

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO E DO DESPORTO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Escola de Engenharia

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

**Aplicação da Técnica da Dupla Camada na Soldagem
de Dutos em Operação**

Michel Marino Küchler

Engenheiro de Materiais

Dissertação para obtenção de título de

Mestre em Engenharia

Especialidade Engenharia de Inspeção de Equipamentos

Porto Alegre - RS

2009

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO E DO DESPORTO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Escola de Engenharia

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

**Aplicação da Técnica da Dupla Camada na Soldagem
de Dutos em Operação**

Michel Marino Küchler

Engenheiro de Materiais

Dissertação apresentada ao programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e dos Materiais - PPGEMM, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia, Especialidade Engenharia de Inspeção de Equipamentos.

Área de concentração: Ciência e Tecnologia dos Materiais

Porto Alegre - RS

2009

II

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção de título de Mestre em Engenharia, Especialidade Engenharia de Inspeção de Equipamentos e aprovada em sua forma final pelo orientador e pela Banca Examinadora do Curso de Pós-Graduação.

Orientador: Prof. Dr. Ivan Guerra Machado (PPGEM-UFRGS)

Coorientador: Dr. Eng. Giovani Dalpiaz (PETROBRAS/CENPES/PDP/TMEC)

Coorientador: Eng. Ricardo R. Marinho (PETROBRAS/CENPES/PDP/TMEC)

Banca Examinadora:

Dr. Eng. Raimundo Cabral de Medeiros

Dr. Eng. Germano Xavier de Pádua

Dr. Eng. Hector Reynaldo Meneses Costa

Prof. Dr. Ing. Carlos Pérez Bergmann

Coordenador do PPGEM

Porto Alegre, Julho de 2009.

A todos os colegas e amigos

AGRADECIMENTOS

À Universidade Federal do Rio Grande do Sul, pela excelência do curso de Curso de Pós-Graduação.

À PETROBRAS, por disponibilizar o tempo e recursos para a elaboração deste trabalho

Ao Prof. Dr. Ivan Guerra Machado, orientador, pelos sábios conselhos e ensinamentos transmitidos ao longo do mestrado

Ao Eng. Dr. Giovani Dalpiaz, coorientador, pela paciência, orientação e amizade

Ao Eng. Ricardo Reppold Marinho, pela prestatividade e sugestões.

À TRANSPETRO, principalmente ao Eng. Mucio Eduardo A. Costa Pinto e ao Téc. Sidney Barbalho da Silva Braga, por abrirem as portas do CREDUTO à realização deste trabalho.

À toda equipe técnica do CREDUTO, pela receptividade e boa convivência durante a estada, e principalmente pela amizade.

ÍNDICE

LISTA DE TABELAS	IX
LISTA DE FIGURAS	X
RESUMO	XVI
ABSTRACT	XVII
1 INTRODUÇÃO.....	1
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
2.1 Reparos por Soldagem em Dutos em Operação	3
2.1.1 Tipos de Defeitos e de Reparo de Dutos	3
2.1.2 Duplas Calhas	5
2.1.3 Trepanação.....	6
2.2 Processos de Soldagem Utilizados no Reparo de Dutos em Operação	7
2.2.1 Soldagem a Arco com Eletrodo Revestido.....	8
2.2.2 Energia de Soldagem.....	9
2.3 Aspectos Físicos e Metalúrgicos da Soldagem.....	10
2.3.1 Condução de Calor na Soldagem.....	11
2.3.2 ZAC – Zona Afetada Pelo Calor	14
2.3.3 Propriedades Mecânicas da ZAC	15
2.3.4 Durezas na ZAC e Critérios de Soldabilidade dos Aços	16
2.4 Problemas na Soldagem em Operação	18
2.4.1 Trincas Induzidas pelo Hidrogênio – TIH.....	19
2.4.2 Perfuração.....	23
2.5 Seleção de Procedimentos de Soldagem para se Evitar TIH.....	24
2.5.1 Energia de Soldagem Mínima	24
2.5.2 Preaquecimento Mínimo	24
2.5.3 Procedimentos com passe de Revenimento.....	25
2.6 Procedimentos de Soldagem sem Tratamentos Térmicos Pós Soldagem	25
2.6.1 Técnicas Aplicadas	25
2.6.2 Estudo de Higuchi	28

2.7	Qualificação de Procedimentos de Soldagem em Operação	31
2.7.1	Métodos para Definição de Parâmetros de Soldagem para Qualificação de Procedimentos	31
3	MATERIAIS E MÉTODOS.....	35
3.1	Materiais	35
3.1.1	Metal Base	35
3.1.2	Metal de Adição.....	36
3.2	Equipamentos	36
3.2.1	Equipamentos de Soldagem.....	36
3.2.2	Sistema de Circulação de Água	37
3.3	Métodos	37
3.3.1	Deposição	37
3.3.2	Caracterização Metalográfica e Medições.....	39
3.3.3	Medição dos Perfis de Microdureza	41
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	42
4.1	Simulações.....	42
4.1.1	Condições de Resfriamento	42
4.1.2	Estimativa de Dureza Máxima na ZAC.....	47
4.2	Aspectos Gerais das Soldagens	49
4.2.1	Cordões Simples (Beads on Pipe)	49
4.2.2	Dupla Calha	51
4.3	Estudo de Higuchi	52
4.3.1	Perfis de Dureza.....	52
4.3.2	Diagramas de Decisão	56
4.4	Soldagens – Aplicação Prática do Estudo de Higuchi.....	59
4.4.1	Sobreposição de Cordões de Solda.....	59
4.4.2	Junta Soldada - Dupla Calha	62
5	CONCLUSÕES	64
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	65

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	66
ANEXOS	71
ANEXO A- Equações para Estimativa de Dureza	72

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Composição química dos materiais de base	35
Tabela 2 – Propriedades mecânicas e químicas do ER E7018.....	36
Tabela 3 – Características de deposição do ER E7018	36
Tabela 4 – Parâmetros de soldagem.	39
Tabela 5 – Simulações das condições de resfriamento com o software PRCI a partir de dados reais.	43
Tabela 6 – Simulações das condições de resfriamento na soldagem da dupla calha via PRCI e Battelle.	44
Tabela 7 – Resultado comparativo entre Modelos matemáticos e software.....	45
Tabela 8 – Estimativas de dureza máxima na ZAC para as soldagens no material do Tubo A ($P_{cm} = 0,21$), valores de dureza em HV10.....	47
Tabela 9 – Estimativas de dureza máxima na ZAC para as soldagens no material do Tubo B ($P_{cm} = 0,17$), valores de dureza em HV10.....	47
Tabela 10 – Valores de dureza (HV10) máxima na ZAC medidos nos cordões simples.....	48
Tabela 11 – Diferenças entre as durezas máximas na ZAC estimadas e as reais para as soldagens no material do Tubo A ($P_{cm} = 0,21$), valores de dureza em HV10.....	49
Tabela 12 – Diferenças entre as durezas máximas na ZAC estimadas e as reais para as soldagens no material do Tubo B ($P_{cm} = 0,17$), valores de dureza em HV10.....	49
Tabela 13 – Resultados das combinações de energias de soldagem do teste de Higuchi	57
Tabela 14 – Resultado das medidas de dureza nos pontos indicados na Figura 45 em cordões de soldas sobrepostos no tubo B	61

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Exemplos de defeitos típicos; a) Cava; b) Mossa; c) Corrosão externa [2].....	4
Figura 2 – a) Dupla-calha. b) Conexão para trepanação com luva de reforço. (adaptado [3]) ..	5
Figura 3 – Soldam da uma dupla calha sendo realizada em campo [2]	6
Figura 4 – Operação de trepanação, detalhes das ferramentas – a) perfuração; b) bloqueio. (adaptado [4]).....	6
Figura 5 – Diagrama ilustrativo de um reparo por trepanação de bloqueio duplo – sem interrupção do fluxo. (adaptado [5]).....	7
Figura 6 – Esquema de soldagem a arco com eletrodo revestido (adaptado [10]).....	8
Figura 7 – Eficiência de fusão. – a) Baixo energia e baixa velocidade de soldagem. b) Alta energia e alta velocidade de soldagem. (adaptado [12]).....	10
Figura 8 – Ciclo térmico de soldagem (adaptado [13]).....	11
Figura 9 - Esquema ilustrativo dos modos de transferência de calor. a) Simplificações utilizados pelos modelos para as fontes de energia; b) situação real hipotética da fonte de energia (adaptado [19]).....	12
Figura 10 – Regiões da ZAC e suas temperaturas no diagrama de transformação Ferro- Carbono (adaptado [20]).....	14
Figura 11 – Propriedades mecânicas da junta soldada no aço a) Variação da tensão de escoamento em função da composição química e da taxa de resfriamento, b) variação da dureza em função da composição química e taxa de resfriamento. (adaptado [20]).....	15
Figura 12 – Efeito da composição química do nas propriedades mecânicas em diferentes regiões da ZAC (MB: metal base, RS: região subcrítica, RI: região intercrítica, RGF: região de refino de grãos, RGG: região de grãos grosseiros) (adaptado[11]).	16
Figura 13 – Diagrama de Graville adotado pela AWS para definir o procedimento de soldagem a ser utilizado para evitar a ocorrência de TIH (adaptado [21]).....	17
Figura 14 – Trinca induzida por hidrogênio na ZAC de uma conexão. (adaptado[32])	19
Figura 15 – Mecanismo de introdução e difusão do hidrogênio no metal de solda e no metal base.(adaptado[36])	20

Figura 16 – Dureza crítica para a ocorrência de TIH para aços com %C > 0,1 (Adaptado [41])	22
Figura 17 – Macrografia ilustrando a evolução dos diferentes estágios eminentes à perfuração (adaptado [46]).....	23
Figura 18 – Diagrama esquemático do efeito da sobreposição dos passes de solda utilizados pela técnica da dupla camada. (adaptado [53]).....	28
Figura 19 – Esquema de deposição e de medidas de dureza utilizadas no estudo de Higuchi; a) Cordão simples (<i>bead on plate</i>); b) Esquema das medidas de dureza.....	28
Figura 20 – Diagrama de Higuchi para o aço baixo carbono (adaptado [55])	29
Figura 21 – Representação esquemática dos parâmetros de refino através da técnica da deposição controlada.	30
Figura 22 – Exemplo do método desenvolvido pelo EWI de medição da capacidade de dissipação de calor.....	32
Figura 23 – Exemplo das curvas de seleção de energia de soldagem do software de análises PRCI (adaptado [60]).....	34
Figura 24 – Fonte de soldagem utilizada, XMT 350.....	36
Figura 25 – Área para qualificação de procedimentos de soldagem e soldadores com sistema de circulação de água. Ao fundo, soldadores executando a qualificação de um procedimento.	37
Figura 26 – Sequência de experimentos; a) Cordões simples; b) soldagem da dupla calha; c) sobreposição de cordões	38
Figura 27 – Sequência de soldagem da dupla calha	38
Figura 28 – Esquema de corte dos cordões simples para caracterização de dureza.....	40
Figura 29 – Esquema de corte para análise da sobreposição de passes.....	40
Figura 30 – Microdurômetro Shimadzu HMV-2.....	41
Figura 31 – Regiões de medição de durezas da juntas soldadas da dupla calha.	41
Figura 32 – Saída resposta do software do instituto Battelle para o nível de energia E_4 mostrado na Tabela 4 (seção 3.3.1), junta tubo - dupla calha.	42
Figura 33 – Saída resposta do Software PRCI para o maior nível de energia conforme Tabela 4 (seção 3.3.1) em deposição simples.....	43
Figura 34 – Gráfico comparativo entre os resultados obtidos via software e modelos matemáticos nos modos de transferência de calor 2D e 3D para dados de soldagem dos cordões simples, tubo A.....	45

Figura 35 – Gráfico comparativo entre os resultados obtidos via software e modelos matemáticos nos modos de transferência de calor 2D e 3D para dados de soldagem da junta tubo – dupla calha, conforme Tabela 6.....	46
Figura 36 – Aspecto das cordões <i>bead on pipe</i> , tubo A	50
Figura 37– Aspecto da secção transversal dos cordões <i>bead on pipe</i> , tubo A (início do cordão). a) <i>E1</i> , b) <i>E2</i> , c) <i>E3</i> e d) <i>E4</i> conforme Tabela 4 (seção 3.3.1).....	51
Figura 38 – Aspecto das soldas na dupla calha, relação de energia entre os passes <i>E2/E2/E4</i> conforme Tabela 4 (seção 3.3.1).....	52
Figura 39 – Perfis de dureza em todos os níveis de energia no tubo A; a) Início do cordão; b) Final do cordão; c) e d), diferentes regiões da ZAC do início e final do cordão respectivamente.	53
Figura 40 - Perfis de dureza em todos os níveis de energia no tubo B; a) Início do cordão; b) Final do cordão; c) e d), diferentes regiões da ZAC do início e final do cordão respectivamente.	54
Figura 41 – Comparação dos perfis de dureza (média das medidas início e final do cordão) nos tubos A e B nos níveis máximos e mínimos de energia.....	55
Figura 42 – Perfis utilizados para tomada de decisão, a) Tubo A, perfil médio; b) Tubo B, perfil médio.....	57
Figura 43 – Diagrama de decisão de acordo com o critério <i>i</i> de Higuchi para o tubo A	58
Figura 44 – Vista transversal dos conjuntos de três cordões com 50% de sobreposição; a)- energia de soldagem de 0,8 kJ/mm; b)- energia de soldagem de 1,3 kJ/mm (ataque: Nital 2% 40 s)	60
Figura 45 – Vista em corte de passes de solda sobrepostos, metal base tubo B. Vista transversal, conjuntos de passes de soldas depositados com energia de soldagem estimados de 1,3 kJ/mm. Vista longitudinal, mediatriz dos conjuntos sobrepostos com energias de soldagem estimada de 0,8 kJ/mm. (ataque e 2 etapas: 1 – Nital 2% 30s; 2 – Nital 2% 20s	60
Figura 46 – Micrografias da ZAC passes sobrepostos no tubo B. a)- região “A” indicada na Figura 45; b)- região “B” indicada na Figura 45	62
Figura 47 – Seção transversal da junta tubo - dupla calha, tubo B. Relações de energia de soldagem entre os passes 0,8/0,8/1,3 (kJ/m)	62

Figura 48 – Micrografia da região “A” mostrada na Figura 47 como alguns pontos de medida de microdureza Vickers (HV0,1). Soldagem no tubo B com relações de energia de 1,2/1,2/1,3 kJ/mm entre os passes. 63

LISTA DE ABREVIATURAS

API – *American Petroleum Institute*

AWS – *American Welding Society*

CE – carbono equivalente

CE_{IW} – carbono equivalente calculado pela fórmula do *International Institute of Welding*

CENPES – Centro de Pesquisas e Desenvolvimento Leopoldo A. Miguez de Mello

CREDUTO – Centro Nacional de Reparo de Dutos

E – energia de soldagem

ER – eletrodo revestido

EWI – *Edison Welding Institute*

GLP - gás liquefeito de petróleo

GMAW – *gas metal arc welding*

HIC – *hydrogen induced cracking*

I – corrente elétrica

MB – metal base

MIG/MAG – *metal inert gas / metal active gas*

MS – metal de solda

P1: profundidade de penetração da primeira camada.

P_{cm} – *weld metal cracking parameter*

PRCI – *Pipeline Research Council International*

PZD1, profundidade da zona dura da 1ª camada

PZD2: profundidade da zona dura da 2ª camada

PZM2: profundidade da zona macia da segunda camada;

R1: altura do reforço da primeira camada;

RCG – região de crescimento de grãos

RGF – região de refino de grãos

RIC - região intercrítica

RS - região subcrítica

RZF - região da zona fundida

SMAW – *shielded metal arc welding*

SMYS - *Specified Minimum Yield Strength*

T – tempo

T_c - temperatura crítica

TIG – *tungsten inert gas*
TIH – trinca induzida por hidrogênio
TP - temperatura de pico
TTPS - tratamento térmico pós soldagem
 U – tensão
ZAC – zona afetada pelo calor
ZD - zona dura
ZM - zona macia
 \emptyset – diâmetro
 c – calor específico
 g – espessura da peça
 k – condutividade térmica
 T_o – temperatura de interpasse
 v_s – velocidade de soldagem
 α – ferrita, fase alfa
 γ – austenita, fase gama
 δ – ferrita, fase delta
 $\Delta t_{8/5}$ - tempo de resfriamento entre 800 °C e 500 °C
 η - rendimento térmico
 ρ – massa específica

RESUMO

A intervenção por soldagem em dutos em operação adquiriu nos últimos anos extrema importância na indústria do petróleo, visto que por meio dela é possível instalar derivações bem como reparar trechos danificados na malha dutoviária sem a interrupção do fluxo dos produtos escoados, o que certamente impactaria em elevados custos nas operações. Os principais limitantes da técnica de soldagem em operação é o risco de perfuração do duto pelo arco durante a soldagem e principalmente, o elevado risco das juntas soldadas sofrerem fissurações induzidas pelo hidrogênio. Estas últimas surgem devido à ocorrência de três fatores em conjunto: alto nível de hidrogênio no processo de soldagem, tensão residual e, microestrutura susceptível.

Neste trabalho, são feitas algumas considerações acerca dos métodos atualmente empregados para se contornar os limitantes da técnica da soldagem em operação aplicada pelo processo de eletrodo revestido (ER). Mais especificamente, estudou-se uma metodologia da técnica da dupla camada, amplamente empregado nos procedimentos de soldagem que visam evitar a formação de microestrutura susceptível à trincas por hidrogênio e, avaliação de dois softwares comumente empregados para avaliar o risco de perfuração do duto pelo arco durante a soldagem em operação. Paralelamente investigou-se equações para estimativas de durezas máxima da ZAC publicada por diversos autores.

Ficou evidente que a metodologia avaliada para a prevenção da perfuração do duto durante a soldagem em operação é bastante confiável e pode ser aplicada com segurança. Quanto às estimativas de dureza máxima na ZAC, os resultados não foram unânimes dentre as equações dos autores investigados. A metodologia da técnica da dupla camada estudada se mostrou eficiente, porém com algumas limitações.

Palavras chave: soldagem em operação, dupla camada, perfuração, dureza

ABSTRACT

Welding interventions onto in-service pipe lines have acquired relevant importance in the last few years in petroleum industry, since with this technique it is possible to install derivations as well to repair damaged pipe lines portions without interrupt the flux of its products, which in turn would results in high costs. The in-service welding techniques limitations are mainly the risk of pipe wall burn through by the electric arc and, the hydrogen cold crack joint susceptibility. The last one is due to the action, at the same time, of three mainly factors: high hydrogen levels and, susceptible microstructure.

In this work it is made some considerations about methods usually applied to work out the limitations of shielded metal arc welding technique applied to in-service welding. Specifically talking, it was studied a temper bead technique commonly used in procedures which the aim is to avoid the presence of hydrogen cold crack susceptible microstructure and, evaluate two commonly software used to prevent the wall pipe burn-through risk by the arc welding. Additionally, it was investigated some published equations to estimate the maximum HAZ hardness.

It was clarified that the evaluated methodology to prevent the pipe wall burn-through risk during the welding process is very confident and safety to be applied in practice situations. The studies conducted about the maximum HAZ hardness showed that just a few of the investigated equations and authors, the results are reliable. The temper bead technique studied as presented as an efficiently method, although some limitations must be taken in account.

Key words: in-service welding, temper bead, burn through, hardness

1 INTRODUÇÃO

O súbito aumento no consumo de combustíveis fósseis ocorrido nos últimos anos, não acompanhado pelo crescimento das estruturas de processamento e distribuição de derivados de petróleo em proporções semelhantes, impôs que as empresas petrolíferas passassem a operar suas unidades em capacidades próximas aos seus limites. Operar em tais condições, implica na otimização de processos existentes com investimentos em novas tecnologias e para garantir a continuidade das operações, manter o foco nas inspeções e manutenção de seus equipamentos. Empresas do mencionado setor, devem dar uma atenção especial aos seus parques de dutos, pois estes são fundamentais para a continuidade das operações. O envelhecimento natural das linhas dutoviárias aliado a outros fatores tais como, por exemplo, a movimentações de terreno onde o duto passa, podem ocasionar diversos tipos de defeitos que podem resultar na falha do duto. Caso a falha ocorra, além de causar o desabastecimento nas unidades de processamento ou distribuição, podem resultar em acidentes de proporções catastróficas. No que concerne as técnicas de reparo de dutos, é interessante que estas possam ser realizadas sem a interrupção do fluxo dos produtos, caso contrário os custos dos reparos pode por vezes tornar-se inviável economicamente. Sob este ponto de vista, diversas técnicas foram desenvolvidas ao longo dos anos, mas a que é empregada com maior frequência são as intervenções realizadas por soldagem, devido a sua versatilidade, confiabilidade, e relativo baixo custo.

Ao se executar soldagens em dutos em operação, deve-se atentar a dois fatores: o risco de perfuração do duto pelo arco durante a soldagem e, o risco da ocorrência de trincas induzidas pelo hidrogênio. A seleção dos procedimentos de soldagem e suas variáveis são feitas em função desses dois fatores. Quanto ao primeiro, procura-se determinar uma faixa segura para os parâmetros de soldagem através de simulações prévias das condições de resfriamento na junta, considerando-se o tipo de fluido, suas variáveis de escoamento e propriedades físicas. Já no segundo caso, procura-se eliminar um ou mais dos três requisitos mandatórios para a ocorrência do fenômeno, ou seja, os níveis de tensões residuais na junta soldada, nível de hidrogênio difusível e, microestrutura suscetível. Como o controle de tensão residual na soldagem cujas taxas de resfriamento são elevadas é um tanto difícil, o problema é contornado trabalhando-se com processos de baixo hidrogênio e controlando-se as variáveis

de soldagem, onde é possível reduzir os níveis de hidrogênio e evitar a formação de microestruturas susceptíveis a trincas induzidas por hidrogênio.

Como uma das alternativas aos tratamentos térmicos pós soldagem para o controle das microestruturas na soldagem convencional é a aplicação da técnica da dupla camada, cujo princípio básico é por da interferência do calor gerado nos passes posteriores de solda, controlar as transformações microestruturais indesejadas dos passes anteriores. Das variantes dessa técnica, estudos conduzidos com a metodologia conhecida por método da deposição controlada mostrou-se eficaz e de simples aplicação na soldagem convencional, bastando para isso a escolha de parâmetros de soldagem adequados através de estudos prévios das características dos cordões de solda, um dos pioneiros desses estudos foi Higuchi.

No entanto devido às altas taxas de resfriamento, algumas das regras usadas na soldagem convencional não podem ser diretamente empregadas na soldagem em operação. Partindo dessa premissa, este trabalho foca no estudo da técnica do passe de revenimento por deposição controlada aplicado à soldagem em operação, utilizando-se do estudo de Higuchi como ferramenta para a seleção dos parâmetros de soldagem, tal como este foi aplicado na soldagem convencional por alguns pesquisadores. Em paralelo, é avaliado os resultados de dois softwares comumente utilizados para simulações das condições de resfriamento na soldagem em operação. A partir de dados obtidos com estes e dados de composição química dos materiais estudados, prever as propriedades da junta soldada quanto a máxima dureza na ZAC utilizando-se para isso de equações empíricas desenvolvidas por alguns pesquisadores com esse fim. Estimar previamente as propriedades mecânicas de uma junta soldada antes de sua execução é útil por reduzir as possibilidades de escolha de parâmetros inadequados, reduzindo significativamente os tempos entre as qualificações de procedimentos, mandatórios na soldagem em operação, e sua execução em campo.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Reparos por Soldagem em Dutos em Operação

Durante a execução de um procedimento de soldagem de fabricação, para se ter como resultado uma solda com as propriedades mecânicas esperadas, devem ser observados e controlados diversos fatores. Preparo adequado das superfícies a serem unidas, escolha dos parâmetros de processo e, treinamento extensivo do soldador caso o processo seja manual, são apenas algumas das variáveis essenciais para garantir o sucesso de uma união.

A soldagem em operação, procedimento realizado com o equipamento em que se esta soldando encontra-se em regime de serviço, geralmente é empregada quando há a necessidade algum tipo de reparo ou adaptações onde não é possível efetuar a parada do equipamento ou, o custo de parada é muito elevado. Na indústria do petróleo é muito comum a necessidade de efetuar reparo ou instalar derivações em dutos em operação, pois este na maioria das situações é único e pode comprometer o abastecimento de um terminal de distribuição de combustíveis ou até mesmo o regime de produção de uma refinaria.

