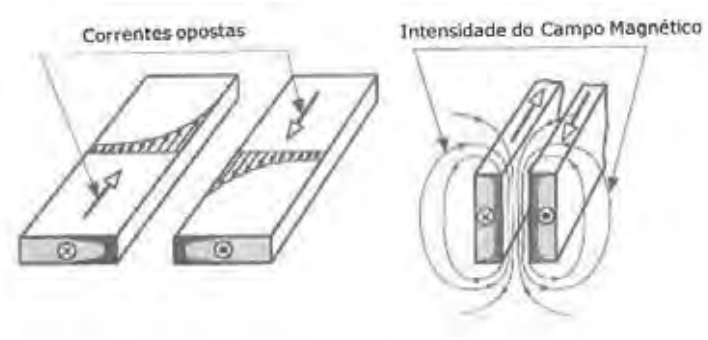


Figura 4 –Efeito de correntes fluindo em sentidos opostos em condutores (RUDNEV et al., 2003).

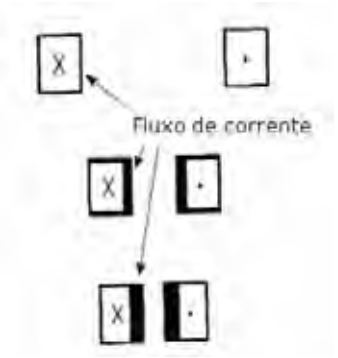


Figura 5 – Efeito na proximidade entre condutores na concentração da corrente (NICHOLS, 1994)

Figura 6 – Efeito do paralelismo entre condutores na concentração da corrente (RUDNEV et al., 2003)

Um estudo detalhado sobre a distribuição da corrente na região de encontro entre as bordas foi feito por Saito et al. (1986). Nele foi evidenciado também uma mudança na distribuição da concentração da corrente em função da espessura da bobina a ser soldada. No estudo, por meio da comparação entre a indutância calculada e a medida na região de encontro das bordas, foi possível verificar que deve ocorrer uma separação da

penetração da corrente na face das bordas, sendo menor quanto maior for a espessura. Ou seja, considerando o esquema mostrado na Figura 7, quanto maior for a espessura da borda, *2a*, maior será o valor da profundidade de penetração da corrente na face das bordas, *b´*. O gráfico que evidencia esta relação é mostrado na Figura 8, no qual o aumento da profundidade de penetração da corrente, expressa em função da espessura, fica evidente quando se aumenta a espessura do material. Na Figura 8, a legenda explicativa: $\theta = 3$ °, $l_1 = 200$ mm, 400 kHz, correspondem, respectivamente, aos valores do ângulo entre as bordas, à distância dos contatos elétricos ao ponto de soldagem e à frequência da corrente alternada utilizada nos experimentos do trabalho.

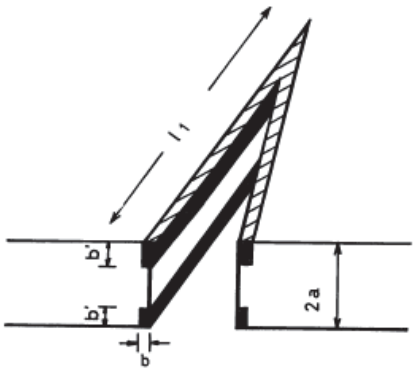


Figura 7 – Esquema com a distribuição da corrente na região próxima ao ponto de convergência do "V" de soldagem (SAITO et al., 1986)

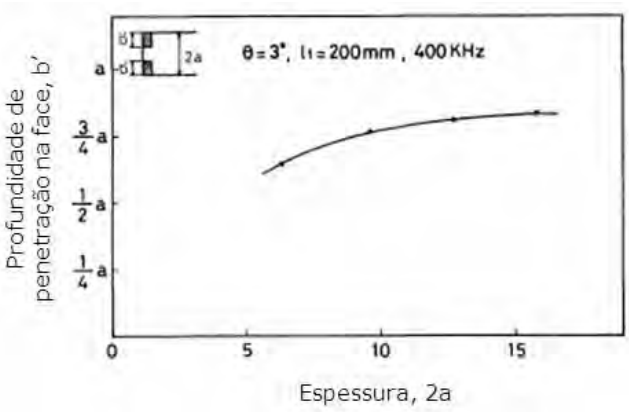


Figura 8 – Relação do aumento da profundidade de penetração da corrente na face da bordas, b' (expresso em função de frações do valor da espessura, a) com o aumento da espessura (SAITO et al., 1986).

A Figura 9 mostra um esquema com a foto da região de convergência das bordas retirada na fábrica de tubos soldados, onde os testes desse trabalho foram realizados. É possível observar três linhas incandescentes, das quais, de cima para baixo, as duas

primeiras linhas são o canto superior e inferior de uma das faces da borda e a terceira linha incandescente é o canto superior da face da outra borda da bobina. A separação do aquecimento na face da borda explicada no estudo de Saito fica evidente.

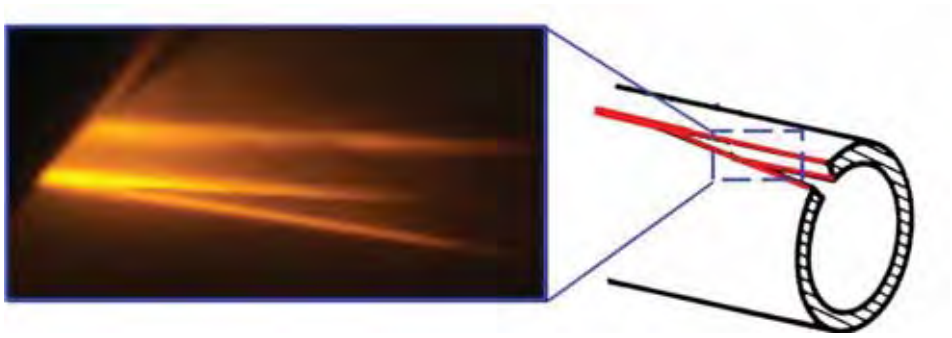


Figura 9 – Esquema com a foto das bordas incandescentes da bobina

2.1.3 Fenômenos que governam o processo de soldagem HF-ERW

Uma vez analisado como ocorre o aquecimento das bordas da bobina, cabe o estudo de como ocorre a junção das bordas e quais são os fenômenos envolvidos.

Os avanços mais significativos no estudo da solda HF-ERW foram feitos quando os pesquisadores analisaram a região de encontro das bordas com câmeras de alta velocidade (500-2300 quadros/segundo), Figura 10. Através da análise das imagens foi possível identificar uma complexidade muito grande de eventos, os quais explicam os mecanismos pelos quais se obtêm a soldagem HF-ERW.

Figura 10 – Foto da região de encontro das bordas (adaptado de CHOI et al., 2004)

A primeira constatação realizada foi a de que, em certas condições de soldagem, o ponto de soldagem pode estar defasado em relação ao ponto de encontro das bordas, ou seja, a solda não ocorre necessariamente no ponto em que as bordas se encontram (HAGA, H.; AOKI, K.; SATO, T. 1980, 1981 apud CHOI et al., 2004, p. 27s)[2]. Foi analisado que, em condições nas quais a pressão eletromagnética presente na região de soldagem é suficientemente alta, pode ocorrer expulsão de metal líquido das superfícies das bordas (Figura 11) e, consequentemente, o distanciamento do ponto de soldagem do ponto de encontro das bordas (Figura 12). Essa força eletromagnética deriva da repulsão entre as correntes fluindo em sentidos opostos pelas bordas das bobinas e tem intensidade diretamente proporcional ao quadrado da densidade de corrente.

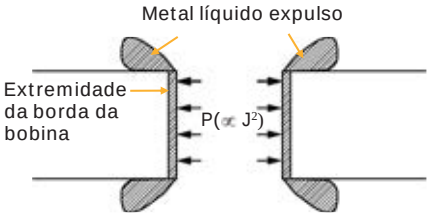


Figura 11 – Força eletromagnética (P) atuante na expulsão de metal líquido oxidado das bordas da bobina.

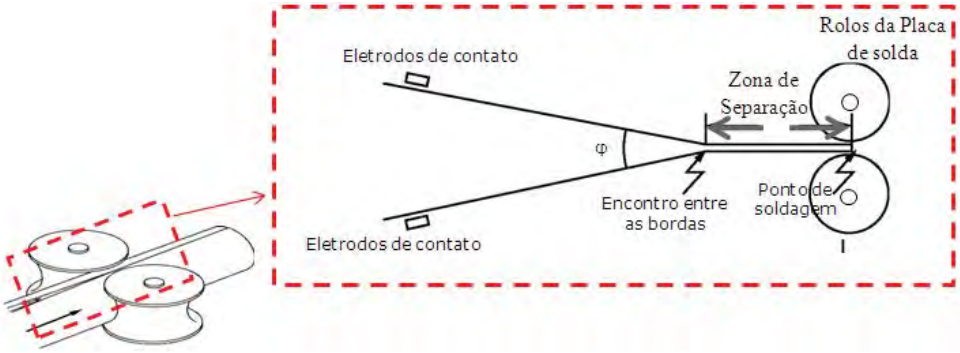


Figura 12 –Formação da zona de separação entre o ponto de encontro das bordas e o ponto de soldagem.

Dessa constatação também foi analisado que durante o processo de soldagem três fenômenos podem ser observados. Esses fenômenos correspondem às condições

[2] HAGA, H., AOKI, K., and SATO, T. **Welding phenomena and welding mechanisms in high-frequency electric resistance welding — 1st report**. Welding Journal 59(7), 1980. p. 208s - 216s. HAGA, H., AOKI, K., and SATO, T. 1981. **The mechanisms of formation of weld defects in high-frequency electric resistance welding**. Welding Journal 60(6), 1981. p. 104s-109s apud CHOI et al., **Penetrator Formation Mechanisms during High Frequency Electric Resistance Welding**, Welding Journal, 2004. p. 27s.

resultantes do nível de energia aplicado para a soldagem (HAGA, H.; AOKI, K.; SATO, T. 1980, 1981 apud CHOI et al., 2004, p. 27s)[2].

O primeiro fenômeno ocorre quando baixos níveis de energia são aplicados e é caracterizado pela obtenção da solda no mesmo ponto em que ocorre o encontro das bordas. Nesse fenômeno, não é empregada uma densidade de corrente suficiente para promover o distanciamento entre o ponto de encontro das bordas e o ponto de soldagem, Figuras 13 e 14.

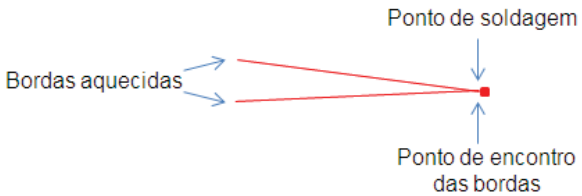


Figura 13 - Fenômeno tipo 1: ponto de soldagem coincide com ponto de encontro das bordas

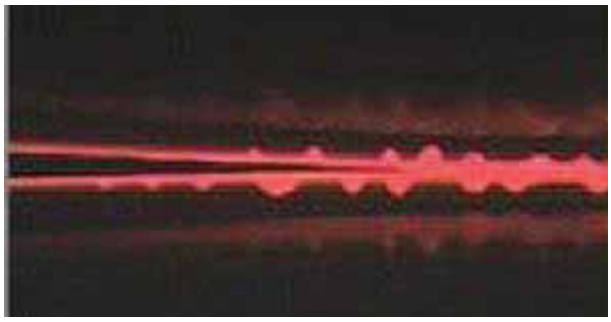


Figura 14 – Foto do processo de soldagem: soldagem ocorre no ponto de encontro das bordas (KIM et al., 2007)

O segundo fenômeno ocorre em níveis intermediários de energia e é caracterizado pela formação de um canal entre o ponto de soldagem e o ponto de encontro das bordas, conhecido na literatura como "*narrow gap*" e que nesse estudo passará a ser identificado por "canal estreito". A extensão do canal estreito criado irá depender da magnitude da densidade de corrente e também da estabilidade do campo magnético atuante na região. Considerando somente a densidade de corrente, a extensão do canal estreito será maior quanto maior for a magnitude da densidade de corrente. Foi verificado que o canal estreito não tem uma forma simétrica, e na sua extremidade o distanciamento entre as bordas é maior que no ponto de encontro das bordas.

Esse fenômeno de soldagem também é caracterizado pela observância da formação frequente de arcos elétricos, centelhamento, seguidos pela ocorrência de

pontes de metal líquido entre as bordas no canal estreito (Figuras 15 e 16). Essas pontes, ao serem formadas, se deslocam rapidamente no sentido do ponto de soldagem.

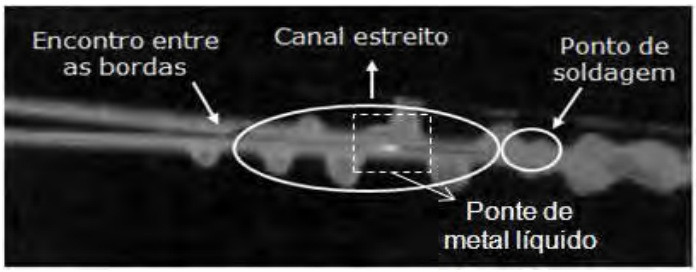


Figura 15 – Foto do processo de soldagem: formação do canal estreito (CHOI et al., 2004, legendas nossa)

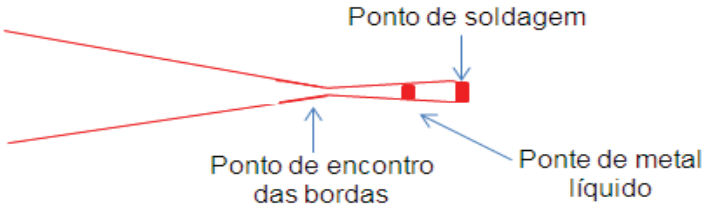


Figura 16 - Fenômeno tipo 2: Ponto de soldagem ocorre após o ponto de encontro das bordas

O terceiro fenômeno ocorre em altos níveis de energia e é caracterizado por uma instabilidade no canal estreito, no qual ciclos são observados. Nesses ciclos, é verificada a ocorrência rápida e subsequente dos fenômenos tipo 1 e tipo 2, mais um estágio no qual a força eletromagnética atuante nas bordas cessa e o metal líquido expulso preenche o canal estreito.

De forma contínua, considerando o ponto de soldagem sobre o ponto de encontro das bordas, como fase inicial do fenômeno, é observado que o ponto de soldagem continuamente se afasta do ponto de encontro das bordas. Com o aumento do canal estreito, o distanciamento entre as bordas no ponto de encontro das mesmas diminui, favorecendo a ocorrência de arcos e a formação de pontes de metal líquido. Com a continuidade no aumento da extensão do canal estreito, é alcançada a condição em que as bordas se tocam, no ponto de encontro das mesmas, devido à baixa energia presente na região, e o material oxidado, antes expulso, volta a preencher o canal estreito, Figura 17.

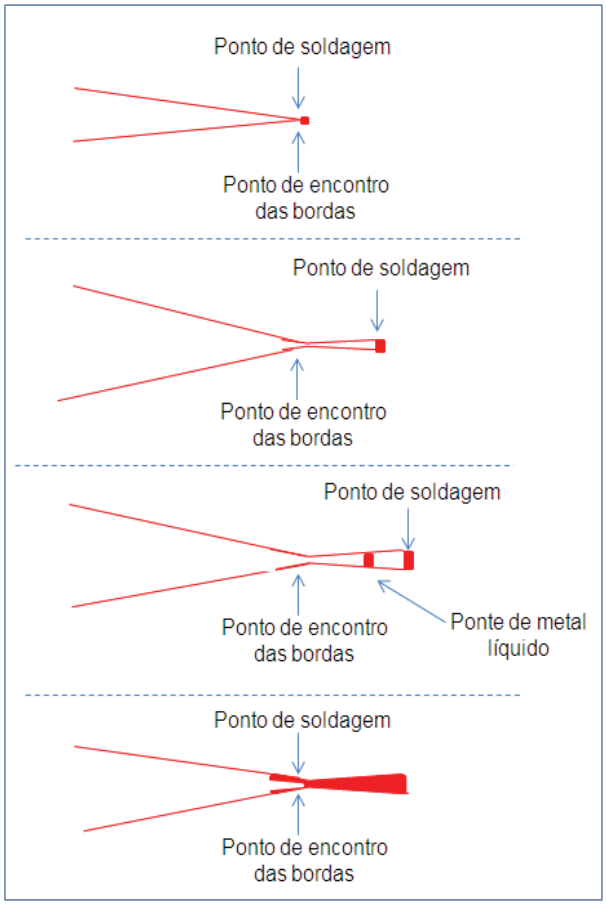


Figura 17 - Esquema com o ciclo de estágios do fenômeno do tipo 3

Com o conhecimento dos fenômenos que ocorrem no processo de soldagem HF-ERW foi possível correlacioná-los com a qualidade da junta soldada. Inicialmente tinha-se que, quando o fenômeno tipo 2 era observado, a junta soldada era livre de descontinuidades e para os outros dois fenômenos, tipo 1 e tipo 3, se obtinham descontinuidades distintas (CHOI et al., 2004). Em resumo tinha-se que quando o fenômeno tipo 1 era dominante na soldagem, descontinuidades relacionadas à falta de fusão ou solda fria ocorriam devido à energia insuficiente para obter uma junção completa das bordas. Quando era dominante o ciclo de estágios do fenômeno tipo 3, descontinuidades relacionadas à presença de óxidos de ferro, manganês e silício na solda, conhecidos na literatura como "penetrator", eram os resultantes, em função do metal líquido oxidado que fica aprisionado no canal estreito e que é recalcado junto com as bordas[3].

[3] Maior detalhamento sobre as descontinuidades de solda fria e penetrator é apresentado nos itens 2.1.5.1 e 2.1.5.2.

Estudos posteriores verificaram, no entanto, que mesmo quando o fenômeno tipo 2 era observado, a junta soldada não era sempre livre de descontinuidades e parecia variar aleatoriamente. Com essa constatação, estudos aprofundados nesse fenômeno foram realizados e foi possível analisar que a taxa de formação de pontes de metal líquido e sua velocidade de varredura ao longo do canal estreito influenciam diretamente a qualidade da junta soldada e são dependentes das condições de soldagem (CHOI et al., 2004).

A ocorrência de pontes de metal líquido está associada ao centelhamento observado durante a soldagem, Figura 18. O centelhamento ocorre segundo o fenômeno de descarga de Paschen, o qual estabelece uma voltagem de ruptura para abertura de arco entre dois eletrodos independentes como função da pressão da atmosfera e do distanciamento entre os eletrodos, equação 4 (LIEBERMAN; LICHTENBERG, 1994 apud CHOI et al., 2004)[4].

$$V_f = B\frac{pd}{k+\log pd} \qquad (4)$$

Onde:

V_f: Voltagem de ruptura;

B e k: Constantes;

p: pressão da atmosfera entre os eletrodos (depende do potencial de ionização do gás na atmosfera);

d: distância entre os eletrodos;

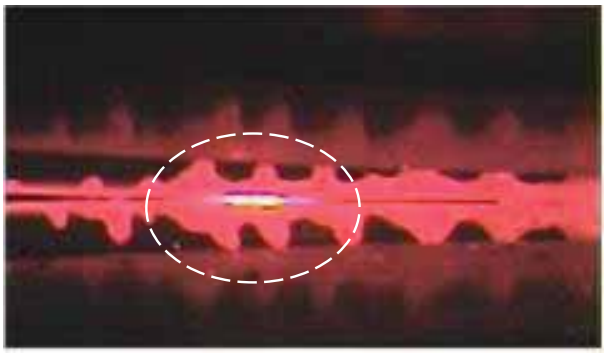
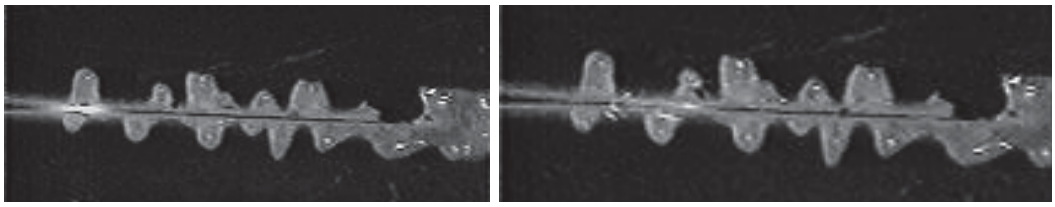


Figura 18 - Centelhamento na região do canal estreito (KIM et al., 2009).

[4] LIEBERMAN, M. A., LICHTENBERG, A. J. **Principles of Plasma Discharges and Materials Processing**. New York, N.Y.: John Wiley& Sons, 1994 apud CHOI, J.-H. et al.. **Penetrator Formation Mechanisms during High Frequency Electric Resistance Welding,** Welding Journal, 2004. p. 27S-31S.

Com a abertura de arco entre as duas bordas da bobina, uma quantidade apreciável de corrente é desviada para a descarga de energia, fazendo com que a força eletromagnética nesse ponto decresça e proporcione a volta do metal líquido, que estava expulso, para dentro do canal estreito, Figura 19. Como referência, as figuras representam uma extensão em torno de 50 mm da região de soldagem.



(a) (b)

Figura 19 - Fotos do processo de soldagem, no qual em (a) o centelhamento no início do canal estreito precede a formação da ponte de metal líquido evidenciado em (b) (CHOI et al., 2004).

