

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

UTILIZAÇÃO DE MIG/MAG COM CURTO-CIRCUITO CONTROLADO
NA SOLDAGEM EM OPERAÇÃO

Silviano Possebon

Engenheiro Mecânico

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

UTILIZAÇÃO DE MIG/MAG COM CURTO-CIRCUITO CONTROLADO
NA SOLDAGEM EM OPERAÇÃO

Silviano Possebon

Engenheiro Mecânico

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

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 (UFRGS/PPGEM/LS&TC)

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

Banca Examinadora:

Dr. Eng. Giovani Dalpiaz

Dr. Eng. Raimundo Cabral de Medeiros

Dr. Eng. Germano Xavier de Padua

Prof. Dr. Hector Reynaldo Meneses Costa

Prof. Dr. Ing. Carlos Pérez Bergmann

Coordenador do PPGEM

Porto Alegre, Agosto de 2009.

Dedico este trabalho a toda minha família, principalmente aos meus pais Assis e Marli, e também as demais pessoas que efetivamente fazem parte da minha vida.

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Ivan Guerra Machado, orientador, pelo conhecimento e experiência transmitidos e pelo comprometimento.

Ao Eng. Giovani Dalpiaz, coorientador, pela motivação e grande colaboração neste trabalho.

Ao Eng. Ricardo Reppold Marinho, pelo apoio nos momentos necessários.

À TRANSPETRO, principalmente ao Eng. Mucio Eduardo Amarante Costa Pinto e ao Téc. Sidney Barbalho da Silva Braga, por disponibilizarem as instalações do CREDUTO.

À empresa ALUMAQ, distribuidor da marca Miller, pelo empréstimo do equipamento de soldagem.

À ITW Soldagem, detentora da empresa Miller, pelas preciosas informações cedidas.

À PETROBRAS, por fomentar este trabalho, disponibilizado o tempo e recursos necessários.

À Universidade Federal do Rio Grande do Sul, por me aceitar como aluno.

ÍNDICE

1 - INTRODUÇÃO	1
2 - FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA DA SOLDAGEM EM OPERAÇÃO	3
2.1 - Aspectos Relevantes	7
2.2 - A Trinca Induzida por Hidrogênio	9
2.2.1 - Presença de Hidrogênio na Soldagem	9
2.2.2 - Microestrutura Suscetível	13
2.2.3 - Tensões Trativas	17
2.3 - Perfuração	19
2.4 - Critérios de Aceitação de Dureza.....	23
2.5 - Modelos e Métodos de Análise Térmica.....	27
2.5.1 - Modos Básicos de Remoção de Calor na Soldagem	27
2.5.2 - Modelo <i>Battelle</i>	28
2.5.3 - Modelo <i>PRCI Hot Tap</i>	29
2.5.4 - Método da Capacidade de Remoção de Calor.....	31
2.6 - Processos de Soldagem	32
2.6.1 - Eletrodo Revestido	32
2.6.2 - Processo MIG/MAG.....	33
2.6.3 - Processo Arame Tubular	34
3 - FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA DO PROCESSO MIG/MAG COM CURTO- CIRCUITO CONTROLADO.....	36
3.1 - Introdução ao Processo MIG/MAG	36
3.2 - O Arco Elétrico	37
3.3 - Fusão do Arame-Eletrodo e Formação da Gota Metálica	39

3.4 - Forças Envolvidas na Transferência do Metal.....	40
3.4.1 - Força Peso.....	41
3.4.2 - Força devido à Tensão Superficial	41
3.4.3 - Força Eletromagnética	42
3.4.4 - Força de Arraste.....	43
3.4.5 - Força de Vaporização	44
3.4.6 - A Instabilidade <i>Pinch</i>	45
3.5 - Penetração	45
3.6 - Estabilidade do Processo MIG/MAG	47
3.7 - A Transferência do Metal por Curto-Circuito Controlado.....	49
4 - MATERIAIS E MÉTODOS.....	58
4.1 - Instalações e Equipamentos	58
4.2 - Soldagem.....	63
4.3 - Ensaios	67
5 - RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	69
5.1 - Aspectos Relevantes	69
5.2 - Soldas <i>Bead-on-Pipe</i>	70
5.3 - Juntas Soldadas Sobrepostas (Duplas-Calhas).....	77
6 - CONCLUSÕES	83
7 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	84
8 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	85
ANEXOS	93

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1: Composição química do tubo API 5L X65.....	59
Tabela 5.1: Penetração das soldas <i>bead-on-pipe</i> executadas pelo processo RMD-Pro em progressão vertical ascendente.	71
Tabela 5.2: Penetração das soldas <i>bead-on-pipe</i> executadas pelo processo RMD-Pro em progressão vertical descendente.	72
Tabela 5.3: Penetração das soldas <i>bead-on-pipe</i> executadas pelo processo ProPulse em progressão vertical ascendente.	72
Tabela 5.4: Durezas medidas nas amostras BOP1-B e BOP8-A.....	75

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1: Soldagem em operação de uma dupla-calha.	3
Figura 2.2: Reparo por deposição de solda [1].	4
Figura 2.3: Requisitos dimensionais para reparos por deposição de solda (adaptado [2]).	5
Figura 2.4: Duplo-reparo por deposição de solda [1].	5
Figura 2.5: Representação esquemática de uma operação de trepanação.	6
Figura 2.6: Conexão soldada diretamente no duto (à esquerda) e conexão combinada com dupla-calha (à direita).	7
Figura 2.7: Teores típicos de hidrogênio para diversos processos de soldagem [7].	10
Figura 2.8: Solubilidade do hidrogênio no metal de solda [8].	10
Figura 2.9: Mecanismo de fragilização por hidrogênio durante a soldagem [9].	11
Figura 2.10: Coeficiente de difusão do hidrogênio em função da temperatura [6].	12
Figura 2.11: Representação esquemática da técnica da dupla-camada. Em (a), regiões da ZAC de um passe único. Em (b), a deposição da segunda camada refina a RCG da primeira (adaptado [16]).	16
Figura 2.12: Defasagem entre passes de perímetro (adaptado [2]).	16
Figura 2.13: Soldagem do segundo passe de perímetro [1].	17
Figura 2.14: Chanfro para conexões (<i>branch connection</i>) de até 2 in de diâmetro (à esquerda) e chanfro para dupla-calha (à direita) [18].	18
Figura 2.15: Macrografias de soldas <i>bead-on-pipe</i> . Parede do tubo 3,2 mm, diâmetro do eletrodo 3,2 mm e energias de soldagem 0,41 kJ/mm, 0,73 kJ/mm e 1,19 kJ/mm, respectivamente (adaptado [27]).	20
Figura 2.16: Macrografias de solda <i>bead-on-pipe</i> (à esquerda) e junta soldada sobreposta (à direita). Condições de soldagem e de operação do duto idênticas [27].	20
Figura 2.17: Trinca em solda <i>bead-on-pipe</i> executada na direção longitudinal. Vista externa (à esquerda) e macrografia da seção transversal (à direita). Pressão interna no tubo 8,27 MPa,	

energia de soldagem 0,40 kJ/mm, espessura da parede 3,2 mm, eletrodo AWS E7018 diâmetro 2,4 mm (adaptado [28]).	22
Figura 2.18: Iminência de perfuração em solda <i>bead-on-pipe</i> executada na direção circunferencial. Vista externa (à esquerda) e macrografia da seção transversal (à direita). Pressão interna no tubo 8,27 MPa, energia de soldagem 0,68 kJ/mm, espessura da parede 3,2 mm, eletrodo AWS E7018 diâmetro 2,4 mm (adaptado [28]).	22
Figura 2.19: Critério de aceitação de dureza para diferentes níveis de hidrogênio baseado no Pcm, válido para materiais com espessura $\leq 9,5$ mm (adaptado [34]).	24
Figura 2.20: Critério de aceitação de dureza para diferentes níveis de hidrogênio baseado no Pcm, válido para materiais com espessura $> 9,5$ mm (adaptado [34]).	25
Figura 2.21: Critério de aceitação de dureza para diferentes níveis de hidrogênio baseado no CE _{IIW} , válido apenas para materiais com teor de carbono $> 0,10\%$ e espessura $\leq 9,5$ mm (adaptado [34]).	25
Figura 2.22: Critério de aceitação de dureza para diferentes níveis de hidrogênio baseado no CE _{IIW} , válido apenas para materiais com teor de carbono $> 0,10\%$ e espessura $> 9,5$ mm (adaptado [34]).	26
Figura 2.23: Representação esquemática dos modos básicos de remoção de calor [37].	28
Figura 2.24: Simulações possíveis de serem realizadas pelo modelo <i>PRCI Hot Tap</i> , passe único. Em (a), junta sobreposta (dupla-calha), em (b), junta chanfrada (conexão) e, em (c), solda <i>bead-on-pipe</i> (adaptado [41]).	30
Figura 2.25: Método da capacidade de remoção de calor. Aquecimento até 300-325°C (à esquerda) e medição do $\Delta t_{2,5/1}$ (à direita) [38].	31
Figura 2.26: Junta soldada em operação com eletrodo AWS E7018 de diâmetro 3,2 mm e energia de soldagem 1,04 kJ/mm [42].	33
Figura 2.27: Juntas soldadas em operação através dos processos MIG/MAG e suas variantes. MIG/MAG Convencional com energia 1,04 kJ/mm e arame AWS ER70S-6 0,9 mm (à esquerda) [42], MIG/MAG Pulsado com energia 0,83 kJ/mm e arame AWS ER70S-6 0,9 mm (ao centro) [42] e MIG/MAG Lincoln STT com energia 0,97 kJ/mm e arame AWS ER70S-6 1,1 mm (à direita) [45].	34