Na soldagem em operação deve-se se atentar a alguns requisitos além dos habituais da soldagem de fabricação para se obter como resultado uma solda confiável e de execução segura. A diferença básica que pode ser assinalada na soldagem de dutos em operação da de fabricação é a taxa de resfriamento, pois o fluido em circulação promove altas taxas de extração de calor. Ainda deve-se atentar ao risco de perfuração quando se esta executando a soldagem em tubos de parede fina, mais ainda quando o fluido em circulação é inflamável, caso típico na indústria do petróleo.

2.1.1 Tipos de Defeitos e de Reparo de Dutos

Diante da necessidade constante em reparar linhas de transferências de hidrocarbonetos na indústria do petróleo, ao longo das últimas décadas desenvolveu-se diversas tecnologias de reparo de dutos. Os principais defeitos encontrados são aqueles decorrentes do desgaste natural por corrosão, falha mecânica e, fenômenos naturais aos quais as linhas estão expostas (movimentos de solo, inundações). Os tipos de defeitos que necessitam de reparo são [1]:

- qualquer dano com vazamento;
- sulcos e cavas, quando apresentarem profundidade maior que:

- 12,5 % da espessura nominal da parede, para oleodutos;
- 10% da espessura nominal da parede, para gasodutos;
- mossas que afetam os cordões de solda; mossas contendo ranhuras, sulcos ou cavas; mossas com profundidade > 6 mm em dutos com diâmetro 4” ou com profundidade > 6 % do diâmetro nominal do duto para diâmetro nominal > 4”;
- mordeduras com as seguintes dimensões:
 - profundidade > 0,8 mm ou > 12,5 % da espessura (o que for menor);
 - profundidade > 0,4 mm ou entre 6 % e 12,5 % da espessura (o que for menor), e com o comprimento > 50 mm em 300 mm contínuos de solda ou 1/6 do comprimento da solda (o que for menor);
- qualquer tipo de trinca;
- toda solda não aceita pelos “critérios de aceitação - testes não-destrutivos” da norma API STD 1104 ou pela especificação de fabricação do tubo;
- áreas corroídas cujas dimensões resultem em tensões acima de valores admissíveis de acordo com os critérios da norma ASME B31.G;
- áreas corroídas atravessando soldas;
- dutos tensionados, com tensão longitudinal maior que 72% SMYS, para dutos novos, e 54% SMYS para dutos que já sofreram algum tipo de tensionamento.

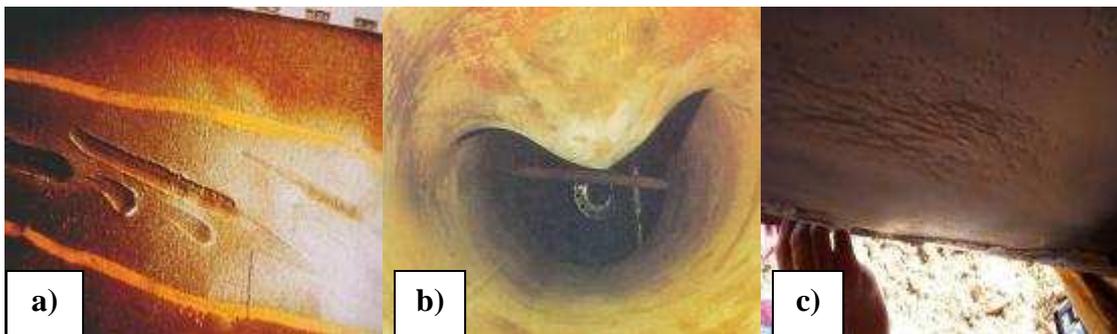


Figura 1 – Exemplos de defeitos típicos; a) Cava; b) Mossa; c) Corrosão externa [2]

Os reparos podem ser classificados como [1]:

- a) Reparos de Contingência;

São precedidos de ações operacionais para minimizar os impactos ao meio ambiente e pessoas, e servem para conter vazamentos e permitir a intervenção no duto com objetivo de viabilizar a execução de reparos temporários ou permanentes.

b) Reparos Temporários;

Garantir segurança e continuidade operacional até execução do reparo permanente em prazo não superior a 2 anos;

c) Reparos Permanentes.

Servem para recompor integralmente a resistência mecânica do duto como novo.

Há disponíveis atualmente diversas técnicas de reparo, que podem ser apenas mecânicos, revestimentos a base de resina epóxi e fibras, e por soldagem. Nesta ultima categoria podem ser citados o reforço por enchimento simples, instalação de “bacalhau” e duplas calhas. No Brasil as principais intervenções e reparos são realizadas por processos de soldagem.

2.1.2 Duplas Calhas

O tipo mais comum de intervenções em dutos em operação trata-se da instalação de luvas bipartidas, ou duplas calhas, ambos termos utilizados na área de instalação e manutenção de dutos. Este tipo de reparo é de relativo baixo custo e de fácil instalação, características desejáveis em reparos por solda em operação. Ele é considerado um reparo definitivo e é utilizado para qualquer tipo de defeito, exceto trincas passíveis de se propagarem por baixo da luva, onde neste caso é classificado como um reparo provisório.

A instalação de duplas calhas se ajusta muito bem para reparar trechos da tubulação onde é constatada a perda de espessura por corrosão, localizada ou generalizada, defeitos típicos de em linhas de transferência [1]. Na Figura 2 é apresentado os dois tipos mais comuns de intervenções com processos de soldagem em dutos em operação, na Figura 3 é ilustrado a soldagem de uma dupla calha em campo.

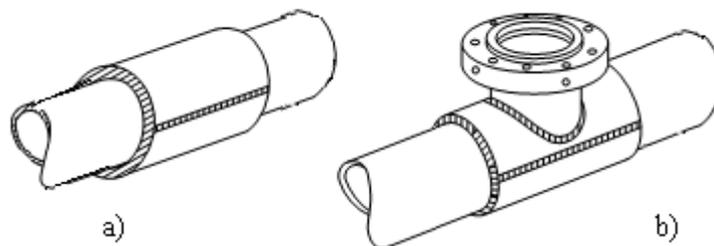


Figura 2 – a) Dupla-calha. b) Conexão para trepanação com luva de reforço. (adaptado [3])



Figura 3 – Soldam da uma dupla calha sendo realizada em campo [2]

2.1.3 Trepanação

A trepanação é o procedimento pelo qual é possível fazer conexões em tubulações ou vasos sem tirá-lo de operação. Em linhas gerais, o procedimento consiste em instalar por procedimentos de soldagem as conexões ou *fittings* como mostrado na Figura 2 - b), o passo seguinte é instalar um tipo especial de válvula (tipo sanduíche) que permitirá o acoplamento das ferramentas de perfuração (Figura 4-a) e de tamponamento (Figura 4-b), caso a intervenção não seja do tipo derivação. A Figura 5 ilustra uma operação de trepanação com duplo bloqueio, sem interrupção de fluxo, utilizada para a substituição de um trecho da tubulação.

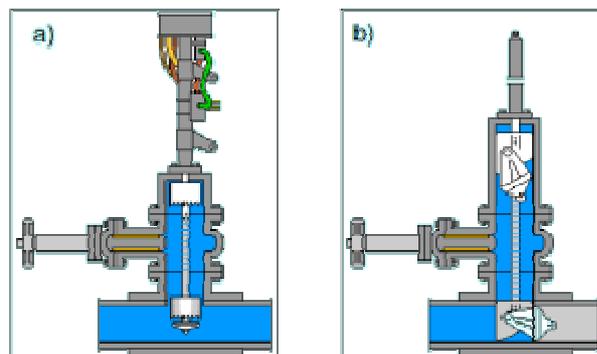


Figura 4 – Operação de trepanação, detalhes das ferramentas – a) perfuração; b) bloqueio. (adaptado [4])

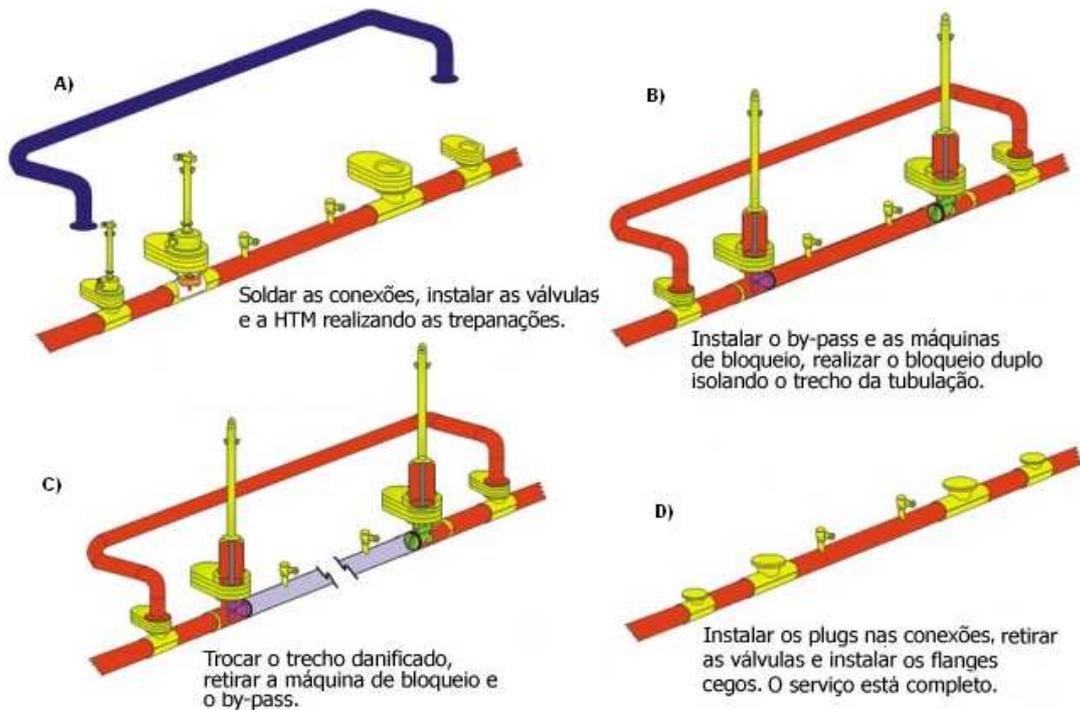


Figura 5 – Diagrama ilustrativo de um reparo por trepanação de bloqueio duplo – sem interrupção do fluxo. (adaptado [5])

A trepanação é um procedimento complexo e que exige mão de obra especializada, cada vez mais ela se torna indispensável para a viabilidade econômica em diversas manobras e intervenções realizadas em faixa de dutos de grandes empresas.

2.2 Processos de Soldagem Utilizados no Reparo de Dutos em Operação

Na atualidade, os processos de soldagem a arco elétrico são amplamente usados na união por fusão de metais, pois apresentam uma grande variedade de vantagens que vão desde um baixo custo do equipamento, fácil manipulação e um nível aceitável de risco para a saúde dos operadores. Por isso, esta categoria de processo tem aumentado sua importância industrial tanto na manutenção como na fabricação de peças. Na indústria do petróleo, a soldagem tem constituído um processo de um alto nível tecnológico empregado dia a dia no reparo de dutos, tubulações e equipamentos, possibilitando a intervenção dos diversos equipamentos sem a interrupção da operação dos mesmos e evitando assim, perda de produção [6].

Atualmente, o processo com eletrodo revestido pode ser considerado o de maior aplicação geral entre os processos de soldagem a arco, encontrando uso em soldas de pequena responsabilidade, por exemplo, em serralherias, até em soldas de grande responsabilidade como as realizadas em reatores nucleares e vasos de pressão em geral [7].

Como a soldagem em operação é na grande maioria das vezes realizada no campo, o processo empregado é o ER, por sua versatilidade, baixo custo e facilidade de recrutar mão-de-obra qualificada, além de ser um dos processos que melhor se adapta a altas taxas de resfriamento sem introduzir defeitos como falta de fusão na junta soldada. Alguns estudos na tentativa de utilizar outros processos foram conduzidos por BRUCE [8], a vantagem de utilizar processos de soldagem como mig/mag, por exemplo, seria em evitar o nível de hidrogênio difusível, responsável pelo principal problema em soldas com altas taxas de resfriamento, as trincas a frio.

No caso das soldas com eletrodo revestido, procura-se evitar os níveis de hidrogênio utilizando-se eletrodos básicos embalados á vácuo e procedimentos de soldas adequados, é pratica comum preaquecer a superfície utilizando maçarico tipo chuveiro com chama acetilênica, propano ou GLP para remover a umidade superficial.

2.2.1 Soldagem a Arco com Eletrodo Revestido

Segundo MACHADO [9], neste processo a poça de fusão é estabelecida por meio de arco elétrico formado entre a peça e o eletrodo revestido consumível. O eletrodo é formado por um arame (alma) revestido concentricamente por uma massa composta por diversos minerais e compostos químicos. A função do revestimento, por meio de gases e escória liberados pela sua decomposição durante a soldagem, é proteger a poça de fusão da atmosfera. Além disso, o revestimento é responsável pela maioria das reações pirometarlúrgicas que ocorrem em temperaturas acima de 6000 K. A Figura 6 apresenta um esquema do processo de soldagem a arco com eletrodo revestido.

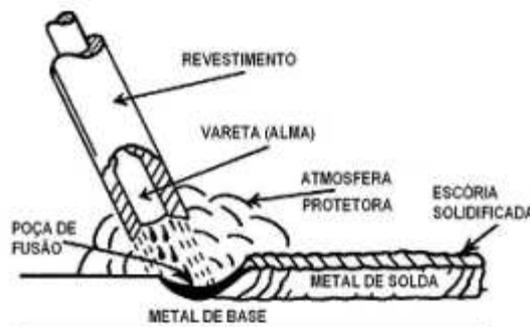


Figura 6 – Esquema de soldagem a arco com eletrodo revestido (adaptado [10])

Este processo é adequado para a maioria das ligas metálicas, com exceção a aquelas com baixo ponto de fusão e extremamente reativas. Isto devido à alta energia fornecida pelo

arco e por não oferecer suficiente proteção à contaminação e/ou reação com a atmosfera, respectivamente.

O arco é produzido por meio de uma descarga elétrica em um gás entre dois eletrodos. Nesta etapa, são alcançadas temperaturas extremamente elevadas, dependendo do processo pode alcançar valores de até 50000 K. Os eletrodos no processo são ambos o arame e a peça, dependendo de como a fonte de soldagem é operada e configurada, um pode operar tanto como catodo ou anodo. Atualmente, as modernas fontes podem operar tanto em CC como em CA.

A polaridade em que se opera o eletrodo durante a soldagem bem como a intensidade de corrente, tem influencia direta nas características da soldagem, tanto do ponto de vista do processo de deposição como aspectos físicos e metalúrgicos do cordão.

2.2.2 Energia de Soldagem

Durante a soldagem, a variação de parâmetros tais como, intensidade de corrente, tensão e velocidade de soldagem, tem forte influência nas características da solda. Estes parâmetros determinam a energia envolvida no processo. Como em situações práticas nem sempre é possível medir a energia fornecida durante a execução da solda, é possível estimar seu valor conforme a Eq. 1. A energia fornecida pelo arco por unidade de comprimento de solda é conhecida por energia nominal En (MACHADO [9]):

$$En = \frac{U \times I}{vs} \quad (\text{Eq. 1})$$

Onde: En é a energia nominal de soldagem (J/mm)

U é a tensão do arco (V)

I é a corrente de soldagem (A)

vs é a velocidade de soldagem [mm/s]

Somente uma parcela da energia do arco é efetivamente transferida para a solda, pois grande parte da energia acaba servindo simplesmente para aquecer o eletrodo, ocorrendo também perdas de calor para o ambiente. Para calcular a energia líquida, ou seja, a energia absorvida efetivamente pela peça, é necessário utilizar a seguinte relação:

$$E = r \times En \quad (\text{Eq. 2})$$

Onde: E é a energia de soldagem [J/mm]

r é o rendimento térmico do processo de soldagem

En é a energia nominal de soldagem dada pela Eq. 1

Características do processo e condições de soldagem conferem diferentes intensidades de energia que é transferida para a junta, a eficiência térmica da fonte de calor é uma particularidade de cada processo. Para o processo a arco elétrico com eletrodo revestido, GRONG [11] admite valores para rendimento térmico r entre 0,66 a 0,85. O valor de 0,75 é habitualmente usado nos cálculos de aporte térmico em soldagens por eletrodo revestido [9].

A energia de soldagem tem impacto direto nas propriedades da solda, de forma que seu controle é fundamental para se obter soldas com as características desejáveis. A Figura 7 ilustra a forte dependência do aporte térmico com o cordão de solda, no caso mostrado, a eficiência de fusão.

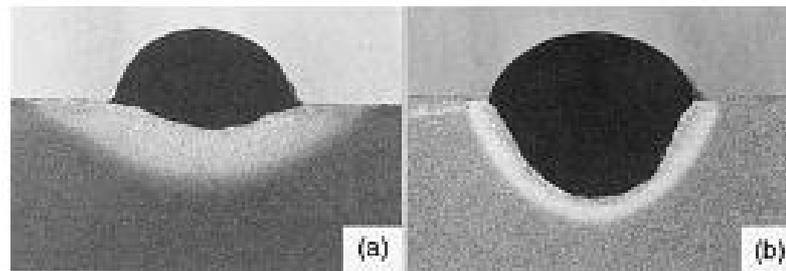


Figura 7 – Eficiência de fusão. – a) Baixa energia e baixa velocidade de soldagem. b) Alta energia e alta velocidade de soldagem. (adaptado [12])

2.3 Aspectos Físicos e Metalúrgicos da Soldagem

O processo de aquecimento e resfriamento durante a soldagem é conhecido por ciclo térmico da soldagem. A Figura 8 é mostrada a curva de um ciclo térmico genérico.

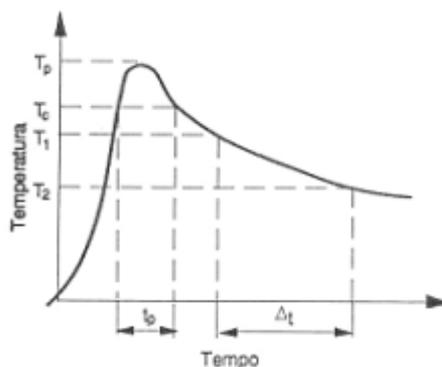


Figura 8 – Ciclo térmico de soldagem (adaptado [13])

Desta figura é importante destacar alguns pontos relevantes. A temperatura T_P indicada no gráfico é conhecida como Temperatura de Pico, que é a máxima temperatura atingida durante a soldagem. A T_P diminui à medida que se afasta do centro da solda e indica a extensão da região do metal afetado pelo calor.

A temperatura crítica (T_C) é a temperatura mínima onde ocorre alguma transformação microestrutural importante, como uma mudança de fase por exemplo. O tempo de permanência (T_P) a cima da T_C é tão importante quanto o próprio valor de temperatura. A taxa de resfriamento, dado pela Eq. 3, é determinante nas características metalúrgicas da solda. Para os aços é adotado as temperaturas de 800 e 500 °C como T_1 e T_2 , respectivamente.

$$\Delta T = \frac{T_1 - T_2}{\Delta t} \quad (\text{Eq. 3})$$

ALONSO [14] cita BUSCHINELLI[15], destacando para a influência do aporte térmico na taxa de resfriamento. Em linhas gerais, aportes térmicos maiores, geram taxas de resfriamento menos acentuadas.

O ciclo térmico aliado a composição química do metal é que determinam as microestruturas presentes em uma determinada junta soldada, e por conseqüência, suas propriedades mecânicas. Apesar disso, algumas características são comuns a todas as juntas soldadas por um determinado processo.

2.3.1 Condução de Calor na Soldagem

Devido à grande importância do ciclo térmico sobre diversos aspectos da junta soldada, tais como a macroestrutura de solidificação do metal de solda, transformações microestruturais, propriedades mecânico/metalúrgicas, descontinuidades, tensões residuais e

deformações, ao longo dos anos muitos estudos tem sido direcionados ao entendimento dos fenômenos de condução de calor na soldagem. Como resultado destes estudos, tem-se disponível hoje diversos modelos razoavelmente acurados para o fluxo térmico provocado por uma dada condição de soldagem, os quais envolvem cálculo dos ciclos térmicos nos pontos de interesse, em outras palavras, o cálculo da variação de temperatura nestes pontos com o passar do tempo [16].

2.3.1.1 Principais Modelos utilizados na soldagem

No desenvolvimento dos modelos diversas dificuldades são encontradas, tanto devido à complexidade dos fenômenos de transferência de calor, que pode se dar em diversos modos e das múltiplas interferência entre estes, bem como das propriedades físicas do material, muitas vezes assumidas constantes a fim de simplificação. Mesmo com estas limitações, os modelos geralmente apresentam resultados satisfatórios para diversas aplicações da tecnologia da soldagem, pelo menos considerando-se os aspectos necessários para uma primeira aproximação e desde que as informações obtidas sejam corretamente interpretadas [16].

Dos principais modelos analíticos desenvolvidos, Machado [16] cita os clássicos trabalhos de Rosental [17] e Rykalin [18], os quais, aparentemente foram desenvolvidos separadamente. Dentre as premissas empregadas nos modelos utilizados, vale citar o de que a fonte de energia é idealizada como um ponto para o caso da extração tridimensional (3D) do calor, ou uma linha do comprimento igual a espessura da peça quando esta extração ocorre de forma bidimensional (2D). Na Figura 9 é mostrado um esquema dos modos de transferência de calor e a simplificação da fonte de energia versus fonte de energia real.

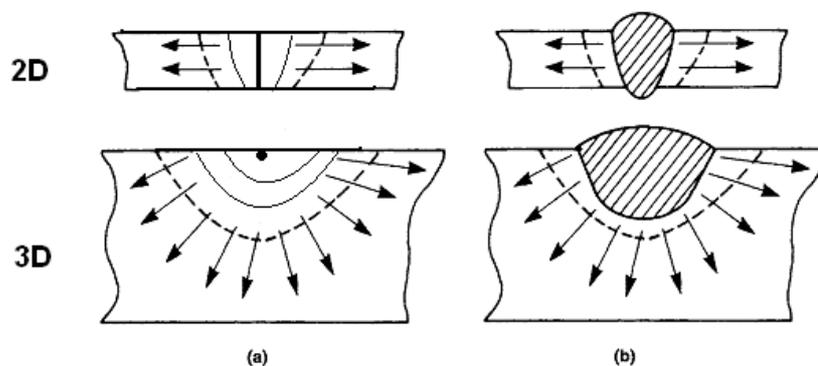


Figura 9 - Esquema ilustrativo dos modos de transferência de calor. a) Simplificações utilizados pelos modelos para as fontes de energia; b) situação real hipotética da fonte de energia (adaptado [19])

Dentre as informações mais importantes que se pode obter a partir dos modelos de soldagem é acerca do tempo de resfriamento, em particular, na faixa de temperatura entre 800 °C e 500 °C, faixa na qual a maioria dos aços passam por transformações metalúrgicas importantes. A seguir, são apresentadas a Equação 4 para o modo de extração de calor 2D, e a Equação 5 para o modo de extração de calor 2D [16]:

$$\Delta t_{8/5} = \frac{(E/g)^2}{4\pi k \rho c} \left[\frac{1}{(500-T_o)^2} - \frac{1}{(800-T_o)^2} \right] \quad (\text{Eq. 4})$$

$$\Delta t_{8/5} = \frac{E}{2\pi k} \left[\frac{1}{500-T_o} - \frac{1}{800-T_o} \right] \quad (\text{Eq. 5})$$

$\Delta t_{8/5}$ - tempo de resfriamento entre 800 °C e 500 °C

E – energia e soldagem

g – espessura da peça

k – condutividade térmica

ρ – massa específica

c – calor específico

T_o – temperatura de interpasse

Nos cálculos do ciclo térmico a partir dos modelos apresentados, uma das principais fontes de erro está em considerar as constantes físicas constantes, quando na verdade, os mesmos variam em função da temperatura. Outra fonte de erro associada está na questão de não se saber qual o modo de extração de calor está atuando na soldagem. Para contornar este último problema, têm-se disponíveis equações que apresentam soluções para esse critério, conhecidas como “de decisão” D. No caso do tempo de resfriamento T8/5 tem-se a seguinte relação [16]:

$$D_{8/5} = \frac{E}{2\rho c} \left[\frac{1}{500-T_o} + \frac{1}{800-T_o} \right] \quad (\text{Eq. 6})$$

E ; ρ ; c ; T_o , mesmo que os anteriores

Sendo que, se $D_{8/5} < g$ a equação adotada deve ser aquela 3D, caso contrario utiliza-se a equação para 2 D..