Devido à diferença no fluxo magnético atuante em ambos os lados da ponte de metal líquido, Figura 20, a mesma é impulsionada no sentido da solda, Figura 21, com velocidade uma ordem de grandeza maior que a velocidade de processamento, provocando violenta colisão quando ela alcança o ponto de soldagem. Esse fenômeno garante que a ponte de metal líquido formada não permaneça após a soldagem (CHOI et al., 2004).

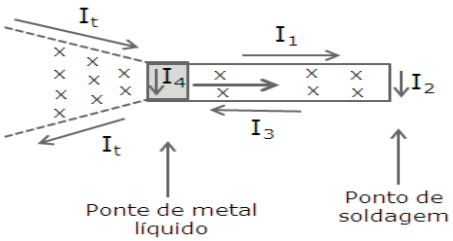


Figura 20 - Esquema das forças eletromagnéticas atuantes no canal estreito e que provocam o movimento de varredura da ponte de metal líquido (CHOI et al., 2004).

Considerando que o movimento de varredura da ponte de metal líquido no canal estreito garante uma junta soldada livre de óxidos, uma movimentação incompleta de uma ponte formada deve levar a retenção do metal líquido oxidado após a soldagem. Esse movimento incompleto da ponte no canal estreito foi evidenciado e sua ocorrência foi observada toda vez que múltiplas pontes de metal líquido são formadas no canal estreito. Segundo Choi et al. (2004), a ocorrência de uma segunda ponte de metal

líquido enquanto a primeira ponte ainda não alcançou o ponto de soldagem (Figura 22), interrompe as forças eletromagnéticas atuantes nessa primeira ponte, fazendo com que seu movimento em direção ao ponto de soldagem pare e, consequentemente, provoque a retenção desse metal líquido oxidado (Figura 23) na junta soldada após o recalcamento.

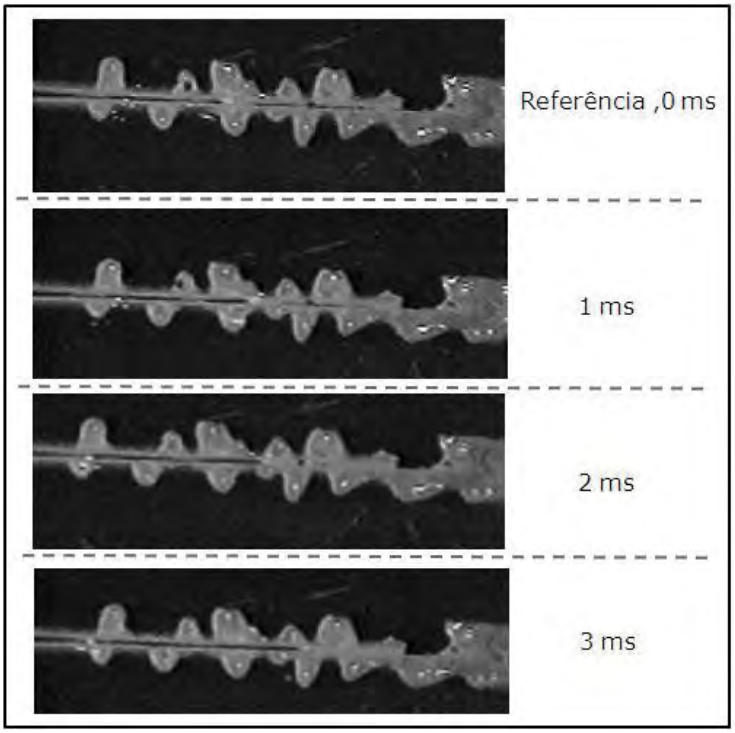


Figura 21 – Fotos do canal estreito: movimento da ponte de metal líquido (adaptado de CHOI et al., 2004)

Figura 22 - Centelhamento no início do canal estreito enquanto a 1ª ponte ainda não alcançou o ponto de soldagem (adaptado de CHOI et al., 2004).

Figura 23 - Foto evidenciando o canal estreito preenchido por metal líquido após a ocorrência de múltiplas pontes (adaptado de CHOI et al., 2004).

No estudo de Choi et al. (2004) foi possível observar ainda que a taxa de formação de pontes e o número de pontes que tem o seu movimento interrompido no canal estreito aumentam com o aumento do aporte de calor utilizado no processo. Com isso, foi possível constatar que, mesmo quando observado o fenômeno tipo 2, existem níveis de energia que levam à formação, ou não, de descontinuidades. Na Figura 24 é mostrado um gráfico, no qual é possível observar como o aporte de calor aplicado na soldagem influencia na velocidade da ponte de metal líquido ao longo do canal estreito. Com menor velocidade é mais provável que ocorra uma segunda ponte de metal líquido antes que a primeira alcance o ponto de soldagem, provocando a retenção da primeira. A Figura 25 mostra a correlação entre o aporte de calor e a quantidade de descontinuidades encontradas na junta soldada, no qual a quantidade de descontinuidades aumenta com o aporte de calor, na mesma proporção em que no gráfico da Figura 24 a velocidade da ponte de metal líquido decresce, evidenciando a retenção de pontes de metal líquido.

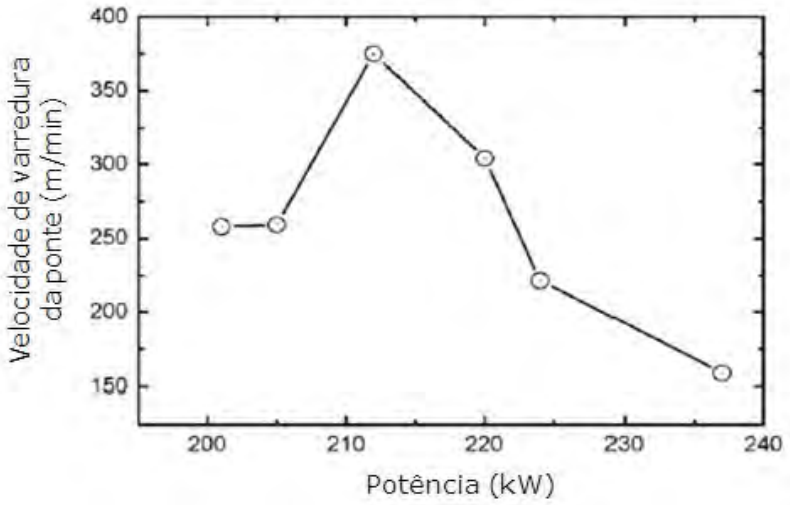


Figura 24 – Alteração na velocidade de varredura da ponte de metal líquido em função do aumento do aporte de calor de soldagem (KIM; KIM, 2009a).

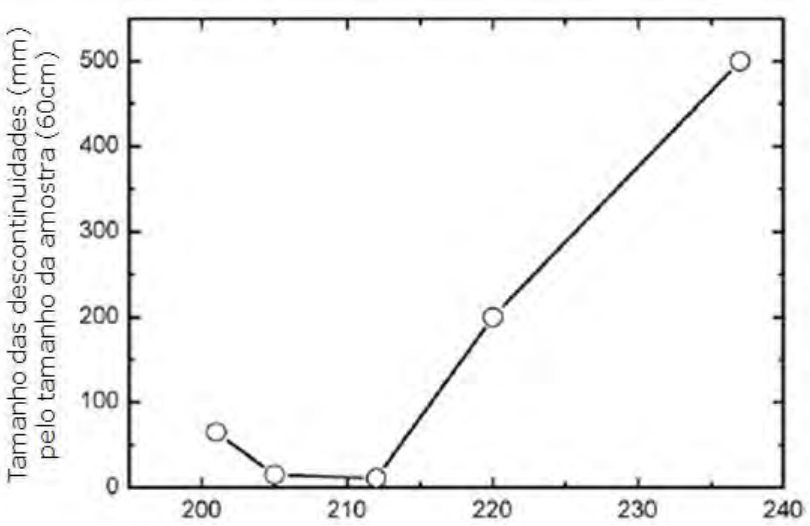


Figura 25 – Taxa de descontinuidades em função da taxa de aumento do aporte de calor (KIM; KIM, 2009a)

Análises com o auxílio de *softwares* de elementos finitos, que simulam as forças eletromagnéticas durante a soldagem, conseguiram explicar com maior detalhamento os mecanismos responsáveis pela formação do canal estreito e pelo movimento de varredura da ponte de metal líquido (KIM; KIM, 2009a).

O canal estreito apresenta uma forma em que o distanciamento entre as bordas é menor no ponto de encontro das mesmas e vai ficando maior à medida que se aproxima do ponto de soldagem. Essa falta de simetria na forma do canal estreito ocorre porque com a maior densidade de corrente no ponto de soldagem, mais material será fundido, o que, pela presença de uma maior força eletromagnética, levará a uma maior expulsão de material. Nas Figuras 26 e 27 é possível verificar a maior densidade de corrente no ponto de soldagem e a forma de “cometa” provocada pela maior expulsão de material, respectivamente.

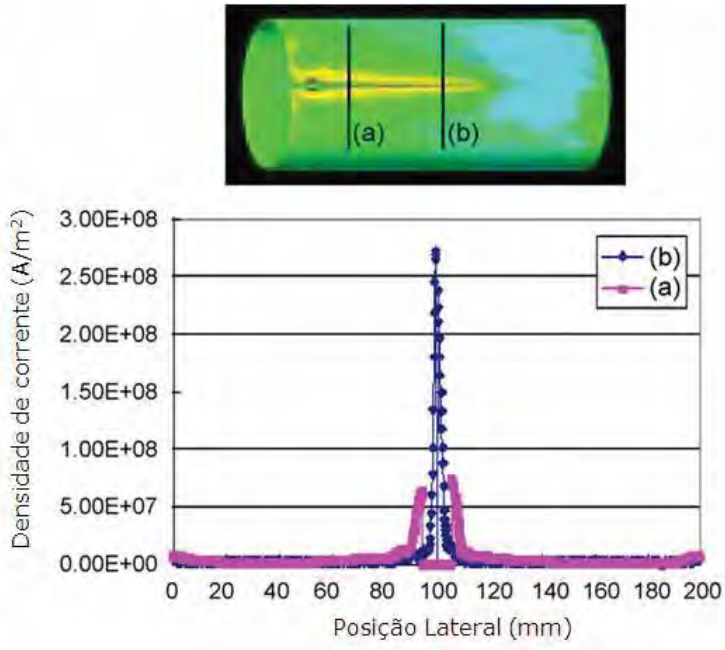


Figura 26 – Gráfico evidenciando aumento da densidade de corrente no canal estreito (KIM; KIM, 2009a).

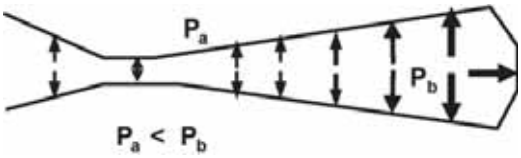


Figura 27 – Efeito da diferença de intensidade da força eletromagnética atuante no canal estreito (KIM; KIM, 2009a).

Para uma ponte de metal líquido que tem seu movimento ao longo do canal estreito, a forma de cometa evidenciada irá contribuir para o decréscimo da velocidade de varredura da ponte no canal à medida que o mesmo for mais pronunciado – maior aporte de energia. Ao longo do canal estreito uma mesma ponte terá diferentes áreas, o que levará a uma variação na pressão exercida sobre a mesma (Figura 28). À medida que a ponte se aproxima do ponto de soldagem, maior será sua área e com isso menor a pressão atuante. A Figura 29 evidencia o decréscimo da força atuante na ponte de metal líquido ao longo do canal estreito. Ou seja, a redução da velocidade de varredura da ponte de metal líquido está relacionada à mudança na forma do canal estreito, que proporciona o enfraquecimento das forças atuantes na ponte (KIM; KIM, 2009a).

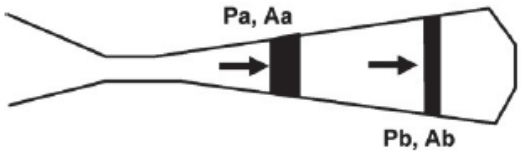


Figura 28 –Aumento da área da ponte de metal líquido conforme a mesma avança no canal estreito (KIM; KIM, 2009a).

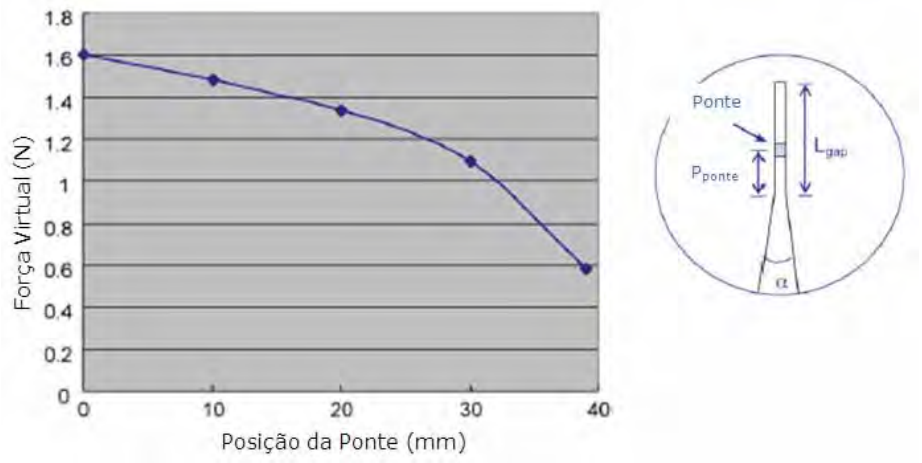


Figura 29 –Efeito da diminuição da força atuante sobre uma ponte de metal líquido ao longo do canal estreito (KIM; KIM, 2009a).

2.1.4 Principais variáveis do processo HF-ERW

As variáveis que afetam o processo de soldagem HF-ERW são aquelas que determinam o aporte de calor na região de soldagem e a força de recalcamento aplicada nas bordas fundidas. O aporte de calor é influenciado pelos parâmetros velocidade e potência de soldagem (forma de controle da intensidade da corrente aplicada) e pelas variáveis frequência da corrente, ângulo de encontro das bordas e distância entre o ponto no qual a energia é fornecida e o ponto de soldagem. A força de recalcamento é controlada principalmente pela redução de perímetro que a bobina de aço conformada é forçada a receber na passagem pelos rolos da placa de solda.

2.1.4.1 Velocidade de soldagem

A velocidade de soldagem tem um papel principal no controle dos fenômenos de soldagem e, consequentemente, na qualidade da junta soldada, pois além de determinar o aporte de calor, em conjunto com outros parâmetros, também influencia diretamente na taxa de incidência de descontinuidades e na faixa de combinação de parâmetros que determinará a facilidade de se obter o fenômeno do tipo 2.

Na Figura 30 um gráfico obtido no estudo de Watanabe et al. (1986) mostra que, com o aumento da velocidade de soldagem, a taxa de incidência de descontinuidades na junta soldada diminui.

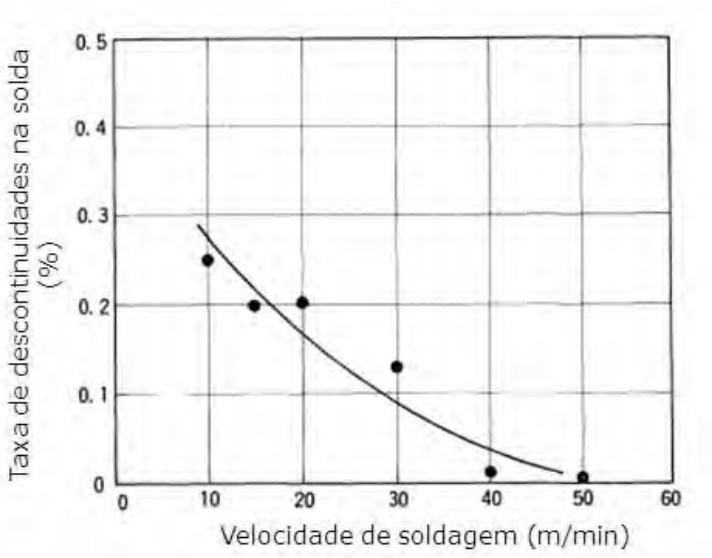


Figura 30 – Influência da velocidade de soldagem na taxa de incidência de descontinuidades na junta soldada (WATANABE et al., 1986).

No estudo de Watanabe também foi analisado que a faixa de valores de potência, no qual se obtém uma junta soldada livre de descontinuidades, aumenta com o aumento da velocidade. Para realizar essa verificação foi analisado em quais combinações de velocidade e potência se produzia os fenômenos do tipo 1, 2 e 3, com a respectiva taxa de incidência de descontinuidades (Figura 31).

Para o monitoramento de qual fenômeno se obtinha para cada condição de soldagem aplicada, um parâmetro de correlação eletrônico foi desenvolvido no estudo. Esse parâmetro, chamado de SPL, quantifica a frequência de variação do período do oscilador do circuito PLL (*Phase-Locked-Loop*) do equipamento de soldagem. A frequência de variação do período do oscilador PLL altera sempre que a impedância do circuito formado pela região de soldagem sofre alteração. Considerando que para cada

fenômeno de soldagem a impedância é alterada, é possível utilizar o sinal do SPL para monitorar qual fenômeno ocorre na solda.

No gráfico da Figura 31 é observado que para certas velocidades testadas foi traçado um segundo gráfico com taxa de descontinuidades *versus* o valor de SPL, sendo que a taxa de descontinuidades está no eixo paralelo ao da potência no gráfico principal e no eixo paralelo ao eixo da velocidade foi disposto o valor do SPL. Para todos os sub-gráficos, onde se obtém um pico no valor do SPL, tem-se o fenômeno tipo 2. A partir da velocidade indicada no gráfico como Vm, a faixa na qual se obtém o fenômeno tipo 2 aumenta e não mais se restringe à potência onde se obtém o pico do SPL. Esta velocidade, que no estudo realizado foi um pouco acima de 20 m/min, é considerada a velocidade mínima na qual uma condição ótima é obtida em uma faixa mais ampla de aporte de calor.

Isso ocorre porque a quantidade de energia necessária para aumentar em uma unidade de comprimento a distância entre o ponto de soldagem e o ponto de encontro entre as bordas é maior quanto maior for a velocidade, dificultando alterações no canal estreito e, portanto, mantendo constantes as condições de expulsão de metal líquido.

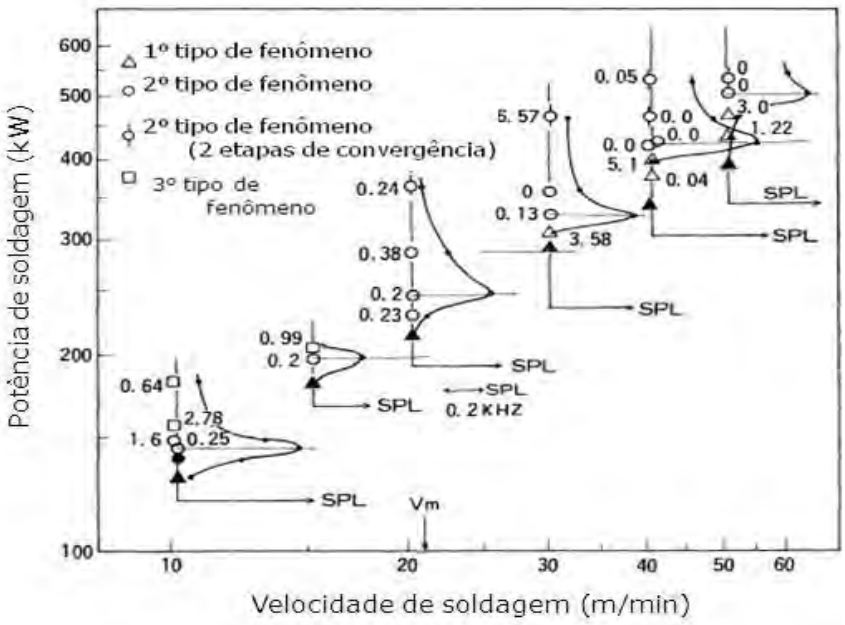


Figura 31 – Efeito da velocidade de soldagem e da potência na quantidade de descontinuidades na junta soldada (WATANABE et al., 1986).

A mesma análise foi evidenciada no estudo de Ichihara et al. (1986), conforme ilustrado na Figura 32. É observado que existe um ponto tal que uma área designada

“sem defeito” é obtida para combinações entre velocidade e aporte de calor e que essa área se amplia conforme se aumenta a velocidade.

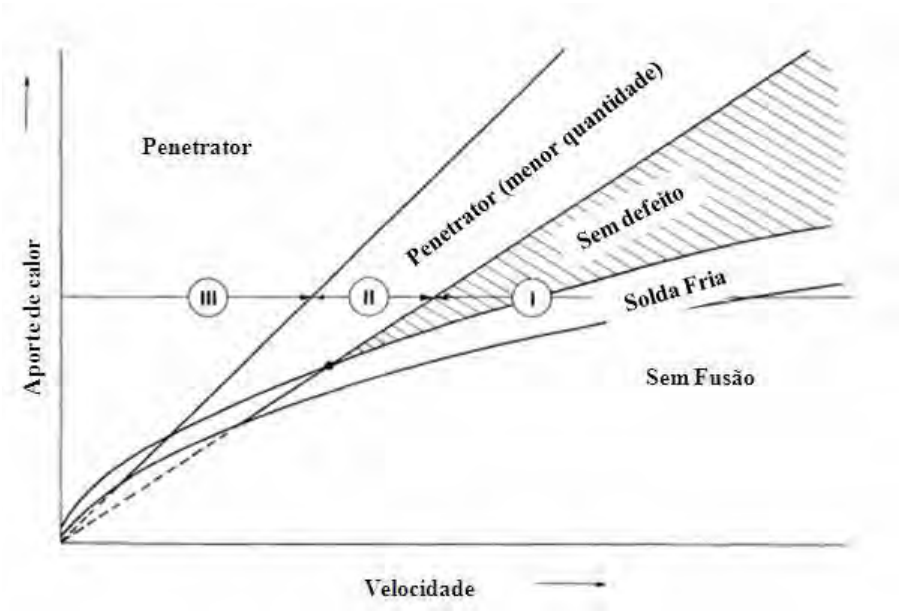


Figura 32 – Relação entre velocidade e aporte de calor, com as regiões onde as descontinuidades de soldagem são encontradas (ICHIHARA et al., 1986).