Figura 2.28: Juntas soldadas em operação com arame tubular AWS E71T-12H4 e proteção gasosa (à esquerda) e AWS E71T8-K6 auto-protegido (à direita) [42].	35
Figura 3.1: Característica estática do arco [47]. Para cada comprimento de arco corresponde uma curva característica.	38
Figura 3.2: Transferência de calor durante a formação da gota metálica [52].	40
Figura 3.3: Forças que atuam no sobre a gota metálica [47]. Força peso (F_g), força devido à tensão superficial (F_γ), força eletromagnética (F_{em}), força de arraste (F_a) e força de vaporização (F_v).	40
Figura 3.4: Atuação da força eletromagnética. Em (a), densidade de corrente convergente ($R_3 > R_4$), em (b), densidade de corrente divergente ($R_1 < R_2$) e, em (c), Efeito <i>Pinch</i> (adaptado [47]).	42
Figura 3.5: Linhas de fluxo do gás protetor através da gota metálica [53].	43
Figura 3.6: Repulsão da gota metálica [48].	44
Figura 3.7: Influência do ângulo de ataque na penetração do cordão de solda [54].	46
Figura 3.8: Influência do tipo de gás na penetração do cordão de solda [54].	47
Figura 3.9: Característica dinâmica do arco (adaptado [58]).	49
Figura 3.10: Efeito da indutância [47].	50
Figura 3.11: Forma de onda da corrente utilizada no processo Lincoln STT [60].	51
Figura 3.12: Forma de onda da corrente utilizada no processo IMC CCC (adaptado [60]).	53
Figura 3.13: Passe de raiz executado pelo processo IMC CCC em aço carbono [52].	54
Figura 3.14: Forma de onda da corrente utilizada no processo Miller RMD [64].	54
Figura 3.15: Soldagem do passe de raiz pelo processo Miller RMD em tubulação de aço inoxidável (sem gás de purga) [62].	55
Figura 4.1: Tubo de teste montado no circuito de circulação de água e espaço físico utilizado durante as soldagens.	60
Figura 4.2: Acoplamento da dupla-calha (à esquerda) e mata-junta montado entre o tubo de teste e a junta longitudinal (à direita).	61

Figura 4.3: Fonte de energia Miller PipePro 450 RFC, alimentador de arame Miller PipePro 12RC SuitCase e tocha de soldagem Bernard PipeWorx 400-15.....	62
Figura 4.4: Programas pré-definidos na fonte de energia Miller PipePro 450 RFC [64]......	62
Figura 4.5: Seqüência de soldagem utilizada.	66
Figura 4.6: Posição de retirada das amostras (à esquerda) e limites entre as posições de soldagem (à direita) para um tubo montado horizontalmente (5F), conforme norma ASME IX [66].	67
Figura 4.7: Pontos de medição de dureza no metal de solda (MS), na região de crescimento de grãos (RCG) e no metal base (MB).	68
Figura 5.1: BOP6, detalhe das amostras BOP6-A e BOP6-B, ocorrência de falta de fusão. .	71
Figura 5.2: Penetração em função da corrente para os processos ProPulse e RMD-Pro.....	73
Figura 5.3: Dureza máxima em função do $\Delta t_{8/5}$ para o tubo API 5L X65, conforme modelo <i>PRCI Hot Tap</i>	74
Figura 5.4: Macro dureza e micro dureza vickers medidas na RCG das amostras BOP1-B e BOP8-A.	76
Figura 5.5: $\Delta t_{8/5}$ em função da energia de soldagem, comparação entre os modos 2D e 3D de remoção de calor (sem influência do ambiente) e a soldagem em operação das soldas <i>bead-on-pipe</i>	77
Figura 5.6: Resultado dos passes executados pelo processo RMD-Pro.	78
Figura 5.7: Resultado dos passes executados pelo processo ProPulse.	78
Figura 5.8: Resultado dos passes executados pelo processo RMD-Pro na posição 2F.	79
Figura 5.9: Resultado dos passes executados pelo processo RMD-Pro na posição 3F.	79
Figura 5.10: Resultado dos passes executados pelo processo RMD-Pro na posição 4F.	80
Figura 5.11: Resultado dos passes executados pelo processo RMD-Pro na posição 3F em progressão ascendente.	80
Figura 5.12: Resultado dos passes executados pelo processo RMD-Pro na posição 3F em progressão descendente.	81

Figura 5.13: Gráfico comparativo entre as máximas temperaturas internas para soldas <i>bead-on-pipe</i> e juntas soldadas sobrepostas, conforme modelo <i>PRCI Hot Tap</i>	82
Figura 5.14: $\Delta t_{8/5}$ em função da energia de soldagem, comparação entre os modos 2D e 3D de remoção de calor (sem influência do ambiente) e a soldagem em operação das juntas soldadas sobrepostas.....	82

LISTA DE SIGLAS E SÍMBOLOS

2D	modo bidimensional de remoção de calor de uma junta soldada
2,5D	modo de remoção de calor intermediário ao 2D e 3D
2F	posição de soldagem horizontal para uma junta em ângulo ou sobreposta
3D	modo tridimensional de remoção de calor de uma junta soldada
3F	posição de soldagem vertical para uma junta em ângulo ou sobreposta
4F	posição de soldagem sobre-cabeça para uma junta em ângulo ou sobreposta
5F	posição de soldagem para um tubo disposto horizontalmente
API	<i>American Petroleum Institute</i>
AS	<i>Standards Australia</i>
ASC	progressão vertical ascendente
AWS	<i>American Welding Society</i>
BOP	<i>bead-on-pipe</i>
C10	mistura gasosa com composição 90%Ar-10%CO ₂
CCC	curto-circuito controlado
CCEN	corrente contínua eletrodo negativo
CCEP	corrente contínua eletrodo positivo
CE _{IIW}	carbono equivalente conforme fórmula do <i>International Institute of Welding</i>
CENPES	Centro de Pesquisas e Desenvolvimento Leopoldo A. Miguez de Mello
CMT	<i>cold metal transfer</i>
CREDUTO	Centro Nacional de Reparo de Dutos
CSA	<i>Canadian Standard Association</i>
$D_{8/5}$	relação para decisão do modo de remoção de calor no $\Delta t_{8/5}$
DBCP	distância bico de contato/peça
DSC	progressão vertical descendente
dU/dt	variação da tensão por unidade de tempo
e	espessura
E	energia de soldagem
EWI	<i>Edison Welding Institute</i>
F_a	força de arraste
F_{em}	força eletromagnética
FF	falta de fusão
XIV	

F_g	força peso
F_v	força de vaporização
F_γ	força devido à tensão superficial
GMAW	<i>gas metal arc welding</i>
HIC	<i>hydrogen induced cracking</i>
I	corrente elétrica
JSS	junta soldada sobreposta
k	condutividade térmica
K_2	coeficiente de correção do tipo de junta para o modo 2D
K_3	coeficiente de correção do tipo de junta para o modo 3D
LS&TC	Laboratório de Soldagem e Técnicas Conexas
M	martensita
MB	metal base
MIG/MAG	<i>metal inert gas / metal active gas</i>
MS	metal de solda
NACE	<i>National Association of Corrosion Engineers</i>
Pcm	<i>weld metal cracking parameter</i>
<i>P-number</i>	grupo de metais base conforme norma ASME IX
PRCI	<i>Pipeline Research Council International</i>
R ou r	raio
RCG	região de crescimento de grãos
RMD	<i>regulated metal deposition</i>
SMAW	<i>shielded metal arc welding</i>
STT	<i>surface tension transfer</i>
t	tempo
T_0	temperatura da peça antes da soldagem
t_{ab}	tempo de arco aberto
t_{cc}	tempo de curto-circuito
TIG	<i>tungsten inert gas</i>
TIH	trinca induzida por hidrogênio
T_{int}	temperatura da superfície interna da parede do tubo
TWI	<i>The Welding Institute</i>
U	tensão

v_s	velocidade de soldagem
ZAC	zona afetada pelo calor
α	ferrita, fase alfa
γ	austenita, fase gama
δ	ferrita, fase delta
$\Delta t_{2,5/1}$	tempo de resfriamento entre 250 e 100°C
$\Delta t_{8/5}$	tempo de resfriamento entre 800 e 500°C
η	rendimento térmico
ρc	capacidade térmica volumétrica
\emptyset	diâmetro