2.3.2 ZAC – Zona Afetada Pelo Calor

Em toda solda por fusão, há no entorno do cordão uma região que é termodinamicamente modificada pelo calor proveniente da poça de fusão. As modificações que ocorrem são basicamente em função do tipo de material e sua composição química e, da taxa de resfriamento. A taxa de resfriamento depende tanto do aporte térmico como das características da peça soldada (espessura, geometria) e condições de contorno, por exemplo, na soldagem em operação, cujo material a ser soldado está em contato com um fluido, o qual promove altas velocidades de extração de calor. A Figura 10 apresenta um desenho esquemático das transformações as transformação possíveis de ocorrer durante a soldagem de um aço.

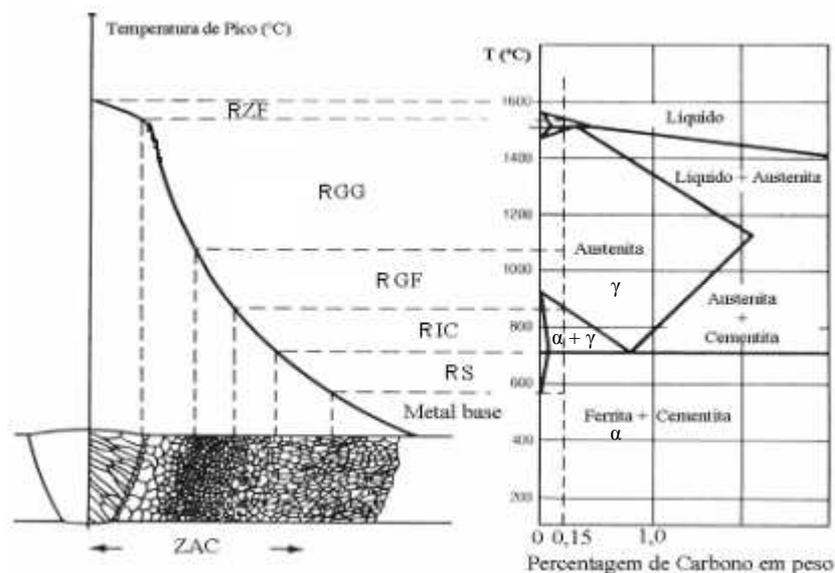


Figura 10 – Regiões da ZAC e suas temperaturas no diagrama de transformação Ferro-Carbono (adaptado [20])

Num ponto da ZAC logo além da borda da poça de fusão a temperatura aumenta rapidamente a um nível próximo do da poça de fusão e diminui rapidamente produzindo um efeito como o de têmpera. Em aços essa região torna-se austenítica durante o aquecimento e pode formar martensita quando se resfria. Essa região desenvolve grãos grosseiros (região de crescimento de grãos - RGG). Um pouco mais além, onde a temperatura não foi tão alta, entrando na faixa acima da temperatura de transformação mas não atingindo a região austenítica, o tamanho de grão é menor (região de refino de grãos - RGF). Mais além ainda,

não há alteração no tamanho de grão, mas o calor é suficiente para reduzir a dureza dessa região e eliminar até certo ponto os efeitos de qualquer encruamento (região intercrítica - RIC e subcrítica - RS) [10].

2.3.3 Propriedades Mecânicas da ZAC

Como visto na seção anterior, durante a soldagem as regiões da junta soldada, e próximas a ela, estão sujeitos a um ciclo térmico com diferentes temperaturas e diferentes taxas de resfriamento. Esta característica aliada à composição química do material determina as propriedades mecânicas da junta soldada. A Figura 11 a) e Figura 11 b) ilustram a variação das propriedades mecânicas da junta soldada no aço em função da composição química e taxa de resfriamento.

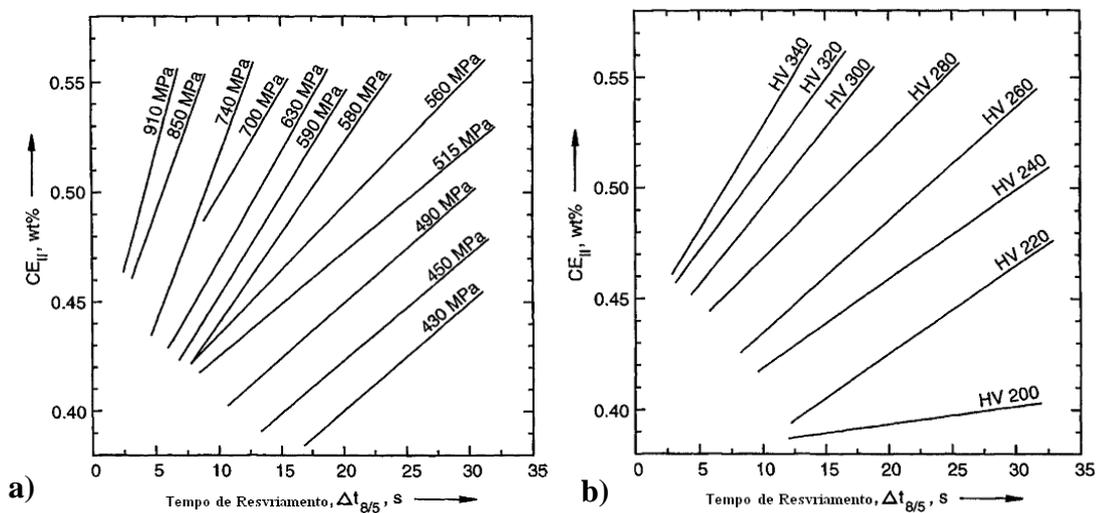


Figura 11 – Propriedades mecânicas da junta soldada no aço a) Variação da tensão de escoamento em função da composição química e da taxa de resfriamento, b) variação da dureza em função da composição química e taxa de resfriamento. (adaptado [20])

Nota-se na Figura 11 a forte dependência das propriedades mecânicas com o tempo de resfriamento bem como à composição química. É imprescindível conhecer as características do material que se esta soldando, e desse modo, garantir que as propriedades mecânicas resultantes da solda sejam adequadas. A Figura 12 mostra a variação das propriedades mecânicas de um aço nas diferentes regiões da ZAC e com diferentes composições químicas.

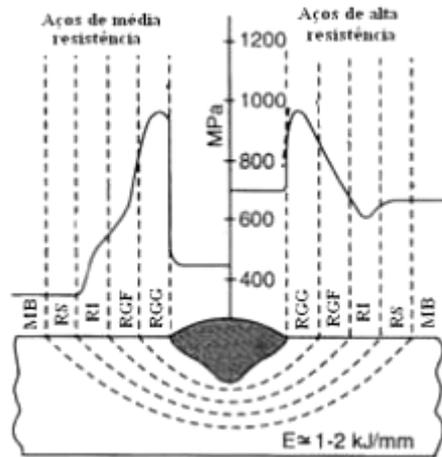


Figura 12 – Efeito da composição química do nas propriedades mecânicas em diferentes regiões da ZAC (MB: metal base, RS: região subcrítica, RI: região intercrítica, RGF: região de refino de grãos, RGG: região de grãos grosseiros) (adaptado[11]).

É importante destacar que dependendo da microestrutura do aço, pode ocorrer na ZAC tanto o aumento da resistência mecânica, o que pode acarretar na perda de ductilidade do material, como a redução das propriedades mecânicas. Esta última situação pode ocorrer em aços de alta resistência (temperados) onde, nas regiões de grãos grosseiros, regiões de grãos refinados e intercrítica, pode haver a formação de grandes quantidades de ferrita poligonal e de Widmanstätten. Esta situação é mais evidente quanto maior o aporte térmico empregado na soldagem [11].

2.3.4 Durezas na ZAC e Critérios de Soldabilidade dos Aços

A suscetibilidade de um aço de uma dada composição em elevar a dureza na ZAC devido ao ciclo térmico submetido durante a soldagem é frequentemente caracterizada pela equação do carbono equivalente (CE). Esta, prescreve o efeito da composição química do aço em formar martensita e, quando combinada com informações como processos de soldagem, energia de soldagem, espessura de parede do tubo e taxa de resfriamento, pode ser usada para estimar as condições de soldagem que resultem em uma microestrutura não susceptível a TIH (Trinca Induzida por Hidrogênio).

Há diversas fórmulas de CE usadas para medir a soldabilidade, porém a mais utilizada é a provida pelo IIW (*International Institute of Welding*). O CE_{IIW} é definido por:

$$CE_{IIV} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cu + Ni}{15} + \frac{Cr + Mo + V}{5} \quad (\text{Eq. 7})$$

O CE_{IIV} é considerado como sendo mais eficiente em avaliar a soldabilidade em aços mais antigos, tais como produzidos antes de processamento termomecanicamente controlado, com percentuais de carbono de 0,15 até 0,3%. Outra fórmula muito utilizada, P_{cm} , leva mais em conta o efeito do C do que outros elementos, e é considerada mais apropriada para os aços modernos, segundo recomendação da AWS.

$$P_{cm} = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Cr}{20} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + 5B \quad (\text{Eq. 8})$$

A Figura 13 apresenta o diagrama adotado pela AWS para a escolha de procedimentos de soldagem. A soldagem de aços localizados na zona 1 não é propensa à ocorrência de trincas a frio, a menos que envolva alto teor de hidrogênio ou para maior nível de restrição. Em geral, esta região possui boa soldabilidade [11].

Aços localizados na zona 2 são mais propensos à ocorrência de trincas a frio que aqueles situados na zona 1, possuindo média soldabilidade. O método de controle de dureza deve ser utilizado para determinar a velocidade crítica de resfriamento que promova uma microestrutura não susceptível a trincas a frio [11].

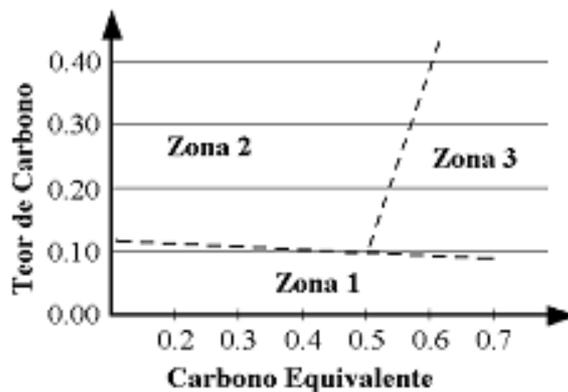


Figura 13 – Diagrama de Graville adotado pela AWS para definir o procedimento de soldagem a ser utilizado para evitar a ocorrência de TIH (adaptado [21]).

Aços situados na zona 3 possuem alta temperabilidade, tendo assim como consequência uma alta susceptibilidade a TIH [11].

2.3.4.1 Estimativas de Dureza na ZAC

Há diversas situações onde um determinado procedimento de soldagem fica inviável, pois os níveis de dureza atingidos na ZAC conduzem a uma perda de ductilidade tal que, o material deixa de comportar as propriedades mecânicas exigidas na aplicação. Isto é muito comum na prática em equipamentos que devido ao desgaste com o tempo, necessitam ser reparados por solda. Nestes casos, procura-se utilizar procedimentos de soldagem alternativos ou tratamentos térmicos pós soldagem.

Devido à grande importância do assunto, diversos estudos foram conduzidos na tentativa de obter métodos que pudessem prever as propriedades mecânicas da ZAC. Os mais importantes foram conduzidos por Yurioka [22][23], Zuzuki [24], Tera Saki [25], Lorenz e Düren [26], Beckert e Holtz [27], e Cottrell [28]. De forma geral, todos os autores citados utilizaram a mesma metodologia, buscando equações empíricas que descrevessem a dureza máxima na ZAC de soldas em baixas e altas velocidades de resfriamento, em seguida ajustando-as para velocidades intermediárias [29].

Em anexo a este documento (Anexo A), é apresentado as equações dos referidos autores.

2.4 Problemas na Soldagem em Operação

Como visto anteriormente, mesmo na soldagem de fabricação deve-se haver um rigoroso controle do processo. Na soldagem em campo, além dos parâmetros básicos de soldagem, deve-se considerar as condições adversas impostas pelo local da soldagem. As condições de acesso de equipamentos e soldadores, que na maioria dos reparos em operação não é favorável.

Além das dificuldades naturalmente impostas pela soldagem em campo, a soldagem em operação tem como principal característica o seu rápido resfriamento da poça de fusão devido ao fluxo interno. Altas taxas de resfriamento é sempre indesejável em soldas de alta responsabilidade, pois aumenta muito a probabilidade do surgimento das trincas induzidas pelo hidrogênio.

Outro fator marcante da soldagem em operação é do risco de perfuração. Além do problema de vazamento do produto e a indesejada interrupção da linha, tal situação pode resultar em acidente grave, visto que na maioria dos casos os produtos escoados são inflamáveis.

2.4.1 Trincas Induzidas pelo Hidrogênio – TIH

A presença de trincas induzidas pelo hidrogênio em juntas soldadas nos aços é governada por três fatores básicos: microestrutura, hidrogênio e tensão de tração. O fenômeno só é passível de ocorrer se houver simultaneidade das três condições. As microestruturas susceptíveis a trincas por hidrogênio são as de dureza elevada, provenientes de transformação bainítica ou contendo martensita [30].

Há risco de fissuração induzida pelo hidrogênio em soldas somente quando estas resfriam abaixo da temperatura de 150-100 °C, acima desta temperatura não há evidências da ocorrência do fenômeno. Dessa forma as trincas a frio, como também o fenômeno é chamado, tem natureza retardada, isto é, a nucleação e propagação podem iniciar somente horas após a soldagem, em alguns casos podem levar dias ou até semanas [30].

Para aços baixa liga de alta resistência e aços C/Mn, trincas na ZAC, ilustrada pela Figura 14, é a forma mais comum de ocorrência de TIH [31][32]. Na prática isto cobre todos os aços com resistência na faixa de 350 a 600 MPa. Os tipos de trincas que ocorrem com maior frequência são: trincas na margem do cordão, abaixo do cordão e na raiz. Trincas na margem do cordão, ilustrado pela Figura 14, geralmente ocorrem em soldas com altos níveis de hidrogênio e é característica desta o surgimento em um curto espaço de tempo após a soldagem [33]. A formação de trincas abaixo do cordão e na raiz é governada basicamente pelo nível de tensão trativa transversal a solda e pela tensão trativa residual devida à contração, que em termos, é devida à restrição estrutural e à resistência do metal de solda. Dessa forma, chapas finas não possuem rigidez suficiente para causar níveis de tensão capazes de promover a TIH na ZAC [34][35].

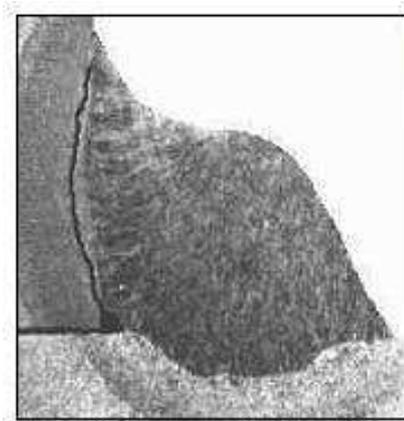


Figura 14 – Trinca induzida por hidrogênio na ZAC de uma conexão. (adaptado[32])

O micromecanismo de propagação da trinca não é único, análises macrográficas revelaram que ela pode se dar por diversas formas, a citar: clivagem, quasi-clivagem, coalescência de microvazios ou de maneira inter e transgranular [29].

2.4.1.1 Métodos Utilizados para se Evitar TIH

Como visto na seção anterior, a ocorrência de TIH é dependente da ação três fatores em conjunto. Na prática busca-se executar procedimentos de soldagem que minimizem a influência de todos os fatores, visto que, o controle de mais de um aumenta a segurança no sentido de se evitar TIH. Existem diversas formas de se controlar as condições que propiciam a formação de TIH.

a) Controle de Hidrogênio

Todo processo de solda por arco elétrico introduz algum hidrogênio na solda. O hidrogênio pode se originar da umidade existente no próprio revestimento do eletrodo utilizado, da umidade e da temperatura da atmosfera em contato com o arco elétrico. Pode ainda se originar de hidrocarbonetos, graxas, óleos, ferrugem (corrosão) ou qualquer outro contaminante (orgânico principalmente) na superfície do substrato ou no consumível de soldagem. A Figura 15 ilustra o processo de introdução de hidrogênio no metal de solda e em seguida sua difusão para a ZAC. Dessa forma, para reduzir os níveis de hidrogênio na solda é dada atenção especial ao tipo de consumível e aos procedimentos de limpeza da superfície a ser soldada [2].

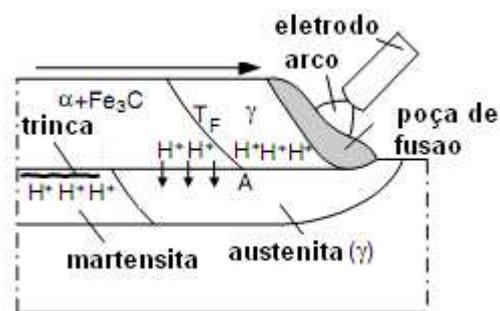


Figura 15 – Mecanismo de introdução e difusão do hidrogênio no metal de solda e no metal base.(adaptado[36])

Na faixa de temperatura entre 200-300 °C, parte do hidrogênio presente na solda perde a habilidade de difusão. Esta porção é chamada de hidrogênio residual. A outra porção

conhecida como hidrogênio difusível é que geralmente considerada como responsável pelo surgimento de TIH [37]. Dessa forma, uma das maneiras de se evitar TIH é prolongar o resfriamento da solda abaixo de 300 °C, permitindo que haja a difusão do hidrogênio para fora do metal ou para vazios na estrutura. Na pratica isto é conseguido com o preaquecimento por chama, que pode atuar também removendo a umidade superficial e eventuais contaminantes como óleos e graxas [38].

A solubilidade do hidrogênio na austenita é comparativamente maior que em outras estruturas, podendo comportar grande quantidade sem trincar. No caso em que a execução da soldagem é em aços com alto CE, pode-se utilizar consumíveis austeníticos, de forma que durante a soldagem o hidrogênio migra para o metal de solda [30].

b) Controle de Microestrutura

O controle da microestrutura adjacente a linha de fusão é uma das variáveis mais importantes no controle da susceptibilidade de uma solda a TIH. A susceptibilidade aumenta com o aumento da resistência mecânica da junta soldada e é geralmente associada a microestruturas de alta dureza. No entanto, materiais com mesma dureza podem apresentar susceptibilidade diferente, por exemplo, materiais com microestrutura martensítica/bainítica tem maior susceptibilidade a TIH que materiais com microestrutura de grãos refinados de ferrita acicular com durezas equivalentes [39].

Também, a dureza crítica para o surgimento das trincas a frio, é dependente do nível de hidrogênio do processo e do CE (Figura 16). Processos com um controle restrito de hidrogênio, toleram um nível de dureza maior. O limite de dureza normalmente aceito para se evitar a TIH em aços carbono ou de baixa liga é de 350 HV(10), o que pode um valor ser conservativo nos casos de CE altos e não conservativos na situação oposta[40].

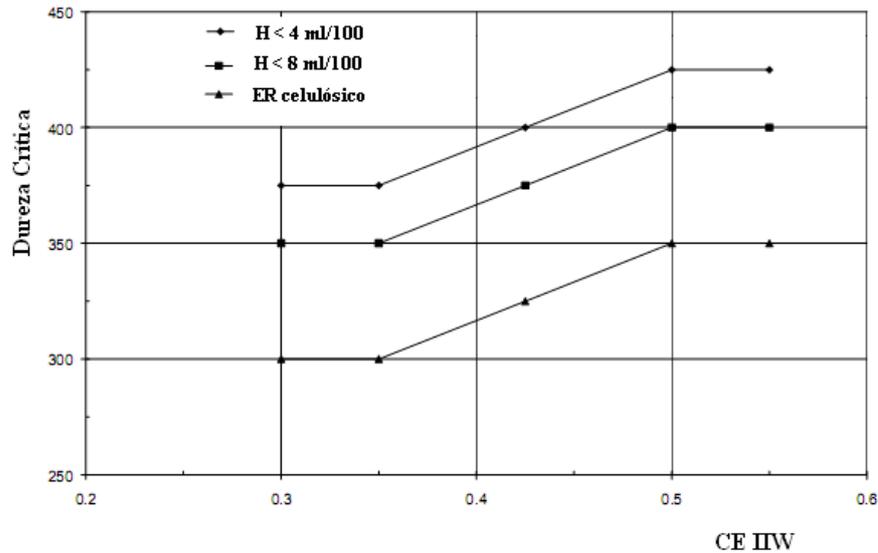


Figura 16 – Dureza crítica para a ocorrência de TIH para aços com %C > 0,1 (Adaptado [41])

Para aços C-Mn com o percentual de C menor que 0,1, a dureza máxima alcançada na soldagem é baixa o suficiente para que o risco de TIH seja mínimo. Para os mesmos aços, porém com percentual de C maior que 0,1 e para aços baixa liga, se faz necessário um controle rígido da dureza [42], que pode ser prevista conforme visto na seção 2.3.4. e até certo ponto controlada, seção 2.5.

c) Controle de Tensões

As tensões presentes no metal após a soldagem podem ter duas origens: (i) aquela proveniente de fontes externas e, (ii) devido restrições de movimentos internos. No caso de dutos podemos citar como exemplos de tensões (i) as originadas pela restrição a contração térmica natural dos elementos instalados no duto. Tensões (ii) surgem após a soldagem devido a restrições a contração imposta pelo próprio material, tanto maior o seu valor quanto maior o gradiente térmico na soldagem e maior a espessura. Em juntas de topo de passe único, experiências mostraram que tensões devido as restrições externas são predominantes em relação às tensões residuais. Já em soldas multipasses ambas as tensões formam um complexo sistema de cooperação [43].

Como forma de se evitar o surgimento de tensões busca-se um controle tanto na geometria do elemento a ser instalado, controle da energia de soldagem, seqüência dos passes de solda e composição do metal de solda. Utilizar metal de solda com resistência inferior ao

metal base é um boa forma de reduzir residual no metal base, pois grande parte dela é comportada por deformação plástica do metal durante o resfriamento [44].

2.4.2 Perfuração

A perfuração da tubulação poderá ocorrer caso a seção remanescente adjacente à poça de fusão não tenha resistência suficiente para suportar as tensões resultantes de operação do duto. A perfuração da tubulação terá como consequência direta o vazamento do produto. A perfuração da tubulação durante a soldagem normalmente não leva a rupturas catastróficas, porém uma parada total do sistema de escoamento se torna necessária [45].

O risco de perfuração depende não somente da espessura da parede, mas também dos parâmetros de soldagem (tensão, corrente, velocidade de soldagem) e das condições de operação do duto (vazão, pressão, temperatura e propriedades térmicas do fluido). A penetração aumenta com o aumento do aporte térmico e com o aumento do potencial de hidrogênio do processo de soldagem, a Figura 17 ilustra o aumento da penetração da solda em função do aumento do valor da energia de soldagem até a iminência da perfuração do duto. Um processo de soldagem de baixo hidrogênio, tal como o eletrodo revestido com revestimento tipo básico, associado a um aporte térmico baixo, resulta numa condição de menor penetração [46].



Figura 17 – Macrografia ilustrando a evolução dos diferentes estágios eminentes à perfuração (adaptado [46])

Os passos para evitar o risco de perfuração é utilizar procedimentos de soldagem que limitem o aporte térmico. Sabe-se que com o uso de eletrodos de diâmetros menores é possível se trabalhar com energias de soldagem maiores. Em outras palavras, para um dado valor de energia de soldagem, utilizar eletrodos de menor diâmetro (menor corrente) diminui-se o risco de perfuração [46].

2.5 Seleção de Procedimentos de Soldagem para se Evitar TIH

Os procedimentos de soldagem têm como primeiro objetivo controlar o nível de hidrogênio na solda, como as tensões residuais trativas estão sempre presentes nos processos de soldagem, o segundo passo é evitar a formação de microestruturas suscetível.

Os requisitos básicos para a qualificação de procedimentos de soldagem em operação são encontrados numa série de normas. Essas normas requerem que seja levado em consideração o efeito do resfriamento pelo fluido interno na qualidade e no desempenho das soldas executadas em serviço. Como alternativa para evitar a formação de microestruturas suscetível a TIH, os procedimentos de soldagem especificam: energia de soldagem mínima, preaquecimento mínimo e procedimentos com passe de revenido [47].

2.5.1 Energia de Soldagem Mínima

Em determinadas situações, mesmo soldas com elevada energia de soldagem podem se resfriar numa velocidade superior ao limite requerido para evitar a formação de trincas a frio. Soldas com elevada energia, resultam num maior volume de material exposto durante mais tempo acima da temperatura de austenitização o que permite crescimento de grãos na região da ZAC mais próxima a linha de fusão. Esta região se torna comparativamente mais temperável do que aquela com baixo energia de soldagem, tendo-se desta forma uma ZAC não somente mais dura como também mais difícil de ser revenida pelos passes subsequentes. Nestas situações é mais recomendado se usar um procedimento com utilização de tratamento térmico subsequente (passes de revenimento ou “*temper bead*”) [47].