2.1.4.2 Potência de soldagem

A potência de soldagem é o parâmetro utilizado para quantificar a intensidade de corrente aplicada para soldagem. A potência de soldagem é dada pelo produto:

$$P = UI \tag{5}$$

onde U e I são a tensão e a corrente do circuito primário do equipamento de soldagem, respectivamente. O produto será igual a potência útil entregue quando a tensão estiver em fase com a corrente. No equipamento de solda, onde os experimentos deste trabalho foram realizados, a corrente está adiantada em relação à tensão com um ângulo φ, carga indutiva, e a potencia útil será igual:

$$P_u = UI \cos\varphi \tag{6}$$

Portando, sempre que a potência for referenciada nesse trabalho, na parte experimental, ela corresponderá à potencial útil, ou seja, será o produto da tensão pela corrente e o cos φ.

A potência de soldagem deve ter uma variação reduzida e o seu valor deve ser ajustado com base nos demais parâmetros de soldagem, objetivando a obtenção do fenômeno tipo 2 durante todo o processamento. Como já analisado, a maior ou menor quantidade de energia no canal estreito faz com que a retenção de óxido seja facilitada ou não, portanto o ajuste da potência é de extrema importância para boa qualidade da junta soldada.

Uma forma de visualizar a influência da potência na taxa de descontinuidades é verificar como a taxa de descontinuidades aumenta à medida que a extensão do canal estreito aumenta, sendo essa extensão controlada diretamente pela intensidade de energia aplicada. Na Figura 33 é evidenciada a forma de "U" encontrada no gráfico entre taxa de descontinuidades e extensão do canal estreito para diferentes velocidade de processamento, evidenciando que a extensão do canal estreito, e portanto a quantidade de energia utilizada, influencia diretamente no fenômeno de soldagem encontrado, e com isso na taxa de incidência de descontinuidades. No gráfico é possível analisar ainda que quanto maior a velocidade, maior é a faixa do canal estreito (potência) que pode ser empregada para uma baixa ocorrência de descontinuidades, conforme já analisado no item anterior.

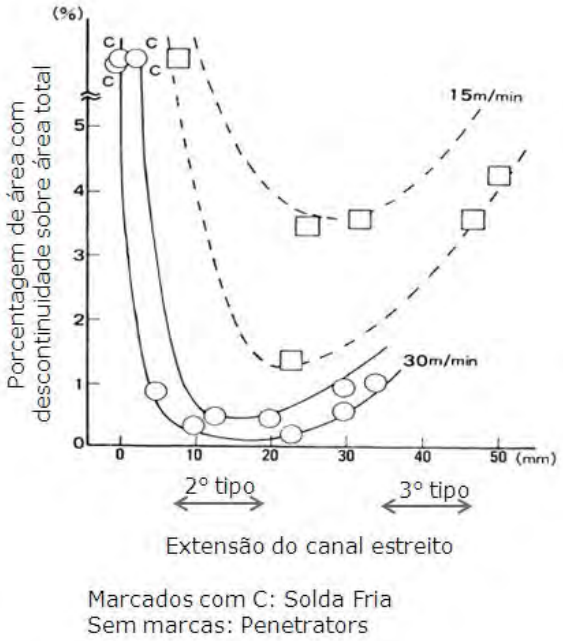


Figura 33 – Relação entre incidência de descontinuidades e extensão do canal estreito, para diferentes velocidades (WATANABE et al., 1986).

2.1.4.3 Frequência da corrente

Conforme já analisado na explicação sobre o efeito pelicular, item 2.1.1, a frequência da corrente irá determinar a profundidade de penetração da corrente alternada que flui pelas bordas das bobinas e, portanto, irá determinar a massa de material que sofrerá aquecimento. O efeito pelicular estabelece que a profundidade de penetração da corrente é inversamente proporcional a raiz quadrada da frequência e, portanto, quanto maior a frequência da corrente menor a penetração. Essa relação fica evidente na Figura 34, na qual é mostrada a diferença obtida na extensão da camada fundida após a soldagem quando utilizada uma corrente de 350 kHz e 70 Khz, para diferentes espessuras, considerando os demais parâmetros constantes.

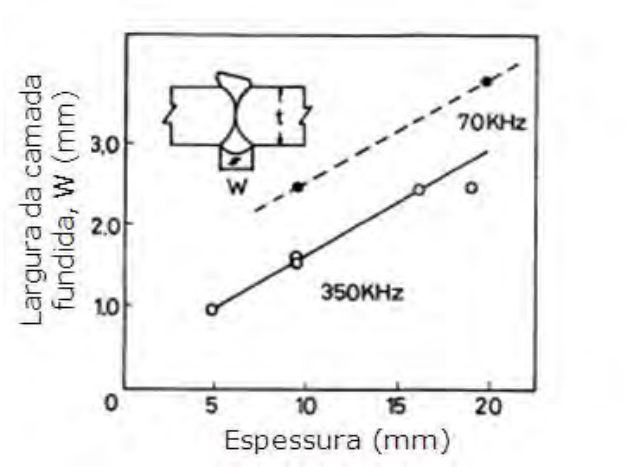


Figura 34 – Influência da espessura e da frequência de soldagem na camada fundida de material das bordas (SAITO et al., 1986).

Considerando o processo de soldagem de um ponto de vista geral, a frequência da corrente implica diretamente o valor da potência e a velocidade de soldagem. Por exemplo, para uma velocidade de 20 m/min, a potência de soldagem necessária para obter um determinado grau de aquecimento nas bordas das bobinas será maior à medida que a frequência da corrente for menor.

Por meio dessa análise, fica claro que para se obter a melhor eficiência energética no processo HF-ERW, a frequência da corrente de soldagem deve ser alta (acima de 100 kHz). No entanto, o aumento excessivo da frequência, considerando a atuação do efeito de proximidade na região do “V” de soldagem, pode levar a uma concentração de corrente nas quinas das bordas, gerando sobreaquecimento dessa região e falta de fusão

no centro da espessura da bobina. Desta forma, vários fatores devem ser considerados para determinação da frequência ótima de soldagem, como: qualidade de preparação das bordas, espessura do tubo, velocidade de soldagem, limite de potência do equipamento de solda, etc. A escolha da frequência, em conjunto com os demais parâmetros de soldagem, deve objetivar um aquecimento uniforme das bordas antes do ponto de soldagem. Na Figura 35 é mostrado uma sequência de fotos das bordas retiradas em diferentes posições desde o ponto de fornecimento de energia até o ponto de soldagem, no qual a evolução e distribuição do aquecimento pode ser visualizado. Antes do ponto de soldagem (à 30 mm) é verificado que as bordas estão igualmente aquecidas, gerando uma junção homogênea (SAITO et al., 1986).

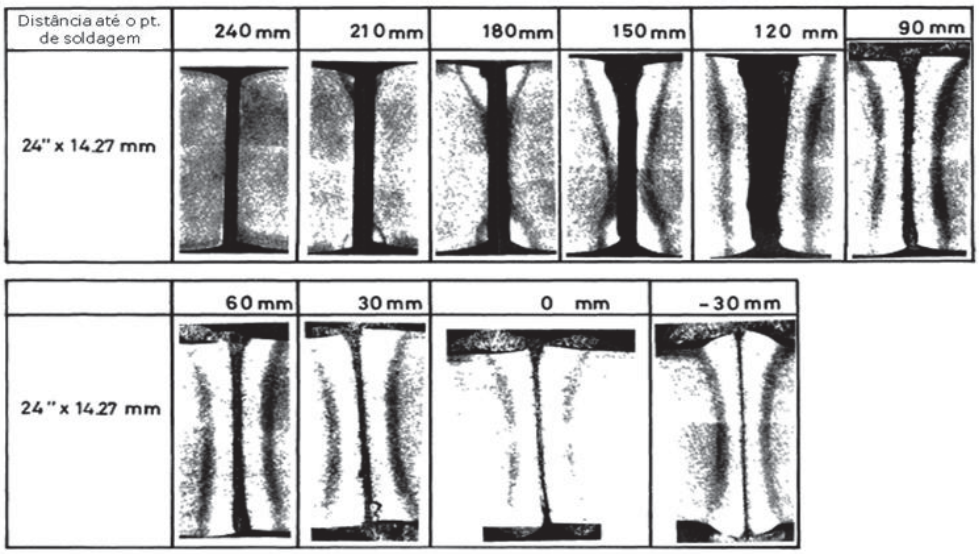


Figura 35 – Fotos evidenciando a evolução do aquecimento causado pelo fluxo de corrente nas bordas da bobina em diferentes posições, desde o ponto de fornecimento de energia até o ponto de soldagem (SAITO et al., 1986).

2.1.4.4 Ângulo de encontro das bordas

O ângulo de encontro das bordas (Figura 36) determina a intensidade do efeito de proximidade atuante na região de soldagem; portanto é um parâmetro que altera a distribuição da corrente nas bordas das bobinas. Isso faz com que a determinação do ângulo de soldagem influencie na quantidade de energia que deverá ser empregada e, consequentemente, na qualidade da junta soldada.

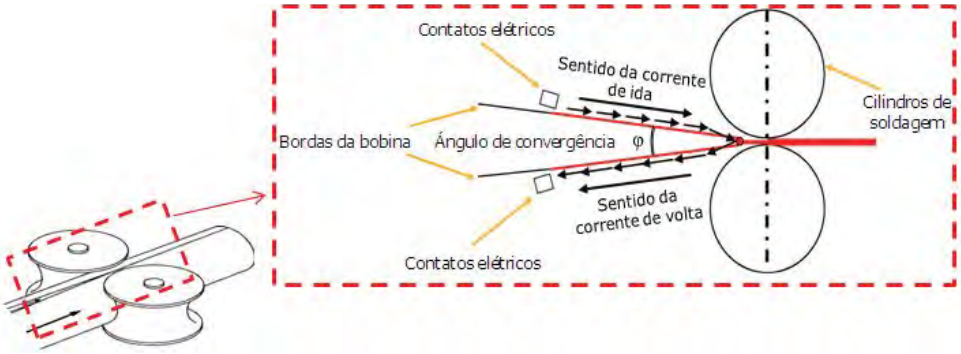


Figura 36 - Fluxo da corrente de soldagem e ângulo de convergência das bordas

A relação entre o ângulo de encontro das bordas e a incidência de descontinuidades foi analisada no estudo de Watanabe et al. (1986). Na Figura 37 é apresentado o gráfico com um dos resultados obtidos no estudo. Como pode ser observado, quanto maior o ângulo, menor a incidência de descontinuidades. Isso pode ser entendido da seguinte maneira: quanto maior o ângulo, maior deverá ser o aporte de energia necessário para que ocorra um aumento na extensão do canal estreito, e, portanto, menor a probabilidade de que uma mudança de fenômeno de soldagem ocorra. Essa relação pode ser evidenciada no gráfico da Figura 38, no qual com o aumento de 1° no ângulo de convergência, o valor de potência de soldagem para uma mesma extensão do canal estreito é maior.

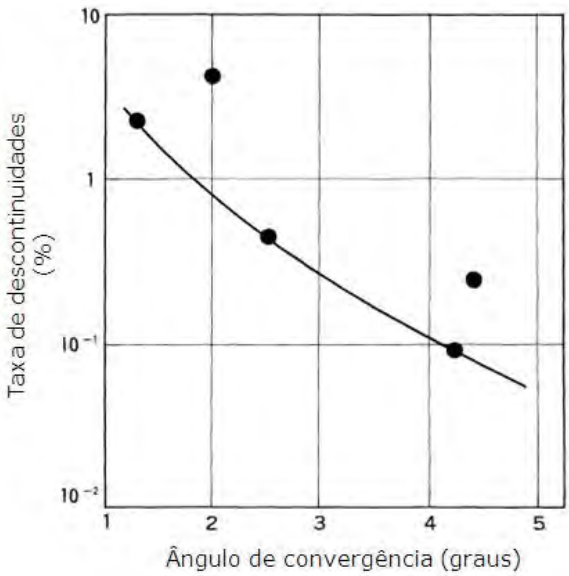


Figura 37 – Incidência de descontinuidades em função do ângulo de encontro das bordas (WATANABE et al., 1986).

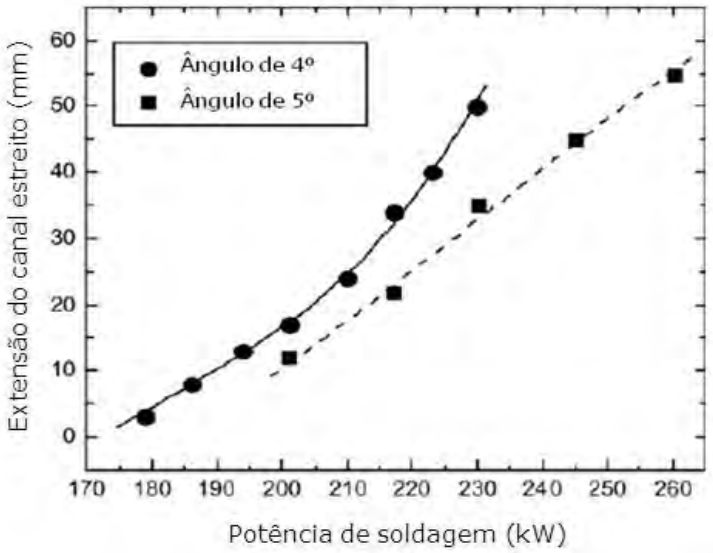


Figura 38 –Relação entre o aumento do ângulo de convergência e o aumento de potência necessária para se obter uma maior extensão do canal estreito. (KIM; KIM, 2009b).

2.1.4.5 Distância entre o ponto de fornecimento de energia e o ponto de soldagem

Ainda com relação aos parâmetros que influenciam no processo HF-ERW, temos que a distância entre os eletrodos de contato, ou da bobina de indução, e o ponto de soldagem irá influenciar a quantidade de corrente elétrica utilizada. Quanto maior a distância “D” (Figura 39), na qual a corrente elétrica é fornecida para o material, do ponto de soldagem, maior será a quantidade de material aquecido e maior deverá ser a corrente necessária para a soldagem.

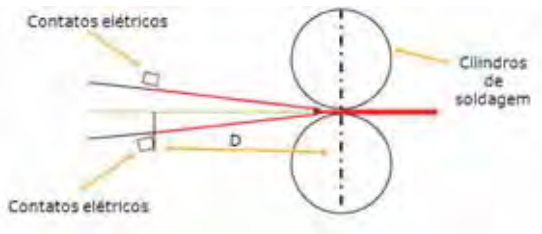


Figura 39 - Distância entre os eletrodos de contato e o ponto de soldagem

A distância dos contatos elétricos deve ser determinada tendo em vista os demais parâmetros de soldagem, a fim de proporcionar que toda a espessura do material esteja uniformemente aquecida antes da soldagem.

2.1.4.6 Aporte de calor

O aporte de calor é o parâmetro que especifica a quantidade de energia que é disponibilizada para uma determinada velocidade de soldagem (WAINER, 1992). De uma maneira genérica, considerando a velocidade em m/min o aporte de calor pode ser descrito como:

$$H = 60\,\frac{P}{V} \quad (J/m) \tag{7}$$

onde P é a potência de soldagem e V é a velocidade de soldagem.

Watanabe et al. (1986), estabeleceu uma fórmula teórica, confirmada experimentalmente, para cálculo do aporte de calor, que correlaciona os parâmetros que influenciam no processo HF-ERW:

$$H = K\,\frac{U_p I_p}{V^{0,6}\, l^{0,55}\, \theta^{0,15}\, e^{0,85}} \tag{8}$$

onde:

K: constante

Up, Ip: tensão e corrente de soldagem

V: velocidade

l: distância entre o ponto de fornecimento de energia e o ponto de soldagem

θ: ângulo entre as bordas

e: espessura da bobina

Analisando a equação 8, verifica-se que cada um dos parâmetros de soldagem tem sua influência no aporte de calor ponderado por um coeficiente, indicando que a relação dos parâmetros com o aporte de calor não é linear para o estudo realizado.

2.1.4.7 Recalque

Para que ocorra a soldagem, certa quantidade de pressão deve ser aplicada nas bordas da bobina, quando o aquecimento necessário é atingido. A Figura 40 traz um esquema do processo de recalcamento.

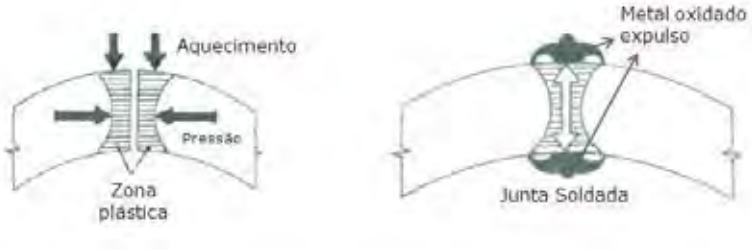
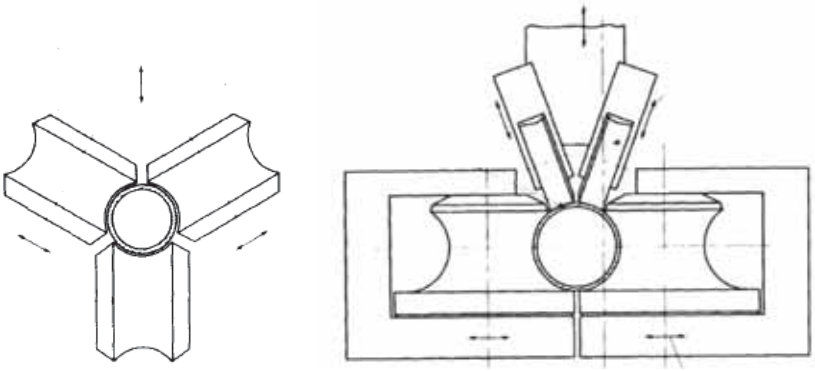


Figura 40 - Esquema do processo de aplicação de pressão nas bordas (MAKSUTI; MEHMETI; OETTEL, 2007)

Essa pressão é fornecida por um conjunto de rolos de conformação, chamado na indústria de “placa de solda”. A configuração da placa de solda pode ser de três a cinco rolos, dependendo do diâmetro do tubo a ser soldado (Figura 41). O perímetro formado por esse conjunto de rolos deve ser menor que o perímetro de entrada da bobina para que a pressão de forjamento seja fornecida. Essa redução do perímetro, conhecida como “aperto”, é, geralmente, um dos parâmetros utilizados na indústria para controle da pressão aplicada no processo de soldagem.



(a) (b)

Figura 41 - Exemplo de conjuntos: (a) três rolos e (b) quatro rolos (NICHOLS, 1994)

É comum também se quantificar a quantidade de pressão aplicada pela medição dos ângulos de fluência formados após o processo de soldagem. Dependendo da pressão

aplicada pelo rolos da placa de solda, as linhas irão se deformar segundo um ângulo específico (WATANABE et al., 1981), conforme Figura 42.

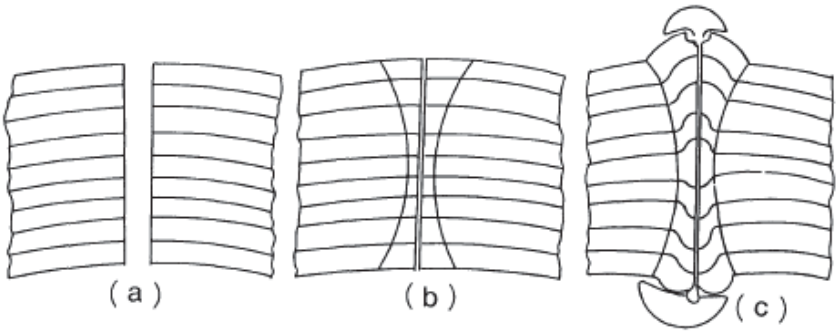


Figura 42 - Deformação das linhas de fluência, no qual de (a) para (c) ocorre o processo de aplicação de pressão nas bordas (TATSUWAKI et al., 1984)

Na macrografia apresentada na Figura 43 é possível se observar as deformações das linhas de fluência na zona termicamente afetada.