RESUMO

Na Soldagem em Operação dois grandes riscos são motivo de análise e discussão, o risco de perfuração da parede do tubo durante a execução da soldagem e o risco de ocorrência de trinca induzida por hidrogênio (TIH). Dos três fatores necessários para a ocorrência de TIH, hidrogênio difusível, microestrutura frágil e tensões trativas, a parcela de contribuição da microestrutura é agravada pelas elevadas taxas de resfriamento existentes na soldagem em operação. Uma maneira de diminuir o risco de TIH é através da utilização de um processo de soldagem que introduza baixíssimos níveis de hidrogênio difusível na junta soldada aliada às menores taxas de resfriamento possíveis de serem atingidas. O MIG/MAG com Curto-Circuito Controlado surge como alternativa ao Eletrodo Revestido, processo tradicionalmente utilizado, sendo capaz de oferecer menor nível de hidrogênio difusível e maior produtividade. Porém, é necessário comprovar a sua capacidade de produzir juntas soldadas sem ocorrência de falta de fusão, forte característica do processo MIG/MAG Convencional. Soldagens realizadas através do processo MIG/MAG com Curto-Circuito Controlado sob severas condições de remoção de calor, em diferentes níveis de energia de soldagem e também em diferentes posições de soldagem mostraram que, dentro do pacote operacional utilizado, a falta de fusão continua ocorrendo. O MIG/MAG Pulsado também foi avaliado e melhores resultados foram obtidos, sem ocorrência de falta de fusão e com elevadas penetrações.

ABSTRACT

In-Service Welding two main risks are reasons for analysis and discussion, the risk of burnthrough during the welding course and the risk of occurrence of hydrogen induced cracking (HIC). Of the three factors for the occurrence of HIC, diffusible hydrogen, brittle microstructure and traction tensions, the share of contribution of microstructure is exacerbated by high cooling rates presents In-Service Welding. One way to reduce the risk of HIC is by using a welding process that introduce low levels of diffusible hydrogen in the welded joint associated to the lower cooling rates that can be achieved. The GMAW with Controlled Short Circuit appears as an alternative to SMAW, process traditionally used, being able to offer lower diffusible hydrogen and higher productivity. However, it is necessary to demonstrate its ability to produce welded joints with no occurrence of lack of fusion, the strong characteristic of Conventional GMAW. Welds made through the GMAW with Controlled Short Circuit under severe conditions of heat removal, at different levels of heat input and different welding positions showed that, within the operational package used, the lack of fusion still happening. The Pulsed GMAW was also evaluated and best results were obtained, without occurrence of lack of fusion and high penetration.

1 - INTRODUÇÃO

A ocorrência de fenômenos naturais, como a movimentação do solo, e a intervenção humana indesejável, principalmente nos grandes centros urbanos, fazem com que o reparo de dutos seja uma prática constante dentro da indústria do petróleo. Aliado a isto, o envelhecimento da malha dutoviária brasileira utilizada no transporte de petróleo e derivados vem refletindo no aumento da quantidade de reparos. Além dos reparos, a necessidade de instalação de derivações nas linhas já existentes faz aumentar ainda mais o número de intervenções nos dutos. As cifras milionárias envolvidas na produção e processamento de petróleo fazem com que a parada da operação de um duto seja evitada sempre que possível, entrando em cena os reparos em operação e as trepanações, operações que normalmente envolvem processos de soldagem. Assim, a soldagem em operação passou a ganhar espaço, com aplicação não só na malha dutoviária, mas também em tubulações industriais e até mesmo em equipamentos de processamento petroquímico.

A soldagem em operação difere da soldagem em geral pelas severas condições de remoção de calor pelo fluido interno a que esta sujeita, o que se traduz em altas taxas de resfriamento e microestruturas de maior dureza. Isso aumenta a possibilidade de ocorrência de trinca induzida por hidrogênio (TIH), podendo comprometer a integridade estrutural do duto ou tubulação ao longo de sua vida útil. Na soldagem sob condições térmicas normais, a prevenção à TIH é usualmente feita através do controle da microestrutura final da junta soldada, porém, interferir no ciclo térmico da soldagem em operação não é tarefa fácil. Técnicas como preaquecimento, pós-aquecimento e tratamento térmico após soldagem, quando aplicados juntamente com estas condições de remoção de calor, não atingem resultados significativos. Até mesmo o uso de maiores energias de soldagem é limitado pelo risco de perfuração da parede do tubo. Sendo assim, as ações de prevenção devem atuar sobre os outros fatores necessários à ocorrência de TIH. Diminuir o nível de tensões trativas, sejam elas advindas da pressão de trabalho ou das tensões residuais da soldagem, talvez seja ainda mais complicado que o controle da microestrutura. A alternativa que resta é a utilização de processos de soldagem de baixo hidrogênio. A quantidade de hidrogênio difusível presente em uma junta soldada é proveniente de três fontes principais, sendo elas, a umidade e contaminantes sobre a superfície a ser soldada, a umidade atmosférica e o hidrogênio presente

no consumível de soldagem. Considerando a facilidade de uma boa limpeza da superfície a ser soldada e boas condições climáticas, a maior contribuição sobre a quantidade de hidrogênio incorporado pela junta soldada se deve ao consumível (metal de adição). Cada consumível apresenta um potencial de hidrogênio, o qual é parcialmente absorvido pela poça de fusão. A utilização de consumíveis de baixo potencial de hidrogênio e sua conservação para que esse potencial não aumente é um recurso muito utilizado na prevenção da TIH.

O processo de soldagem tradicionalmente utilizado na soldagem em operação é o Eletrodo Revestido, primordialmente com eletrodos celulósicos e atualmente com eletrodos básicos de baixo hidrogênio. Uma desvantagem do eletrodo revestido é sua grande suscetibilidade ao aumento do potencial de hidrogênio quando indevidamente armazenado e exposto a condições climáticas desfavoráveis. O arame maciço utilizado nos processos TIG e MIG/MAG já não apresenta esse problema, sendo estes os processos de soldagem a arco elétrico de mais baixo hidrogênio. Como desvantagem, o TIG apresenta baixa produtividade, e o MIG/MAG, suscetibilidade a falta de fusão. Entretanto, uma variante do processo MIG/MAG, o MIG/MAG com Curto-Circuito Controlado surge com formas de onda da corrente otimizadas, levando a uma maior estabilidade do processo.

Com o objetivo de verificar a capacidade do MIG/MAG com Curto-Circuito Controlado de produzir soldas sem ocorrência de falta de fusão, neste trabalho são apresentados os resultados da análise de soldas *bead-on-pipe* e juntas soldadas sobrepostas de duplas-calhas realizadas por tal processo. As principais variáveis envolvidas nos experimentos foram a energia e posição de soldagem. Para a posição vertical considerou-se também a progressão. O processo MIG/MAG Pulsado também foi incluído no estudo.

2 - FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA DA SOLDAGEM EM OPERAÇÃO

A Soldagem em Operação é uma importante etapa dos trabalhos de Reparo em Operação e Trepanação, trabalhos estes que podem ser realizados em equipamentos, tubulações industriais e dutos terrestres ou submarinos que internamente contenham produto ou seus resíduos sob pressão, com ou sem fluxo. A soldagem nestas condições apresenta peculiaridades que merecem atenção, como as altas taxas de resfriamento e a possibilidade de perfuração do tubo. Geralmente o fluido contido internamente é inflamável, o que caracteriza grande risco para a equipe envolvida no trabalho.

O reparo estrutural se faz necessário quando a parede do duto ou tubulação apresenta perda de espessura através de algum mecanismo de corrosão, ou então, algum caso de trinca ou dano mecânico. A Figura 2.1 ilustra uma das técnicas de reparo mais comumente utilizada para reforçar áreas corroídas de dutos, a instalação de uma luva metálica bipartida, mais conhecida como dupla-calha (*repair sleeve*).



Figura 2.1: Soldagem em operação de uma dupla-calha.