2.5.2 Preaquecimento Mínimo

O preaquecimento pode ser utilizado quando se estiver soldado tubos com paredes espessas, onde a massa metálica retarda a troca de calor com o fluido interno. O preaquecimento aumenta o intervalo de resfriamento da solda entre 800 e 500 °C, resultando em uma microestrutura de menor dureza

2.5.3 Procedimentos com passe de Revenimento

O tratamento térmico pós soldagem (TTPS) é técnica largamente utilizada em diversas aplicações de modo a reduzir o nível de dureza através de uma retransformação ou de revenimento da microestrutura. Da mesma forma que a técnica de preaquecimento a utilização do TTPS é de difícil execução em soldas realizadas em operação, principalmente quando se tem chapas finas e elevada vazão do fluxo interno de produto escoado [47]. Dessa forma, uma das alternativas para modificar a microestrutura na ZAC é utilizar a técnica de passe de revenimento, que consiste em modificar termodinamicamente a microestrutura do primeiro passe através da energia de soldagem dos passes subseqüentes.

2.6 Procedimentos de Soldagem sem Tratamentos Térmicos Pós Soldagem

Muitos equipamentos requerem em sua fabricação tratamentos térmicos após a soldagem para reduzir o gradiente de tensão imposta pela soldagem bem como a dureza na ZAC. Muitas vezes estes equipamentos necessitam ser reparados enquanto em regime de operação, nesta ocasião nem sempre é possível realizar tratamentos térmicos pós soldagem. Diante deste cenário, buscou-se por procedimentos que viabilizassem a solda sem a realização de tratamento térmico, tais procedimentos utilizando a técnica do passe de revenimento. O revenimento utilizando cordões de solda subseqüentes foram desenvolvidos originalmente para simular tratamentos térmicos, porém os seus efeitos são similares apenas no que se refere a transformação da microestrutura na ZAC, a técnica não elimina tensões residuais impostas pela soldagem. A técnica é eficiente em aumentar a tenacidade à fratura e diminuir o pico de dureza na ZAC.

2.6.1 Técnicas Aplicadas

A base das técnicas de soldagem que dispensam tratamentos térmicos pós soldagem consiste em controlar a energia de soldagem, o preaquecimento e a seqüência de deposição, de forma a:

- Limitar a energia de soldagem e o preaquecimento da primeira camada para evitar o crescimento de grãos na região de grãos grosseiros da ZAC;
- Aumentar em um certo valor a energia de soldagem da segunda camada para promover o refino de grãos da ZAC dos primeiros passes;
- Sobrepor passes de forma regular para refinar o grão dos passes adjacentes.

2.6.1.1 Técnica da Meia Camada (Half Bead Technique)

Esta técnica foi desenvolvida inicialmente para o uso na indústria nuclear, com o passar dos anos ela se tornou muito comum e o seu uso se tornou frequente nos diversos setores da indústria, muito empregada na indústria do petróleo no reparo de dutos e vasos de pressão inclusive [48].

Nesta técnica é empregada a soldagem manual com ER utilizando-se diferentes diâmetros de eletrodos, começando com Ø 2,5 mm, em seguida com Ø 3,2 mm e finalizando com Ø 4,0 mm. O aumento no diâmetro do eletrodo propicia o aumento da energia de soldagem do primeiro passe até o terceiro. Os passos nesta técnica consistem em [48]:

- 1 - Na área a ser soldada é feito o amanteigamento utilizando-se ER Ø 2,5 mm, o que garante uma menor energia de soldagem na primeira camada;
- 2 - Em seguida, remove-se por esmerilhamento aproximadamente metade desta camada;
- 3 - O passo seguinte consiste em depositar uma segunda camada utilizando ER Ø 3,2 mm;
- 4 - Repete-se o passo 2 e 3 com ER Ø 4,0 mm.

A desvantagem desta técnica esta em remover com precisão 50% da camada, visto que o processo é manual, além de consumir tempo se for removido material em excesso não há efetividade na transformação da microestrutura do passe anterior [48].

2.6.1.2 Técnica da Camada Alternada (Alternate Temper Bead Technique)

Como na sua versão de desenvolvimento, esta técnica utiliza o processos GTAW (*Gas Tungsten Arc Welding*), ela consiste em depositar com preaquecimento de no mínimo 150 °C pelo menos seis camadas de amanteigamento com energias de soldagem controladas, não podendo diferenciar mais que 10% da energia utilizada na qualificação de procedimento prévia. A camada de preenchimento é efetuada utilizando-se um aporte térmico menor do que da ultima camada de amanteigamento. Por fim, é realizado um tratamento térmico a baixas temperaturas (232-288 °C) pelo tempo mínimo de 2 horas [49].

O intuito da aplicação das diversas camadas é promover através das sobreposição dos perfis térmicos das camadas subseqüentes uma microestrutura revenida, além disto, esta técnica se controlada atinge temperaturas a cima de A_{C1} promovendo o refino de grão. Embora em tratamentos térmicos pós soldagem (TTPS) convencionais a temperatura não

ultrapasse A_{C1} , não ocorrendo o refino de grão, ambas as técnicas são equivalentes em termos de propriedades, o TTPS pelo revenimento da ZAC e alívio de tensões residuais [50].

2.6.1.3 Técnica da Camada Consistente (Consistent Layer Technique)

Esta técnica, que pode ser aplicada tanto com o processo GTAW como com SMAW, é semelhante à técnica da camada alternada. A diferença básica é o maior controle da energia de soldagem a fim de evitar a retransformação acima de A_{C1} e conseqüentemente o refino de grão. A técnica da camada consistente objetiva somente obter uma microestrutura revenida, semelhante aquela obtida nos tratamentos térmicos pós soldagem. O resultado é uma microestrutura com boa tenacidade, basicamente composta de martensita revenida e uma pequena porção de bainita superior [51].

2.6.1.4 Técnica da Deposição Controlada (Controlled Deposition Technique)

Esta técnica surgiu devido aos casos especiais em que a fragilização para a fluência e trincas por reaquecimento podem ser um problema em potencial durante a soldagem de reparo. Esta técnica foi desenvolvida originalmente para a aplicação em plantas de processamento de derivados fósseis. A técnica consiste em um controle restrito na razão de energias de soldagem entre um passe e outro utilizando o processo SMAW [52].

Usualmente recomenda-se utilizar razões de energia 1,3 a 1,8 vezes maiores que o primeiro passe, cujo intuito é produzir o refino de grão e o revenimento da ZAC do primeiro passe. Estas razões de energia devem ser selecionadas e estudadas para cada material. Este aumento da energia de soldagem de 30% a 70% para cada passe subsequente, pode ser conseguido aumentando-se o diâmetro do eletrodo.

Parte do metal de solda e da ZAC são refundidos pelo segundo passe, o quanto, depende da energia utilizada e da disposição do segundo passe, mas tipicamente o valor gira em torno de 50% [48]. A Figura 18 apresenta o diagrama esquemático do efeito de sobreposição dos passes.

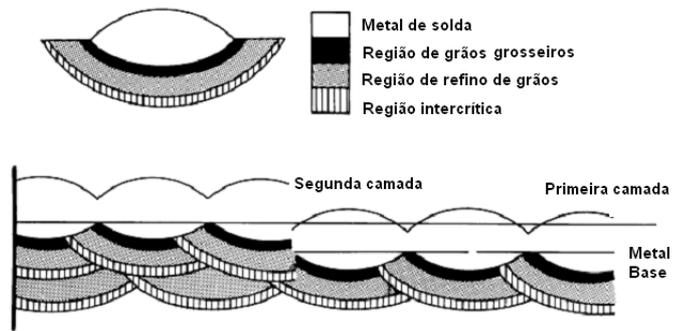


Figura 18 – Diagrama esquemático do efeito da sobreposição dos passes de solda utilizados pela técnica da dupla camada. (adaptado [53]).

2.6.2 Estudo de Higuchi

Em 1980 Higuchi *et al* [54] publicaram um estudo acerca da metodologia da meia camada. Neste trabalho, é questionado se realmente a remoção da meia camada é um valor apropriado para se obter as melhores propriedades mecânicas da solda. Concluiu-se para o caso estudado com aços forjados baixa liga, que os resultados eram ótimos e com propriedades equiparáveis com os tratamentos térmicos pós soldagem quando a remoção deixava uma espessura residual entre 2 e 2,5 mm em vez da remoção da meia camada.

A metodologia utilizada por Higuchi consistiu na deposição de diversos cordões simples (Figura 19-a) variando-se os parâmetros de soldagem como: corrente, velocidade, diâmetro de eletrodo e posição de soldagem. Através de medidas dos perfis de dureza (Figura 19-b) dos diversos cordões, Higuchi diagramou a geometria de cada cordão para posterior análise. A Figura 20 é um diagrama semelhante ao de Higuchi obtido para um aço baixo carbono.

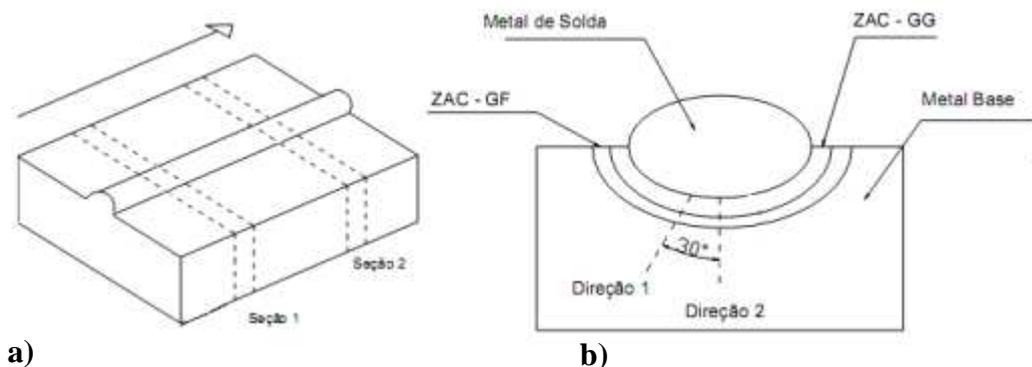


Figura 19 – Esquema de deposição e de medidas de dureza utilizadas no estudo de Higuchi; a) Cordão simples (*bead on plate*); b) Esquema das medidas de dureza.

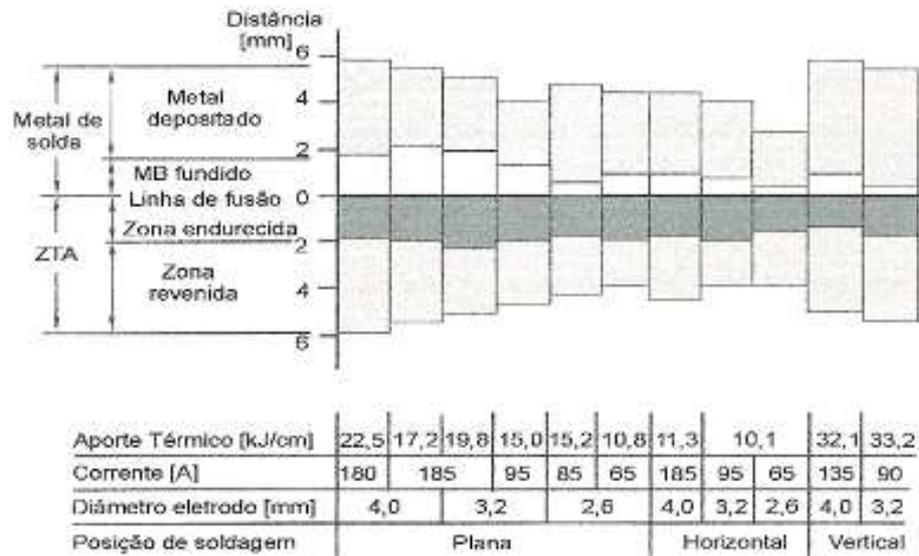


Figura 20 – Diagrama de Higuchi para o aço baixo carbono (adaptado [55])

A vantagem da metodologia de Higuchi é o acesso fácil e rápido às extensões das diversas regiões dos cordões, no caso da combinação entre passes permite a seleção da combinação que resulte na melhora das propriedades da solda com maior eficiência. Diversos pesquisadores [56][57][58][59] têm aplicado esta metodologia para a determinação e seleção de parâmetros soldagem em procedimentos de soldagem sem TTPS, referenciando a por Teste de Higuchi.

Na soldagem utilizando a técnica de deposição controlada, a profundidade de penetração da segunda camada na primeira é uma variável crítica que assegura que a região de grãos grosseiros da 1ª camada de solda no MB seja reaquecida a uma temperatura suficiente para que ocorra o seu refinamento. O critério geral adotado para a seleção das energias da primeira e da segunda camada, de modo a evitar a formação de uma região endurecida estabelece as relações entre as diferentes zonas da solda, conforme as Equações 9 e 10. Estes critérios, baseados nos parâmetros da Figura 21, estabelecem como o calor oriundo do arco elétrico de soldagem do segundo passe irá afetar as diferentes regiões da ZAC do primeiro passe.

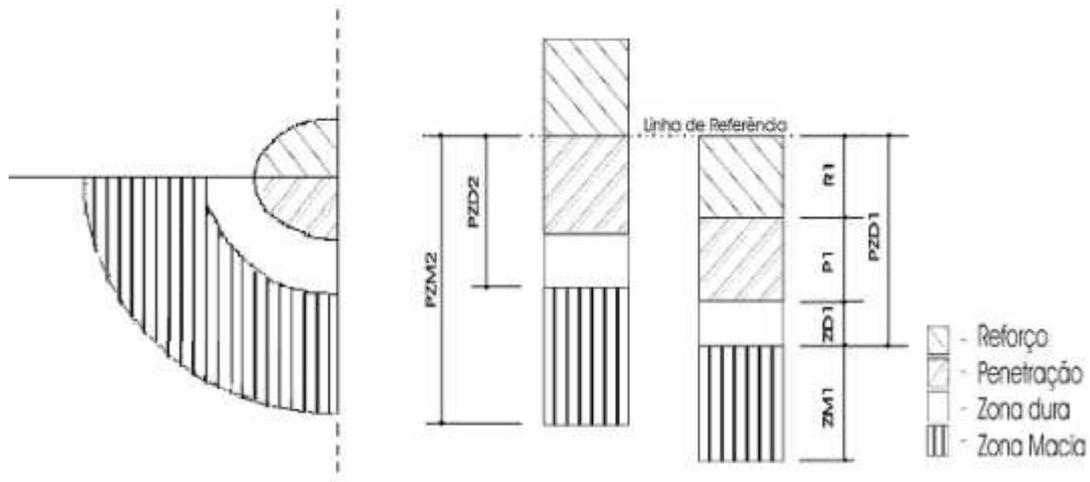


Figura 21 – Representação esquemática dos parâmetros de refino através da técnica da deposição controlada.

Desta forma, o atendimento do critério (i) (Equação 9), garante que o calor que alcança uma profundidade definida por PZM2 seja suficiente para promover o revenimento da zona dura da primeira camada, enquanto que o atendimento do critério (ii) (Equação 10) garante que a zona dura da primeira camada não será retemperada, onde a zona fundida da primeira camada é quem será austenitizada [29].

$$(i) \text{ PZM2} > \text{PZD1} \quad (\text{Eq. 9})$$

$$(ii) \text{ PZD2} < \text{R1} + \text{P1}; \quad (\text{Eq. 10})$$

Onde:

PZM2: profundidade da zona macia da segunda camada;

PZD1, PZD2: profundidade da zona dura da 1ª e 2ª camada respectivamente;

R1: altura do reforço da primeira camada;

P1: profundidade de penetração da primeira camada.

A profundidade da zona dura pode variar de acordo com o critério de dureza estabelecido, usualmente é usado o limite entre a ZD e ZM o valor de 350 HV, porem em caso onde o aço trabalhará em contado com H₂S, o limite mais convenientemente utilizado é de 250 HV [7].

2.7 Qualificação de Procedimentos de Soldagem em Operação

Devidos a diversos acidentes significativos ocorridos no passado, tendo como origem da falha a soldagem utilizada nas intervenções de reparo, basicamente devido a procedimentos inadequados que permitiram o surgimento de TIH, determinou-se que as execuções das soldas fossem realizadas somente com procedimentos de soldagem qualificados.

O objetivo da qualificação de procedimentos de soldagem é demonstrar que um determinado procedimento é capaz de produzir soldas isentas de defeitos em condições normais de produção das mesmas. É claramente não representativo que se qualifique procedimentos para soldagem em operação com trechos de tubos contendo ar internamente [38]. Sem a simulação da habilidade de tubulações em serviço de remover calor da parede interna da tubulação, ter-se-á velocidades de resfriamento da solda irrealisticamente baixas assim como diferentes características de solidificação da poça fundida [2].

2.7.1 Métodos para Definição de Parâmetros de Soldagem para Qualificação de Procedimentos

Para se obter soldas isentas de defeitos em tubulações ativas, é necessário que se defina cuidadosamente os parâmetros de soldagem a serem utilizados para cada caso em particular, pois dependendo das características da linha a ser reparada (condições de pressão, vazão, temperatura, espessura, tipo de fluido escoado e geometria da junta,) um procedimento pré qualificado pode não ser adequado. Basicamente é necessário se conhecer a capacidade de extração de calor pela parede do duto durante a soldagem e, dessa forma prever os resultados da solda em termos de dureza máxima bem como evitar o risco de perfuração, ambos relacionados diretamente com a energia de soldagem.

Os métodos comumente usados por se definir os parâmetros de soldagem em dutos em operação são: modelamento de análise térmica computacional, medição da capacidade de extração do calor [38]. Ambos o modelos permitem que sejam previstas condições de soldagem, embora um procedimento de soldagem baseado nessas previsões deva ser qualificado sob condições realísticas, para validarem as previsões.

2.7.1.1 Método EWI de medição de Extração de Calor

O teste envolve um rápido aquecimento de uma área de 2 polegadas (50 mm) de diâmetro na tubulação com um maçarico de solda com oxiacetileno até entre 300 e 325 °C, em

seguida, o tempo requerido para que a área resfrie de 250 para 100 °C é medido usando-se um termômetro de contato digital e um cronômetro. Seis medições são feitas e a média calculada, correspondendo o valor da capacidade de dissipação de calor da tubulação. Este valor é usado para a previsão da taxa de resfriamento da solda, usando-se relações empíricas a partir de dados gerados no campo e no laboratório, para uma ampla faixa de condições.



Figura 22 – Exemplo do método desenvolvido pelo EWI de medição da capacidade de dissipação de calor

O método do EWI, adicionalmente, é útil pelo fato de a medição da capacidade de dissipação de calor poder ser usada no momento da soldagem real, para assegurar que as condições nas quais as previsões são baseadas não tenham mudado.

2.7.1.2 Modelo Computacional Battelle

Em 1991 o Instituto Battelle, depois de 10 anos de investigações e com a participação de 38 empresas da área petroquímica e do petróleo, publicou um relatório final e entregou como principal produto um modelo computacional de análise térmica mediante o uso de elementos finitos, no qual são contempladas todas as importantes variáveis do processo que influenciam no risco de perfuração e trincas a frio.

O programa apresenta dois modelos para a previsão da temperatura máxima atingida na parede interna (Battelle, 1991). O modelo 1 simula as condições de soldagem circunferencial e longitudinal de fechamento de duplas calhas, mediante os cálculos do balanço de energias num determinado intervalo de tempo, levando em consideração a troca de calor por condução, por convecção livre e radiação para o lado externo, e no caso do lado interno, o balanço de energia inclui a perda térmica por convecção livre e forçada, por ebulição e pela radiação para o fluido. Já no modelo dois são analisadas as soldas de

derivação e é feito um balanço de energias similar ao modelo 1, no balanço de energia inclui a condução para o metal adjacente [6].

Este aplicativo desenvolvido pelo Instituto Battelle permite avaliar o risco de perfuração, pois considera que a perfuração ocorre quando a temperatura de parede interna ultrapassa 1260 °C. Foram estabelecidos limites de temperaturas menores como margens de segurança de 980 °C e 760 °C para eletrodos básicos e celulósicos, respectivamente. Quanto à ocorrência de trincas a frio, o critério é baseado numa dureza máxima de 350 HV e relacionado com o tempo de resfriamento de 800 a 500 °C ($t_{8/5}$) para determinadas faixas de carbono equivalente [6].

Este modelo computacional foi avaliado de forma exaustiva em experiências com gás natural, cujas previsões demonstraram ser razoavelmente precisas no que concerne a taxas de resfriamento e temperatura interna. Tais previsões foram na maioria dos casos mais conservativas devido a que os valores de temperatura calculados eram maiores que os valores medidos experimentalmente. Por outro lado, demonstrou ser excessivamente conservativo na previsão de trincas a frio já que se baseia na utilização de C_{EIIW} para a previsão de dureza, o qual foi obtido a partir de ensaios em aços mais antigos e, portanto, não é adequado para aços modernos. Outra limitante encontrada neste software é a impossibilidade de avaliar soldas de simples deposição sobre a tubulação, técnica usada com mais frequência para o reparo de zonas corroídas, especialmente em trechos curvos ou em locais perto de válvulas e outros componentes [6].

2.7.1.3 Modelo Computacional PRCI

Após 10 anos de lançado o aplicativo do Instituto Battelle, o *Pipeline Research Council International* (PRCI) contratou o EWI para o desenvolvimento de uma versão em ambiente Windows do programa de Battelle. Esta versão, *The PRCI Thermal Analysis Model for Hot Tap Welding*, foi disponibilizada no ano 2002 [6].

O modelo em ambiente Windows, utiliza um solver de elementos finitos proprietário, é capaz de gerar malhas para a simulação de soldagens em duplas calhas, derivações, amanteigamento e *beads on pipe*. Estes dois últimos casos, é uma vantagem em relação ao seu antecessor battelle, pois pode ser utilizado para a simulações de soldagem de reparos por simples deposição.

Os dados de entrada no programa incluem, o tipo de junta, composição química do material do duto, parâmetros de soldagem, e condições de operação do duto. Como resultado de saída, pode-se obter dados de a capacidade de extração de calor $T_{8/5}$ e temperatura máxima interna. Resultados usados para se avaliar o risco de TIH e de perfuração respectivamente.

A Figura 23 é um exemplo do gráfico gerado pelo software usado para a escolha da energia de soldagem. A partir da dureza crítica permitida conforme CE do material de do processo de solda utilizado, que pode ser avaliada pela gráfico da Figura 16 (seção 2.4.1.1 20 22), entrando-se com a dureza máxima permitida, cruzando as informações conforme mostrado na Figura 23, estima-se o valor da energia de soldagem a ser utilizado.

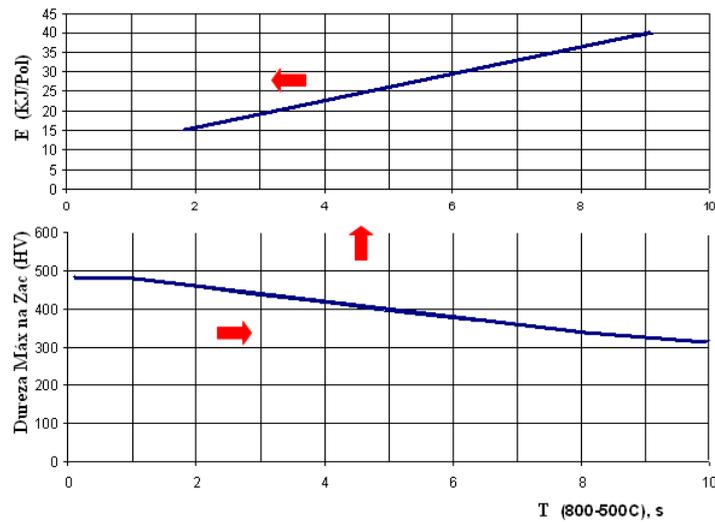


Figura 23 – Exemplo das curvas de seleção de energia de soldagem do software de análises PRCI (adaptado [60]).

3 MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 Materiais

3.1.1 Metal Base

Para efeitos de estudo, neste trabalho idealizou-se a utilização de dois materiais com diferenças significativas de C e CE e, obrigatoriamente com espessuras iguais e que não ultrapassassem 0,250" (6,35 mm). Na escolha, priorizou-se por materiais com disponibilidade em estoque no CREDUTO.