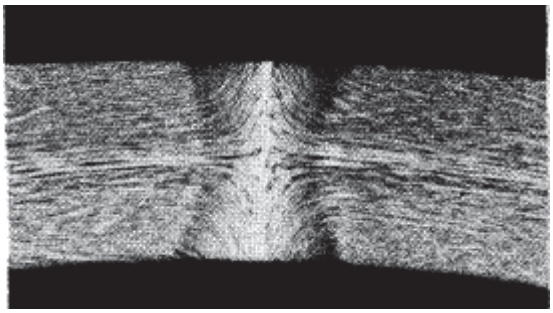


Figura 43 - Macrografia retira de uma amostra de junta soldada (TATSUWAKI et al., 1984)

Os ângulos formados pelas linhas de fluência podem ser medidos conforme esquema apresentado na Figura 44, no qual quatro ângulos, θ_a, θ_b, θ_c e θ_d, são mensurados, representando o aperto externo e interno, e em ambos os lados. No esquema, ainda são apresentados mais dois ângulos, θ_1 e θ_2, os quais representam os ângulos de formação do cavaco externo. No estudo realizado por Minahara et al. (1986) foi verificado que esses ângulos de formação do cavaco também têm relação direta com a quantidade de pressão aplicada nas bordas das bobinas.

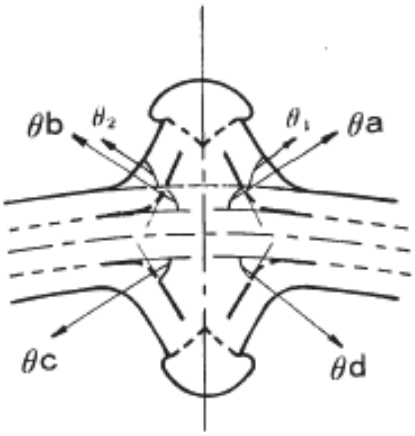


Figura 44 - Esquema com os ângulos das linhas de fluência (MINAHARA et al., 1986)

Na Figura 45 é apresentada a relação entre a quantidade de aperto e o ângulo de deformação das linhas de fluência. Como é verificado no esquema presente no gráfico, o estudo considerou apenas a medição de um ângulo como o ângulo de fluência representativo da pressão aplicada.

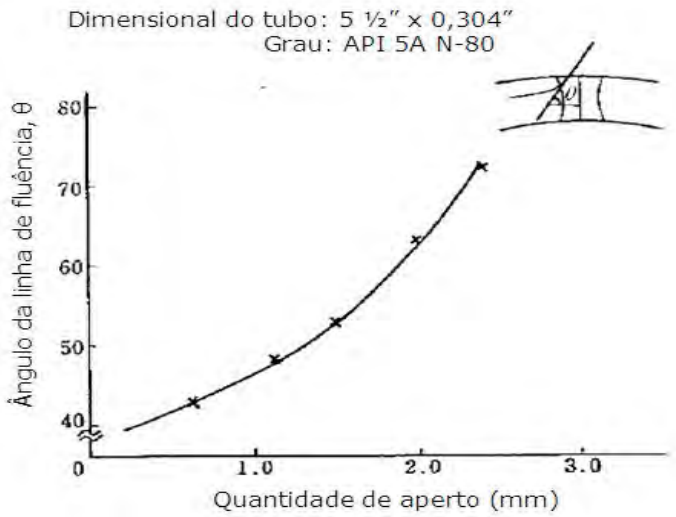


Figura 45 - Relação entre quantidade de aperto e ângulo das linha de fluência (WATANABE et al., 1981)

A quantidade de aperto empregado no processo de soldagem deve ser determinada objetivando a completa expulsão do material oxidado formado na etapa de aquecimento das bordas, a fim de gerar uma junta soldada livre de descontinuidades. No estudo realizado por Tatsuwaki et al. (1984), foi verificada a relação entre a quantidade de aperto e a taxa de incidência de descontinuidades para diferentes temperaturas de soldagem (Figura 46). No gráfico é possível verificar que, para ambas as quantidades de

aperto testadas, existe uma faixa ótima de temperatura de soldagem (o qual é uma maneira de quantificar o aporte de calor), na qual é possível obter a menor quantidade de descontinuidades. No entanto, comparando as duas curvas, observa-se que a condição com maior aperto possibilita uma menor taxa de descontinuidades na junta soldada.

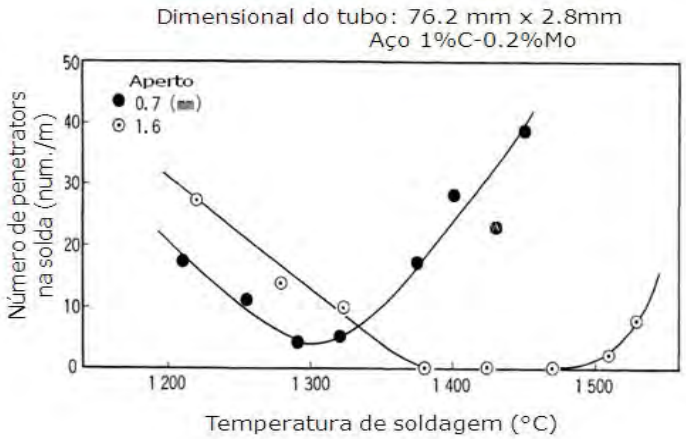


Figura 46 – Relação da temperatura de soldagem e do aperto na incidência de penetrators (óxidos) na junta soldada (TATSUWAKI et al., 1984).

Devido a sua importância para a boa qualidade da junta soldada, a quantidade de aperto ao longo do processamento deve ser a mais constante possível. Segundo Watanabe et al. (1986), a principal causa de variação na quantidade de aperto durante o processamento é devida à alteração no perímetro do tubo antes da soldagem, o qual é causado por desvios na largura, na espessura e no limite de escoamento do material. Mas, ainda segundo o estudo, uma rigidez suficiente dos conjuntos de formação e da placa de solda garante uma quantidade de aperto constante automaticamente.

2.1.5 Principais descontinuidades de soldagem encontrados no processo HF-ERW

As principais descontinuidades de soldagem HF-ERW são aquelas associadas à presença de óxidos na junta soldada, conhecidos como “solda fria” e “penetrators”. Essas descontinuidades são aquelas obtidas quando os fenômenos do tipo 1 e 3, respectivamente, ocorrerem durante o processamento e também para certos níveis de energia quando se observa o fenômeno tipo 2.

2.1.5.1 Solda fria

A solda fria está associada à aplicação de aporte de calor abaixo da faixa considerada ótima e é gerada durante a ocorrência do fenômeno do tipo 1 (WATANABE et al., 1986). É caracterizada por ser uma inclusão de óxidos na forma de uma contínua fina camada na linha de solda (CHOI et al., 2004). Os óxidos formados consistem basicamente de Fe e O, sendo de difícil remoção mesmo após o processo de aperto na placa de solda (KIM; KIM, 2009b).

Na Figura 47 é apresentada a superfície de uma fratura da solda analisada com MEV (Microscópio Eletrônico de Varredura), na qual a solda fria é evidenciada. A característica é de uma estrutura do tipo dendrítica de solidificação. Na Figura 48 é mostrada a análise EDS (*Energy Dispersive Spectroscopy*) da fratura, no qual Fe e uma quantidade pequena de Mn e O são encontradas (KIM; KIM, 2009b).

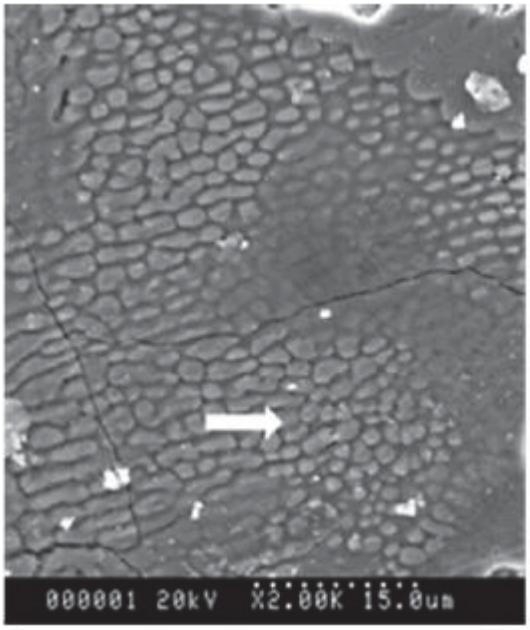


Figura 47 - Análise no MEV da fratura de uma junta soldada com a presença de solda fria (KIM; KIM, 2009b).

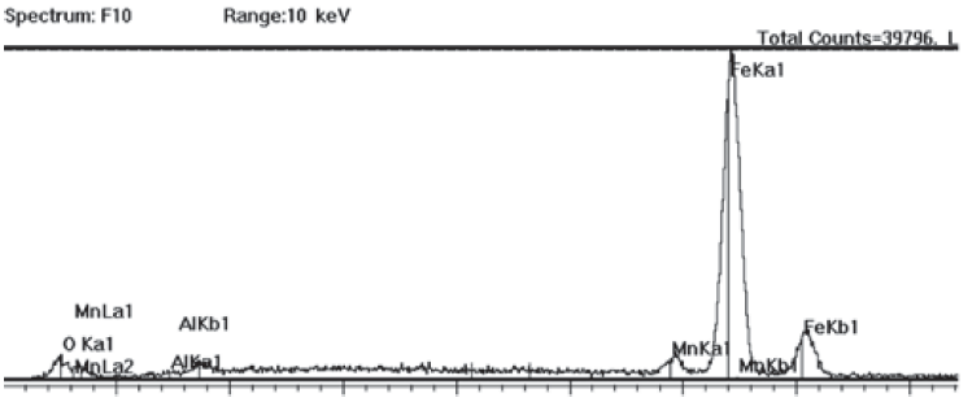


Figura 48 - Análise EDS da fratura contendo solda fria (KIM; KIM, 2009b).

2.1.5.2 Penetrator

Penetrators são os descontinuidades encontradas em condições de alto aporte de calor, no qual o fenômeno tipo 3 é observado e também para certas condições quando ocorre o fenômeno tipo 2 (CHOI et al., 2004). É caracterizado por ser uma inclusão de óxidos na linha de solda, no qual os óxidos de Mn, Si e Fe são encontrados. A morfologia é a de uma estrutura dendrítica de solidificação (KIM; KIM, 2009b).

A Figura 49 ilustra duas micrografias obtidas da solda HF-ERW contendo penetrator. Na figura é possível observar como o óxido fica aprisionado na junta soldada, (a), e a estrutura bruta de fusão característica, (b).

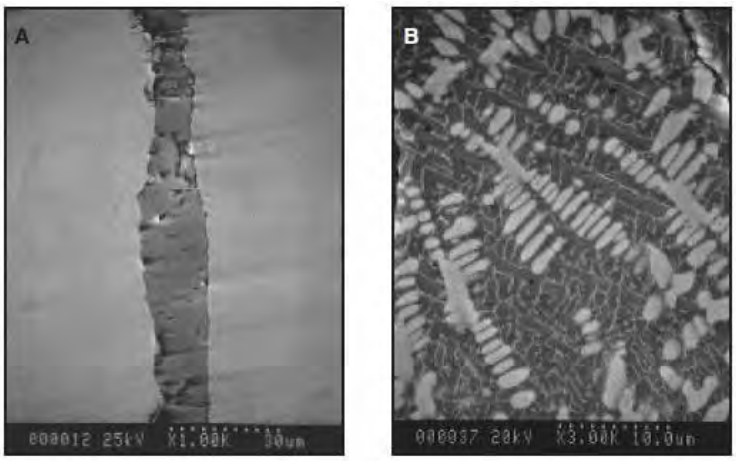


Figura 49 – Análise no MEV do penetrator: (a) ocorrência na junta soldada e (b) evidencia da estrutura dendrítica(CHOI et al., 2004).

Na Figura 50 é apresentada a análise no MEV da fratura de uma junta soldada com penetrators, podendo ser observada a inclusão de óxidos. A análise de EDS, Figura 51, evidencia a presença de Mn, Si, Fe e O (KIM; KIM, 2009b).

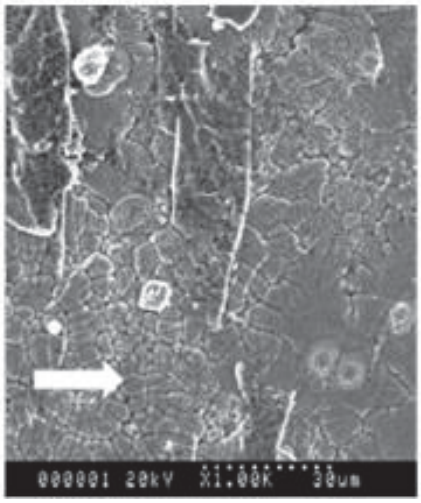


Figura 50 – Análise no MEV da fratura de uma junta soldada com penetratos (KIM; KIM, 2009b).

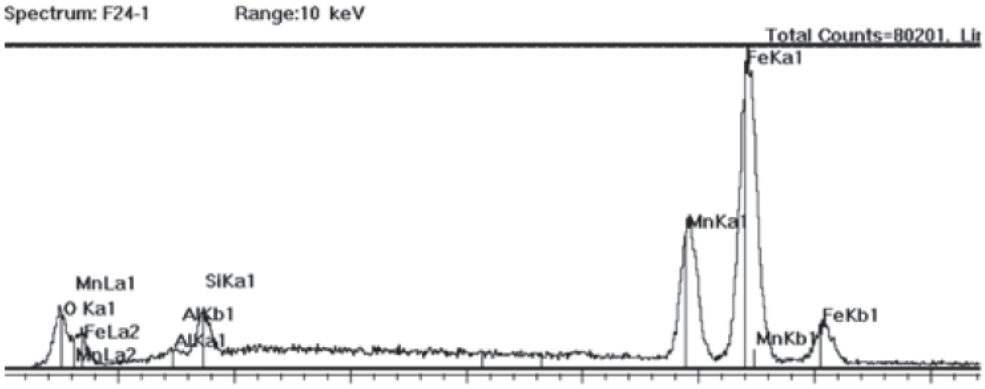


Figura 51 - Análise EDS da fratura de junta soldada com penetrators (KIM; KIM, 2009b).

Além das condições de soldagem, a composição química do metal base também influência na ocorrência de penetrators na junta soldada (YOKOYAMA et al., 1978). No estudo realizado por Yokoyama et al. (1978) foi analisado que a relação Mn/Si influencia na ocorrência de penetrators na junta soldada e que é possível a determinação de uma faixa para Mn/Si na qual os óxidos formados são mais facilmente dispersados. Foi verificado que quando a relação Mn/Si está entre 7 e 9 a temperatura de fusão do sistema $MnO\text{-}SiO_2$ é a menor, conforme ilustrado no diagrama de fase da Figura 52. Quanto menor a temperatura de fusão, menor a dimensão do óxido, sendo mais difícil

eles remanescerem na superfície das bordas após a etapa de recalque e, mesmo que eles não sejam expulsos, é mais difícil que eles se tornem descontinuidades de tamanho tal que prejudiquem a junta soldada.

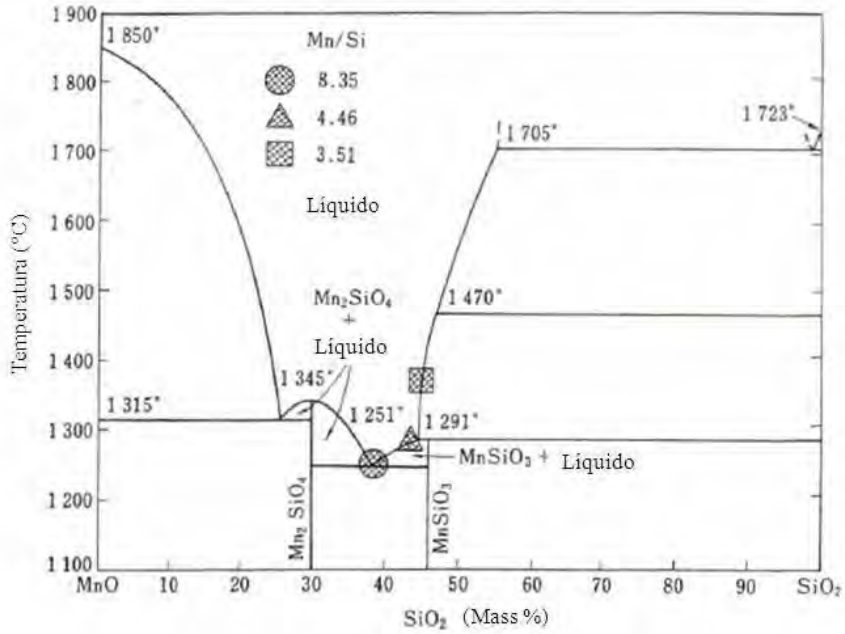


Figura 52 – Diagrama de fases do sistema MnO - SiO_2, com algumas relações Mn/Si evidenciadas (YOKOYAMA et al., 1978).

2.2 Produção de tubos com costura pelo processo HF-ERW

2.2.1 Considerações sobre a matéria-prima

A matéria-prima do processo de produção de tubos de aço com costura pelo processo HF-ERW são bobinas laminadas a quente. A norma de fabricação API 5L indica que o processo de fabricação do aço deve conter técnicas de desoxidação, aço acalmado, e processo de laminação controlado para obtenção de uma microestrutura refinada.

Segundo Terada et al. (1981), os seguintes fatores devem ser levados em conta no processo de laminação para obtenção das propriedades mecânicas requeridas para fabricação de bobinas de aço para produção de tubos API:

- Temperatura de reaquecimento da placa: deve ser tal que proporcione que os precipitados sejam dissolvidos, mas também que evite o crescimento de grão austenítico;

- Temperatura de desbaste e acabamento: para refino do grão ferrítico, a maior quantidade de redução deve ser aplicada na etapa de desbaste, enquanto o aço está na região de recristalização da austenita, sendo o acabamento realizado na região de não-recristalização. O acabamento na região de não-recristalização, geralmente abaixo de 950 °C, introduz bandas de deformação, aumentando o número de sítios de nucleação da ferrita.

- Temperatura de bobinamento: Deve ser suficientemente baixa para que proporcione refinamento de grão da ferrita, mas suficientemente alta para não causar bobinamento irregular.

Ainda segundo o autor, especial atenção deve ser empregada na etapa de controle de laminação no que diz respeito à estabilidade dimensional da tira. Problemas de "Camber" (desvio lateral da tira) e de falta de planicidade afetam de maneira negativa o processo de formação e soldagem HF-ERW.

Na Figura 53 são ilustradas as principais etapas do processo de laminação a quente.

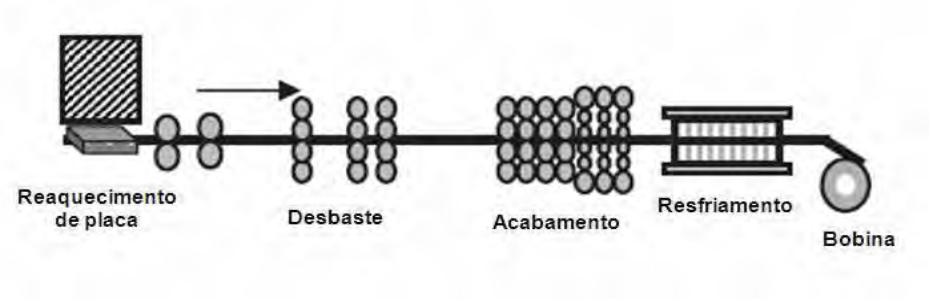


Figura 53 - Esquema com as principais etapas do processo de laminação a quente (NAKATA, KAMI, MATHUO, 2008).

2.2.2 Processo de fabricação HF-ERW

O *lay-out* do processo de fabricação de tubos soldados pelo processo HF-ERW está ilustrado na Figura 54.

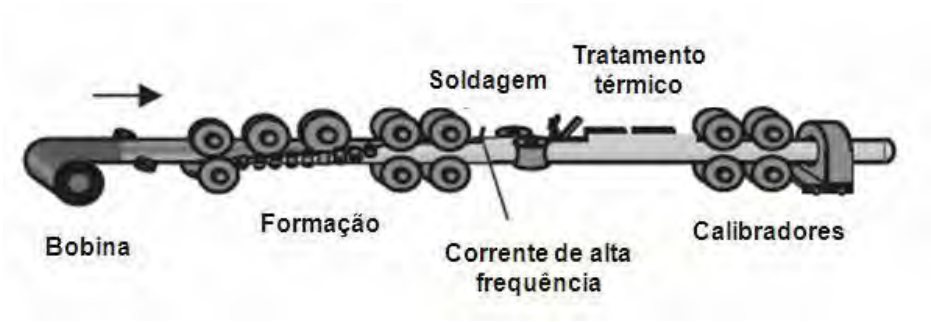


Figura 54 - *Lay-out* de uma planta de fabricação de tubos soldados pelo processo HF-ERW (NAKATA, KAMI, MATHUO, 2008).

Com base no *lay-out* apresentado, os principais equipamentos e respectivas funções, na ordem em que geralmente estão dispostos, está descrito abaixo:

1) Desbobinadeira: Realiza o desbobinamento da bobina de aço.

2) Aplainamento: Composto por calandras que são ajustadas para aplainar a bobina;

3) Acumulador: Em algumas configurações de plantas de produção é utilizado o acumulador para proporcionar um processo de soldagem contínuo. Nesse equipamento as bobinas são soldadas umas nas outras e em seguida inseridas em um sistema que continuamente guarda uma bobina, enquanto está desbobinando a anterior.

4) Preparação de bordas: A preparação de bordas pode ser realizada *on-line*, quando ocorre durante o processo de fabricação dos tubos, ou as bobinas podem entrar na desbobinadeira já com as bordas preparadas. A preparação das bordas pode ser realizada por meio de tesouras rotativas ou por usinagem. Ambos os processos visam obter uma borda reta e uniforme. Não é comum a realização de chanfros para o processo de soldagem HF-ERW.