Este reparo exige a execução de duas soldas longitudinais em junta de topo chanfrada e com mata-junta, que serve para impedir o contato direto da poça de fusão com a parede do duto. A depender do problema apresentado pelo duto, duas soldas circunferenciais também se fazem necessárias nas extremidades da dupla-calha. Na grande maioria dos reparos feitos dentro da PETROBRAS/TRANSPETRO, tais soldas são executadas. Essas soldas

circunferenciais são feitas em junta sobreposta formada entre a parede do duto e a extremidade da dupla-calha. São responsáveis pela união entre o duto e a dupla-calha, sendo estas as verdadeiras soldas executadas em operação.

Outra técnica de reparo estrutural em dutos e tubulações é a deposição de solda diretamente na parede do tubo (*weld deposition repair*), ilustrada na Figura 2.2. Esta técnica de reparo em operação é atrativa por ser barata e não requerer materiais adicionais além do metal de adição. Além disso, pode ser aplicada em situações onde a instalação de dupla-calha é difícil ou até mesmo impossível, como curvas, “tês” e cotovelos.



Figura 2.2: Reparo por deposição de solda [1].

Mesmo feita externamente, a deposição de solda pode reparar corrosões internas, com a vantagem de permitir acompanhamento, por ultra-som, da evolução da perda de espessura, inspeção difícil de ser realizada nos reparos com dupla-calha. Apesar desta técnica não ser normalizada, o *Edison Welding Institute* (EWI) apresentou alguns estudos [1][2] que comprovam sua efetividade quando aplicada para reparo de perda de espessura interna, perante a observação de algumas regras. Geometricamente, a abrangência do reparo deve exceder, em todas as direções, a área corroída em pelo menos 1x a espessura da parede do tubo, conforme mostra a Figura 2.3. Além disso, a espessura remanescente do tubo somada a espessura de reforço de solda deve ser no mínimo igual à espessura da parede do tubo.

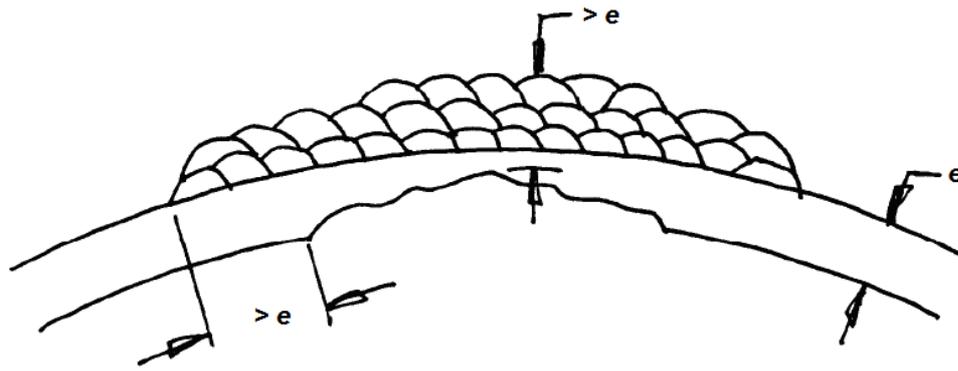


Figura 2.3: Requisitos dimensionais para reparos por deposição de solda (adaptado [2]).

Outra vantagem desta técnica é a possibilidade de execução de um segundo reparo caso a perda de espessura avance ainda mais. Tal situação também foi testada [1] e resultados satisfatórios foram obtidos mesmo para perdas de espessura total, ou seja, parede do tubo totalmente corroída. A Figura 2.4 mostra um duplo reparo por deposição de solda.



Figura 2.4: Duplo-reparo por deposição de solda [1].

Entre as limitações, esta técnica não pode ser aplicada para reparar defeitos como trincas e nem mesmo para reparar corrosão seletiva junto ou adjacente na solda de costura de tubos executada por resistência elétrica, visto que a ductilidade deste tipo de junta soldada é geralmente baixa, particularmente em materiais mais antigos [2].

Além dos reparos estruturais, a soldagem em operação faz parte dos trabalhos de trepanação. A operação de trepanação se torna necessária quando se deseja instalar uma derivação no duto ou mesmo interromper seu fluxo de fluido em um ponto específico. Trata-

se da soldagem em operação de uma conexão em “tê”, composta por um pequeno segmento de tubo ao qual é previamente soldado um flange. Conforme mostra a Figura 2.5, a esta conexão é acoplada uma válvula de bloqueio, conhecida como válvula “sanduíche”, que por sua vez recebe o acoplamento da “trepanadora”, máquina hidráulica dotada de “serra copo”, responsável por realizar o corte no duto.

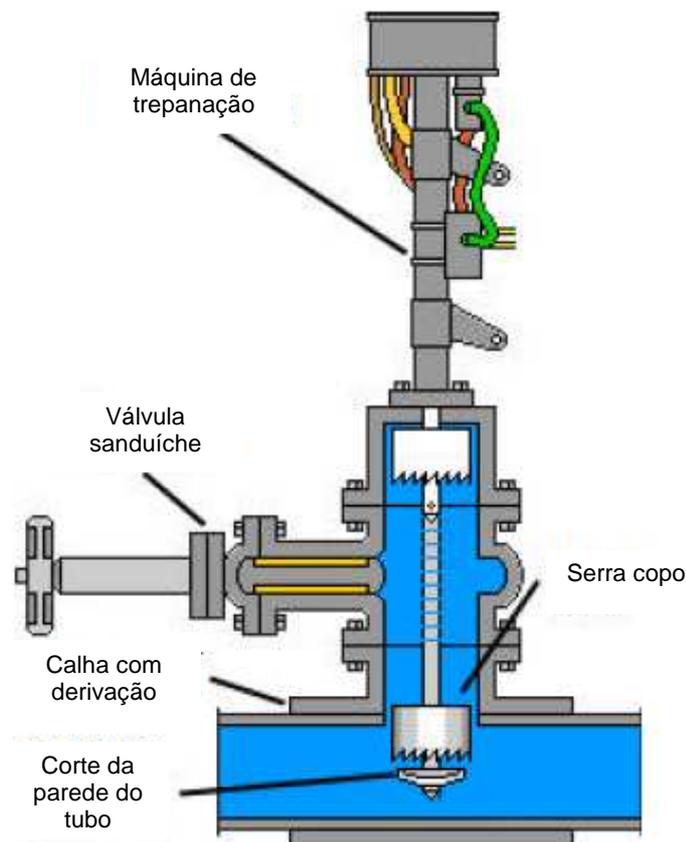


Figura 2.5: Representação esquemática de uma operação de trepanação.

Conforme mostra a Figura 2.6, a conexão soldada pode ser de dois tipos. No primeiro, o segmento de tubo que compõe a conexão pode ser soldado diretamente no duto pressurizado (*branch connection*) através de junta chanfrada e de penetração total, constituindo uma soldagem assimétrica. A outra possibilidade trata-se da soldagem prévia da conexão em uma dupla-calha (*fitting*), que por sua vez é soldada no duto em operação, conforme descrito anteriormente. Esta segunda opção é considerada mais segura, sendo largamente utilizada dentro da PETROBRAS/TRANSPETRO.

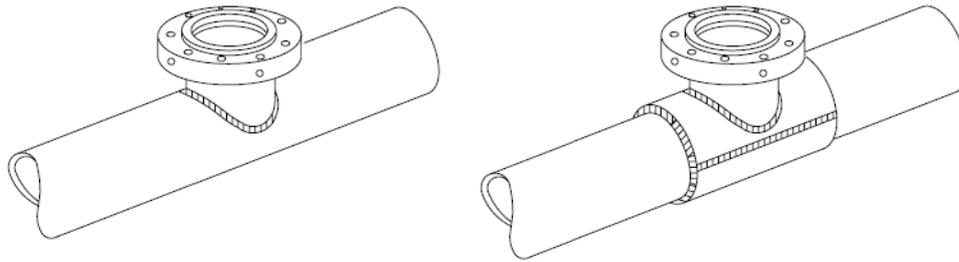


Figura 2.6: Conexão soldada diretamente no duto (à esquerda) e conexão combinada com dupla-calha (à direita).

2.1 - Aspectos Relevantes

Na soldagem em operação existem dois grandes riscos a serem considerados. O primeiro é o risco de perfuração, que está relacionado com a segurança do soldador durante a execução do reparo, isto porque o duto ou tubulação opera sob pressão, transportando, na grande maioria dos casos, produtos inflamáveis como hidrocarbonetos na forma líquida ou gasosa. Como será visto mais adiante, a maior probabilidade de ocorrência de perfuração se apresenta em espessuras menores que 6,4 mm, a depender da energia de soldagem utilizada. A segunda grande preocupação é o risco de ocorrência de TIH, que afeta a integridade estrutural do duto ou tubulação. Na soldagem em operação, este mecanismo de falha ganha força devido às altas taxas de resfriamento impostas às juntas soldadas, o que acarreta a formação de microestruturas frágeis, um dos fatores necessários à ocorrência do mecanismo.