Como material base foram utilizados dois tubos API 5L Gr B, com diâmetro interno de 16" (406,4 mm) e espessura de 0,250" (6,35 mm). A Tabela 1 apresenta a composição química dos tubos em análise feita em laboratório (PROAQT – Empreendimentos Tecnológicos Ltda.)

Tabela 1 – Composição química dos materiais de base

Material A									
C	0,156	Mn	0,995	Si	0,127	P	0,022	P _{cm}	0,21
S	0,009	Cr	0,030	Ni	0,012	Mo	0,001		
Al	0,059	Cu	0,010	Ti	0,004	V	0,002		
Material B									
C	0,122	Mn	0,865	Si	0,089	P	0,024	P _{cm}	0,17
S	< 0,005	Cr	0,025	Ni	0,019	Mo	0,001		
Al	0,017	Cu	0,008	Ti	0,004	V	0,002		

Dentre os materiais disponíveis para a experimentação e que satisfaziam os requisitos primordiais ao experimento, não foi possível encontrar uma combinação com maiores diferenças de CE mantendo-se a espessura e o diâmetro constante.

Na fabricação de tubos, há necessidade de uso de aços de alta resistência mecânica à tração e boa resistência ao impacto. Os aços API, possuem elevada resistência, aliada a boa soldabilidade, baixo nível de inclusões e boa qualidade superficial, são especificados pela American Petroleum Institute (API), no caso a API 5L [62]. De acordo com as exigências dos tubos, as qualidades API-5L-A e B são usadas em tubulações de baixa pressão, enquanto que as API-5L-X42, X46, X52, X60 e X-70 são utilizadas em tubulações de alta pressão.

3.1.2 Metal de Adição

Como metal de adição, foi escolhido o eletrodo revestido básico marca Böhler embalado a vácuo, AWS E7018 Ø 3,25 mm. O eletrodo E7018 é recomendado em aplicações de uso geral que exigem grande responsabilidade. O metal depositado é de boa qualidade e pode ser usado na maioria dos tipos de juntas e posições. Nas Tabela 2 e Tabela 3, são apresentadas algumas das características deste eletrodo destacadas pelo fabricante.

Tabela 2 - Propriedades mecânicas e químicas do ER E7018

Propriedades Mecânicas		Composição Química	
Limite de Resistência Mecânica	530 a 590 MPa	C	0,07 %
Alongamento Percentual	27 a 32%	Si	0,5 %
Tenacidade Charpy V a 29° C	90 a 120 J	Mn	1,3 %

Tabela 3 – Características de deposição do ER E7018

Ø(mm)	I (A)	Valor ótimo de I (A)	Taxa de dep. (kg/h)	Ef. dep. (%)
2,5	65 – 105	90	0,8	66
3,2	100 – 150	120 / 140	1,2 / 1,2	72 / 71

Eletrodo E7018 é a versão mais moderna de eletrodos de baixo hidrogênio. A adição de quantidades consideráveis de pó de ferro ao revestimento resulta num arco mais suave e com menos respingos. Naturalmente que para estes mantenham tais características, devem ser seguidas as recomendações de estocagem e manipulação.

3.2 Equipamentos

3.2.1 Equipamentos de Soldagem

O fonte de soldagem utilizada é da fabricante Müller modelo XMT 350 CC/CV em modo de operação CC e eletrodo positivo.



Figura 24 – Fonte de soldagem utilizada, XMT 350.

3.2.2 Sistema de Circulação de Água

Para circulação de água durante a execução de todas as soldagens dos experimentos foi utilizado o sistema disponível no CREDUTO e utilizado na qualificação de procedimentos de soldagem e de soldadores. O mesmo é constituído basicamente de uma bomba hidráulica rotativa trifásica equipada com um circuito elétrico equipado com inversor de frequência, o qual permite variar a vazão de água de 0 a 45 m³/h e uma pressão máxima de 1 kg/cm². Interligado ao sistema, há um medidor de vazão e temperatura. Na Figura 25 é mostrada a área de qualificação, parte do sistema de circulação utilizado.



Figura 25 – Área para qualificação de procedimentos de soldagem e soldadores com sistema de circulação de água. Ao fundo, soldadores executando a qualificação de um procedimento.

O item do sistema destacado com o termo “balão” é utilizado habitualmente para designar a parte do tubo que é utilizado na qualificação dos procedimentos de soldagem. O balão é uma secção do tubo de interesse tamponado por chapas soldadas e ligado ao sistema por meio de tubos flangeados.

3.3 Métodos

3.3.1 Deposição

Para este estudo foram realizados três tipos de soldagem. A primeira, para tornar possível a aplicação do estudo de Higuchi, constituiu-se na deposição de cordões simples nos

tubos (*Bead on Pipe*) em quatro níveis de energia, distanciados de 50 mm entre um cordão e outro (Figura 26-a).

A segunda categoria de deposição consistiu na soldagem da dupla calha (Figura 26-b) tal como é realizado nas atividades de reparo de dutos. Foram realizadas soldas com diversas combinações de energia para posterior validação dos critérios de Higuchi, sendo que nos passes 1 e 2, utilizou-se valores iguais de energia. A configuração dos passes é mostrada na Figura 27.

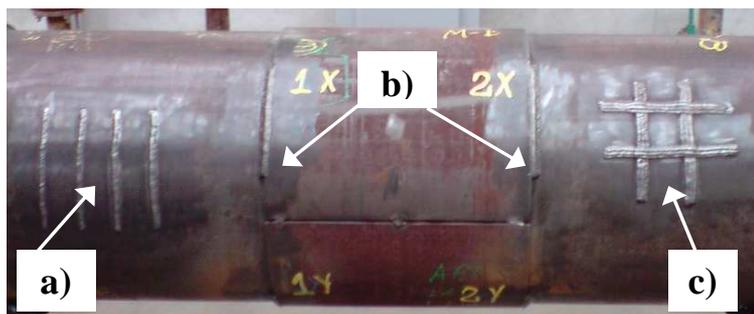


Figura 26 – Sequência de experimentos; a) Cordões simples; b) soldagem da dupla calha; c) sobreposição de cordões

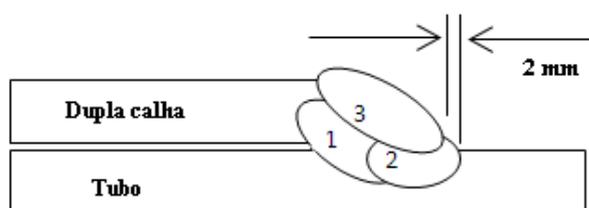


Figura 27 – Sequência de soldagem da dupla calha

A terceira etapa, para análise complementar, realizou-se a deposição cruzada de conjuntos de 3 passes com sobreposição de 50% (Figura 26-c), combinando os valores de maior e menor energia.

Optou-se por variar a energia de soldagem mudando-se apenas a regulagem de corrente na fonte de soldagem, mantendo-se por tanto, a velocidade de soldagem fixa. Os valores de corrente foram selecionados de forma que estivessem dentro dos limites recomendados pelo fabricante dos eletrodos (Tabela 3 – seção 3.1.2). A posição de soldagem de todos os cordões avaliados neste trabalho foi a vertical ascendente, mais interessante para este estudo devido ser esta a que promove uma maior penetração neste tipo de soldagem. Na

Tabela 4, é apresentado os parâmetros de soldagem prefixados para os passes nas três etapas de soldagem deste trabalho.

Tabela 4 – Parâmetros de soldagem.

Configuração	V (volts)*	I (A)	Vel. (mm/s)	E (kJ/mm)	Vazão de água (m ³ /h)	Temperatura da água (°C)
<i>E1</i>	21	80	2	0,8	8	28
<i>E2</i>	22	100	2	1,1	8	28
<i>E3</i>	24	120	2	1,4	8	28
<i>E4</i>	25	140	2	1,7	8	28

*Valor adotado lido durante o treinamento do soldador.

A velocidade de deposição fixada foi estimada medindo-se o tempo decorrido para a deposição de um cordão de 165 mm de comprimento (a distância de deposição de um eletrodo completo no maior valor de energia utilizado), mediante o treinamento prévio do soldador. Houve pouca variação na velocidade média de soldagem, pois o soldador já estava habituado a tal velocidade de soldagem, apresentando, isto pode ser devido à existência de vários procedimentos de solda qualificados no CRETUDO [61] com valor da mesma ordem.

A taxa de circulação de água no sistema foi fixada em 8 m³/h em ambas etapas. Este é o valor de vazão utilizado nas qualificações de procedimento de soldagem e de soldadores pelo CREDUTO.

3.3.2 Caracterização Metalográfica e Medições

Para a identificação das diferentes regiões das seções da solda, necessárias para o seu dimensionamento e caracterizações de dureza, amostras foram submetidas à preparação metalográfica. As seções foram retiradas a 25 mm do início e 25 mm do fim do cordão para os cordões *bead on pipe*, conforme ilustrado na Figura 28 e para soldagens da dupla calha na seção mediana dos cordões, cujo comprimento foi determinado pela deposição de um eletrodo completo.

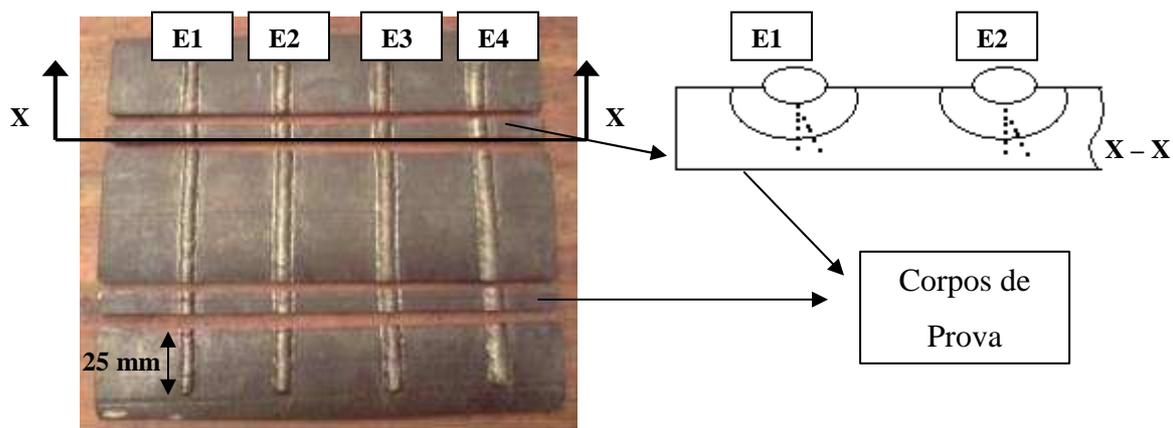


Figura 28 – Esquema de corte dos cordões simples para caracterização de dureza.

Para análise da sobreposição de passes, as secções foram feitas conforme o Corte A-A indicado na Figura 29.

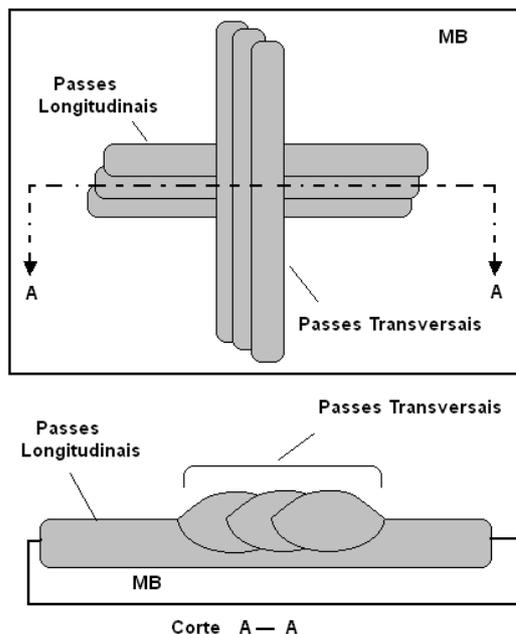


Figura 29 – Esquema de corte para análise da sobreposição de passes.

Amostras foram submetidas ao lixamento e polimento, com posterior ataque em nital 2% por cerca de 25 a 30 s.

Medições do reforço e penetração da solda foram realizadas com auxílio de um estereoscópico, as imagens foram digitalizadas e processadas via câmera receptora de imagens e software de análise de imagens (Axion Vision V3.0).

3.3.3 Medição dos Perfis de Microdureza

A identificação e delimitação das diferentes regiões da ZAC, conforme mostrado na Figura 21 (seção 2.6.2), foi realizada mediante aos perfis de microdureza e análise de imagens. Em cada corpo de prova foi levantado dois perfis conforme o traçado indicado na Figura 19 (seção 2.6.2), como resultado da medida foi tomado a média entre os dois valores.

Para as medições, utilizou-se um microdurômetro Shimadzu HMV-2 (Figura 30).



Figura 30 – Microdurômetro Shimadzu HMV-2

As indentações foram distanciadas de 0,2 mm entre uma e outra, sendo a primeira medida realizada exatamente em cima da linha de fusão. A carga utilizada foi de 0,1 kgf (0,980N) aplicada por 05 s. Estes parâmetros foram escolhidos tendo como referencia o trabalho de SILVA *et all* (ref [58])

Medições nos nas juntas soldadas da dupla calha foram realizadas através de “nuvens de pontos” nas regiões indicadas na Figura 31.

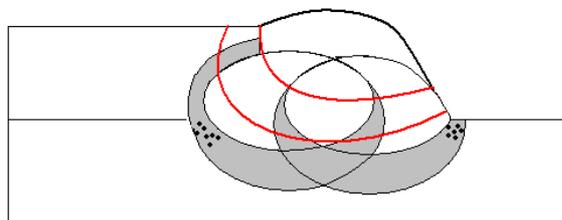


Figura 31 – Regiões de medição de durezas da juntas soldadas da dupla calha.

Para caracterização de dureza nos passes de solda sobrepostos, foram feitas medições em com nuvens de pontos ao longo de diversos pontos da ZAC dos conjuntos de passes longitudinais, definidos na Figura 29 (seção 3.3.2).

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 Simulações

4.1.1 Condições de Resfriamento

Durante a etapa de planejamento e execução, não se dispunha do software PRCI, de forma que simulações prévias as soldagens foram realizadas apenas com o software do Instituto Battelle. Como este software não permite a análise de cordões simples (*beads on pipe*), foram realizadas simulações apenas da junta tubo – dupla calha.

As simulações preliminares feitas utilizando como dados de entrada os mostrados na Tabela 4 (seção 3.3.1) e dados do tubo, indicou ser relativamente seguro a soldagem quanto ao quesito de temperatura máxima interna. Sendo que na maior energia de soldagem constante na Tabela 4 o valor apresentado pelo software para a máxima temperatura da parede interna foi de 630 °C (Figura 32), vale lembrar que o valor indicado como limite à segurança é de 980 °C.

```
### ANSWER ### at heating rate of 1.7 kJ/mm
Maximum inside surface temperature = 630. C
Cooling rate at 538C = -24.5 C/sec
Cooling time (800-500C) = 8.47 sec
Maximum carbon equivalent= 0.43
```

Figura 32 – Saída resposta do software do instituto Battelle para o nível de energia *E4* mostrado na Tabela 4 (seção 3.3.1), junta tubo - dupla calha.

Com base no exposto a cima, prosseguiu-se com as soldagens anotando-se os valores dos parâmetros para simulação dos tempos das condições de resfriamento com dados reais. Durante a deposição dos cordões simples já no primeiro tubo, com nível de energia de maior valor, nível *E4* conforme Tabela 4 (seção 3.3.1), ocorreu a perfuração do tubo com vazamento do fluido. Para dar prosseguimento as soldagens, a partir daí adotou-se então para o último nível de energia deste estudo o valor da corrente de soldagem de 135 A, valor com o qual não houve reincidência do problema nas deposições dos cordões *bead on pipe*.

De fato, em simulações realizadas posteriormente com o Software PRCI para as deposições simples, o mesmo indicou risco de perfuração do tubo no maior nível de energia (Figura 33).

Case Number	Heat Input kJ/in	Maximum Cooling Rate F / sec at 1000 F	Minimum Cooling Time t (800-500C), sec	Maximum Inner Temperature F [C]
1	44.45	50.1	5.66	2,042 * [1,117]
* Exceeds inside surface temperature limit				

Figura 33 – Saída resposta do Software PRCI para o maior nível de energia conforme Tabela 4 (seção 3.3.1) em deposição simples.

Com a ocorrência de perfuração do duto durante a deposição dos cordões *beads on pipe*, verificou-se na prática, que os valores de temperatura da parede interna adotados como limite de segurança e as simulações através dos softwares são bastante confiáveis. O fato de que na simulação inicial feita com o software do Battelle indicasse ser relativamente seguro a soldagem nos níveis de energia selecionados, não significa que o resultado foi impreciso, mas sim de que a presença da calha tem forte influência na extração de calor durante a soldagem. Isto significa dizer que boa parte da energia térmica é dissipada na calha, resultando em uma menor temperatura global devido à maior massa de material participando na extração de calor.

A seguir, na Tabela 5, são mostrados as condições de resfriamento obtidas pelo software PRCI para os cordões simples a partir de dados reais.

Tabela 5 – Simulações das condições de resfriamento com o software PRCI a partir de dados reais.

Tubo	Dados Reais				Dados Simulados via Software	
	V (volts)	I (A)	Vel. (mm/s)	E (kJ/mm)	T _{8/5} (s)	Máxima Temperatura Superfície Interna (°C)
A	21	80	2,17	0,77	3,0	708
	22	100	2,26	0,97	3,5	823
	24	120	2,36	1,22	4,0	959
	25	130	2,46	1,32	5,0	1028*
B	21	80	2,14	0,78	3,0	711
	22	100	2,12	1,04	3,6	838
	23	120	2,29	1,20	4,0	942
	24	130	2,36	1,32	5,0	1005 *

* Temperatura limite (980 °C) excedida

Observando os dados da Tabela 5, é interessante notar mais uma vez a consistência dos resultados das simulações do software PRCI quanto ao risco de perfuração. Como indicado na mesma tabela, em ambos os tubos no maior nível de energia de soldagem o risco de perfuração é iminente, isto pode ser notado pelo leve aumento na velocidade real de soldagem. Uma possível explicação para esse aumento na velocidade é de que o soldador consegue perceber que está muito próximo à condição necessária para perfurar o tubo, e por medo de que isso aconteça aumenta automaticamente a velocidade de soldagem, mesmo que a recomendação fosse de manter a mesma velocidade dos cordões anteriores.

Na Tabela 6, com os parâmetros medidos em campo durante as soldagens da dupla calha, é apresentado o resultados das simulações computacionais da máxima temperatura interna e to tempo de resfriamento entre 800 °C e 500 °C.

Tabela 6 – Simulações das condições de resfriamento na soldagem da dupla calha via PRCI e Battelle.

Nível de Energia	Dados Reais				PRCI		Battelle	
	V (volts)	I (A)	Vel. (mm/s)	E (kJ/mm)	T _{8/5} (s)	Máx. Temp. Sup. Int. (°C)	T _{8/5} (s)	Máx. Temp Sup. Int. (°C)
E1	21	80	2,14	0,78	3,9	482	2,7	438
E2	22	100	2,12	1,04	4,2	551	4,8	509
E3	24	120	2,29	1,20	5,3	617	6,5	559
E4	25	130	2,36	1,32	5,8	637	7,2	589

Ao que indica, pelos resultados das simulações apresentados na Tabela 6, há concordância entre os resultados dos softwares Battelle e PRCI quanto aos tempos de resfriamento, com uma diferença de aproximadamente 1 s não sistemático. É interessante notar, que o incremento no tempo T_{8/5} foi proporcional ao aumento da energia de soldagem, em concordância com o que se sabe da pratica, de que as curvas de resfriamento nesta faixa de temperatura são lineares, desde que sejam atingidas temperaturas de picos maiores que 900 °C.

Quanto à máxima temperatura interna, também há concordância entre os resultados apresentados pelos softwares, como pode ser visto na Tabela 6. O aumento na energia de soldagem resultou num proporcional incremento na temperatura máxima interna nos resultados de saídas de ambos os softwares. Apenas deve-se observar uma diferença sistemática de aproximadamente 50 °C a mais nos resultados apresentados pelo software do PRCI. Como visto anteriormente, os resultados apresentados pelo software PRCI quanto à

estimativa da máxima temperatura interna são bastante consistentes, o que nos leva a concluir que ambos os softwares são boas ferramentas para se prevenir quanto ao risco de perfuração do tubo.

O tempo de resfriamento entre 800°C e 500 °C obtidos via software também foram comparados com aqueles obtidos conforme modelos matemáticos apresentados na seção 2.3.1.1. A Tabela 7 confronta os resultados obtidos na deposição dos cordões simples no tubo A.

Tabela 7 – Resultado comparativo entre Modelos matemáticos e software

Nível de Energia	E (kJ/mm)	T8/5 (s)			
		Modelo 2D**	Modelo 3D**	PRCI	Battelle
E1	0,77	9,87	1,83	3,0	*
E2	0,97	15,67	2,30	3,5	*
E3	1,22	24,78	2,89	4,0	*
E4	1,32	29,01	3,13	5,0	*

* Não contempla este tipo de análise (deposição *bead on pipe*)

** Para os cálculos, utilizou-se os valores das constantes $K = 0.041 \text{ W/mm} \cdot \text{°C}$ e $\rho c = 0.0045 \text{ J/mm}^3 \cdot \text{°C}$ [16]

Embora no “teste de D” conforme Eq. 6 (seção 2.3.1.1) os valores encontrados para este estudo foram maiores que a espessura, lembrando que somente se $D_{8/5} < g$ o modelo a ser adotado é o 3D (Eq. 5, seção 2.3.1.1), os resultados nos indicam que o modo de extração de calor neste caso é o 3D. Isto pode ser melhor visualizado graficamente na Figura 34.

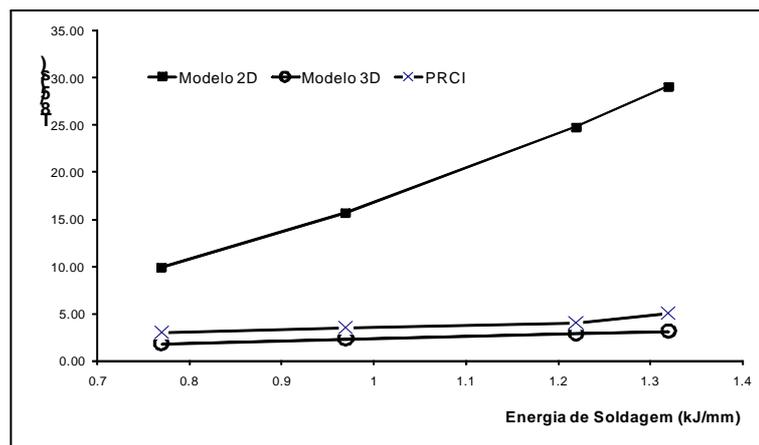


Figura 34 – Gráfico comparativo entre os resultados obtidos via software e modelos matemáticos nos modos de transferência de calor 2D e 3D para dados de soldagem dos cordões simples, tubo A.

Pode-se notar na Figura 34 que as curvas do modelo 3D e software PRCI apresentam valores bem próximos e a mesma tendência com o aumento da energia. Uma provável explicação para o regime de extração ser o 3D, é de que o fluxo interno de água promove altas taxas de extração de calor, semelhante aquela cuja espessura da peça é virtualmente infinita. Pode se afirmar que o modelo 3D é uma boa aproximação para o $\Delta T_{8/5}$ nos cordões *bead on pipe* em soldagem em operação.

Da mesma forma que anteriormente, na Figura 35 é apresentado a comparação dos resultados para as soldagens da junta tubo – dupla calha, a partir dos dados apresentados na Tabela 6. Para realizar estes cálculos, aplicou-se como aproximação o fator de correção [16] nas equações tal como é aplicado nas soldas de filetes, visto que não há um modelo específico para o caso estudado, junta tubo – dupla calha.