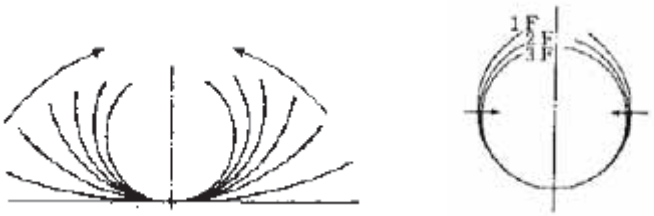
5) Formação: Existem diversas configurações de equipamentos para essa etapa. O objetivo é produzir de maneira contínua uma forma circular na bobina. O processo de formação pode ser constituído:

- Etapa de pré-formação: são utilizados grandes conjuntos de rolos côncavos e convexos para produzir as primeiras deformações na bobina. Esses equipamentos são conhecidos como *Break Down.* O número de conjuntos e o formato dos rolos variam dependendo de diâmetro, espessura e grau de tubos que se desejam fabricar e também do fabricante da máquina de formação. Também faz parte da etapa de pré-formação a conformação das

bordas da bobina, podendo estar antes, no meio ou após os conjuntos de *Break Downs*.

- Etapa de formação contínua. Essa etapa pode estar presente ou não. Nessa etapa a bobina pré-formada é continuamente forçada a uma forma circular fechada. O equipamento que realiza essa etapa é conhecido como *Cage-Roll*. Sua forma, tamanho e maneira de atuação dos rolos também variam conforme descrito na etapa de pré-formação. Essa etapa, em conjunto com a etapa de pré-formação, provocam estiramento da bobina, pois esforços de tração são dominantes nas etapas impostas de conformação.
- Etapa de finalização. Corresponde aos últimos conjuntos de rolos de formação antes da placa de solda. Esses conjuntos de rolos são conhecidos como *Fin-Pass*. Eles têm a função principal de propiciar o correto encontro das bordas na placa de solda. Para isso, os rolos superiores desses conjuntos apresentam um anel no meio da seção, conhecido como anel aleta, o qual apresenta formato e tamanho que possibilitem o fechamento controlado das bordas da bobina. Essa etapa de finalização pode conter dois ou mais conjuntos de *Fin-Pass*. Nessa etapa ocorre redução da largura das bobinas, pois esforços de compressão são dominantes.

Na Figura 55 é apresentada, de maneira esquemática, as etapas de conformação da bobina. Essa figura é também conhecida com “flor de formação”.



(a) (b)

Figura 55 - Etapas de conformação da bobina, flor de formação: (a) etapas de pré-formação e formação contínua, (b) etapa de finalização com três conjuntos *Fin-Pass* (TOYOOKA et al., 1991).

Um esquema em 3D com as etapas de formação é ilustrado na Figura 56.

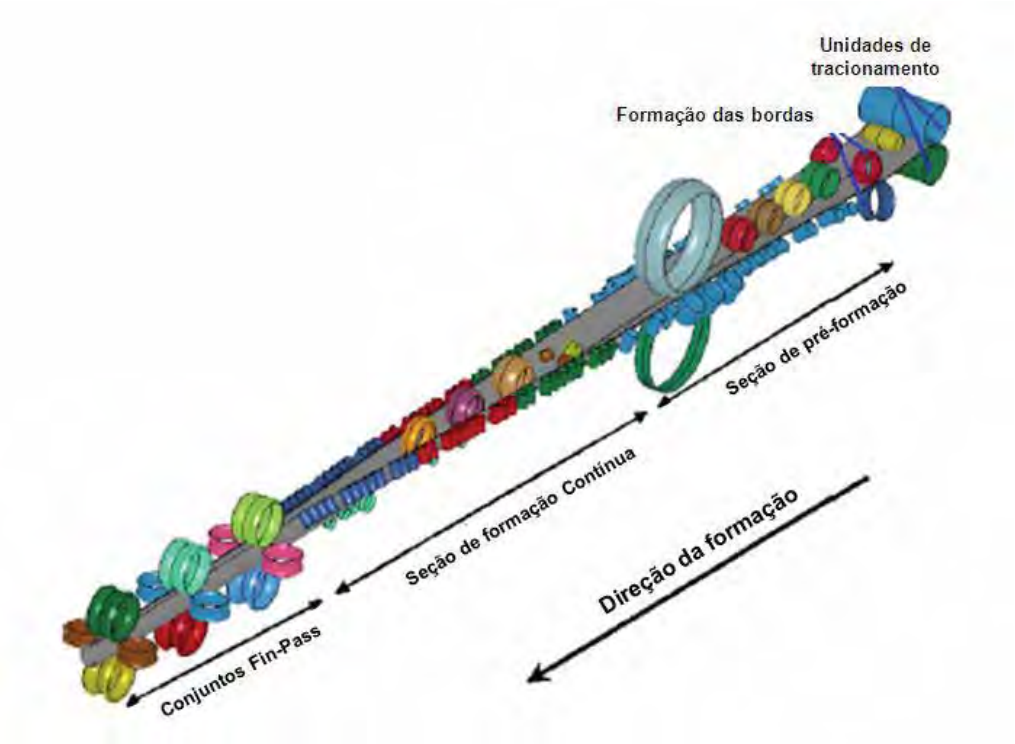


Figura 56 - Detalhamento das etapas de formação da bobina (JIANG et al., 2009).

6) Placa de solda: As placas de solda podem ser constituídas de três a cinco rolos, conforme detalhado no item 2.1.4.7.

7) Raspadores: Visa à remoção de material expulso formado na etapa de aperto na placa de solda.

8) Tratamento térmico da junta soldada: Fornos de indução realizam o aquecimento localizado da junta soldada. Esse aquecimento visa austenitizar a região da junta soldada. A quantidade de fornos de indução e a frequência de corrente de cada forno devem ser especificados, a fim de proporcionar a austenitização de toda a região da junta soldada. Após o aquecimento, geralmente a junta soldada é resfriada ao ar, proporcionando um tratamento de normalização.

9) Resfriamento forçado: Quando a temperatura da região da junta soldada está abaixo de 600 °C, são aplicados feixes de água sobre a junta soldada, a fim de reduzir a temperatura até a temperatura ambiente.

10) Calibradores: São conjuntos de rolos que proporcionam deformação a frio da seção do tubo, com objetivo de obter as tolerâncias dimensionais requeridas. O formato e a quantidade de conjuntos também variam conforme características do tubo e fabricante dos conjuntos.

11) Cortador Móvel: Equipamento que realiza o corte dos tubos no comprimento desejado. O equipamento realiza o corte em movimento, na mesma velocidade de fabricação do tubo. O seccionamento pode ser realizado por facas rotativas ou serras.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste trabalho, foi realizado o processamento de sete bobinas de aço laminadas a quente com dimensões de 1.093 mm (largura) x 9,65 mm (espessura) em uma fábrica de tubos soldados pelo processo HF-ERW em Pindamonhangaba – SP. Todas as bobinas foram provenientes da mesma corrida. Das sete bobinas, foram produzidos 69 tubos de 13 3/8” x 0,380” (339,7 mm x 9,65 mm) de acordo com a norma de fabricação API especificação 5L, grau X56. Na Tabela 1 está detalhada a composição química especificada na norma API 5L para o grau X56.

Tabela 1 – Composição química especificada para o grau API 5L X56

Composição química							
C	**Mn**	**P**		**S**	**V**	**Nb**	**Ti**
max.	max.	min.	max.	max.	max.	max.	max.
0,26	1,40	---	0,030	0,030	(A)	(A)	(A)

(A): %Nb + %V + %Ti ≤ 0,15%

A máquina de formação segue o conceito de formação *Break Down + Cage Roll*, com três conjuntos de *Fin-Pass* e placa de solda com cinco rolos.

O equipamento de solda é do fabricante Elotherm, modelo Eloweld600, com transmissão de energia por contatos elétricos.

Após a soldagem, a região da junta soldada foi submetida a um tratamento térmico que simula uma normalização, conforme requerido na norma API 5L.

3.1 Parâmetros de soldagem

A fim de se analisar a influência do aporte de calor e da velocidade de soldagem nas características da junta soldada, os parâmetros de velocidade e potência foram variados durante o processamento.

A partir dos parâmetros nominais de velocidade, V_n, e potência, P_n, o aporte de calor nominal foi calculado segundo a equação 7, apresentada na revisão bibliográfica (item 2.1.4.6), reescrita abaixo:

$$H_n = 60\,\frac{P_n}{V_n}$$

A variação forçada para o aporte de calor durante o processamento foi de ±15%, sendo essa variação aplicada em cinco etapas, especificadas como H_n-15%, H_n-7%, H_n, H_n+7% e H_n+15%. Considerando uma mesma velocidade de soldagem, o aporte de calor foi alterado durante processamento através da alteração da potência de soldagem, conforme esquema apresentado na Figura 57.

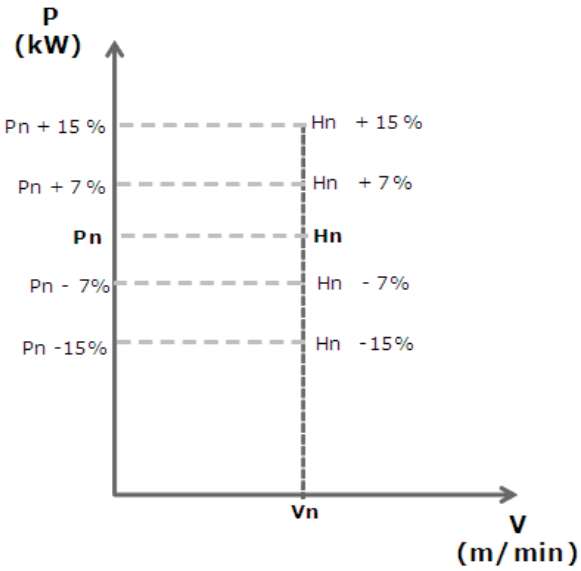


Figura 57 - Variação do aporte de calor em função dos parâmetros nominais.

Para avaliar a influência da velocidade, a variação do aporte de calor em ± 15% foi aplicada para cinco velocidades diferentes, sendo essas determinadas também em função da velocidade nominal. Elas foram especificadas como sendo V_n – 4 m/min, V_n – 2 m/min, V_n, V_n + 2 m/min e V_n + 4 m/min. A variação em 2 m/min para determinação dos níveis de velocidades foi determinada visando testar toda a capacidade da máquina de formação e da máquina de solda. As potências de soldagem correspondentes a cada velocidade aplicada foram determinadas a partir do H_n, sendo:

- para V_n – 4 m/min, $\frac{H_n\,V_n - 4}{60} = P_a$;
- para V_n – 2 m/min, $\frac{H_n\,V_n - 2}{60} = P_b$;
- para V_n, $\frac{H_n\,V_n}{60} = P_n$;

- para V_n + 2m/min, $\frac{H_n\ V_n}{60} = P_c$;

- para V_n + 4m/min, $\frac{H_n\ V_n}{60} = P_d$.

Dessa maneira foram determinados 23 pares de velocidade e potência diferentes, conforme Figura 58. As potências Pd + 7% e Pd + 15%, correspondente a Vn + 4 m/min, estão acima do limite do equipamento de soldagem e por isso não foram testadas.

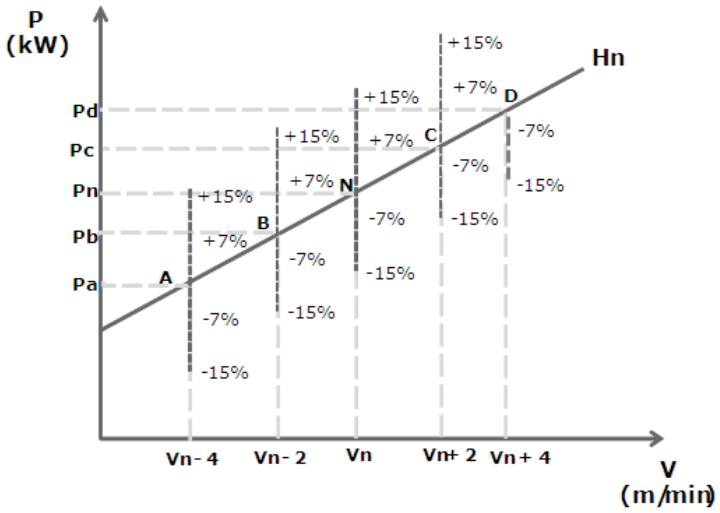


Figura 58 - Combinações de potência e velocidade aplicadas em produção

Cada par potência-velocidade, por exemplo P_a- 7%, V_n- 4 m/min, foi especificado como sendo uma condição aplicada. Para cada condição, três tubos foram produzidos com os parâmetros em regime considerado "conforme especificado", no qual as variações observadas são apenas aquelas intrínsecas do processo. Para melhor organização do teste durante a produção, as bobinas foram seccionadas de três a quatro partes, em função do comprimento, objetivando obter a quantidade de três tubos por condição. Na Tabela 2 é apresentada a divisão realizada das sete bobinas do teste, sendo disposto o par potência-velocidade que foi aplicado em cada seção das bobinas. A primeira seção da primeira bobina foi destinada ao *Setup* da máquina, que corresponde à soldagem inicial para estabelecer todos os parâmetros da máquina de formação e de soldagem, conforme especificações, e que não faz parte das condições aplicadas.

Todos as demais variáveis de soldagem, como a frequência da corrente, o aperto na placa de solda, o ângulo de convergência das bordas e a distância dos contatos

elétricos do ponto de soldagem, foram mantidos constantes ao longo de todas as condições aplicadas.

Para identificar os tubos produzidos, um código de quatro dígitos foi aplicado. Nesse código, os dois primeiros dígitos correspondem à bobina e os dois últimos à sequência de tubos produzidos de determinada bobina.

Tabela 2 - Detalhamento das condições aplicadas em produção

Bobinas	Parte da bobina	Condição	Potência	Velocidade
1	1-1	---	*Setup*	*Setup*
	1-2	1	Pn	Vn
	1-3	2	Pn - 15%	Vn
2	2-1	3	Pn - 7%	Vn
	2-2	4	Pn + 7%	Vn
	2-3	5	Pn + 15%	Vn
3	3-1	6	Pa	Vn - 4
	3-2	7	Pa - 7%	Vn - 4
	3-3	8	Pa + 7%	Vn - 4
	3-4	9	Pa + 15%	Vn - 4
4	4-1	10	Pb - 15%	Vn - 2
	4-2	11	Pb - 7%	Vn - 2
	4-3	12	Pb	Vn - 2
	4-4	13	Pa - 15%	Vn - 4
5	5-1	14	Pb + 7%	Vn - 2
	5-2	15	Pb + 15%	Vn - 2
	5-3	16	Pc - 15%	Vn + 2
	5-4	17	Pc - 7%	Vn + 2
6	6-1	18	Pc	Vn + 2
	6-2	19	Pc + 7%	Vn + 2
	6-3	20	Pc+ 15%	Vn + 2
	6-4	21	Pd - 15%	Vn + 4
7	7-1	22	Pd - 7%	Vn + 4
	7-2	23	Pd	Vn + 4

3.1.1 Medição dos parâmetros de soldagem

Os parâmetros de potência e velocidade de soldagem foram registrados *on-line* a fim de confirmar a obtenção e manutenção dos valores desejados ao longo do processamento de cada condição.

Para certificar que as demais variáveis de soldagem (ângulo de encontro das bordas, distância dos contatos elétricos e aperto na placa de solda) permaneceram constantes em todo o processamento, a cada início de seção das bobinas produzidas os mesmo foram checados.

3.2 Ensaios para caracterização e análises do metal base e junta soldada

Para caracterização do metal base e da junta soldada foram realizados: análise química, análise metalográfica, ensaio de impacto Charpy (metal base), ensaio de tração e ensaio de dureza.

Para analisar e comparar as implicações de cada combinação de parâmetros aplicados na característica da junta soldada, o ensaio de impacto Charpy com o entalhe sobre a linha de solda foi aplicado. Esse ensaio foi escolhido como resposta às condições aplicadas na solda, pois os parâmetros de soldagem influenciam diretamente na resistência da junta soldada ao impacto, sendo que os mesmos podem ocasionar a fragilização e formação de descontinuidades na região ensaiada. Como parte das análises, as fraturas de alguns corpos-de-prova foram analisadas por MEV e EDS, a fim de relacioná-las com a formação de descontinuidades.

3.2.1 Retirada de amostras

Para a retirada dos corpos-de-prova dos tubos produzidos foram determinados, com base na norma de fabricação de tubos API 5L, os locais nos quais os mesmo devem ser obtidos. A Figura 59 ilustra os locais de retirada de corpos-de-prova, sendo 1 a posição para retirada de corpos-de-prova da junta soldada e 2 a posição para retiradas no metal base. As amostras foram obtidas de uma das pontas dos tubos, descrita como “ponta 1”, a qual é determinada pelo sentido de soldagem, Figura 60. As amostras foram retiradas por oxicorte e em seguida foram usinados os corpos-de-prova.

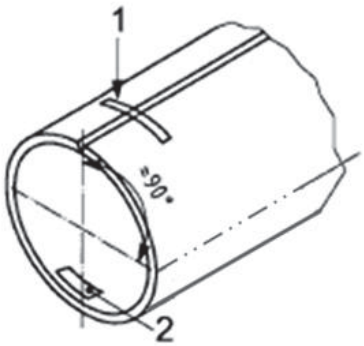


Figura 59 - Local de retirada de amostras no tubo.

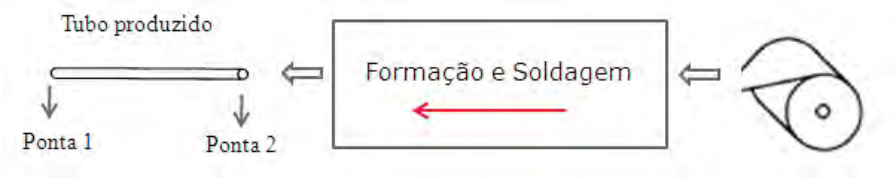


Figura 60 - Determinação da nomenclatura das pontas dos tubos produzidos.

3.2.2 Caracterização do metal base e junta soldada

3.2.2.1 Análise química

Foram retiradas duas amostras de 50 mm x 50 mm do metal base do primeiro tubo produzido no teste, para a análise da composição química do material. As amostras foram analisadas, em acordo com a norma ASTM E415, por um espectrômetro de emissão óptica da marca Thermo Electron, modelo ARL 3460 Metals Analyzer (Optical Emission),

3.2.2.2 Análise metalográfica

A análise metalográfica foi realizada em duas amostras de 70 mm x 70 mm da região da junta soldada, sendo:

- Amostra #1M: retirada após a placa de solda e antes da etapa de raspagem;
- Amostra #2M: retira do tubo 01 01 (primeiro tubo da primeira bobina)

A amostra #1M foi retirada da primeira seção da primeira bobina na condição “como soldado”, ou seja, antes de receber a usinagem do material expulso e o tratamento térmico de normalização. A amostra foi retirada a 300 mm do ponto de soldagem, por oxicorte.

As amostras foram seccionadas através de disco abrasivo e em uma das frações foram realizados os seguintes procedimentos:

- Lixamento e Polimento: realizados manualmente em equipamento de discos rotativos da marca Prazis, APV-V. Granulometria das lixas: # 100, #220, #320, #400 e #600. Polimento com pasta de diamante na sequência #6 μm e #3 μm.

- Ataque Químico:

  - Amostra #1M: Saspanansa (1,5 g de ácido pícrico, 100 ml de água e 1 ml de detergente líquido), aquecido à 65 °C no qual a amostra foi atacada por imersão. Tempo de 3 min;

  - Amostra #2M: Nital 3% por imersão. Tempo de 20 s;

- Realização de macrografia: Câmera Evolution LC; Software de captura de imagens Image Express;

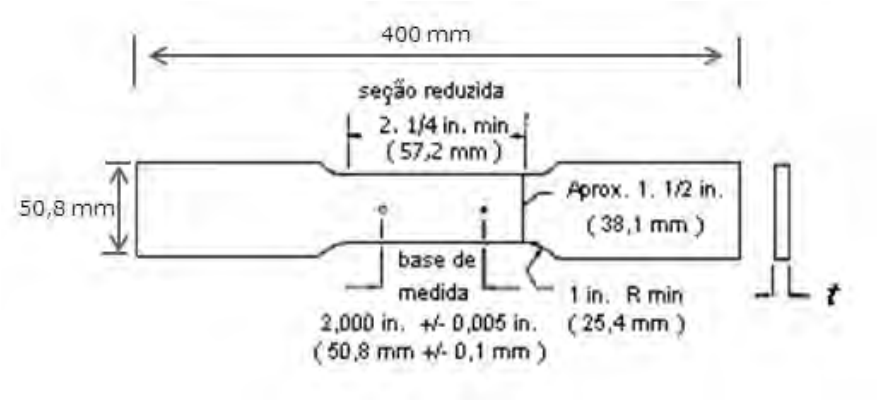
- Realização de micrografias: microscópio óptico Zeiss, modelo AXIO Observer Z1M; objetiva EC Epiplan 20x; câmera AxioCam MR3; software de captura e análise de imagens Carl Zeiss Micro Imaging.

Na análise metalográfica da amostra #2M foram analisados o tamanho de grão e a microestrutura presente no metal base e na área tratada termicamente. Os tamanhos de grão foram medidos de acordo com a norma ASTM E112, utilizando o método do intercepto.