Além de propiciar uma situação favorável à trinca induzida por hidrogênio, as microestruturas frágeis também figuram como fator relevante de outros mecanismos de falha, como a corrosão sob tensão, principalmente quando o duto ou tubulação transporta fluidos ricos em ácido sulfídrico (H_2S), e a fadiga mecânica, devido à variação da pressão interna, onde as microestruturas frágeis contribuem para a aceleração do processo. No entanto, evitar a formação de microestruturas frágeis na soldagem em operação não é tarefa fácil. Técnicas de preaquecimento e maiores energias de soldagem são utilizadas, porém, com o objetivo principal de promover maior remoção de hidrogênio difusível. A dificuldade de atingir elevadas temperaturas de preaquecimento e a limitação da energia de soldagem pelo risco de perfuração são fatores que impedem uma modificação considerável no ciclo térmico de soldagem.

Ainda considerando a formação de microestrutura frágil e, conseqüentemente, o risco de TIH, a norma PETROBRAS N-2163 [3] especifica que procedimentos qualificados com um dado carbono equivalente e uma dada taxa de resfriamento podem ser aplicados a carbonos equivalentes e taxas de resfriamento inferiores, ou seja, tais fatores passam a figurar como variáveis essenciais na qualificação de procedimentos de soldagem. A comparação entre a taxa de resfriamento imposta na qualificação do procedimento e a taxa de resfriamento do duto na região do reparo pode ser feita através do Método da Capacidade de Remoção de Calor ou por análise em modelos computacionais, ambos descritos ao longo do trabalho. Já o carbono equivalente pode ser medido diretamente no duto, através de equipamentos portáteis de Espectrometria de Emissão Ótica por Centelha, ou através de coleta de amostra e análise em laboratório. Assim sendo, tubos de mesmo *P-number*, e até de mesma especificação, podem requerer procedimentos de soldagem distintos. Em vista disto, para cada reparo a ser executado, uma análise do carbono equivalente é exigida especificamente no local onde a soldagem será realizada como também no material do reparo (dupla-calha) ou conexão [3].

Antes da soldagem em campo, deve ser feito, através de ultra-som, o mapeamento da espessura da parede do tubo que receberá a solda. Exceto no reparo por deposição de solda, a soldagem deve ser feita numa região onde o tubo esteja íntegro, ou seja, sem dupla-laminação, erosão, corrosão generalizada ou localizada. Para os reparos por deposição de solda diretamente sobre o tubo, cuidados adicionais devem ser observados no que diz respeito à espessura mínima da parede sobre a qual a deposição será feita.

A qualificação de procedimentos de soldagem é feita em condições semelhantes ou mais severas do que as encontradas em campo. Para isso é necessário um dispositivo que consiste de um segmento de tubo, onde é montada a dupla-calha ou conexão, e um circuito de circulação de fluido. A norma API 1104 [4] estabelece, em seu Apêndice B, o uso de água como fluido de circulação. Mesmo em baixas vazões, a água é capaz de produzir condições de remoção de calor equivalente ou mais severa do que as encontradas nas típicas aplicações da soldagem em operação. Outro fluido admitido pela norma é o óleo lubrificante utilizado em motores de combustão interna, que pode ser utilizado para simular situações de menor remoção de calor. A qualificação do soldador também deve ser feita considerando as condições térmicas da soldagem em operação, isto porque as características de solidificação

da poça de fusão mudam significativamente quando o calor introduzido pelo arco elétrico durante a soldagem é removido através de convecção forçada [5].

2.2 - A Trinca Induzida por Hidrogênio

A trinca induzida por hidrogênio (TIH), também conhecida como trinca a frio, é um dos grandes riscos da soldagem em operação. Pode ocorrer no metal de solda depositado, porém, sua ocorrência mais comum se dá na zona afetada pelo calor (ZAC). É resultado da combinação de uma suficiente quantidade de hidrogênio difusível com tensões trativas em uma microestrutura suscetível e em temperaturas normalmente abaixo de 150°C [6].

As microestruturas suscetíveis possuem mínima capacidade de solubilização do hidrogênio, logo, a presença deste elemento em quantidades acima do limite da saturação faz com que o mesmo difunda para as descontinuidades cristalográficas. Concentrado nestas descontinuidades, inicia-se o mecanismo de formação da trinca através de mecanismos ainda não completamente compreendidos.

2.2.1 - Presença de Hidrogênio na Soldagem

Conforme mostra a Figura 2.7, os processos de soldagem a arco elétrico sempre introduzem algum hidrogênio na junta soldada, podendo este se originar da umidade existente no metal de adição ou no seu revestimento (potencial de hidrogênio), da umidade da atmosfera em contato com o arco elétrico, da umidade que se condensa na superfície da peça a ser soldada ou ainda, da presença, na peça a ser soldada ou no consumível de soldagem, de hidrocarbonetos, graxas, óleos, produtos de corrosão, contaminantes orgânicos, etc.

O hidrogênio difusível (atômico) é absorvido pela poça de fusão da atmosfera do arco e, durante o resfriamento, grande parte deste hidrogênio escapa do metal de solda solidificado por difusão. Entretanto, certa quantidade de hidrogênio difunde para o metal base, localizando-se preferencialmente na ZAC [6]. Conforme mostra a Figura 2.8, a solubilidade do hidrogênio no metal de solda diminui com a queda da temperatura, ocorrendo bruscas diferenças entre as diferentes fases sólidas. Nota-se, que a austenita (γ) tem capacidade de solubilizar maior quantidade de hidrogênio que as ferritas α e δ .

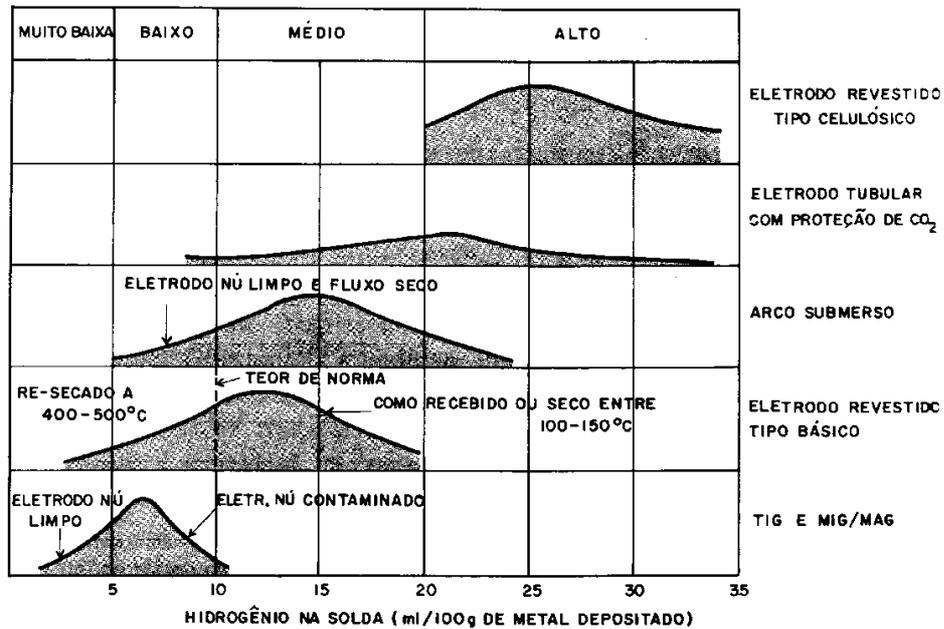


Figura 2.7: Teores típicos de hidrogênio para diversos processos de soldagem [7].

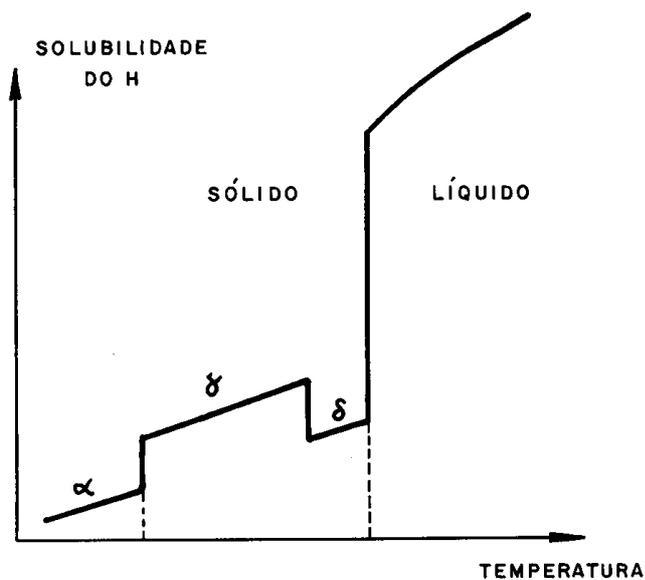


Figura 2.8: Solubilidade do hidrogênio no metal de solda [8].