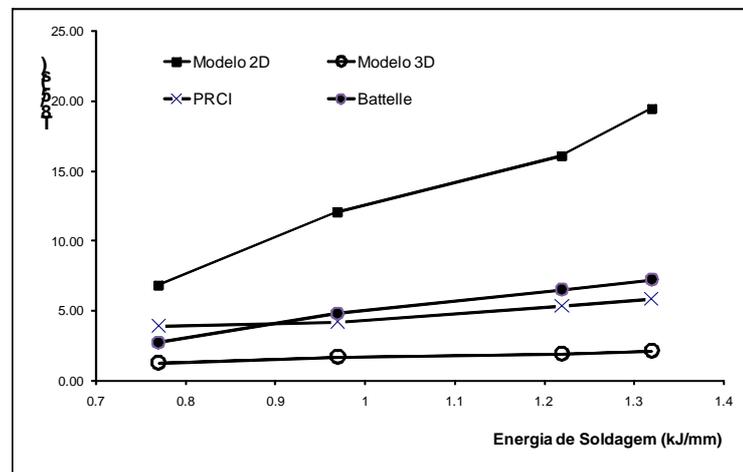


Figura 35 - Gráfico comparativo entre os resultados obtidos via software e modelos matemáticos nos modos de transferência de calor 2D e 3D para dados de soldagem da junta tubo – dupla calha, conforme Tabela 6

Comparando as Figura 34 e Figura 35, percebe-se que neste último caso, os resultados apresentam um desvio maior dos obtidos via software, tempos menores para o modo 3D e muito maiores para o modo 2D, não se mostrando adequado para tal análise. Isto possivelmente deve-se ao fato de que a aproximação feita da solda de filete para a junta tubo – dupla calha não ser adequada.

4.1.2 Estimativa de Dureza Máxima na ZAC

A estimativa do tempo de resfriamento entre as temperaturas de 800 °C e 500 °C é um dado fundamental para se prever as propriedades mecânicas da junta soldada, sabendo-se um valor aproximado, é possível estimar qual vai ser dureza máxima atingida na ZAC. Na Tabela 8 e

Tabela 9, são apresentados as estimativas de dureza para o tubo A e tubo B respectivamente, resultado das equações constantes no Anexo A deste trabalho cujos limites de composição química e tempos de resfriamento são respeitados. Para os cálculos, foram utilizados os tempos obtidos através dos resultados das simulações apresentados na Tabela 6 (seção 4.1.1) e os dados de composição química como mostrados na Tabela 1 (seção 3.1.1)

Tabela 8 – Estimativas de dureza máxima na ZAC para as soldagens no material do Tubo A ($P_{cm} = 0,21$), valores de dureza em HV10.

	Tempos PRCI				Tempos Battelle			
	E1	E2	E3	E4	E1	E2	E3	E4
1 -a)Yurioka (ref[22])	282	275	255	249	**	263	241	234
1-b) Yurioka	284	278	259	252	**	267	245	238
1- c)Yurioka 81 (ref [23])	341	335	313	304	**	322	292	283
2- Suzuki (ref [24]) BL 70	326	318	294	284	359	304	273	263
3- Terasaki (ref [25])*	190	190	190	190	195	190	190	190
4- Lorenz e Düren (ref [26])	270	263	242	234	303	251	223	214
5- Beckert e Holtz (ref [27])*	148	148	148	148	148	148	148	148

* Unidade de dureza não especificada ** Tempo de resfriamento fora dos limites

Tabela 9 – Estimativas de dureza máxima na ZAC para as soldagens no material do Tubo B ($P_{cm} = 0,17$), valores de dureza em HV10

	Tempos PRCI				Tempos Battelle			
	E1	E2	E3	E4	E1	E2	E3	E4
1 -a)Yurioka (ref[22])	219	214	201	197	**	207	192	188
1-b) Yurioka	230	226	214	210	**	218	205	201
1- c)Yurioka 81 (ref [23])	280	273	252	244	**	260	235	228
2- Suzuki (ref [24]) BL 70	266	259	238	230	300	247	221	213
3- Terasaki (ref [25])*	181	181	181	181	181	181	181	181
4- Lorenz e Düren (ref [26])	217	211	194	187	245	201	178	170
5- Beckert e Holtz (ref [27])*	144	144	144	144	144	144	144	144

* Unidade de dureza não especificada ** Tempo de resfriamento fora dos limites

Como pode ser visto na Tabela 8 e

Tabela 9, embora tenham sido respeitados nos cálculos todos os limites de composição química e dos tempos de resfriamento impostos pelas equações, há uma grande diferença nos valores de dureza estimados entre as equações dos diversos autores. Interessante observar que os modelos de Terasaki (ref [25]) e Beckert e Holtz (ref [27]) a faixa de tempo utilizada nos cálculos não influenciou nos resultados, apenas houve uma mudança não muito significativa nos valores com a mudança na composição química do tubo A para o tubo B.

De modo geral e como esperado, com exceção aos modelos propostos por Terasaki e Beckert, houve uma diminuição nos valores de dureza calculados com o aumento do valor de energia de soldagem, ou seja, com o aumento no tempo de resfriamento nas temperaturas entre 800 °C e 500 °C.

A Tabela 10 apresenta os valores máximos de dureza (HV10) medidos através de diversos pontos localizados na ZAC dos cordões simples nos tubos A e B .

Tabela 10 – Valores de dureza (HV10) máxima na ZAC medidos nos cordões simples

	Energia de soldagem (aproximada) kJ/mm			
Tubo	0,8	1,0	1,2	1,3
A	305	335	329	332
B	315	326	339	328

Comparando os resultados da Tabela 10 com os mostrados na Tabela 8 e

Tabela 9, pode-se concluir que os resultados calculados pelas equações de Yurioka 81 (ref [23]) e Suzuki (ref [24]) a partir dos tempos estimados através do software do PRCI são os que mais se aproximam dos valores reais (são menores as diferenças, Tabela 11 e Tabela 12) porem para o tubo B os resultados ainda foram um pouco menores do que os reais. Os valores reais de dureza máxima não seguiram a tendência dos valores das previsões, ou seja, diminuindo seu valor com o aumento da energia de soldagem.

Tabela 11 – Diferenças entre as durezas máximas na ZAC estimadas e as reais para as soldagens no material do Tubo A ($P_{cm} = 0,21$), valores de dureza em HV10

	Tempos PRCI				Tempos Battelle			
	E1	E2	E3	E4	E1	E2	E3	E4
1 -a)Yurioka (ref[22])	-23	-60	-74	-83	**	-72	-88	-98
1-b) Yurioka	-21	-57	-70	-80	**	-68	-84	-94
1- c)Yurioka 81 (ref [23])	36	0	-16	-28	**	-13	-37	-49
2- Suzuki (ref [24]) BL 70	21	-17	-35	-48	54	-31	-56	-69
3- Terasaki (ref [25])*	-115	-145	-139	-142	-110	-145	-139	-142
4- Lorenz e Düren (ref [26])	-35	-72	-87	-98	-2	-84	-106	-118
5- Beckert e Holtz (ref [27])*	-157	-187	-181	-184	-157	-187	-181	-184

* Unidade de dureza não especificada ** Tempo de resfriamento fora dos limites

Tabela 12 Diferenças entre as durezas máximas na ZAC estimadas e as reais para as soldagens no material do Tubo B ($P_{cm} = 0,17$), valores de dureza em HV10

	Tempos PRCI				Tempos Battelle			
	E1	E2	E3	E4	E1	E2	E3	E4
1 -a)Yurioka (ref[22])	-86	-121	-128	-135	**	-128	-137	-144
1-b) Yurioka	-75	-109	-115	-122	**	-117	-124	-131
1- c)Yurioka 81 (ref [23])	-25	-62	-77	-88	**	-75	-94	-104
2- Suzuki (ref [24]) BL 70	-39	-76	-91	-102	-5	-88	-108	-119
3- Terasaki (ref [25])*	-124	-154	-148	-151	-124	-154	-148	-151
4- Lorenz e Düren (ref [26])	-88	-124	-135	-145	-60	-134	-151	-162
5- Beckert e Holtz (ref [27])*	-161	-191	-185	-188	-161	-191	-185	-188

* Unidade de dureza não especificada ** Tempo de resfriamento fora dos limites

4.2 Aspectos Gerais das Soldagens

4.2.1 Cordões Simples (*Beads on Pipe*)

Para a condução de um estudo como este, cujo objetivo basicamente é avaliar o resultado da interação das energias de soldagem dos diversos passes nas propriedades da solda, é mais recomendado a utilização de um sistema de deposição automatizado, que evitasse a introdução de variáveis externas não controláveis, como a variação de velocidade momentânea imposta pelo soldador por exemplo. Porém, durante o tempo disposto para a

condução dos experimentos, não foi possível viabilizar um sistema automatizado para deposição dos cordões de solda.

Mesmo que as deposições tenham sido efetuadas por soldagem manual, os dados coletados durante a execução das mesmas indicam uma variação pouco expressiva nos parâmetros de soldagem selecionados, o que, mesmo com resultados não muito precisos, podem com bastante segurança apresentar indicativos fortes de tendências de resultados.

A Figura 36, apresenta o aspecto dos cordões simples depositados no tubo A, notar para a boa uniformidade dos cordões, bons indicativos de que durante a soldagem não houve variações muito acentuadas na velocidade instantânea, um dos principais limitantes da soldagem manual quanto ao controle de energia de soldagem. Variações momentâneas de velocidade podem gerar perfis de cordões bastante irregulares.

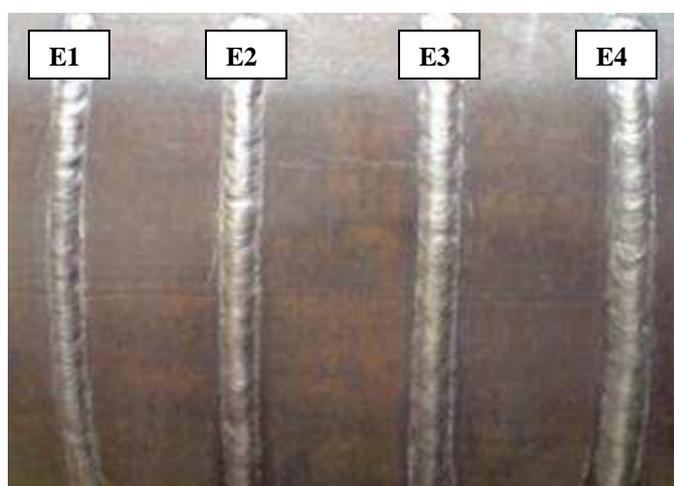


Figura 36 – Aspecto das cordões *bead on pipe*, tubo A

A Figura 37, mostra a seção transversal dos cordões de soldas mostrados na Figura 36, dispostos da esquerda pra direita em ordem crescente de energia de soldagem, conforme valores da Tabela 4 (seção 3.3.1). É visível a diferença do perfil dos cordões, comparando-se a geometria dos mesmos, pode ser visto que a penetração da solda, como era de se esperar, aumenta em ordem direta com o aumento da energia de soldagem.

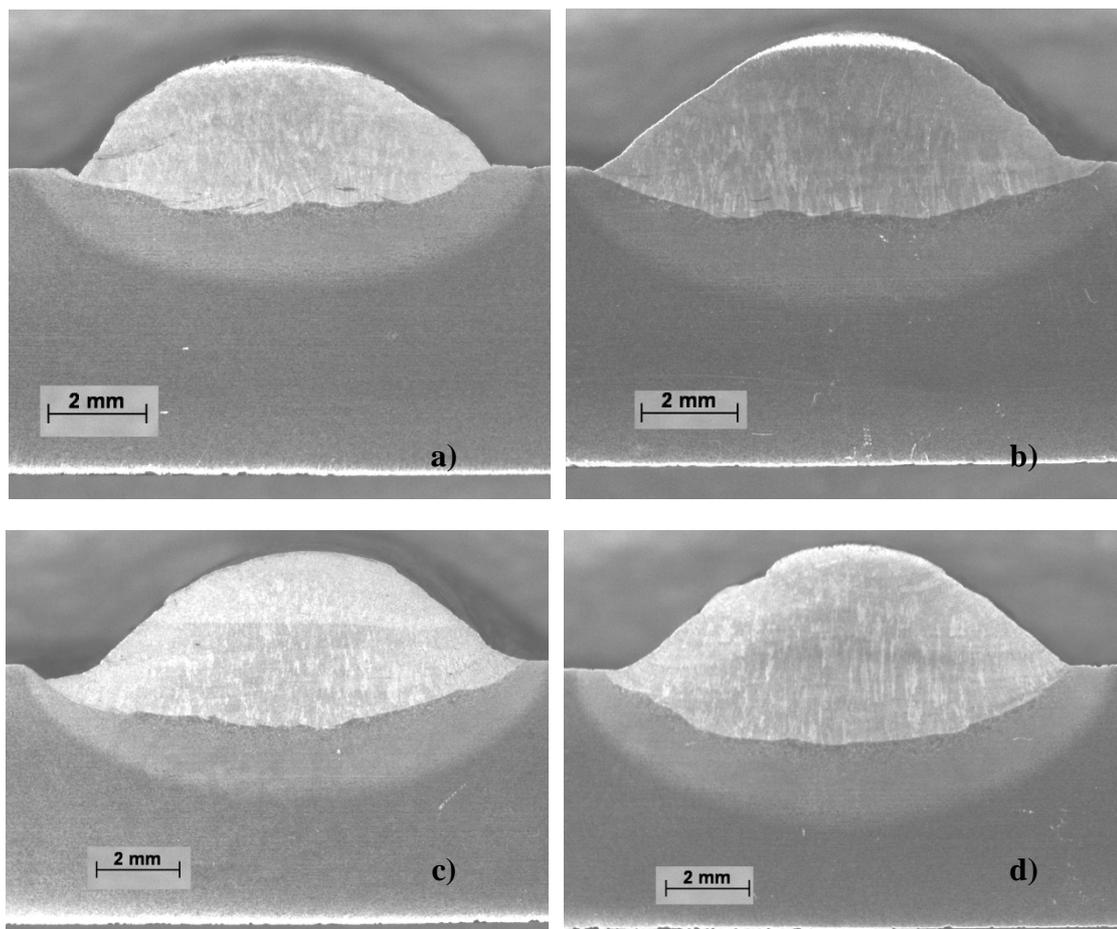


Figura 37 – Aspecto da secção transversal dos cordões *bead on pipe*, tubo A (início do cordão). a) *E1*, b) *E2*, c) *E3* e d) *E4* conforme Tabela 4 (seção 3.3.1)

É importante notar, ainda na Figura 37, que a área da ZAC no maior nível de energia não atingiu a parede interna do tubo, contrariando os resultados das simulações computacionais via software PRCI, que previam temperaturas nesta região da ordem de 1000 °C (Tabela 5 – seção 4.1.1). Isto possivelmente pode ser devido a variação momentânea de velocidade imposta pelo soldador. Também é notável a proporção do reforço da solda em relação à penetração, muito maior do que é geralmente observado na soldagem convencional, reflexo dos parâmetros de soldagem utilizados aliados a altas taxas de resfriamento imposta pela circulação de água.

4.2.2 Dupla Calha

Para a soldagem da dupla calha, as configurações dos passes foram inspirados nos procedimentos de soldagem do CREDUTO, os quais recomendam no passe de revenido, avançar dois milímetros aproximadamente em direção centro a partir da borda do passe

anterior (Figura 38). Neste ponto, mais um limitante da soldagem manual, pois é muito difícil para o soldador manter durante a soldagem uma trajetória precisa.

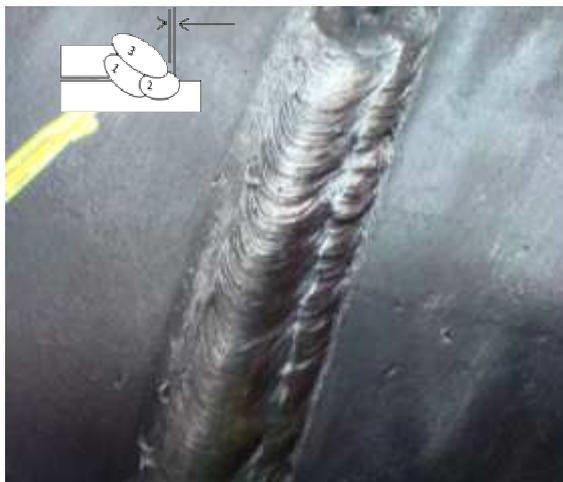


Figura 38 – Aspecto das soldas na dupla calha, relação de energia entre os passes $E2/E2/E4$ conforme Tabela 4 (seção 3.3.1)

De modo geral, nas juntas das duplas calhas soldadas e avaliadas neste trabalho, observou-se uma variação bastante expressiva na distância do avanço do passe de revenimento, com valores de até 6 mm. Isto sugere que, em procedimentos de soldagem com passe de revenimento que especifiquem este tipo de configuração, deve-se tomar cuidado. Pois dependendo da relação de energia de soldagem utilizado, os desvios de trajetória durante a soldagem podem ser suficientes para que não haja uma adequada sobreposição das ZAC, deixando uma região crítica como a borda do passe, com dureza excessiva.

4.3 Estudo de Higuchi

4.3.1 Perfis de Dureza

Uma das primeiras etapas para a realização do estudo de Higuchi é traçar o perfil de dureza nas seções transversais dos cordões de solda, de modo a delimitar as diferentes regiões da ZAC. A Figura 39-a) e Figura 39-b), apresentam graficamente os resultados das medidas de dureza medidos na seção transversal dos cordões simples depositados no tubo A. A Figura 39-c) e Figura 39-d), ilustram graficamente as diferentes regiões da ZAC delimitadas a partir das medidas de dureza mostrados no gráfico da Figura 39-a) e Figura 39-b) respectivamente. Para fins de simplificação para comparação, as indicações dos valores de energia de soldagem

mostrados em todos os gráficos e diagramas desta seção em diante, são valores aproximados dos estimados na prática.

Neste estudo, foi tomado como limitantes das diferentes zonas da ZAC os seguintes valores de dureza:

Zona Dura – Valores > 250 HV0,1

Zona Macia – Valores entre 250 HV0,1 e 190 HV0,1

O Valor de 350 HV0,1 geralmente é utilizado limite inferior da Zona Dura. Porém como neste estudo trabalhou-se com materiais de baixo CE, utilizou-se o valor de 250 HV0,1, haja visto que em equipamentos que trabalham na presença de H₂S esse é o valor limite comumente usado.

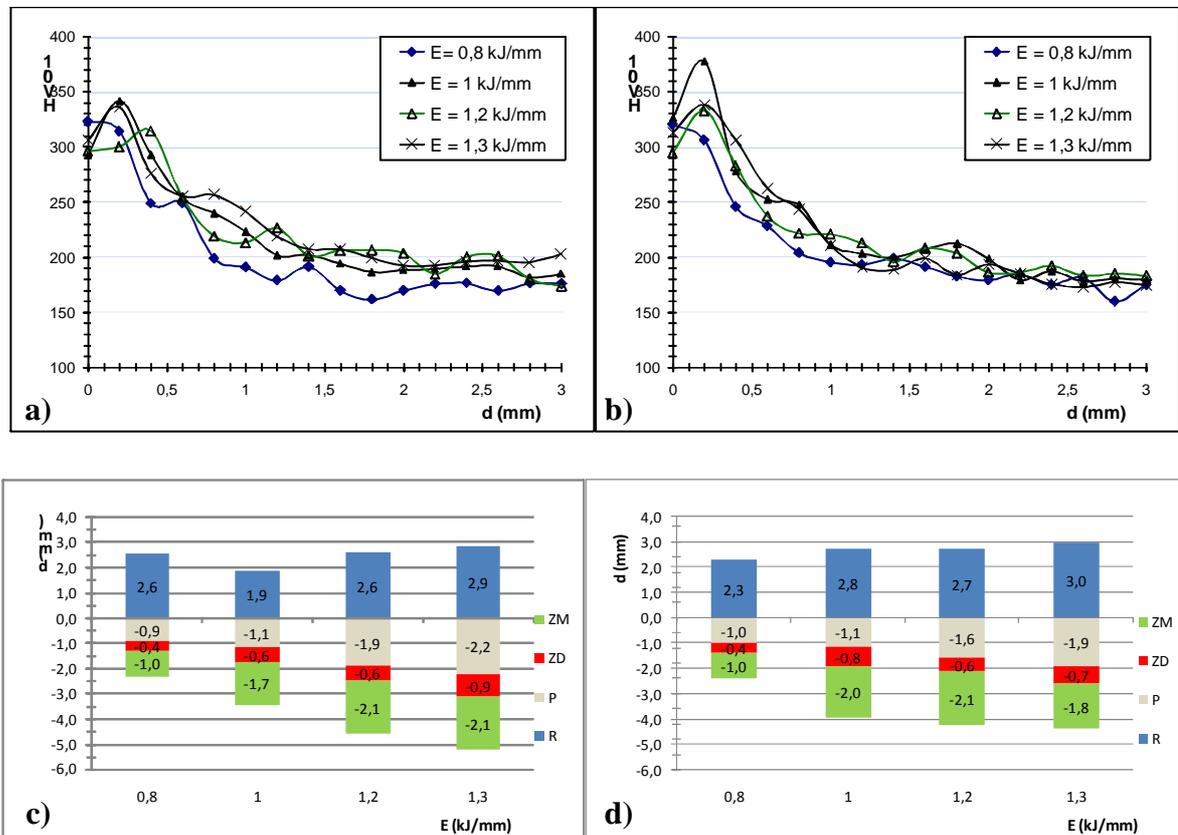


Figura 39 – Perfis de dureza em todos os níveis de energia no tubo A; a) Início do cordão; b) Final do cordão; c) e d), diferentes regiões da ZAC do início e final do cordão respectivamente.

A partir da Figura 39-a e Figura 39-b, é possível observar que não houve diferenças significativas nos valores de dureza medidas em função da distância da linha de fusão para os

diferentes níveis de energia de soldagem utilizados. Outro ponto notável é a diferença entre os perfis do início e final do cordão, que pode ser observado comparando-se a Figura 39-c) e Figura 39-d), claramente o reforço no segundo nível de energia (Figura 39-c) de soldagem utilizado foi desproporcional aos outros níveis. Isto pode ser devido à variação no processo imposta pelo soldador.

A Figura 40, apresenta os mesmos resultados para o tubo B que a Figura 39 mostra para o tubo A.

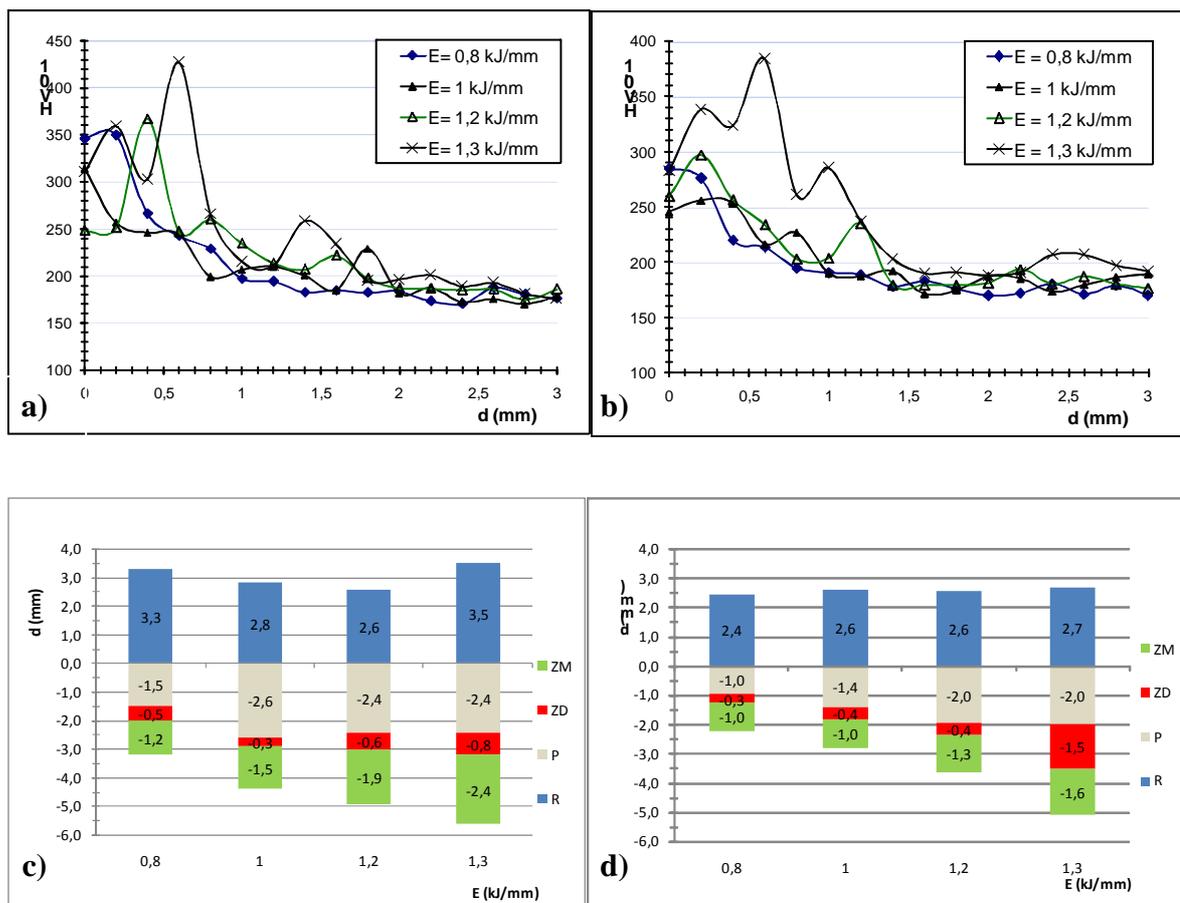


Figura 40 - Perfis de dureza em todos os níveis de energia no tubo B; a) Início do cordão; b) Final do cordão; c) e d), diferentes regiões da ZAC do início e final do cordão respectivamente.