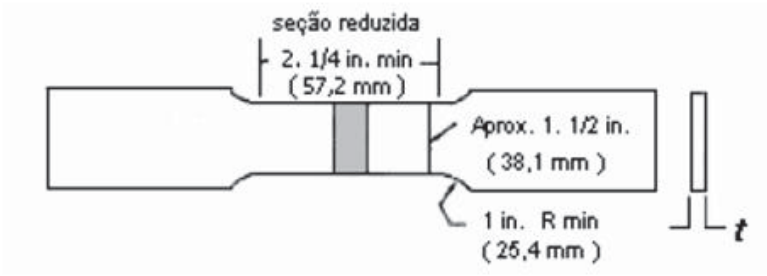
3.2.2.3 Ensaio de tração

Foram realizados ensaios de tração no metal base e na junta soldada do primeiro tubo produzido. Os ensaios foram realizados de acordo com a norma ASTM E8M. Para realização dos ensaios foram retiradas duas placas de 80 mm x 400 mm, sendo uma do metal base e uma da junta soldada, ambas no sentido transversal. Os ensaios de tração foram realizados em uma máquina Zwick/Roell, modelo Z1600, com capacidade para cem toneladas. As dimensões dos corpos-de-prova do metal base e da junta soldada estão ilustradas na Figura 61, na qual “t” representa a espessura do tubo, que no caso

deste trabalho é 0,380” (9,65 mm). Conforme requerido na norma API 5L, as amostras de tração transversais do metal base e da junta soldada foram aplainadas à temperatura ambiente antes de serem ensaiadas.



(a)



(b)

Figura 61 – Dimensões dos corpos-de-prova para ensaio de tração: (a) do metal base e (b) da junta soldada; ambos com orientação transversal à solda.

Do ensaio realizado no metal base foram obtidas as seguintes informações:

- Limite de escoamento, LE (determinado a 0,5% da deformação total);
- Limite de resistência a tração, LRT;
- Razão de escoamento, LE/LRT;
- Alongamento, AL.

Para a junta soldada, o ensaio de tração visou à obtenção do limite de resistência à tração.

3.2.2.4 Ensaio de dureza

O ensaio de dureza Vickers com carga de 10 kgf foi realizado na seção transversal de uma amostra da junta soldada, após passar por procedimento metalográfico de lixamento e polimento, em acordo com a norma ASTM E384. O equipamento utilizado

para realização do ensaio é da marca Wilson Wolpert, modelo Testor 930. A amostra utilizada para o ensaio de dureza foi a mesma utilizada para a análise da microestrutura (dimensões 70 mm x 70 mm, retirada do primeiro tubo produzido). Os pontos de impressão foram realizados de acordo com a norma API 5L e o esquema ilustrativo está na Figura 62. De acordo com o esquema apresentado, foram aplicados 11 pontos de impressão em três linhas ao longo da amostra, abrangendo as regiões da junta soldada, zona termicamente afetada e metal base.

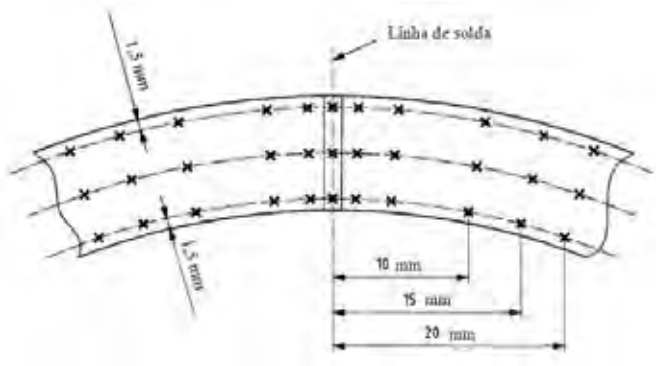


Figura 62 - Esquema dos pontos de impressão do ensaio de dureza

3.2.2.4 Ensaio de impacto Charpy

Os ensaios Charpy foram realizados em acordo com a norma ASTM E23, com corpos-de-prova de dimensões 10 mm x 7,5 mm x 55 mm, entalhe em V central de 45 ° com 2 mm de profundidade. Os corpos-de-prova Charpy foram obtidos a partir de placas de dimensões 100 mm x 100 mm, retiradas dos tubos por oxicorte, sendo que de cada placa foram obtidos por usinagem três corpos-de-prova. Os ensaios foram realizados em uma máquina Zwick/Roell, modelo Zwick PSW750 com capacidade para 750 J.

Para caracterização do metal base através do ensaio de impacto Charpy, uma placa para três corpos-de-prova foi retirada do primeiro tubo produzido no teste. O entalhe dos corpos-de-prova transversais foi realizado na direção perpendicular ao eixo do tubo. Os testes foram realizados a 0 °C. A temperatura de teste foi determinada com base na norma API 5L. Além da energia absorvida, também foram medidas a porcentagem de fratura dúctil das amostras ensaiadas.

3.2.3 Análise comparativa dos valores de energia absorvida na junta soldada

Ensaios de impacto Charpy foram realizados com o entalhe sobre a linha de solda, objetivando a análise comparativa entre as diversas combinações de potência e velocidade aplicadas. Os resultados obtidos do ensaio foram a energia absorvida e a porcentagem de fratura dúctil das amostras ensaiadas. A temperatura de realização dos ensaios foi de 0 °C. Os corpos-de-prova foram retirados com orientação transversal à solda, conforme representado na Figura 63, e com entalhe perpendicular ao eixo do tubo. Para realização do entalhe sobre a linha de solda, os corpos-de-prova foram atacados com Nital 15%, por imersão, até que fosse revelada a linha de solda.

A amostragem realizada para a avaliação comparativa da junta soldada foi de uma placa com três corpos-de-prova por tubo produzido, sendo a amostragem total, por condição, de nove corpos-de-prova, considerando três tubos por condição. No total foram ensaiados 207 corpos-de-prova Charpy para a análise comparativa da junta soldada.

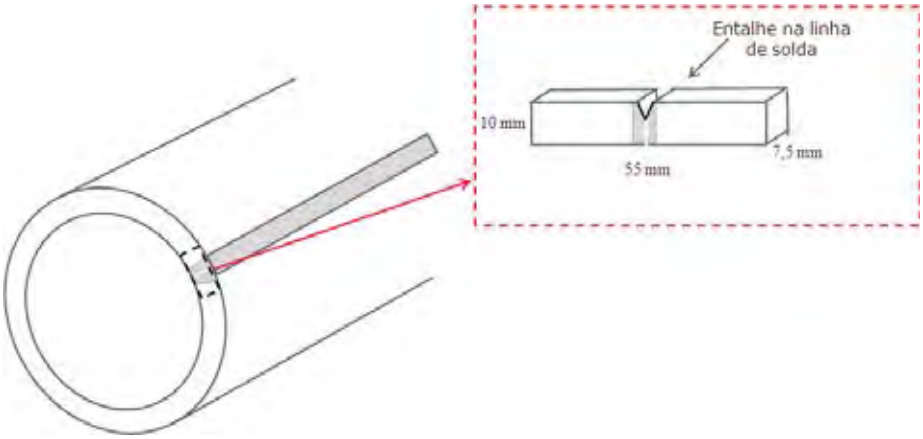


Figura 63 - Esquema com o local de retira do corpo-de-prova Charpy da junta soldada e o detalhamento das dimensões e local do entalhe

3.2.3.1 Análise por MEV e EDS

Análises de amostras fraturadas no ensaio de impacto Charpy foram realizadas no MEV, marca JEOL, modelo JSM-6360, em conjunto com EDS, marca Thermo Electron, modelo 6714A-1505-SN. Foram analisadas as amostras fraturadas referentes aos tubos dos quais se desejou analisar as descontinuidades presentes.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Caracterização do metal base e da junta soldada

4.1.1 Análise química

A análise química realizada em duas amostras do tubo 01 01 está evidenciada na Tabela 3. É possível verificar que não existe diferença significativa entre as duas amostras analisadas.

Tabela 3 - Composição química do metal base

Amostra	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	Al	(A)
#1	0,07	0,15	1,23	0,016	0,006	0,009	0,016	0,002	0,010	0,026	0,032
#2	0,07	0,15	1,23	0,016	0,006	0,010	0,016	0,002	0,010	0,025	0,032

(A) = %Nb + %V + %Ti

Analisando as porcentagens dos elementos, é destacado o baixo teor de C e a presença de Si e Mn em maior quantidade.

A relação Mn/Si é importante para a característica do óxido que será formado no aquecimento das bordas e determinará a facilidade de expulsão do mesmo durante a etapa de aperto na placa de solda. Da análise, é observado que a relação Mn/Si = 8,2. Essa relação é benéfica para a soldagem HF-ERW. Como detalhado no item 2.1.5.2, essa relação quando fica entre sete e nove possibilita a formação de óxidos de menor dimensão, quando comparado a óxidos formados com outras relações Mn/Si, os quais são mais facilmente dispersados na superfície das bordas e dificilmente ficarão retidos após a etapa de recalque.

Também é verificado que a composição química está em acordo com a norma API 5L X56.

4.1.2 Análise metalográfica

A análise metalográfica foi realizada em duas amostras da primeira bobina, sendo uma delas na condição “como soldado”, #1M, e a segunda retirada do tubo 01 01, #2M. Ambas as amostras foram retiradas da junta soldada.

Na Figura 64 está ilustrada a macrografia realizada a partir da amostra #1M. Como a amostra foi retirada logo após a placa de solda é possível observar o material sobressalente nas superfícies externa e interna, resultado da pressão aplicada na placa de solda sobre as bordas fundidas da bobina. Esse região é basicamente constituída de material oxidado e é totalmente removida da junta soldada na etapa de usinagem posterior. Na amostra também é evidente a forma de "relógio de areia" da zona termicamente afetada, sendo bem marcada a deformação das linhas de fluência dentro dessa área. A forma da ZTA é decorrente da característica de aquecimento das bordas das bobinas, no qual os cantos das bordas concentram maior densidade de corrente elétrica e, consequentemente, maior quantidade de aquecimento que o meio da espessura das bordas, conforme detalhado no item 2.1.2. As linhas de fluência são formadas pela pressão aplicada às bordas. Considerando uma linha imaginária cortando a amostra no meio da espessura, é possível verificar a existência de simetria entre as linhas de fluência da parte superior e inferior da macrografia. Essa simetria é característica da forma de apresentação topo a topo das bordas para soldagem e da forma de aquecimento, sendo um indicativo de como ocorre a expulsão de material oxidado da superfície das bordas. Na amostra ainda fica evidente a formação da linha de solda no centro da ZTA.

A caracterização da junta soldada já na condição final, após usinagem e após tratamento térmico, foi realizada na amostra #2M. A primeira análise foi realizada através da macrografia da amostra, evidenciada na Figura 65. Nessa macrografia é percebido que o ataque com Nital 3% realizado na amostra demarca a região no qual ocorreu o tratamento térmico de normalização (região em cinza mais escuro, no centro da amostra). A região tratada apresenta a forma de funil, com a dimensão na superfície superior maior que a da superfície inferior, decorrente da característica do aquecimento por indução aplicada desde a superfície externa da região de soldagem. Conforme pode ser observado na amostra, o tratamento térmico teve uma extensão tal que toda a ZTA foi tratada.

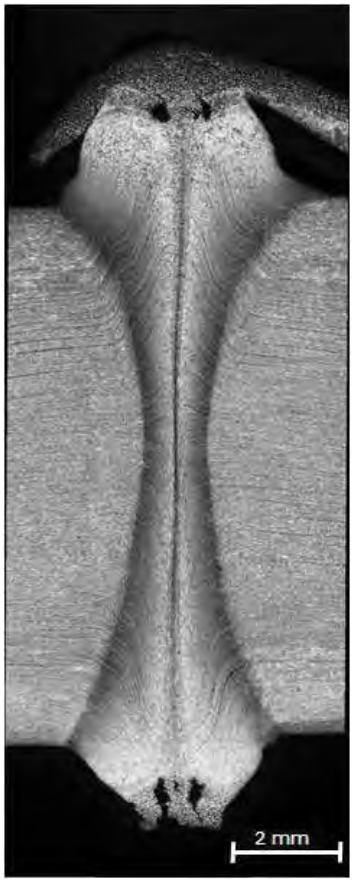


Figura 64 - Macrografia da amostra #1M: condição “como soldado”.

A fim de verificar as microestruturas presentes, análises da região tratada e análises na região de metal base foram realizadas. As Figuras 66 e 67 trazem as micrografias realizadas em ambas as regiões. Na Figura 66, referente à área tratada, é verificada uma estrutura ferrítica-perlítica típica, com grãos equiaxiais. Essa estrutura é a esperada devido ao tratamento térmico de normalização aplicado na região. Na Figura 67 é apresentada a micrografia do metal base. A estrutura também é ferrítica-perlítica, porém os grãos apresentam uma forma mais alongada, resultado do processo de laminação das bobinas. A contagem de grãos em ambas as regiões, evidenciado na Tabela 4, mostra que embora exista diferença na forma dos grãos, o tamanho médio, encontrado pelo método do intercepto, têm valores próximos para ambas as regiões, nas duas contagens realizadas.

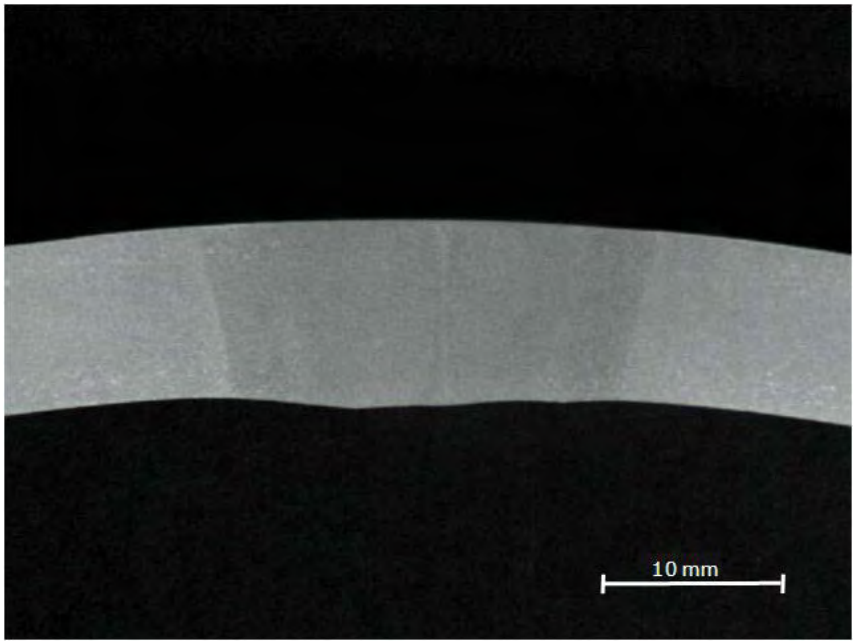


Figura 65 - Macrografia da amostra #2M

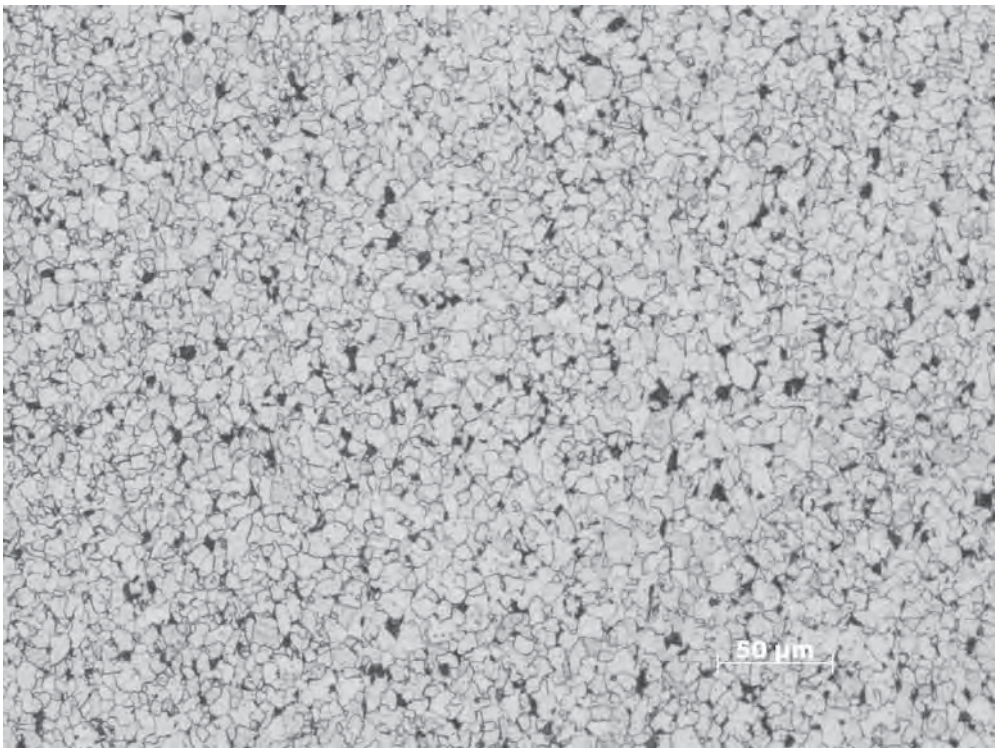


Figura 66 - Micrografia da área tratada da amostra #2M

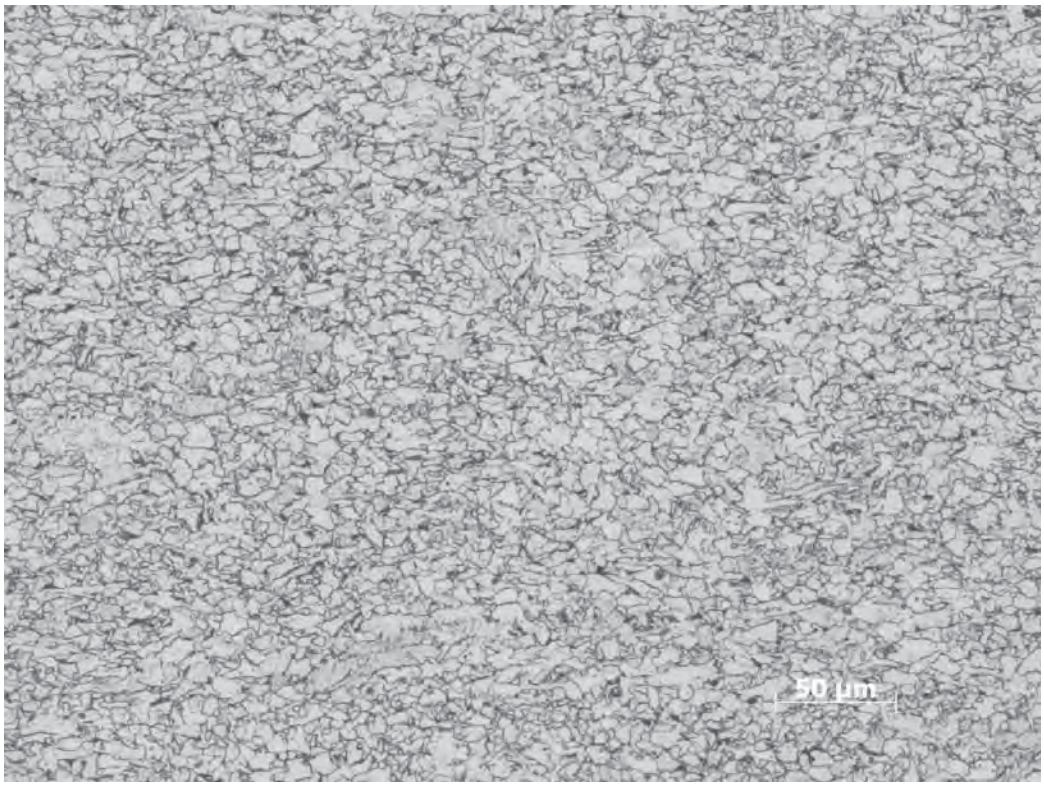


Figura 67 - Micrografia do metal base da amostra #2M

Tabela 4 - Tamanho de grão do metal base e da área tratada

Região	**Tamanho de grão (ASTM E112)**	
	1ª Contagem	**2ª Contagem**
Área Tratada	11,2	10,9
Metal Base	11,4	11,7

4.1.3 Ensaio de tração

Os resultados dos ensaios de tração realizados estão na Tabela 5. É possível verificar que os valores para LE, LRT, LE/LRT e AL para o metal base estão em acordo com as especificações referentes ao grau X56 da norma API 5L. Considerando o valor para LRT na junta soldada, também é verificado que ele está em acordo com o especificado pela norma.

Tabela 5 - Resultado dos ensaios de tração no metal base e junta soldada

Tubo	Metal Base				Solda
	LE (MPa)	**LRT** (MPa)	**LE/LRT**	**Al** (%)	**LRT** (MPa)
01 01	463	563	0,86	33,9	608

A Figura 68 ilustra o corpo-de-prova de tração na junta soldada após o ensaio, evidenciando que a fratura ocorreu no metal base.

Figura 68 - Corpo-de-prova de tração na junta soldada após o ensaio.

4.1.4 Ensaio de dureza

No ensaio de dureza Vickers, foram utilizados 33 pontos de impressão, distribuídos em três linhas ao longo da seção da amostra. O resultado do ensaio é mostrado na Tabela 6. A fim de comparar os resultados entre as regiões e ao longo da espessura, foi elaborado o gráfico da Figura 69.