Sendo o metal de solda de menor temperabilidade, sua transformação de austenita para a microestrutura final ocorre antes que no metal base. Assim, o metal de solda perde a capacidade de solubilizar maiores quantidades de hidrogênio, o qual difunde para o metal base ainda austenitizado, conforme mostra a Figura 2.9. Seguindo o resfriamento, a austenita da

ZAC, agora com hidrogênio solubilizado, pode transformar-se em martensita ou bainita inferior, aprisionando o hidrogênio, o qual é praticamente insolúvel nestas microestruturas.

Para a situação contrária, metal de solda de maior temperabilidade que o metal base, a transformação da austenita do metal de solda ocorre depois que no metal de base, logo, o hidrogênio que não conseguiu escapar para a atmosfera acaba ficando retido no próprio metal de solda.

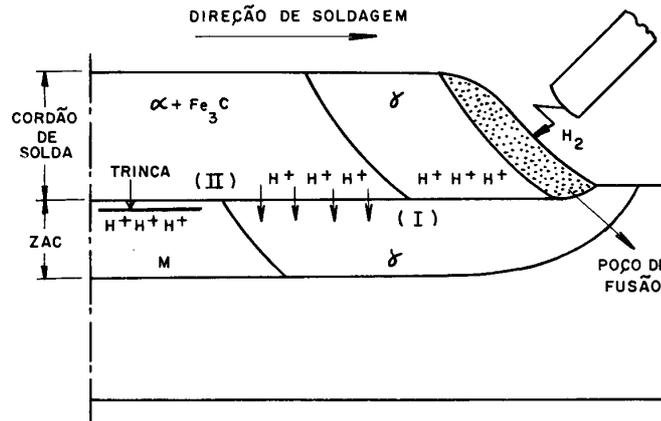


Figura 2.9: Mecanismo de fragilização por hidrogênio durante a soldagem [9].

Cuidados com a limpeza da superfície a ser soldada, remoção da umidade através de preaquecimento e o uso de eletrodos revestidos básicos de baixo hidrogênio podem reduzir significativamente a quantidade de hidrogênio na junta soldada. É prática dentro da PETROBRAS/TRANSPETRO o uso de eletrodos básicos de baixo hidrogênio embalados a vácuo. Neste caso, as embalagens são abertas momentos antes do trabalho, sendo os eletrodos mantidos em estufas portáteis sob temperatura adequada durante a soldagem, não sendo permitida a reutilização dos eletrodos restantes de trabalhos anteriores.

Outra forma de assegurar a baixa quantidade de hidrogênio nas juntas soldadas é através do uso de processos como TIG e MIG/MAG. Para estes processos, deve-se garantir que o gás de proteção não contenha umidade. Lubrificantes utilizados na fabricação do metal de adição utilizados nesses processos também são considerados potenciais fontes de hidrogênio [5]. Para soldagem sob condições térmicas normais, o lubrificante residual presente no arame-eletrodo não é significativo para aços com limite de escoamento de até 520

MPa. Já para aços com limite de escoamento próximo e superior a 620 MPa, o lubrificante residual representa um fator potencial de risco de ocorrência de TIH [10].

Estando o hidrogênio já introduzido na junta soldada, ainda existem recursos para o seu controle. Pode-se atuar no sentido de facilitar a remoção do hidrogênio difusível. Para isso, pode-se interferir no ciclo térmico de soldagem, aumentando o tempo de resfriamento entre 250-100°C ($\Delta t_{2,5/1}$) através do uso de preaquecimento ou energias de soldagem mais elevadas. Conforme pode ser visto na Figura 2.10, nesta faixa de temperatura o coeficiente de difusão do hidrogênio ainda é elevado, caindo drasticamente abaixo dos 100°C. Porém, na soldagem em operação, a remoção de calor é tão intensa que até mesmo modernos sistemas de aquecimento por indução têm sucesso limitado [11]. Já o uso de energias de soldagem mais elevadas é limitado pelo risco de perfuração e pela potência necessária.

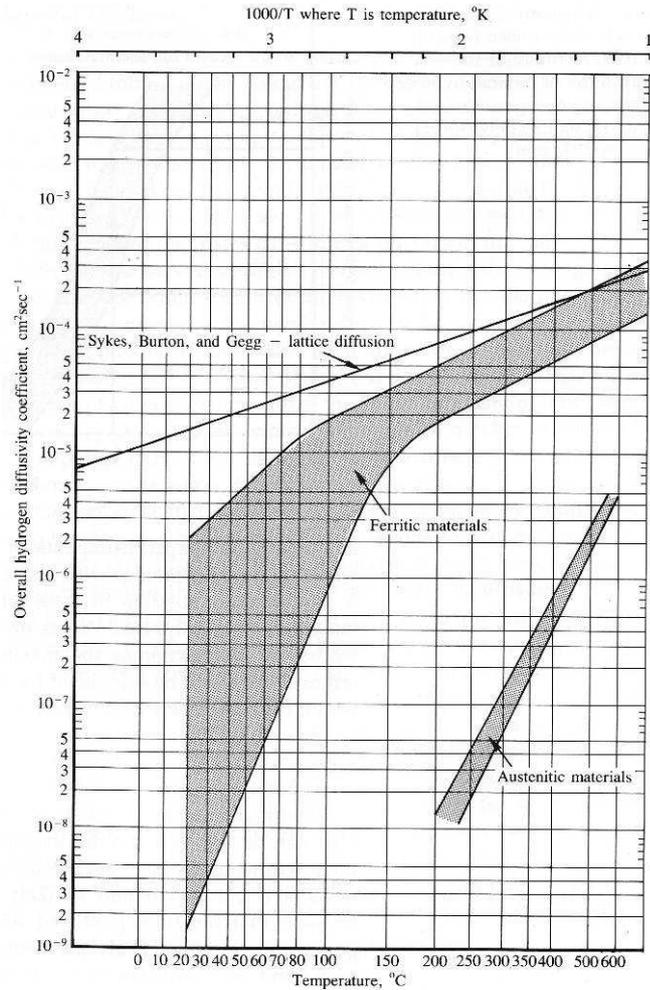


Figura 2.10: Coeficiente de difusão do hidrogênio em função da temperatura [6].

A mesma dificuldade encontrada para realizar preaquecimento se aplica ao pós-aquecimento, técnica utilizada na soldagem sob condições térmicas normais com o exclusivo objetivo de remover hidrogênio. Há a necessidade de se atingir temperaturas da ordem de 100-150°C para que haja efetividade na remoção de hidrogênio, patamar este difícil de ser alcançado.

Ainda na tentativa de prolongar o ciclo térmico de soldagem, pode-se lançar mão da técnica do “passe quente”, que é um segundo passe aplicado por cima do passe de raiz após um intervalo máximo de tempo, o que possibilita um maior tempo para a difusão do hidrogênio, resultando também em um acréscimo dimensional do passe de raiz.

Em casos de maior severidade, como os aços de alto carbono equivalente, pode-se utilizar metal de adição austenítico. Conforme mostra a Figura 2.8, a austenita apresenta maior solubilidade de hidrogênio em comparação com as fases ferrita e martensita. Deste modo, o hidrogênio fica localizado no metal de solda (MS), região da junta soldada que geralmente apresenta dureza menor que a ZAC, ou seja, apresenta microestrutura menos suscetível à TIH. O *Edison Welding Institute*, em seu guia de seleção de procedimentos para soldagem em operação [12], apresenta um procedimento para soldagem de dupla-calha onde o metal de adição AWS E309 é utilizado. Em contrapartida, deve-se tomar cuidado com trincas a quente no metal de solda, corrosão galvânica, a depender do meio onde se encontra a junta soldada, e até mesmo com TIH na linha de fusão da solda [5]. Além disso, o uso de metal de adição austenítico dificulta a inspeção por técnicas convencionais como partículas magnéticas.

2.2.2 - Microestrutura Suscetível

De maneira geral, a suscetibilidade à TIH cresce com o aumento da resistência mecânica do aço. É possível estabelecer, para cada família de aços, um valor crítico de dureza abaixo da qual o risco de TIH é reduzido, porém, este valor crítico de dureza é dependente da quantidade de hidrogênio retido no material. Em termos microestruturais, a martensita é a fase mais sensível à TIH. A formação de martensita esta ligada à temperabilidade dos aços, propriedade que é, basicamente, função da composição química e da taxa de resfriamento sofrida pelo material. Entretanto, o tamanho de grão da austenita antes da sua transformação também exerce influência sobre a microestrutura final de um aço [6].