Diferente do observado no caso do tubo A, o tubo B apresentou diferenças significativas nos valores de dureza em relação aos diferentes níveis de energia de soldagem. Isto pode ser visto na Figura 40 –a) e Figura 40-b), os gráficos sugerem que nos dois maiores níveis de energia de soldagem, além de resultarem nos maiores valores de dureza, apresentam

um segundo pico de dureza próximo a distância de 1,5 mm da linha de fusão no início do cordão e 1 mm no perfil obtido da secção do final do cordão.

Vale chamar a atenção para o fato da maior dureza no tubo B ocorrer nos maiores níveis de energia de soldagem, pois contradiz o que se sabe da teoria bem como das simulações de dureza realizadas na seção 4.1.2. Este fato pode ser explicado pela influência da temperatura de pico na temperabilidade dos aços baixo carbono, pois uma maior temperatura promove um maior aumento dos grãos austeníticos que se resfriados sob altas taxas até a temperatura ambiente resultam em uma microestrutura mais dura do que a partir de grãos menores.

Na Figura 40-c e Figura 40-d), é possível novamente observar a variação nos perfis dos cordões entre as secções do início e final do cordão. Isto possivelmente devido a variações momentânea dos parâmetros durante a soldagem impostas pelo soldador.

A Figura 41 apresenta os perfis de dureza cruzando a média das medidas – início e final do cordão – do menor e maior nível de energia do tubo A com o tubo B. Dessa figura, é interessante notar que, com exceção ao pico de dureza no maior nível de energia do tubo B, ouve quase nenhuma diferença nos valores de dureza nos perfis de dureza do tubo A e do tubo B. Isto já era esperado visto que os tubos possuem uma diferença pequena no percentual de C na sua composição química (Tabela 1- seção 3.1.1), pois sabe-se que o que determina a máxima dureza na martensita é o percentual de carbono.

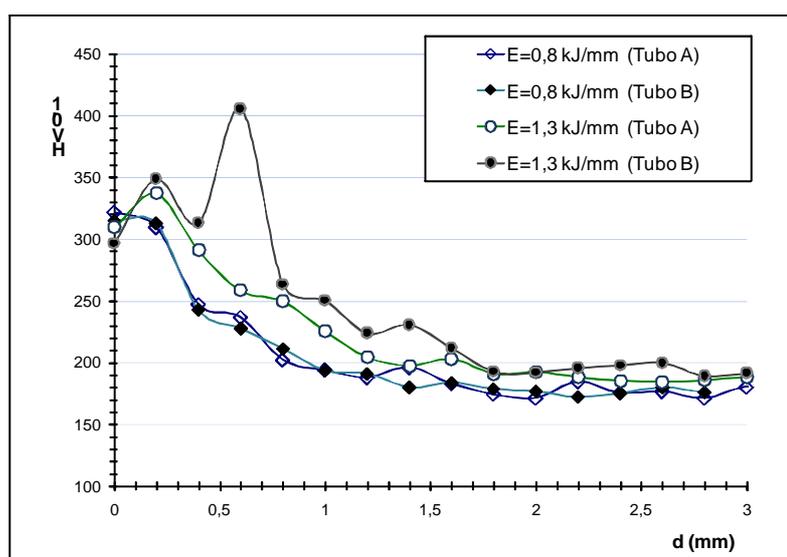


Figura 41 – Comparação dos perfis de dureza (média das medidas início e final do cordão) nos tubos A e B nos níveis máximos e mínimos de energia.

Um fato intrigante da análise dos perfis de dureza é que o máximo valor medido de 400 HV0,1 foi bastante frequente nas medidas de dureza no tubo B, material com menor percentual de carbono em relação ao tubo A. A hipótese de ter havido a troca na identificação dos materiais foi descartada efetuando-se análise de composição química via espectroscopia ótica. Outra hipótese levantada, foi de que as durezas desses níveis de grandeza estejam presentes em ambos os tubos e de que se concentrem em uma estreita região na ZAC e, coincidentemente foram detectadas pelas medidas somente no tubo B. Esta última hipótese foi investigada realizando uma série de medidas nas regiões onde são esperadas as maiores durezas, constatando-se que há realmente pontos com níveis da ordem de 400 HV0,1 em ambos os tubos, porém a frequência de pontos encontrados no tubo B foi bem superior.

Das observações feitas, pode-se concluir que os materiais estudados A e B são praticamente iguais e que, as variações observadas nos resultados podem ser basicamente devido a variações nos parâmetros de soldagem, possivelmente introduzidas intrinsecamente pela soldagem manual. Das análises feitas, o tubo B se mostrou mais interessante para análises relacionadas às propriedades de dureza, pois apresentou uma maior frequência de pontos acusando durezas próximas da máxima medida.

4.3.2 Diagramas de Decisão

A etapa mais importante do estudo de Higuchi aplicado à técnica do passe de revenimento por deposição controlada consiste em cruzar informações das geometrias dos cordões de modo a satisfazer plenamente todos os requisitos da equação 9 e 10 (seção 2.6.2). Para facilitar esta etapa, trabalha-se com as equações da seguinte forma:

$$(i) \text{ PZM2-PZD1} > 0 \quad (\text{Eq. 11})$$

$$(ii) (R1+P1) - \text{PZD2} > 0 \quad (\text{Eq. 12})$$

Um diagrama pode ser montado com os resultados de todas as combinações plotadas em séries classificadas pelas energias de soldagem do primeiro passe como função da energia do segundo passe. As combinações cujos resultados sejam maior que zero, satisfazem os requisitos das equações, ou seja, nestas combinações pode se esperar que haja um eficiente revenimento das zonas duras do passe anterior.

Com a correta seleção das seqüências de deposição e das energias de soldagem, espera-se atender adequadamente os requisitos de revenimento dos passes anteriores durante a

maior parte do tempo na execução das soldagens. Sendo assim, uma forma de minimizar a influência de erros associados às variações momentâneas introduzidas durante as deposições dos cordões utilizados para as definições dos perfis a serem empregados na determinação das seqüências de deposição, trabalhou-se com os perfis médios de dureza, ou seja, a média entre os valores de dureza medidos no início e final do cordão. A Figura 42 mostra a média dos perfis dos cordões do tubo A e tubo B utilizados para a seleção das melhores configurações de energias para a soldagem das duplas calhas.

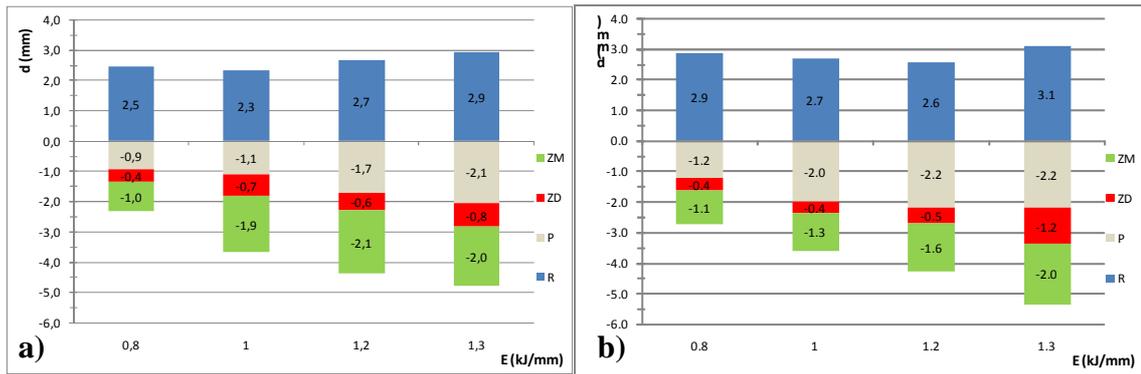


Figura 42 – Perfis utilizados para tomada de decisão, a) Tubo A, perfil médio; b) Tubo B, perfil médio

A Tabela 13 contém os resultados das combinações de energias de soldagens segundo o critério de Higuchi (equações 11 e 12) utilizando para o cálculos o valores apresentados nos gráficos da Figura 42, na tabela estão destacados os valores cujos critérios foram verificados positivamente.

Tabela 13 – Resultados das combinações de energias de soldagem do teste de Higuchi

E passe 1 (kJ/mm)	Tubo A				Tubo B			
	Condição i) PZM2-PZD1>0 (mm)				Condição i) PZM2-PZD1>0 (mm)			
0,8	-1,55	-0,52	0,21	0,71	-1,77	-0,89	-0,21	0,865
1	-1,89	-0,86	-0,13	0,37	-2,33	-1,45	-0,77	0,305
1,2	-2,73	-1,7	-0,97	-0,47	-2,515	-1,635	-0,955	0,12
1,3	-3,545	-2,515	-1,785	-1,285	-3,715	-2,835	-2,155	-1,08
	Condição ii) (R1 + P1 - PZD2 >0) (mm)				Condição ii) (R1 + P1 - PZD2 >0) (mm)			
0,8	2,05	1,57	1,09	0,54	2,47	1,74	1,41	0,735
1	2,09	1,61	1,13	0,58	3,08	2,35	2,02	1,345
1,2	3,055	2,575	2,095	1,545	3,115	2,385	2,055	1,38
1,3	3,645	3,165	2,685	2,135	3,665	2,935	2,605	1,93
	0,8	1	1,2	1,3	0,8	1	1,2	1,3
	E passe 2 (kJ/mm)				E passe 2 (kJ/mm)			

A partir da Tabela 13 é possível concluir que a seleção da melhor configuração de energia está limitado ao critério i (equação 11), pois no critério ii (equação 12) todas as combinações resultam em valores positivos. O critério ii , apenas certifica-se que a zona dura do segundo passe não se sobreponha à zona dura do primeiro passe, nos casos estudados, as proporções dos reforços do cordão de solda em relação às outras dimensões garantem que isso não aconteça.

Para auxiliar nas tomadas de decisões com a seqüência e relações ótimas de energia de soldagem dos passes, como mencionado anteriormente, pode-se visualizar graficamente as combinações. A Figura 43 apresenta o digrama de decisão segundo o critério i de Higuchi para o tubo A.

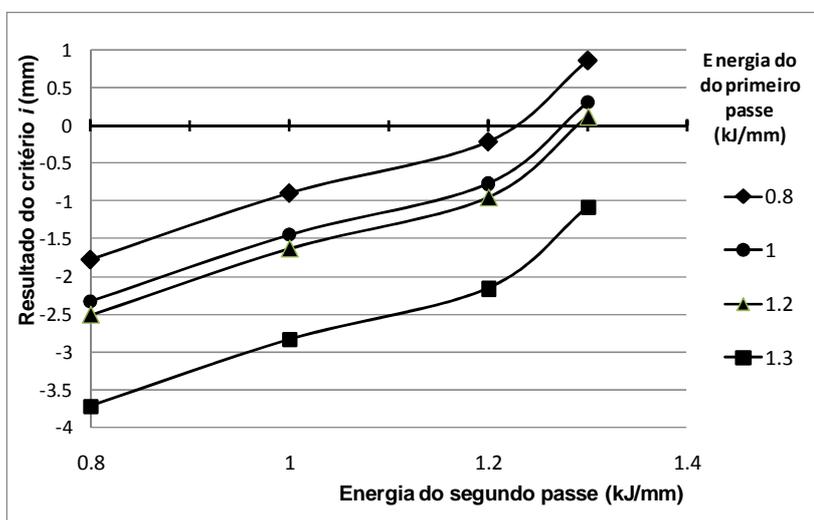


Figura 43 – Diagrama de decisão de acordo com o critério i de Higuchi para o tubo A

Pelo diagrama da Figura 43, pode-se concluir que apenas três condições satisfazem os requisitos exigidos para que haja um efetivo revenimento das zonas duras dos passes anteriores, são elas:

- Primeiro passe com energia de soldagem de 0,8 kJ/mm e segundo com 1,3 kJ/mm
- Primeiro passe com energia de soldagem de 1 kJ/mm e segundo com 1,3 kJ/mm
- Primeiro passe com energia de soldagem de 1,2 kJ/mm e segundo com 1,3 kJ/mm

A relação de sempre a maior energia de soldagem para o segundo passe, fica fácil de ser entendida olhando-se para a equação 10, critério i de Higuchi. Pois para que a relação seja satisfeita, o alcance da zona macia da ZAC do segundo passe dever ser suficiente para

transpor o reforço e penetração do primeiro passe, em outras palavras, este alcance é maior quanto maior a energia de soldagem empregada. Pode ser visto pelo gráfico da Figura 43 que quando as relações inversas de energia são empregadas, estas resultam em um afastamento negativo maior em relação ao eixo central, condição mínima para aceitação do critério.

Para o tubo B, como era de se esperar, os resultados são muito semelhantes aos apresentados pelo tubo A, isto pode ser confirmado observando os dados destacados na Tabela 13. Da mesma forma que no tubo A, a relação ótima entre as energias de soldagem se deu mantendo-se a mínima energia no primeiro passe e máxima energia no passe seguinte.

Vale ressaltar que nem sempre as relações de energias de soldagem seguem esta tendência, relacionando a mínima energia com a máxima. Isto depende muito das variáveis de soldagem empregadas, como por exemplo, a velocidade, corrente e posição de soldagem. É neste cenário que se torna interessante a utilização dos diagramas de decisão, neste trabalho mostrado apenas como exemplo de sua utilização, pois devido às características dos cordões obtidos com as variáveis de soldagem empregadas, as análises levam a uma fácil conclusão.

4.4 Soldagens – Aplicação Prática do Estudo de Higuchi

4.4.1 Sobreposição de Cordões de Solda

O emprego do teste de Higuchi na prática, consiste em aplicar na junta a ser soldada as relações de energia cujas condições impostas pelas equações 9 e 10 (seção 4.3.2) foram satisfeitas. No caso deste trabalho, consistiu em aplicar as relações de mínimas e máximas energias para o primeiro e segundo passe respectivamente.

A maneira mais simples de verificar a eficiência das deposições quanto aos critérios de revenimento sugeridos por Higuchi, é realizar a sobreposições de conjuntos de passes de solda cruzando-os transversalmente (Figura 26-c, seção 3.3.1) nos valores de energias de soldagens determinados. A Figura 44 apresenta a vista da secção transversal dos conjuntos de três passes de solda com sobreposição aproximada de 50% com energias de soldagem de 0,8 kJ/mm e 1,3 kJ/mm. Já a Figura 45, apresenta a vista em corte da sobreposição transversal dos conjuntos dos passes com energia de 0,8 e 1,2 kJ/m para o primeiro e segundo conjunto respectivamente.

Na A Figura 44 é possível observar algumas diferenças básicas entre as sobreposições de passes de solda, onde as de menor energia de soldagem (Figura 44-a) apresentam uma característica mais concentrada, com menos influencia do passe seguinte sobre o anterior, ao

contrário dos passes sobrepostos com maior nível de energia (Figura 44-a), onde a sobreposição de um passe noutro é mais expressiva, ou seja, maior penetração.

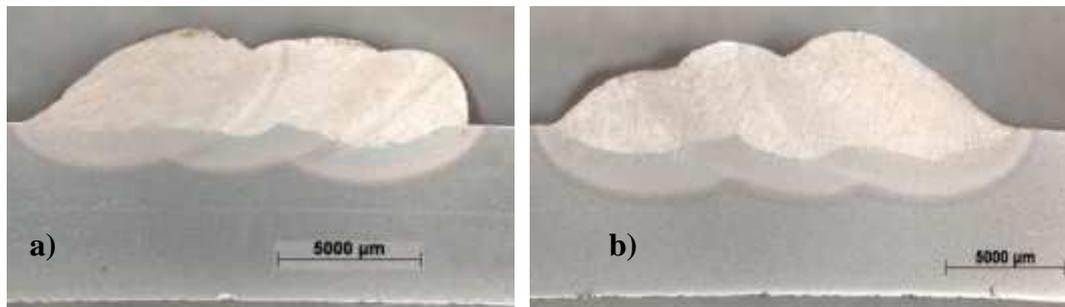


Figura 44 – Vista transversal dos conjuntos de três cordões com 50% de sobreposição; a)- energia de soldagem de 0,8 kJ/mm; b)- energia de soldagem de 1,3 kJ/mm (ataque: Nital 2% 40 s)

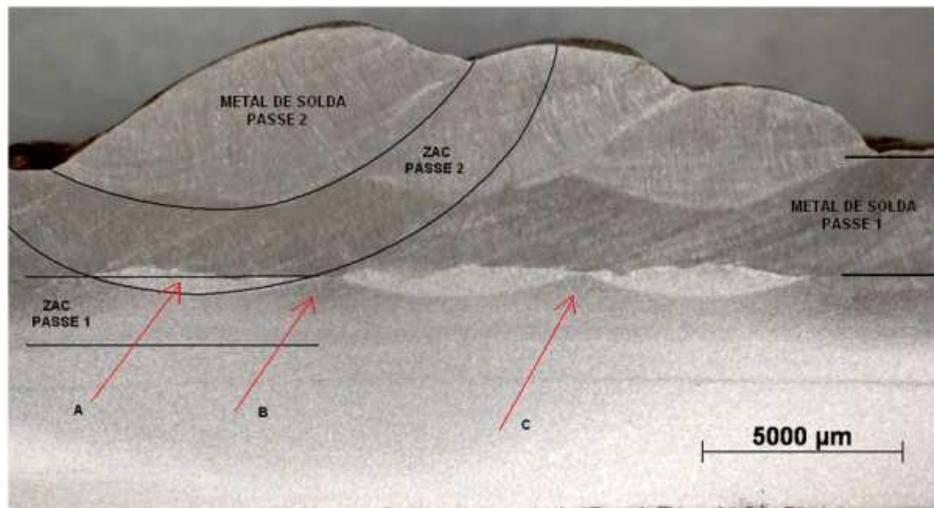


Figura 45 – Vista em corte de passes de solda sobrepostos, metal base tubo B. Vista transversal, conjuntos de passes de soldas depositados com energia de soldagem estimados de 1,3 kJ/mm. Vista longitudinal, mediatriz dos conjuntos sobrepostos com energias de soldagem estimada de 0,8 kJ/mm. (ataque e 2 etapas: 1 – Nital 2% 30s; 2 – Nital 2% 20s)

Na Figura 45, o ponto indicado pela seta “A”, representa claramente as sobreposições da ZAC do segundo passe na região mais crítica da ZAC do primeiro passe, ou seja, regiões próximas a linha de fusão onde ocorrem as maiores durezas. Neste ponto pode ser visivelmente comprovado o atendimento do critério “*i*” do estudo de Higuchi (equação 9, seção 4.3.2). Já os pontos destacado por “B” e “C”, o mesmo critério não foi atendido. Como

já era esperado, conforme visto na seção 4.3.2 por meio do diagrama de decisão, o atendimento ao critério “i” de Higuchi se deu muito próximo ao limite, o que aumenta as chances do surgimento de regiões não revenidas, como mostrada pelos pontos “B” e “C” da Figura 45.

Medidas de dureza realizadas nas regiões indicadas na Figura 45 por “A”, “B” e “C” comprovam o que foi dito a cima com relação ao atendimento do critério de Higuchi, embora com uma pequena diferença nos valores de dureza nos diversos pontos. No entanto vale lembrar que os valores de dureza obtidos com energias de soldagem de aproximadamente 0,8 kJ/mm já são naturalmente baixos. Na Tabela 14, constam os resultados das medidas de dureza realizadas nos mencionados pontos, pode-se observar no valor médio de dureza que o ponto “A”, o valor é um pouco menor que nos outros pontos, reforçando a tese de que neste ponto houve efetivamente mudanças benéficas na microestrutura quanto às propriedades de dureza.

Tabela 14 – Resultado das medidas de dureza nos pontos indicados na Figura 45 em cordões de soldas sobrepostos no tubo B

Local	Valor de dureza (HV0,1)							Valor médio
A	217	201	210	209	226	204	196	209
B	232	260	227	196	241	237	254	235
C	245	274	239	234	221	268	277	251
MS 1	271	309	278	330	304	338	334	309
MS 2	310	328	305	328	310	323	304	325

Na Figura 46, podemos visualizar claramente as diferenças microestruturais da ZAC das regiões “A” e “B” da Figura 45. Região “A”, microestrutura predominante martensítica e região “B”, martensita revenida.

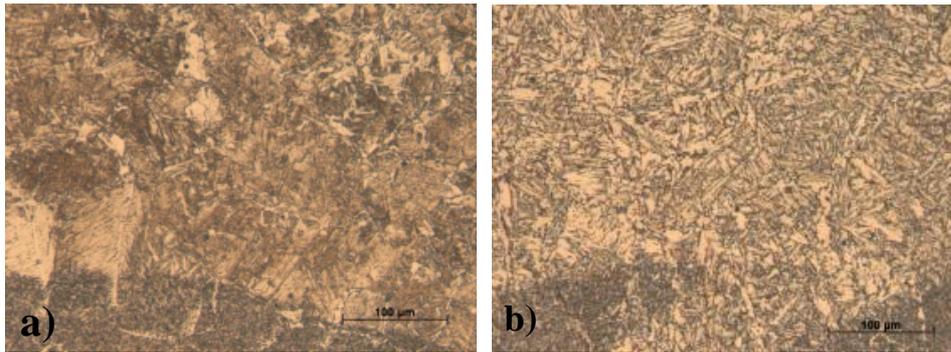


Figura 46 – Micrografias da ZAC passes sobrepostos no tubo B. a)- região “A” indicada na Figura 45; b)- região “B” indicada na Figura 45

4.4.2 Junta Soldada - Dupla Calha

A junta entre dupla calha e tubo, também foram executadas seguindo as relações entre mínima e máxima energia de soldagem para o primeiro e segundo passe, como discutido na seção 4.3.2. Como visto no estudo de sobreposição de passes de solda na seção anterior, mesmo com a relação mais favorável de energia de soldagem, não foi possível alcançar plenamente o objetivo desejado, que é revenir toda a região crítica da ZAC do passe anterior. A Figura 47 mostra a macrografia da seção transversal da junta tubo-dupla calha já com a soldagem executada conforme os critérios de energia selecionados.

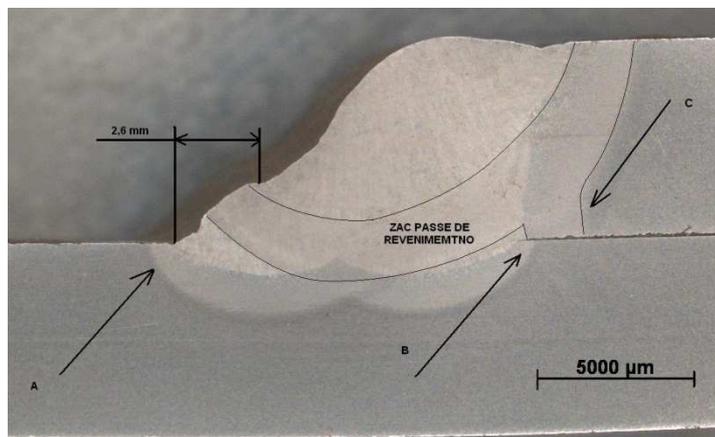


Figura 47 – Seção transversal da junta tubo - dupla calha, tubo B. Relações de energia de soldagem entre os passes 0,8/0,8/1,3 (kJ/m)

Notar na Figura 47 as regiões indicadas por “A” e “B”, são duas regiões críticas quanto à dureza que não sofreram influência significativa do último passe, que além de preencher o restante da junta tinha a função de revenir os passes anteriores. Embora o avanço

do passe tenha sido maior que 2 mm, no caso da Figura 47 igual a 2,6 mm, claramente a primeira dimensão ainda teria que ser menor para tornar o região crítica apontada por “A” uma região completamente revenida.

Ainda na Figura 47, notar para o alongamento da ZAC na região apontada por “C”, isto ocorre devido este ser um local com menores taxas de extração de calor, ocasionada pelo espaço entre a dupla calha e a superfície do tubo.

A Figura 48 é corresponde a ampliação da região indicada pelo ponto “A” na Figura 47, com pontos de medidas de dureza e seus respectivos valores.