Analisando os valores de dureza entre as linhas de impressão, é verificado que as durezas obtidas na linha inferior apresentam uma queda dentro da região tratada termicamente, em comparação com as outras duas linhas de dureza. O aquecimento desde a superfície externa, e o resfriamento ao ar, com condições diferentes entre o ambiente externo e interno do tubo, podem ter implicado em uma taxa de resfriamento maior na região externa do que na região interna da junta soldada, explicando a condição de menor dureza na área inferior da região tratada termicamente.

Para as linhas intermediária e superior não é possível verificar uma tendência clara de aumento ou diminuição da dureza entre o metal base e a área tratada. Conforme especificado na análise microestrutural, as microestruturas encontradas tanto no metal base como na área tratada são compostas de ferrita e perlita, sendo esperado que os valores de dureza em ambas as regiões apresentem valores próximos.

Tabela 6 - Resultado do ensaio de dureza

Linha	Pontos de Impressão (HV10)										
	1	**2**	**3**	**4**	**5**	**6**	**7**	**8**	**9**	**10**	**11**
L1	188	200	187	190	190	190	194	193	189	185	203
L2	186	184	168	184	185	185	187	192	189	184	190
L3	205	200	175	172	172	170	172	170	197	195	201

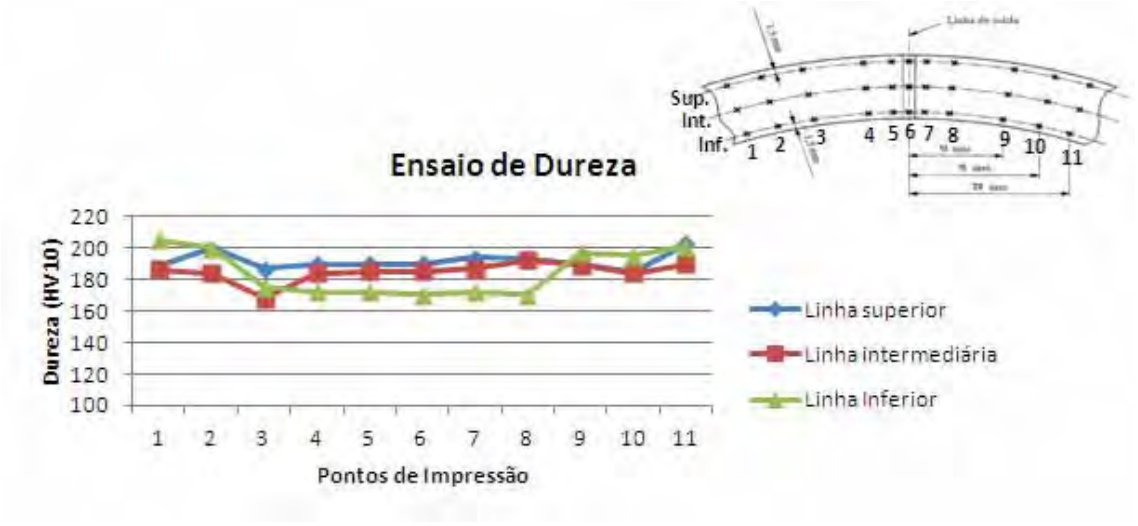


Figura 69 - Gráfico com o resultado do ensaio de dureza.

4.1.5 Ensaio de impacto Charpy

O resultado do ensaio de impacto Charpy a 0 °C no metal base está detalhado na Tabela 7. Dos três corpos-de-prova testados, a energia absorvida mínima foi de 156 J, sendo a média de 160 J e desvio padrão de 4 J, o que demonstra pouca dispersão entre os ensaios. A porcentagem de fratura dúctil foi de 100% para as três amostras. Como a norma API 5L especifica 20 J como média mínima para o grau X56, considerando a seção reduzida do corpo-de-prova, é verificado que os valores estão em acordo com o especificado na norma.

Tabela 7 - Resultado do ensaio de impacto Charpy no metal base

TUBO	ENERGIA ABSORVIDA (J)				% FRATURA DUCTIL			
	1	2	3	Média	1	2	3	Média
01 01	156	164	160	**160**	100	100	100	**100**

4.2 Análise comparativa dos valores de energia absorvida da junta soldada

Durante todo o processamento das sete bobinas produzidas, os valores de velocidade e potência foram medidos e foi verificado que em todas as combinações foi

possível obter os valores almejados. As demais variáveis, frequência da corrente, ângulo das bordas, distância dos contatos elétricos e aperto na placa de solda, também foram checadas em todo início de seção de bobina e também foi verificado que elas permaneceram constantes para todas as condições. Com essas constatações, foi possível realizar a análise comparativa dos valores de impacto Charpy na junta soldada.

Na Tabela 8 estão todos os valores obtidos no ensaio Charpy com entalhe na linha de solda, para as diferentes combinações aplicadas.

Para análise dos dados foi definido o valor de referência de 50 J como valor mínimo individual, em que a condição é considerada com boa característica de resistência ao impacto. Esse valor de referência foi definido com base na norma API 5L. Para a porcentagem de fratura dúctil, o valor de referência é 85%.

Nas análises realizadas não foi feita distinção entre as potências Pa, Pb, Pn, Pc e Pd, sendo somente especificado o nível de aporte de calor e o nível de velocidade referente.

Os valores obtidos de cada corpo-de-prova foram separados por condição aplicada, sendo criadas as Tabelas 9 a 13. Cada tabela corresponde a um nível de velocidade e os valores de energia absorvida estão dispostos conforme os cinco níveis de aporte de calor. Nas tabelas foram calculados a média, o desvio padrão e o mínimo de energia absorvida tanto para cada aporte de calor aplicado como também considerando todos os valores da tabela. Os cálculos que consideram todos os valores da tabela foram dispostos na coluna “resumo”.

Na Figura 70 é ilustrado o gráfico com a distribuição do valor mínimo de energia absorvida entre as velocidades. Analisando a distribuição dos valores, é verificado que, para Vn – 4 m/min e para Vn – 2 m/min, os valores de energia absorvida estão muito abaixo dos valores obtidos a partir de Vn. Esse resultado indica que as implicações que a variação do aporte de calor em ± 15% têm na junta soldada dependem da velocidade de soldagem.

Tabela 8 - Resultado dos ensaios de impacto Charpy na junta soldada.

Tubo	Condição	Potência	Velocidade	ENERGIA ABSORVIDA (J)			% FRATURA DUCTIL		
				CP1	CP2	CP3	FCP1	FCP2	FCP3
01 01	1	Pn	Vn	185	105	250	100	90	100
01 02	1	Pn	Vn	209	230	166	100	100	100
01 03	1	Pn	Vn	153	184	182	100	100	100
01 04	2	Pn - 15%	Vn	161	134	121	100	100	100
01 05	2	Pn - 15%	Vn	143	109	147	100	100	100
01 06	2	Pn - 15%	Vn	111	162	166	100	100	100
02 01	3	Pn - 7%	Vn	156	195	180	100	100	100
02 02	3	Pn - 7%	Vn	176	195	166	100	100	100
02 03	3	Pn - 7%	Vn	169	168	193	100	100	100
02 04	4	Pn + 7%	Vn	161	153	166	100	100	100
02 05	4	Pn + 7%	Vn	190	186	155	100	100	100
02 06	4	Pn + 7%	Vn	179	174	157	100	100	100
02 07	5	Pn + 15%	Vn	143	142	201	100	100	100
02 08	5	Pn + 15%	Vn	197	162	138	100	100	100
02 09	5	Pn + 15%	Vn	143	183	154	100	100	100
03 01	6	Pa	Vn - 4	136	89	161	90	70	100
03 02	6	Pa	Vn - 4	158	161	202	100	100	100
03 03	6	Pa	Vn - 4	265	250	166	100	100	100
03 04	7	Pa - 7%	Vn - 4	152	137	134	100	100	100
03 05	7	Pa - 7%	Vn - 4	167	192	173	100	100	100
03 06	7	Pa - 7%	Vn - 4	212	168	190	100	100	100
03 07	8	Pa + 7%	Vn - 4	196	204	270	100	100	100
03 08	8	Pa + 7%	Vn - 4	173	208	250	100	100	100
03 09	8	Pa + 7%	Vn - 4	168	160	275	100	100	100
03 10	9	Pa + 15%	Vn - 4	191	177	166	100	100	100
03 11	9	Pa + 15%	Vn - 4	216	190	108	100	100	100
03 12	9	Pa + 15%	Vn - 4	218	190	179	100	100	100
04 01	10	Pb - 15%	Vn - 2	145	139	88	100	100	62
04 02	10	Pb - 15%	Vn - 2	147	207	138	100	100	100
04 03	10	Pb - 15%	Vn - 2	134	152	208	100	100	100
04 04	11	Pb - 7%	Vn - 2	215	190	200	100	100	100
04 05	11	Pb - 7%	Vn - 2	161	147	267	100	100	100
04 06	11	Pb - 7%	Vn - 2	206	157	190	100	100	100
04 07	12	Pb	Vn - 2	193	161	172	100	100	100
04 08	12	Pb	Vn - 2	168	154	161	100	100	100
04 09	12	Pb	Vn - 2	200	171	201	100	100	100
04 10	13	Pa - 15%	Vn - 4	53	75	48	56	65	50
04 11	13	Pa - 15%	Vn - 4	20	35	59	22	30	39
04 12	13	Pa - 15%	Vn - 4	14	21	26	35	38	41
05 01	14	Pb + 7%	Vn - 2	158	189	92	100	100	87
05 02	14	Pb + 7%	Vn - 2	197	246	176	100	100	100
05 03	14	Pb + 7%	Vn - 2	192	193	239	100	100	100
05 04	15	Pb + 15%	Vn - 2	140	154	9	100	100	5
05 05	15	Pb + 15%	Vn - 2	198	263	274	100	100	100
05 06	15	Pb + 15%	Vn - 2	234	125	139	100	90	96
05 07	16	Pc - 15%	Vn + 2	254	136	182	100	100	100
05 08	16	Pc - 15%	Vn + 2	154	184	197	100	100	100
05 09	16	Pc - 15%	Vn + 2	147	145	171	100	100	100
05 10	17	Pc - 7%	Vn + 2	166	205	177	100	100	100
05 11	17	Pc - 7%	Vn + 2	184	188	196	100	100	100
05 12	17	Pc - 7%	Vn + 2	194	238	185	100	100	100
06 01	18	Pc	Vn + 2	200	186	148	100	100	100
06 02	18	Pc	Vn + 2	138	200	178	100	100	100
06 03	18	Pc	Vn + 2	176	220	206	100	100	100
06 04	19	Pc + 7%	Vn + 2	151	169	145	100	100	100
06 05	19	Pc + 7%	Vn + 2	197	178	176	100	100	100
06 06	19	Pc + 7%	Vn + 2	210	264	187	100	100	100
06 07	20	Pc+ 15%	Vn + 2	185	207	188	100	100	100
06 08	20	Pc+ 15%	Vn + 2	183	134	187	100	100	100
06 09	20	Pc+ 15%	Vn + 2	187	142	267	100	100	100
06 10	21	Pd - 15%	Vn + 4	194	191	256	100	100	100
06 11	21	Pd - 15%	Vn + 4	168	180	170	100	100	100
06 12	21	Pd - 15%	Vn + 4	162	163	206	100	100	100
07 01	22	Pd - 7%	Vn + 4	195	179	160	100	100	100
07 02	22	Pd - 7%	Vn + 4	165	186	193	100	100	100
07 03	22	Pd - 7%	Vn + 4	205	173	182	100	100	100
07 04	23	Pd	Vn + 4	181	137	167	100	100	100
07 05	23	Pd	Vn + 4	186	176	172	100	100	100
07 06	23	Pd	Vn + 4	174	176	192	100	100	100

Tabela 9 - Valores de energia absorvida para Vn – 4 m/min

Energia Absorvida (J)						
	Hn-15%	Hn-7%	Hn	Hn+7%	Hn+15%	
	53	152	136	196	191	
	20	167	158	173	216	
	14	212	265	168	218	
	75	137	89	204	177	
	35	192	161	208	190	
	21	168	250	160	190	
	48	134	161	270	166	
	59	173	202	250	108	
	26	190	166	275	179	
Cálculos						**Resumo (J)**
Média	39,0	169,4	176,4	211,6	181,7	155,6
Desv. Pad.	20,8	25,9	54,9	43,7	32,5	70,5
Mínimo	14,0	134,0	89,0	160,0	108,0	14,0

Tabela 10 - Valores de energia absorvida para Vn – 2 m/min

Energia Absorvida (J)						
	Hn-15%	Hn-7%	Hn	Hn+7%	Hn+15%	
	145	215	193	158	140	
	147	161	168	197	198	
	134	206	200	192	234	
	139	190	161	189	154	
	207	147	154	246	263	
	152	157	171	193	125	
	88	200	172	92	9	
	138	267	161	176	274	
	208	190	201	239	139	
Cálculos						**Resumo (J)**
Média	150,9	192,6	175,7	186,9	170,7	175,3
Desv. Pad.	37,1	36,5	17,8	45,2	82,5	48,7
Mínimo	88,0	147,0	154,0	92,0	9,0	9,0

Tabela 11 - Valores de energia absorvida para Vn

Energia Absorvida (J)						
	Hn-15%	Hn-7%	Hn	Hn+7%	Hn+15%	
	161	156	185	161	143	
	143	176	209	190	197	
	111	169	153	179	143	
	134	195	105	153	142	
	109	195	230	186	162	
	162	168	184	174	183	
	121	180	250	166	201	
	147	166	166	155	138	
	166	193	182	157	154	
Cálculos						**Resumo (J)**
Média	139,3	177,6	184,9	169,0	162,6	166,7
Desv. Pad.	21,9	14,2	42,8	13,8	24,9	29,2
Mínimo	109,0	156,0	105,0	153,0	138,0	105,0

Tabela 12 - Valores de energia absorvida para Vn + 2 m/min

Energia Absorvida (J)						
	Hn-15%	Hn-7%	Hn	Hn+7%	Hn+15%	
	254	166	200	151	185	
	154	184	138	197	183	
	147	194	176	210	187	
	136	205	186	169	207	
	184	188	200	178	134	
	145	238	220	264	142	
	182	177	148	145	188	
	197	196	178	176	187	
	171	185	206	187	267	
Cálculos						**Resumo (J)**
Média	174,4	192,6	183,6	186,3	186,7	184,7
Desv. Pad.	36,3	20,4	26,9	35,6	38,2	31,3
Mínimo	136,0	166,0	138,0	145,0	134,0	134,0

Tabela 13 - Valores de energia absorvida para Vn + 4 m/min

	Energia Absorvida (J)			
	Hn-15%	Hn-7%	Hn	
	194	195	181	
	168	165	186	
	162	205	174	
	191	179	137	
	180	186	176	
	163	173	176	
	256	160	167	
	170	193	172	
	206	182	192	
Cálculos				**Resumo (J)**
Média	187,8	182,0	173,4	181,1
Desv. Pad.	29,8	14,6	15,6	21,2
Mínimo	162,0	160,0	137,0	137,0

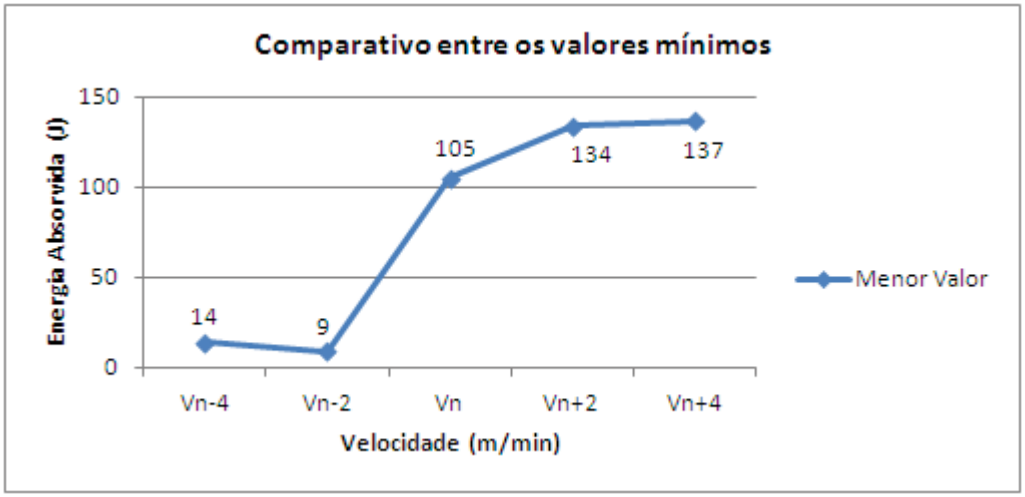


Figura 70 - Comparação entre os valores mínimos de cada velocidade aplicada

Este efeito da velocidade de soldagem também é verificado quando se analisa a porcentagem de fratura dúctil. Na Figura 71 está ilustrado o gráfico com os valores mínimos de porcentagem de fratura dúctil para as velocidades. De maneira similar à energia absorvida, a porcentagem de fratura dúctil mínima aumenta com o aumento da velocidade. A partir de Vn, a porcentagem de fratura dúctil é maior que a referência de 85% e para Vn + 2 m/min e Vn + 4 m/min nenhum dos corpos-de-prova testados obteve um resultado inferior a 100%. Na Figura 72 está ilustrada a macrografia de um dos corpos-de-prova com fratura dúctil de 100%.

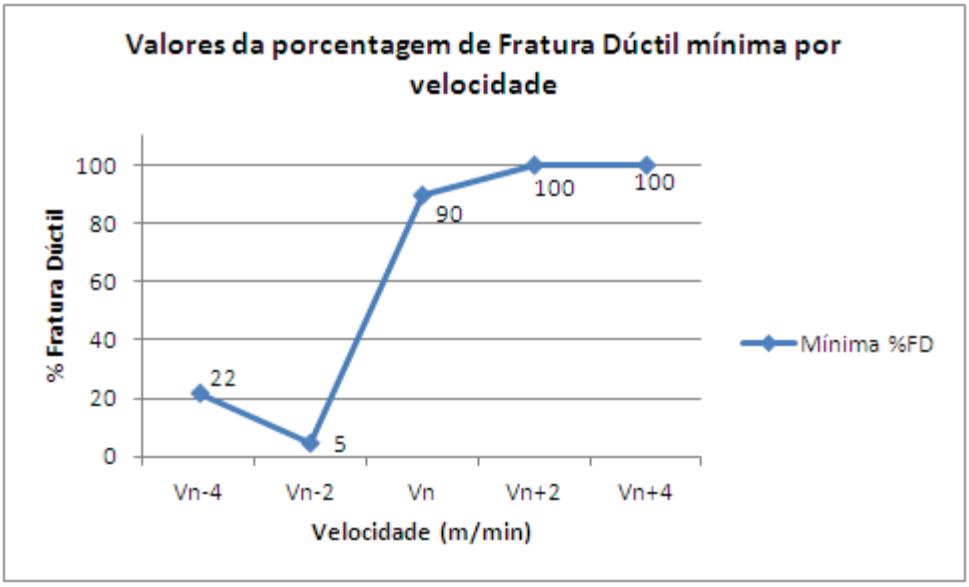


Figura 711 - Comparação entre os valores mínimos de porcentagem de fratura dúctil

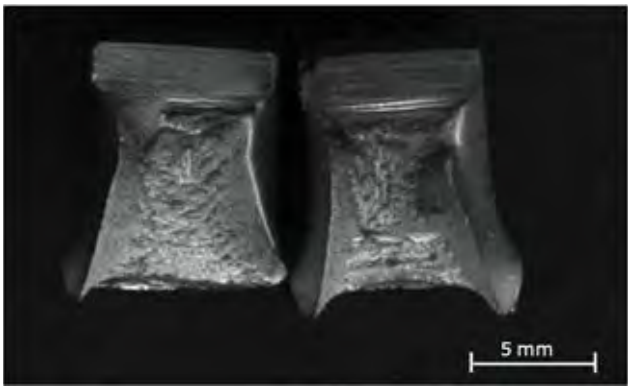


Figura 722 – Corpo-de-prova após ensaio de impacto Charpy, com 100 % de fratura dúctil.

A análise do desvio padrão dos valores de energia absorvida entre as velocidades também indica a influência da velocidade de soldagem (Figura 73). O desvio padrão diminui continuamente desde Vn – 4 m/min, indicando a diminuição da dispersão dos resultados com o aumento da velocidade.