O carbono equivalente é empregado para relacionar a temperabilidade do aço e sua soldabilidade e, quanto maior for seu valor, mais temperável será o aço e pior a sua soldabilidade. Se o carbono equivalente for muito alto, pode-se usar a técnica do amanteigamento para reduzir a dureza do tubo e da dupla-calha ou conexão. Para isso, usa-se um metal de adição de menor carbono equivalente associado a uma elevada energia de soldagem ou preaquecimento. Assim, o depósito de solda gerado provavelmente apresentará menor dureza e baixo nível de tensões residuais [5], visto que a soldagem da camada de amanteigamento é de baixo grau de restrição.

Como já foi dito, o ciclo térmico da soldagem em operação diferencia-se da soldagem sob condições térmicas normais quanto a sua taxa de resfriamento, que é função não apenas dos parâmetros de soldagem, mas também das condições operacionais do duto ou tubulação, tais como, o tipo de produto escoado, vazão, temperatura do tubo, temperatura ambiente e espessura do tubo. Conforme estudos do *Battelle Memorial Institute* [13], no caso de escoamento de gases, a pressão também influi diretamente na taxa de resfriamento, visto que altera o peso específico do gás e, conseqüentemente, sua capacidade de remoção de calor. No escoamento de líquidos, a velocidade de escoamento também pode ser citada como variável relevante. A taxa de resfriamento da soldagem de espessuras de até 4 mm e com elevadas energias, é fortemente influenciada pelo velocidade de escoamento do fluido [5].

Na soldagem em operação, a capacidade de remoção de calor pelo fluido interno limita o uso de preaquecimento ou maiores energias de soldagem como forma de controle da microestrutura. Para limitar a formação de microestruturas suscetíveis à TIH é necessário atingir temperaturas de preaquecimento mais elevadas que as temperaturas geralmente obtidas atualmente na soldagem em operação [11]. O uso de maiores energias de soldagem pode levar a melhores resultados quando comparado ao preaquecimento [5]. Na América do Norte, o desenvolvimento de procedimentos de soldagem tem focado o uso de energias de soldagem elevadas ao invés das técnicas com preaquecimento. O *Edison Welding Institute*, em seu guia de seleção de procedimentos para soldagem em operação [12], estabelece três níveis mínimos de energia de soldagem, os quais devem ser utilizados em função do nível de hidrogênio introduzido na junta soldada, da espessura da parede do tubo, da capacidade de remoção de calor pelo fluido interno e do teor de carbono e carbono equivalente. Entretanto, para os casos

mais críticos, o uso de 93°C de preaquecimento e passe de revenimento (*temper bead*) também é considerado.

O preaquecimento pode ser obtido por chama, por resistência elétrica ou por indução eletromagnética. Destas três técnicas, a indução eletromagnética é considerada a mais promissora [11]. As bobinas de indução criam um campo eletromagnético, que por sua vez geram correntes parasitas no material do tubo. A resistividade natural do material às correntes parasitas faz com que sua temperatura aumente, ou seja, o calor é gerado no interior da parede do tubo, de maneira uniforme em toda a espessura. Esta é uma vantagem em relação às outras técnicas de preaquecimento, onde o calor concentra-se mais na superfície. O preaquecimento por chama ainda apresenta a desvantagem de não ser contínuo, sendo necessário estabelecer um intervalo máximo de tempo entre reaquecimentos, o qual reflete a queda da temperatura do valor máximo de interpasse até o mínimo de preaquecimento, acarretando em interrupções na execução da soldagem. Já os preaquecimentos por resistência elétrica e por indução eletromagnética podem ser utilizados de forma ininterrupta antes, durante e até após a soldagem, refletindo em um preaquecimento contínuo e consistente.

O passe de revenimento (*temper bead*) é uma técnica que é utilizada na soldagem sob condições térmicas normais de aços carbono e aços baixa liga para substituir o tratamento térmico de alívio de tensão feito após a soldagem. A deposição de passes de solda paralelos, de mesma energia de soldagem e com sobreposição de 50% é capaz de alterar consideravelmente a microestrutura da região de crescimento de grãos (RCG) da ZAC do passe anterior [15]. Conforme mostra a Figura 2.11, uma segunda camada de passes, técnica da dupla-camada, pode ser utilizada para completar o revenimento da RCG dos passes da primeira camada. Assim, a zona dura vai sendo transferida para as camadas superiores.

Um leve esmerilhamento entre camadas, técnica da meia-camada (*half bead*), 30 a 70% de sobreposição entre passes e soldagem com maior energia de soldagem em relação a camada anterior, também da ordem de 30 a 70%, podem otimizar o revenimento da zona dura [17]. Porém, deve-se lembrar que a microestrutura na ZAC é função de dois fatores, composição química do material e taxa de resfriamento e, sendo a soldagem em operação de grande severidade térmica, o resultado da aplicação do passe de revenimento é questionável.

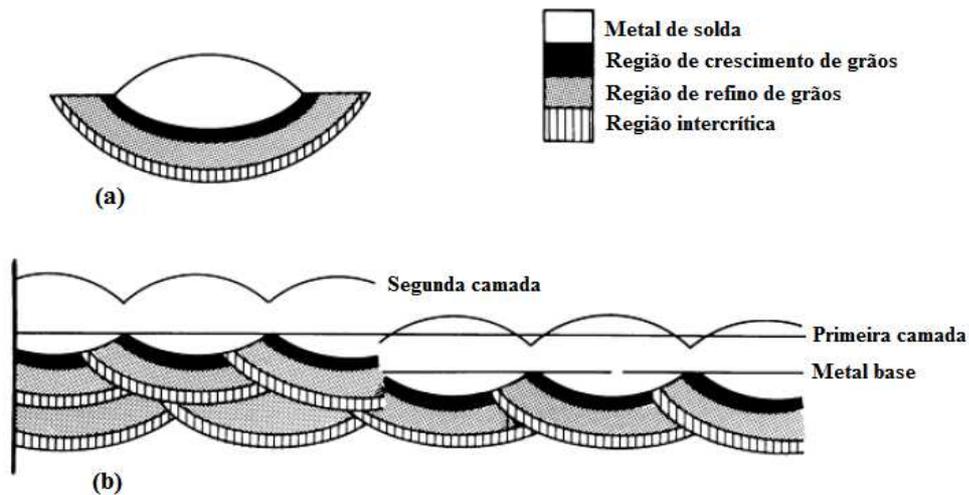


Figura 2.11: Representação esquemática da técnica da dupla-camada. Em (a), regiões da ZAC de um passe único. Em (b), a deposição da segunda camada refina a RCG da primeira (adaptado [16]).

Estudo encomendado pelo *Pipeline Research Council International* (PRCI) [2] sugere uma seqüência de soldagem na execução de reparo em operação por deposição de solda. Conhecendo-se a área corroída, o primeiro passe é feito para definir o perímetro do reparo. Tendo delimitado o perímetro, a primeira camada é depositada através de passes paralelos entre si, com sobreposição de aproximadamente 50%. Esta sobreposição já se traduz em algum nível de revenimento da zona dura. Os passes desta primeira camada devem ser depositados em níveis de energia de soldagem que minimizam o risco de perfuração. Após a conclusão da primeira camada, é sugerido um esmerilhamento apenas para preparar a superfície para a segunda camada, ou seja, não é considerado o uso da técnica da meia-camada. Para a segunda camada, é feito um novo passe de perímetro, observando-se uma defasagem de 1 a 2 mm entre as margens do primeiro e segundo passes de perímetro, conforme mostra a Figura 2.12.

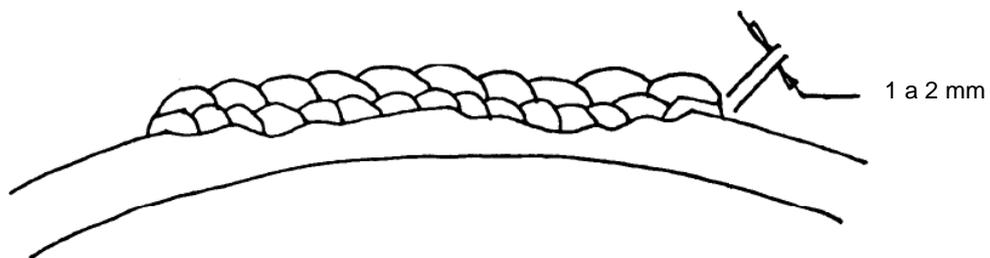


Figura 2.12: Defasagem entre passes de perímetro (adaptado [2]).

A finalidade deste segundo passe de perímetro é promover o revenimento do primeiro, mais precisamente da metade mais externa da ZAC. O esmerilhamento entre camadas também contribui para auxiliar o soldador na correta execução do segundo passe de perímetro, conforme pode ser visto na Figura 2.13.



Figura 2.13: Soldagem do segundo passe de perímetro [1].