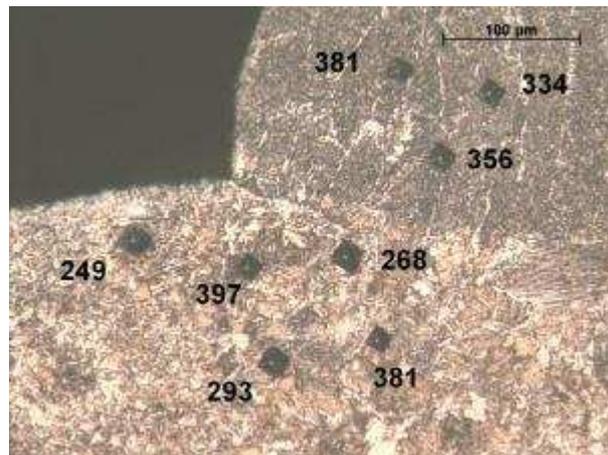


Figura 48 – Micrografia da região “A” mostrada na Figura 47 como alguns pontos de medida de microdureza Vickers (HV0,1). Soldagem no tubo B com relações de energia de 1,2/1,2/1,3 kJ/mm entre os passes.

Nota-se pela Figura 48 que a região “A” da Figura 47 é uma região crítica quanto às propriedades de dureza. Os valores elevados de dureza nesta região indicam que não houve interferência dos passes posteriores, não ocorrendo portanto, transformações microestruturais significantes.

5 CONCLUSÕES

Com o exposto neste trabalho pode-se concluir que:

Os softwares atualmente utilizados como guia para a seleção dos parâmetros de soldagem em dutos em operação, Battelle e PRCI, mostraram-se bastante confiáveis para a prevenção da perfuração do duto durante a soldagem. Quanto às taxas de resfriamento, ao que indica pelos resultados das estimativas de dureza máxima na ZAC, o software do PRCI fornece resultados mais consistentes.

Quanto às estimativas de dureza máxima na ZAC, para a faixa de composição química estudada e condições de resfriamento estimadas, Yurioka 81 (ref [23]) e Suzuki (ref [24]) apresentaram resultados bastante satisfatórios, porém apenas para baixos valores de energia de soldagem.

Ao se executar um procedimento de soldagem manual, no qual o soldador deve controlar a posição do cordão bem como a velocidade em faixas estreitas de valores, notou-se grande dificuldade. Sempre ao se estabelecer um procedimento de soldagem, deve dar atenção a esta característica buscando sempre livrar ao máximo o soldador dessa responsabilidade.

A aplicação do método de Higuchi se mostrou eficiente para a seleção das melhores configurações de energia de soldagem na aplicação da técnica da dupla camada por deposição controlada, no entanto devido às características dos cordões obtidos com os parâmetros de soldagem utilizados neste estudo, esta técnica de passe de revenimento não mostrou eficaz. Mais convenientemente seria a aplicação da técnica da meia camada, a qual comportaria uma margem maior para variação momentânea dos parâmetros de soldagem, característica da soldagem manual.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A vantagem da técnica de passe de revenimento por deposição controlada é de não necessitar de remoção de material, o que demanda tempo e nem sempre é de simples execução. Novos estudos deveriam ser realizados utilizando-se para uma avaliação mais criteriosa dos resultados um sistema de deposição automatizado, a fim de evitar possíveis erros na avaliação dos resultados.

A eficiência da técnica seria melhor avaliada se aplicada em materiais com maiores valores de Carbono e CE.

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] NORMA PETROBRÁS. N2737: Manutenção de oleoduto e gasoduto terrestre – *Revisão C. Brasil, Julho 2005.*
- [2] J.F. KIEFNER, W.A. BRUCE, D.R. STEPHENS – Pipeline In-Service Repair Manual. *PRCI nº L 51716, , 1994, rev. dezembro 1999*
- [3] NORMA PETROBRÁS. N2163: Soldagem e trepanação em equipamentos, tubulações e dutos em operação – *Revisão C. Brasil, Julho 2002.*
- [4] PAES, M. T. P., TEIXEIRA, J. C. G., FILHO, B. G. S. – Procedimentos para soldagem de dutos e tubulações industriais em operação. Relatório Técnico Final – *PETROBRÁS, Rio de Janeiro/RJ, 2000.*
- [5] http://www.continentalmaquinas.com.br/site/ptbr/serv_trepanacao_bloqueio.htm, *acesso em 25/06/2009*
- [6] PÉREZ, G. E. G. – Estabelecimento de critérios para evitar a perfuração na soldagem de tubulações em operação de pequena espessura. *Florianópolis, 2005. 85 f. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.*
- [7] PIZA, M. T., TEIXEIRA, J. C. G., FILHO, B. G. S. – Procedimentos para soldagem de dutos e tubulações industriais em operação. *Relatório Técnico Final, Rio de Janeiro/RJ, 2000*
- [8] BRUCE, W. A., FIORE, S. R. – Alternative Processes for Welding onto In-Service Pipelines. *Pipeline Research Council International, Inc; Final Report; March 29, 2002*
- [9] MACHADO, I. G. - Soldagem e técnicas conexas: Processos. *Porto Alegre: editado pelo autor. 1996. 476p, pg 41-42*
- [10] FORTES, C. – Apostila de eletrodos revestidos OK. *ESAB BR, fev 2005, 64 pg.*
- [11] GRONG, O. – Metallurgical modeling of welding. *2nd ed., The Institute of Materials, Trondheim, Norway, 1994, 581 p*
- [12] KOU, S. – Welding Metallurgy. *John & Wiley publication 2nd edition, (1987) p 227*
- [13] FORTES,C. - Metalurgia da Soldagem. *ESAB BR, abril de 2004*

- [14] ALONSO, M. B. – Caracterização de união por solda de tampo em barras CA-50 com eletrodos revestidos. *Dissertação de Mestrado- UFSC. Março 2006, 55 pg*
- [15] BUSCHINELLI, A. J. A. - Curso de Metalurgia de Soldagem de Pós Graduação/BRASKEM, *vol.1, Salvador-BA, julho 2003*
- [16] MACHADO, I. G. – Condução do Calor na Soldagem: Fundamentos & Aplicações. *Porto Alegre: Ed. pelo Autor, 2000. v. 1. 101 p*
- [17] ROSENTAL, D – Trans ASME 68:819, 1946
- [18] RYKALIN, N. N. – Autogennoe Delo (11), 1, 1948 In: 34
- [19] MESSLER JR R. W. - Joining Of Materials And Structures. *Ed. Butterworth-heinemann, 2004 pg 454*
- [20] K. EASTERLING, Introduction to the Physical Metallurgy of Welding (second ed.), *Butterworths (1983).*
- [21] WELDING HANDBOOK MATERIALS AND APLICATIONS. *Part 1.v.3 8th edition. American Welding Society. Miami, Fl. 1998. 526 p.*
- [22] YURIOKA N, OKOMURA M, KASUYA T, COTTON H J U – Prediction of HAZ hardness of transformable steels. *Met. Con 1987 19(4) 217R-223R.*
- [23] YURIOKA N, OHSITA S, TAMEHIRO H – Study on carbon equivalents to assess cold cracking tendency and hardness in steel welding in connection with the development of low carbon bainitic line-pipe steels. *Symposium on Pipeline welding in the 80s, 19-20 March 1981, Melbourne, Australia. Proc Australian Welding Research Association, lc-1 to lc-18*
- [24] SUZUKI H - A new formula for estimating HAZ hardness in welded steels. *IIW DOC IX 1351-85 1985 and trana Japan Welding Society 1985 16(2) 61-68*
- [25] TERSAKI T, AKIYAMA T, SERINO M – Chemical compositions and welding procedures to avoid cold cracking. *Proc Int Conf on Joining of Metals, Helsingor, Denmark 15-18 April 1984, 381-386.*
- [26] LORENTZ K, DÜREN C – Evaluation of large diameter pipe steel weldability by means of the carbon equivalent. *Proc Conf on Steels for pipe and pipeline fittings, London, 21-23 October 1981, The Metals SocietY, 322-332*
- [27] BECKERT M, HOLTZ R – Use of carbon equivalent and prediction of the weld heat affected zone hardness. *Scheweiss Technik (Berlin) 1973 23(8) 344-346*

- [28] COTTRELL C L M – Hardness equivalent may lead to a more critical measure of weldability. *Metal Construction* 1984 16 740-744.
- [29] ABSON D J, KINSEY A J – The prediction of maximum HAZ hardness in C-Mn and low alloy steel weldments. *Cambridge, United Kingdom December 1999, pg 11*
- [30] COE, F. R. – Welding steels without hydrogen cracking. *The Welding Institute, Cambridge, United Kingdom, 1973. 68 p.*
- [31] KARPPI R, *et all* – Predicting safe welding conditions with hydrogen cracking parameters. *Scandinavian Journal of Metallurgy* 13 (1984), pp. 66–74.
- [32] KARPPI R – A stress field parameter for weld hydrogen cracking. *VTT Publications* 9. *Technical Research Centre of Finland, Espoo 1982. 119 p.*
- [33] BAILLIE JG – Underbead and toe cracks. *British Welding Journal* 14 (1967) 2, pp.51–61.
- [34] EN 1011-1:1998 –Welding – Recommendations for welding of metallic materials – Part 1: General guidance for arc welding. *CEN/TC 121, CEN 1998. 18 p.*
- [35] YATAKE T & YURIOKA N – Studies of delayed cracking in steel weldments (Report 3). *Journal of the Japan Welding Society (JWS)* 50 (1981) 3, pp. 291–296.
- [36] GRANJON, H. – Cracking and Fracture in Welds. *Japan Welding Society, Tokyo, 1972, p. IB1.1*
- [37] MORETON J & COE FR – A survey of the sources, distribution and movement of hydrogen in weld metal. *IIW-Doc. II-512-69. The International Institute of Welding, 1969. 21 p.*
- [38] GEDEON, S.A.; EAGAR, T.W. – *Weld. J.*, 69: 213s, 1990
- [39] MAGUDEESWARAN G *et all* – Hydrogen induced cold cracking studies on armour grade high strength, quenched and tempered steel weldments. *International journal of hydrogen energy* 33 (2008) 1897– 1908
- [40] BS 5135:1984 – Process of Arc Welding C and C-Mn Steels, British Standards Institution
- [41] HART, P. H. M.; MATHARU, I. S. – Heat-Affected Zone (HAZ) Hydrogen Cracking Behaviour of Low Carbon Equivalent C-Mn Structural Steels, *TWI Research Report No. 290/1985, November 1985*

- [42] GRAY, M.J.; ROTHWELL, B. – How Welding Affects Pipeline Steels. *Pipeline Welding and Inspection – Conference Proceedings, American welding Society, Miami, FL, February, 1980*
- [43] SATOH K, UEDA Y. – Recent trend of researches on restraint stresses and strains for weld cracking. *IIW-Doc. IX-788-72, X-659-72, Osaka University, 1972. 39 p. /Welding in the World 11 (1973) 5/6, pp. 133–155*
- [44] RIETJENS, I.P., Safely Weld and Repair In-service Pipe Lines, Pipe Line Industry, *December, 1986*
- [45] BRUCE, W. A. – Overview of in-service welding research at EWI. First International conference on Welding onto In-service Petroleum gas and Liquid pipelines. *March/2000, Wollongong – Australia.*
- [46] BRUCE, W. A. – Welding onto in-service thin-wall pipelines. *Final Report, Project PR-185-9908, Columbus/OH, 2000.*
- [47] BRUCE, W.A. – Procedure Qualification for Welding Onto In-Service Pipelines, *API Pipeline Conference, Dallas, American Petroleum Institute, Washington D.C., April 1991*
- [48] WTIA – Temper Bead Welding. *Technical Note -TGN-PE-02 - March 2006*
- [49] WCR 421 – Challenges and Solutions in Repair Welding for Power and Processing Plants. *Bulletin 412, Welding Research Concl, NY, USA*
- [50] GANDY, D. W. FINDLAN S. J. – Temperbead Welding of P-Nos. 4 and 5 Materials, *EPRI, Paulo Alto, CA 1998 TR-111757*
- [51] GANDY, D.W. AND SMITH, R – Shielded metal arc welding temperbead repair without grinding. 4 th . *RRAC Conf. “Welding and repair technology for power plants” Marco Island, Naples, FA., USA, EPRI, Palo Alto, CA., USA.*
- [52] LUNDIN. C – Controlled deposition welding. Conf. “*Repair Welding and serviceability*”, *San Diego, Ca., USA., Jan. 2001, PVRC, NY, USA*
- [53] ASM – Metals Handbook, Welding Brazing and Soldering, *Vol. 6, 1993.*
- [54] HIGUCHI, M., SAKAMOTO, H., TANIOKA, S., A – Study on Weld Repair Through Half Bead Method. *IHI Engineering Review. V.13, april/1980*
- [55] AGUIAR, W. M. – Soldagem do Aço ABNT 4140 Sem Tratamento Térmico Posterior. *Fortaleza, 2001. Dissertação de Mestrado, UFC-Ce*

- [56] NIÑO, C E. – Especificação de procedimentos de reparo por soldagem sem tratamento térmico posterior : efeito de revenimento produzido pelos ciclos térmicos. *Florianópolis, 2001. 172 f. Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica*
- [57] TEIXEIRA, J.C.G., POPE, A.M. – Técnica de Deposição em Dupla Camada para Reparo e Modificações e Tratamento Térmico Pós Soldagem de Aço 1,0 Cr 0,5Mo. *Soldagem e Materiais, vol.4n2, 1992, p.22-27*
- [58] SILVA, C.C. *et all* – Evaluation of AISI 4140 Steel Repair Without Post-Weld Heat Treatment. *Journal of Materials Engineering and Performance. Springer New York, Volume 18, Number 3 / April, 2009. Pg 324-331*
- [59] FRIEDMAN, L., M. and BAILEY, N. – Development and Assessment of Procedures for Repair Welding of Cr Mo Steels Without PWHT. *Final Report. Document No.360852391,1992.*
- [60] Bruce, W. A., Li, V., and Citterberg, R. – PRCI Thermal Analysis Model for Hot Tap Welding Users' Guide - Revision 2, *PRCI Contract No. PR-185-9632, EWI Project No. 42508CAP, Edison Welding Institute, Columbus, OH, Jul. 2001*
- [61] CREDUTO – Especificação de Procedimento de Soldagem - EPS 12
- [62] AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE – Specification for Line Pipe 5L. *API , Washington, April, 1995, 25p.*

ANEXOS

ANEXO A- EQUAÇÕES PARA ESTIMATIVA DE DUREZA

1 Modelos de Yurioka

a) Yurioka (ref[22])

$$H_{vmax} = 220 + 442C(1 - 0.3C^2) + 65 \tan h y +$$

$$[68 + 402C(1 - 0.3C^2) - 59 \tan h y] \tan^{-1} x$$

$$x = \frac{\log_{8/5} - 2.30C_{eqI} - 1.35C_{eqIII} + 0.882}{1.15C_{eqI} - 0.673C_{eqIII} - 0.601}$$

$$y = 2.65C_{eqII} - 0.690$$

$$C_{eqI} = C_p + \frac{Si}{24} + \frac{Mn}{6} + \frac{Cu}{15} + \frac{Ni}{12} + \frac{Cr(1 - 0.16\sqrt{Cr})}{8} + \frac{Mo}{4} + \Delta H$$

$$C_{eqII} = C + \frac{Si}{24} + \frac{Mn}{5} + \frac{Cu}{10} + \frac{Ni}{18} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{2.5} + \frac{V}{5} + \frac{Nb}{3}$$

$C_{eqI, II \text{ and } III}$ = carbono equivalentes

C_p = Quantidade efetiva de carbono

$$C_{eqIII} = C_p + \frac{Mn}{3.6} + \frac{Cu}{20} + \frac{Ni}{9} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{4}$$

$$C_p = C \text{ if } C \leq 0.3 \text{ wt.}\%$$

$$C_p = 0.25 + C/6 \text{ if } C > 0.3 \text{ wt.}\%$$

ΔH = aumento na dureza devido ao boro para $S \leq 0.016 \text{ wt.}\%$ and $O \leq 60 \text{ ppm}$;

Valores de ΔH são determinados pela tabela 1:

Tabela 1 – valores de

ΔH

Boron content (ppm)	≤ 1	$= 2$	$= 3$	≥ 4
ΔH value	0	0.03 fn	0.06 fn	0.09 fn

Onde:

$$f_N = (0.02 - N)/0.02$$

N é o % de nitrogênio

O modelo de Yurioka se aplica aos aços que estão dentro do limites de composição a seguir: $C \leq 0.8$, $Si \leq 1.2$, $Mn \leq 2.0$, $Ni \leq 10.0$, $Cr \leq 10.0$, $Mo \leq 2.0$ and $Cu \leq 0.9$ in wt.%.

b) Yurioka

$$HV_{max} = 442C + 99CE_{II} + 206 + (402C - 90CE_{II} + 80) \arctan(x)$$

Onde:

$$x = \frac{\log t_{s/s} - 2.30CE_I - 1.35CE_{III} + 0.882}{1.15CE_I - 0.673CE_{III} - 0.601}$$

$$CE_I = C + \frac{Si}{24} + \frac{Mn}{6} + \frac{Cu}{15} + \frac{Ni}{12} + \frac{Cr}{8} + \frac{Mo}{4} + \Delta H$$

$$CE_{II} = C + \frac{Si}{24} + \frac{Mn}{5} + \frac{Cu}{10} + \frac{Ni}{18} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{2.5} + \frac{V}{5} + \frac{Nb}{3}$$

$$CE_{III} = C + \frac{Mn}{3.6} + \frac{Cu}{20} + \frac{Ni}{9} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{4}$$

Boro e nitrogênio influenciam a dureza na ZAC, o aumento na dureza devido ao boro (ΔH) é dado como segue:

$$\Delta H = 0 \quad \text{quando } B \leq 1 \text{ ppm:}$$

$$\Delta H = 0.03f_N \quad B = 2 \text{ ppm:}$$

$$\Delta H = 0.06f_N \quad B = 3 \text{ ppm:}$$

$$\Delta H = 0.09f_N \quad B \geq 4 \text{ ppm:}$$

Onde : $f_N = (0.02 - N)/0.02$

Esta relação se aplica aos aços na faixa de composição: $C < 0.3\%$, $Ni < 5\%$ and $Cr < 1\%$.

c) Yurioka 81 (ref [23])

$$H_v = 406C + 164C_{eqI} + 183 - (369C - 149C_{eqI} + 100) \tan^{-1} \left(\frac{\log t_{8/5} - 2.822C_{eqII} + 0.262}{0.526 - 0.195C_{eqII}} \right)$$

$$C_{eqI} = C + \frac{Si}{24} + \frac{Mn}{6} + \frac{Cu}{15} + \frac{Ni}{40} + \frac{Cr}{6} + \frac{Mo}{4} + \frac{V}{5} + \frac{Nb}{5} + 10B$$

$$C_{eqII} = C - \frac{Si}{30} + \frac{Mn}{5} + \frac{Cu}{5} + \frac{Ni}{20} + \frac{Cr}{4} + \frac{Mo}{6} + 10B$$

2 Modelo de Suzuki (ref [24])

a) BL 70

$$H_{max} = H_{\infty} + K/(1+\exp(a(Y-Y_5)))$$

$$Y = \log t_{8/5}, (t_{8/5} \text{ in sec}),$$

$$K = 269 + 454C - 36Si - 79Mn - 57Cu - 12Ni - 53Cr - 122Mo - 169Nb - 7089B$$

$$H_{\infty} = 884C + 287 - K$$

$$aK = 478 + 3364C - 256Si + 66Ni - 408Mo - 1321V - 1559Nb$$

$$a = (aK)/K$$

$$Y_5 = -0.085 + 2.070C + 0.459Mn + 0.655Cu + 0.122Ni + 0.222Cr + 0.788Mo + 30E$$

Esta relação é válida para aços comum ao carbono e baixa liga com percentual de carbono em peso entre 0,017% e 0,33 %.

A próxima equação é derivada da BL70 e usa os mesmos valores para H_{max} , Y e H_{00} .

b) BL70S (pcm) e simplificada com pcm e C (%)

$$K = 237 + 1633C - 1157Pcm$$

$$aK = 566 + 5532C - 2280Pcm$$

$$Y_5 = -0.0300 - 600C + 7.77Pcm$$

$$Pcm(\%) = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn}{20} + \frac{Cu}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Cr}{20} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + 5B$$

c) BL70S (CEm) e simplificada com CEm e C (%)

$$K = 233 + 811C - 355CEm$$

$$aK = 574 + 3918C - 732CEm$$

$$Y_5 = 0.0050 - 0.472C + 2.37CEm$$

$$CEm (\%) = C + \frac{Si}{24} + \frac{Mn}{6} + \frac{Cu}{15} + \frac{Ni}{15} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{5} + \frac{V}{5} + 15B$$

d) BL70S (CE) e simplificada com CE e C (%)

$$K = 231 + 838C - 376CE$$

$$aK = 571 + 3975C - 778CE$$

$$Y_5 = 0.0202 - 0.652C + 2.50CE$$

$$CE(\%) = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cu}{15} + \frac{Ni}{15} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{5} + \frac{V}{5}$$

3 Modelo de Terasaki (ref [25])

Para $T_{8/5}$ menor ou igual a T_M :

$$H_{max} = 812C + 293$$

Para $T_{8/5} > T_M$:

$$H_{max} = H_{v0} + (H_{v0} - H_{vM}) \exp\left(-0.2\left(\frac{T_{8/5}}{T_M} - 1\right)\right)$$

$$H_{vM} = 812C + 293$$

$$H_{v0} = 164\left(C + \frac{Si}{2} + \frac{Cr}{7} + \frac{Mo}{2} + V + Nb + 7B\right) + 153$$

$$\text{Log } T_M = 2.5C_{eq} - 1.27$$

$$C_{eq} = C + \frac{Mn}{3} + \frac{Cu}{4} + \frac{Ni}{8} + \frac{Cr}{10} + \frac{Mo}{3} + 5B$$

Onde:

H_{vM} = dureza de 100% martensita

H_{v0} = dureza de 0% martensita

T_M = Tempo entre 800 – 500 °C para 100% de transformação martensítica

C_{eq} = Carbono equivalente

O modelo se aplica a aços com um carbono e baixa liga.

4 Modelo de Lorenz e Düren (ref [26])

$$H_{vmax} = 2019[C(1-0.5\log t_{8/5}) + 0.3(C_{eq}-C)] + 66(1-0.8\log t_{8/5})$$

$$H_{vM} = 802C + 305$$

$$H_{vB} = 350C_{eq} + 101$$

$$C_{eq} = C + \frac{Si}{11} + \frac{Mn}{8} + \frac{Cu}{9} + \frac{Ni}{17} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{6} + \frac{V}{3}$$

H_{vM} = dureza de transformação 100% martensítica

H_{vB} = dureza para transformação 100% bainítica

Esta relação se aplica aos aços na faixa de composição:

$$0.02 \leq C \leq 0.22, Si \leq 0.50, 0.4 \leq Mn \leq 2.1, Cu \leq 0.60, Cr \leq 0.50, Ni \leq 3.5, Mo \leq 0.5,$$

$$V \leq 0.10, Nb \leq 0.060, Al \leq 0.060.$$

5 Modelo de Beckert e Holtz (ref [27])

$$H_{max} = H_{v0} + (H_{vM} - H_{v0}) \exp(-(bt_{8/5})^2)$$

$$H_{vM} = 939C + 284$$

$$H_{v0} = 167C_{eq}^{2.42} + 137$$

$$B = \exp(-0.013H_{v0} + 0.8)$$

H_{vM} = dureza de transformação 100% martensítica

H_{v0} = dureza de 0% martensita

C_{eq} = carbono equivalente

6 Modelo de Cottrell (ref [28])

$$H_v = 80 + 800(C + 3N + 0.29) \exp - \left(0.025r^{1.5C_{eq}} + \frac{Ni}{Mn^2} \right)^{-1}$$

$$C_{eq} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{5} + \frac{V}{3} + \frac{Nb}{4C} + \frac{0.0001}{S}$$

r = taxa de resfriamento entre 800 e 500 °C (K/s)

$$= 800-500/t_{8/5}$$

C_{eq} = carbono equivalente

A faixa de composição aplicável é (% em peso):

$0.06 \leq C \leq 0.23$, $Si \leq 0.55$, $1.01 \leq Mn \leq 2.00$, $Ni \leq 0.89$, $Cr \leq 0.20$, $Mo \leq 0.54$,

$V \leq 0.15$, $Nb \leq 0.05$, $Cu \leq 0.30$, $0.002 \leq S \leq 0.043$, $0.003 \leq N \leq 0.010$