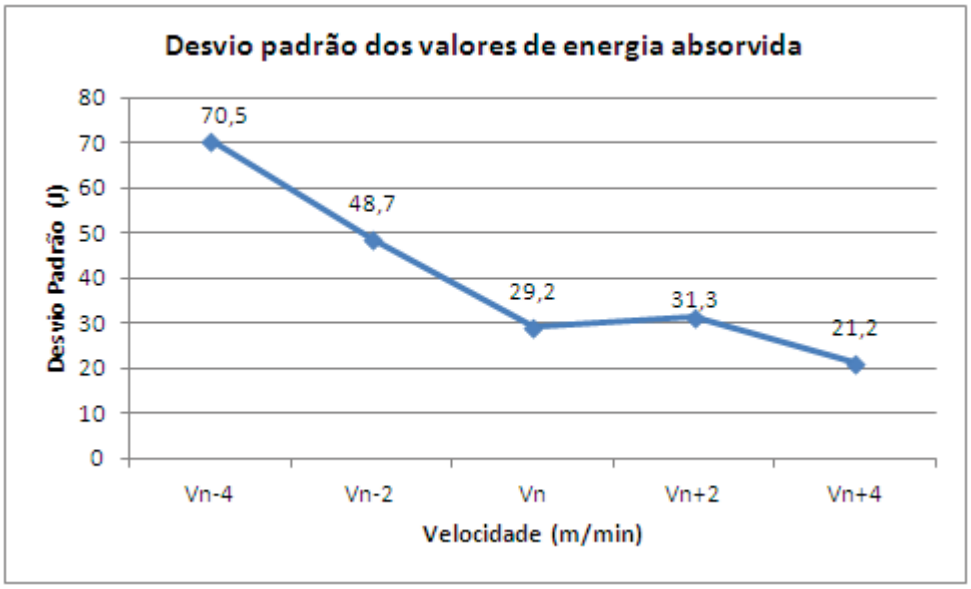


Figura 73 –Distribuição do desvio padrão dos valores de energia absorvida para cada velocidade.

Como consequência da redução da dispersão entre os resultados de energia absorvida, é possível observar também o aumento da média dos valores entre as velocidades (Figura 74).

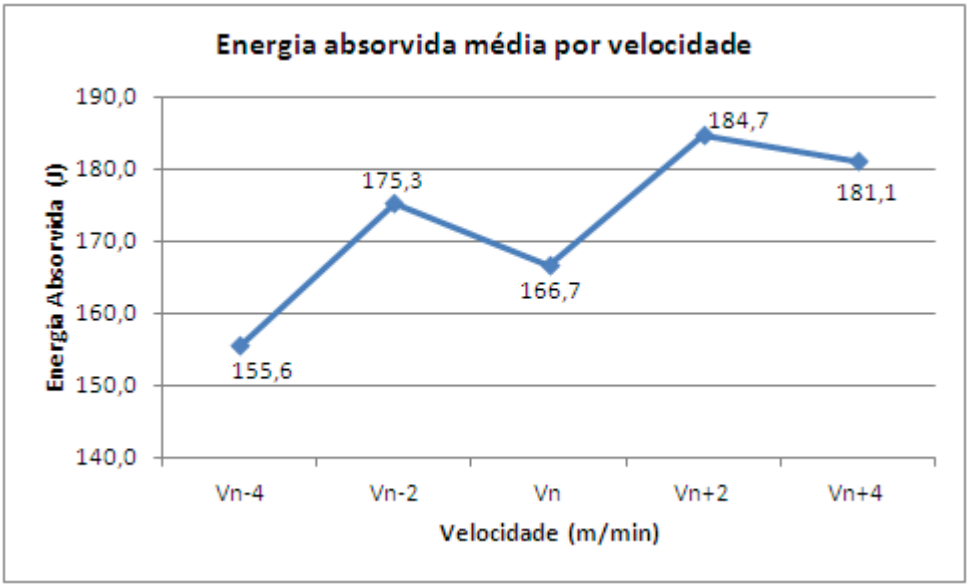


Figura 74 - Gráfico com a energia absorvida média por velocidade aplicada

Esses resultados e análises demonstram que o aumento da velocidade é benéfico para a junta soldada e provoca o aumento da robustez do processo. A melhora na resistência ao impacto da junta soldada ocorre pela diminuição da dispersão dos

resultados. O aumento da robustez decorre do fato de que, a partir de Vn, nenhum resultado foi abaixo de 50 J, para as mesmas variações de ± 15% no aporte de calor.

A influência da velocidade nas condições de soldagem pode ser entendida pela análise das implicações que ela produz no canal estreito. Considerando uma determinada forma do canal estreito, a energia necessária para alterar essa forma é maior quanto maior for a velocidade. Fazendo a analogia com os resultados obtidos, é possível explicar que a melhora na resistência ao impacto da junta soldada e o aumento da robustez do processo de soldagem são devidos ao aumento da estabilidade de forma do canal estreito.

Neste sentido, considerando a baixa dispersão e os resultados todos acima de 50 J para velocidades a partir de Vn, presume-se que foi obtida uma boa condição de limpidez de óxidos (menor taxa de descontinuidades) na linha de solda. Com isso, pode-se ainda presumir a predominância do fenômeno tipo 2 para essas condições, pois conforme comprovado por diversos estudos (WATANABE et al., 1986; CHOI et al., 2004; KIM et al., 2009), nesse fenômeno de soldagem se obtém as características mais favoráveis para manter a junta soldada livre de óxidos após o recalque.

Para Vn – 4 m/min e Vn – 2 m/min, as condições que produziram resultados considerados baixos foram analisadas individualmente, a fim de se poder correlacionar com os fenômenos de soldagem.

Analisando as Tabelas 9 e 10, é identificado que os valores abaixo de 50 J foram obtidos nas condições Vn – 4 m/min, Hn – 15% e Vn – 2 m/min, Hn + 15%.

Para Vn – 4 m/min, Hn – 15%, seis dos nove corpos-de-prova ensaiados apresentaram energia abaixo de 50 J, sendo que a média foi igual a 39 J. Esse resultado está abaixo do resultado obtido para a condição Hn - 7%, no qual a média foi de 169,4 J, sendo que a diferença entre as condições é de apenas 8% do Hn. Correlacionando com os fenômenos de soldagem, é possível analisar que a velocidade Vn – 4 m/min foi suficientemente baixa para possibilitar que a diminuição do aporte de calor de Hn – 7% para Hn – 15% provocasse uma alteração de forma do canal estreito. Presume-se, com base nos resultados, que essa mudança de forma foi de uma condição na qual a energia era suficiente para prover a formação do canal estreito (fenômeno tipo 2), para uma condição na qual a energia não possibilitava a formação do canal (fenômeno tipo 1). A baixa resistência ao impacto obtida no fenômeno de soldagem tipo 1 é analisada como sendo decorrente da ausência do canal estreito.

Para Vn – 2 m/min, Hn + 15%, um dos corpos-de-prova apresentou energia absorvida abaixo de 50 J. O terceiro corpo-de-prova do tubo 05 04 obteve 9 J de energia absorvida. Os outros dois corpos-de-prova do mesmo tubo apresentaram energia de 140 J e 154 J e também os demais seis corpos-de-prova ensaiados, que foram retirados de tubos produzidos depois do tubo 05 04, da mesma condição, apresentaram valores acima de 100 J. A partir desses resultados é possível verificar que a causa de fragilidade do terceiro corpo-de-prova foi momentânea. A fim de poder analisar qual foi essa causa, a fratura foi analisada através do MEV em conjunto com EDS (Figuras 75 a 78).

Das três análises por EDS, realizadas nas regiões especificadas com números na fractografia da Figura 75, é possível verificar a ocorrência de picos de Mn, Si, Fe e O. A presença desses elementos indica a ocorrência de óxidos de FeO-MnO-SiO_2 na junta soldada, conhecidos como penetrators.

Essa ocorrência pode ser explicada pela obtenção de uma condição instável no canal estreito. Em condições de alto aporte de calor, o canal estreito pode ficar instável devido ao aumento de sua dimensão pela alta densidade de corrente presente. Com o aumento da dimensão do canal, ocorre uma diminuição na velocidade de varredura de pontes de metal líquido no seu interior, o que aumenta a taxa de pontes que tem o seu movimento de varredura interrompido antes de alcançar o ponto de soldagem. As pontes que têm o movimento interrompido no canal estreito tornam a retenção de óxidos facilitada. A presença do sistema FeO-MnO-SiO_2 do penetrator ocorre devido à oxidação prolongada que a ponte sofre antes de ficar retida no canal estreito (KIM; KIM, 2009b).

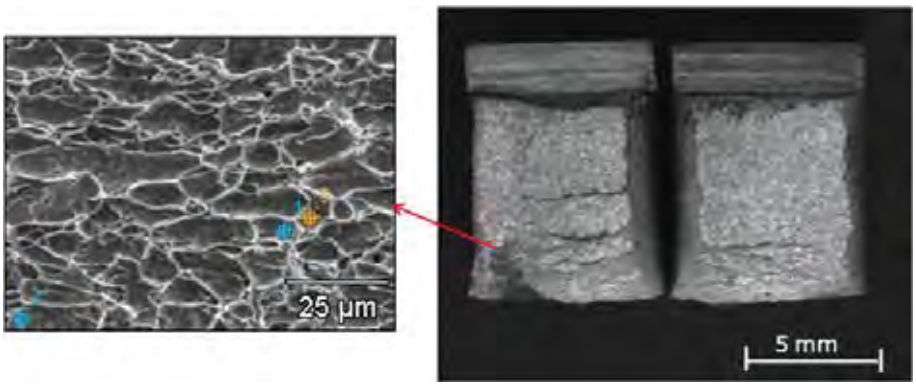


Figura 75 - Fractografia do terceiro corpo-de-prova do tubo 05 04, com destaque das três regiões analisadas por EDS.

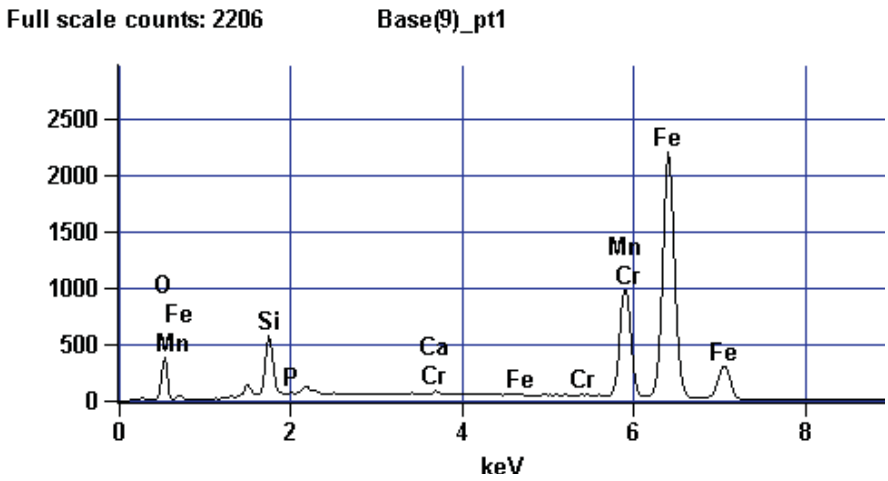


Figura 76 - Análise EDS do ponto “1” da fractografia do tubo 05 04

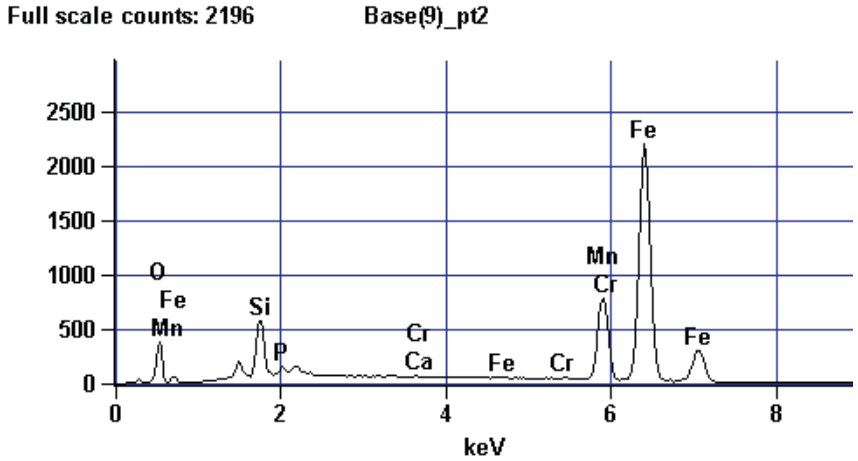


Figura 77 - Análise EDS do ponto “2” da fractografia do tubo 05 04

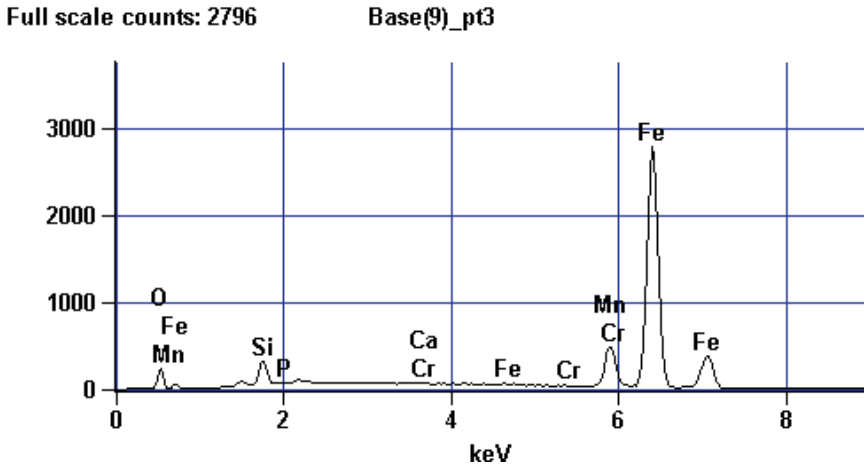


Figura 78 - Análise EDS do ponto “3” da fractografia do tubo 05 04

5 CONCLUSÕES

Com a variação dos valores de aporte de calor e velocidade de soldagem, foi possível a obtenção de 23 combinações entre esses parâmetros durante a produção de tubos de 13 3/8” (339,7 mm) de diâmetro externo, 0,380” (9,65 mm) de espessura da parede, API 5L X56, pelo processo HF-ERW. As variações de velocidade foram de ± 4 m/min e as variações de aporte de calor foram de ± 15%, ambas em relação aos valores nominais.

A caracterização do metal base e da junta soldada foi realizada com base nas análises de composição química, microestrutura, resistência mecânica, dureza e energia absorvida em ensaio de impacto Charpy. Dessas análises foi verificado que:

- Na análise de composição química a relação Mn/Si = 8,2 está dentro da faixa considerada ótima (7 a 9) para o processo HF-ERW e as porcentagens em massa de todos os elementos estão em acordo com a norma API 5L X56.
- A macrografia da junta soldada na condição “como soldada” possibilitou verificar a forma de relógio de areia da ZTA e as deformações das linhas de fluência, características do processo HF-ERW. A análise microestrutural da junta soldada já tratada possibilitou verificar a estrutura ferrítica-perlítica com grãos equiaxiais da região. Para o metal base, a análise microestrutural também revelou a estrutura ferrítica-perlítica, porém foi identificado grãos mais alongados. Apesar da diferença encontrada na morfologia dos grãos, na contagem do tamanho de grão foi possível verificar que ambas as estruturas apresentam valores próximos.
- Os ensaios de tração em corpos-de-prova do metal base e da junta soldada possibilitaram verificar que os níveis de resistência mecânica estão em acordo com o grau X56 da API 5L.
- No ensaio de dureza foi verificado que os valores na área inferior da região tratada termicamente são menores em comparação com as demais duas linhas de impressão e que, para as linhas intermediária e superior, não é possível definir tendências claras de aumento ou diminuição da dureza, entre o metal base e a área tratada.
- No ensaio de impacto Charpy no metal base foi verificado que a energia média absorvida a 0 °C, considerando três corpos-de-prova, foi de 160 J.

Na análise comparativa dos valores de energia absorvida em ensaio de impacto Charpy com entalhe na linha de solda, a 0 °C, foi possível avaliar a influência do aporte

de calor e da velocidade de soldagem na solda HF-ERW. Por meio dos resultados, foi analisado que o aumento da velocidade é benéfico para a junta soldada e provoca o aumento da robustez do processo. A melhora na resistência ao impacto da junta soldada ocorre pela diminuição da dispersão dos resultados. O aumento da robustez decorre do fato que, a partir de Vn, nenhum resultado foi abaixo de 50 J, para as mesmas variações de ± 15% no aporte de calor.

A correlação entre os resultados e os fenômenos de soldagem também foi realizada, sendo constatado que:

- Para as condições a partir de Vn, os benefícios conseguidos pelo aumento da velocidade são consequências do aumento da estabilidade do canal estreito e, devido à obtenção de junta soldada com boa resistência ao impacto para todas as combinações, o fenômeno de soldagem tipo 2 deve ser o predominante.
- Para Vn – 4 m/min, Hn – 15%, a baixa resistência ao impacto obtida na junta soldada e a comparação com uma condição de maior aporte de calor (Hn – 7%), indicam a obtenção do fenômeno de soldagem tipo 1.
- Para Hn + 15%, Vn – 2 m/min, no corpo-de-prova que obteve baixa energia absorvida, foi evidenciada a presença de penetrators na fratura. Dessa análise foi possível presumir que ocorreu uma instabilidade no canal estreito durante a soldagem.

6 TRABALHOS FUTUROS

1- Realizar ensaios de tenacidade à fratura nas juntas soldadas obtidas neste trabalho a fim de se comparar com os valores de impacto Charpy.

2- Variar os valores de aporte de calor e de velocidade de soldagem durante a produção de tubos com grau de aço X70 a fim de se analisar a influencia da composição química e da resistência mecânica do aço na tenacidade da junta soldada, comparando os resultados com os obtidos neste trabalho.

3- Avaliar a influência das demais variáveis (ângulo de encontro das bordas, distância dos contatos elétricos, frequência de soldagem e recalque) na qualidade da solda HF-ERW.

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **Specification for Line Pipe – ANSI/API Specification 5L.** 44th ed. Oct. 1, 2007.153p.

CHOI, J.-H. et al.. **Penetrator Formation Mechanisms during High Frequency Electric Resistance Welding**, Welding Journal, 2004. p. 27S-31S.

GARCIA, A.; SPIM, J. A.; SANTOS, C. A. **Ensaio dos Materiais.** Rio de Janeiro: LTC, 2000. 247p.

ICHIHARA, H. et al.. **Manufacture of Alloy Steel Tube by High Frequency Electric Resistance Welding.** Transactions ISIJ, 1986. Vol. 26. p. 469-475.

JIANG, J. et al.. **Research on strip deformation in the cage roll-forming process of ERW round pipes**. Journal of Materials Processing Technology. 2009. 209. p. 4850–4856.

KIM, C.-M.; KIM, J.-M. **The Effect of Electromagnetic Forces on the Penetrator Formation During High-Frequency Electric Resistance Welding,** Journal of Materials Processing Technology 209, 2009. p. 838-846.

KIM, C.-M., KIM, J.-M. **The Effect of Heat-Input on the Defect Phases in High Frequency Electric Resistance Welding**, Met. Mater. Int., 2009. Vol. 15. No. 1. p. 141-148.

KIM, D. et al.. **Estimation of Weld Quality in High-Frequency Electric Resistance Welding with Image Processing**, Welding Journal, 2007. p. 71S-79S.

KOMINE, I.; TAKAHASHI, I.; ISHIRO, S. **Heat Control for Electric Resistance Welding is Steel Pipe Production**, Presented at the International Conference on Industrial Electronics, Control, and Instrumentation: Milwaukee-Wisconsin, 1986.

MAKSUTI, R.; MEHMETI, H.; OETTEL H. **The Influence of the Plastic Deformation on the Metal Flow During High Frequency Electric Resistance Welding of Longitudinally Welded Pipes**, 3rd International Conference on Deformation Processing and Structure of Materials, 2007.

MARQUES, P. V. **Soldagem: Fundamentos e Tecnologia** / Paulo Villani Marques, Paulo José Modenesi, Alexandre Queiroz Bracarense, 3.ed. Belo Horizonte: Editora UFMG, 2009. 365p.

MINAHARA, Y. et al.. **A New Automatic Heat Input Control for Production of Eletric Resistance Welded Pipe**, Transactions ISIJ, 1986. Vol. 26. p. 476-483.

NAKATA, H.; KAMI, C.; MATHUO, N. **Development of API X80 Grade Electric Resistance Welding Line Pipe with Excellent Low Temperature Toughness**, JFE Technical Report. Oct. 2008. No. 12. p. 27 - 31.

NICHOLS, R. K. **High Frequency Pipe & Tube Welding**, Thermatool Corp.,1994. 154p.

RUDNEV,V. et al.. **Handbook of Induction Heating**, New York: Marcel Dekker, 2003. 800p.

SAITO, M. et al.. **Theoretical Analysis of Current Distribution in Electric Resistance Welding**, Transactions ISIJ, 1986. Vol. 26. p. 461-467.

TATSUWAKI, M. et al.. **Automatic Welding Control System for Electric-resistance Weld Tube Mill**, Transactions ISIJ, 1984. Vol. 24. p. 847-856.

TOYOOKA, T. et al.. **Development of Chance-Free Bulge Roll (CBR) Forming Process for Manufacturing ERW Pipe**. Kawasaki Steel Technical Reporte. Sept. 1991. No. 25. p. 59 – 69.

WAINER, E. **Soldagem: processos e metalurgia** / Coordenação Emilio Wainer, Sérgio Duarte Brandi, Fábio Décourt Homem de Melo, São Paulo: Blucher, 1992. 494p.

WATANABE, N. et al.. **An Automatic Power Input Control System in High Frequecy Electric Resistance Welding**, Transactions ISIJ, 1986. Vol. 26. p. 453-460.

WATANABE, S. et al.. **Recent Progress in Techniques of Manufacturing Small Diameter Electric-Resistance Weld Tubes**. Kawasaki Steel Technical Report No. 4, 1981.

YOKOYAMA, E. et al.. **Effects on Penetrator Defect Occurrence of Welding Conditions and Mn/Si Ratio of ERW High Manganese Line Pipe.** Kawasaki Steel Giho, 1978. Vol. 10. No.1.