Para os passes de enchimento da segunda camada, maiores aportes térmicos podem ser utilizados a fim de promover uma melhor efetividade no revenimento da primeira camada. A deposição da segunda camada aumenta consideravelmente o revenimento da primeira, porém, sua deposição só se faz necessária quando se deseja repor uma perda de espessura maior que 3,2 mm. Caso contrário, o reparo apresentará um reforço excessivo. Porém, se o reparo consistir de apenas uma camada, o passe de perímetro não terá sua ZAC completamente revenida. Um passe de perímetro pode ser executado com esse intuito (Figura 2.13) e depois removido.

2.2.3 - Tensões Trativas

As tensões trativas podem ser oriundas das tensões resultantes da pressão de operação, tensões externas e das tensões residuais da soldagem. Tensões externas podem provir do movimento da tubulação, peso de acessórios, perda de suportação, movimentação e desmoronamento do solo. Já as tensões residuais da soldagem surgem em função do grau de restrição da estrutura e da contração térmica da junta soldada durante o seu resfriamento. O grau de restrição cresce com o aumento da espessura do tubo. O tipo de junta também influi

no grau de restrição, sendo as juntas em ângulo e sobrepostas, muito utilizadas na soldagem em operação, mais restritas que a junta de topo. Um bom acoplamento, diminuindo a abertura entre a dupla-calha e o tubo, pode contribuir para a redução das tensões residuais. Em situações de mau acoplamento, o amanteigamento pode ser utilizado para “preenchimento de espaços”, reduzindo a abertura e as tensões residuais.

Na soldagem em operação de duplas-calhas, as soldas circunferenciais não devem ser feitas simultaneamente. Deve-se aguardar o término da primeira solda circunferencial para então iniciar a segunda. Deste modo, a primeira junta soldada será levemente restrita, tendo em vista que a dupla-calha encontra-se livre para realizar os movimentos de dilatação e contração térmica. Já a segunda junta terá um grau de restrição mais elevado. Assim, têm-se juntas soldadas idênticas com graus de restrição distintos.

A soldagem com metais de adição de menor limite de escoamento permite que as deformações sejam acumuladas no metal de solda. Esta relação de escoamento do MB/MS faz com que as tensões sobre a ZAC estejam abaixo do seu limite de escoamento. Além disso, no metal de solda formam-se microestruturas normalmente menos suscetíveis à TIH quando comparadas com aquelas encontradas na ZAC [18]. A utilização de dois tipos distintos de chanfros, conforme ilustrado na Figura 2.14, podem possibilitar a redução das tensões residuais. Além disso, considera que a utilização de procedimentos de soldagem utilizando passe de revenimento e amanteigamento contribui para a obtenção de menores valores de dureza e tensões residuais, diminuindo o risco de TIH.

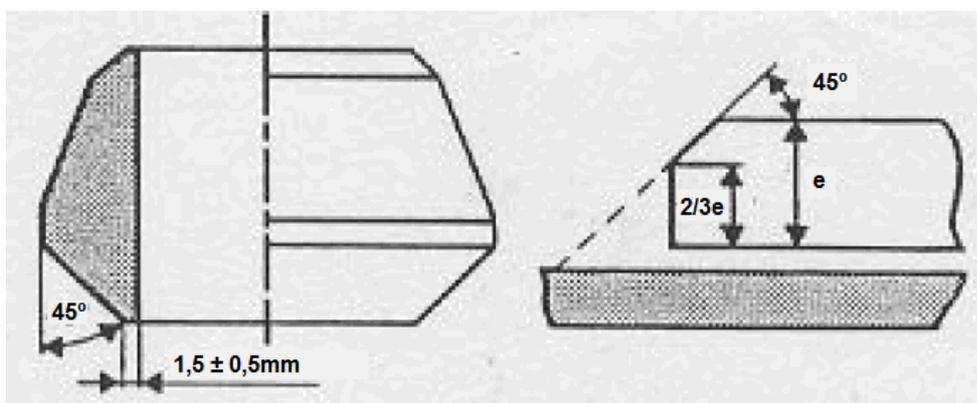


Figura 2.14: Chanfro para conexões (*branch connection*) de até 2 in de diâmetro (à esquerda) e chanfro para dupla-calha (à direita) [18].

2.3 - Perfuração

A perfuração (*burnthrough*) ocorre quando a área não fundida abaixo da poça de fusão tem resistência insuficiente para conter a pressão interna do duto ou tubulação. É função, principalmente, da espessura da parede do tubo e da temperatura atingida pela superfície interna durante a soldagem. Por sua vez, a temperatura da superfície interna depende da energia de soldagem e da capacidade de remoção de calor pelo fluido interno. Quando a quantidade de calor transmitido pelo arco elétrico é superior à quantidade de calor removido, o material abaixo da poça de fusão superaquece, ocorrendo a perfuração.

Pesquisas realizadas pelo *Battelle Memorial Institute* [19][20] concluem que a perfuração não ocorre quando a temperatura da superfície interna da parede do tubo é inferior a 982°C, desde que a soldagem seja feita com eletrodos básicos de baixo hidrogênio. Este limite baseou-se na observação experimental da perfuração, que tende a acontecer quando a temperatura da superfície interna atinge 1260°C [21][22]. Logo, a diferença de 278°C é considerada margem de segurança. O modelo computacional de análise térmica desenvolvido pelo *Battelle Memorial Institute*, que será descrito mais adiante, mostra que para espessuras acima de 6,4 mm muito remotamente a temperatura de 1260°C é atingida na superfície interna, isso considerando o uso de eletrodos básicos de baixo hidrogênio e práticas normais de soldagem [23][24]. Trabalhos realizados pelo *Edison Welding Institute* [25][26] concluem que eletrodos de pequenos diâmetros permitem o uso de maiores energias de soldagem quando comparados com eletrodos de diâmetros maiores. Em outras palavras, para uma mesma energia de soldagem, o uso de eletrodos de diâmetros menores é mais seguro, isso porque menores correntes são utilizadas e menor é a penetração atingida.

Outros trabalhos do *Edison Welding Institute* [27][28], com o objetivo de estabelecer limites de energia para a soldagem em operação de baixas espessuras, foram realizados em tubos de parede fina utilizando diferentes diâmetros de eletrodos básicos de baixo hidrogênio juntamente com a variação de energia de soldagem e da vazão do gás conduzido internamente. Tais trabalhos mostram que é possível realizar, com segurança, a deposição de soldas *bead-on-pipe* em tubos com parede de 3,2 mm, utilizando-se para isso eletrodos de diâmetro 2,0 mm [27]. Até mesmo tubos com espessura de parede de 2,8 mm foram soldados com certa segurança [28] através da utilização de eletrodos de diâmetro 1,6 mm e corrente por volta de 40 A. Igualmente aos outros trabalhos anteriormente citados, estes também concluem que o

uso de eletrodos de pequeno diâmetro permite a utilização de maiores energias de soldagem. A Figura 2.15 mostra o efeito da soldagem em níveis crescente de energia.

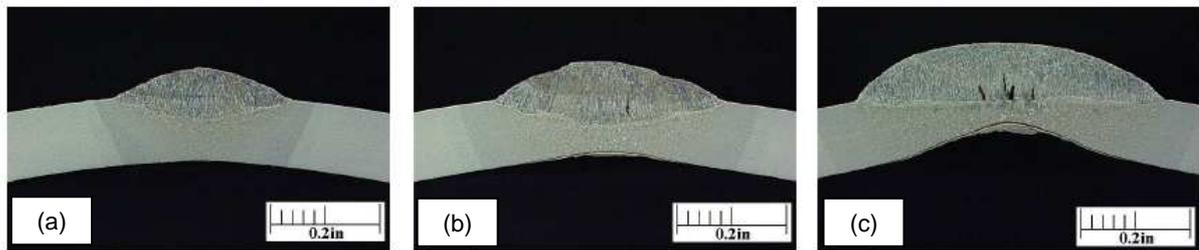


Figura 2.15: Macrografias de soldas *bead-on-pipe*. Parede do tubo 3,2 mm, diâmetro do eletrodo 3,2 mm e energias de soldagem 0,41 kJ/mm, 0,73 kJ/mm e 1,19 kJ/mm, respectivamente (adaptado [27]).

Como se vê na Figura 2.15 (c), há formação de uma camada carbonizada e também de um composto eutético de ferro na parede interna. Este fenômeno já havia sido reportado em experimentos do *Battelle Memorial Institute* [29] como sendo a difusão de carbono proveniente do fluido para dentro do material do tubo em temperaturas superiores a 1130°C.

A Figura 2.16 mostra uma comparação entre o risco de perfuração entre uma solda *bead-on-pipe* e uma junta soldada sobreposta, considerando a mesma condição de soldagem. Como esperado, a junta soldada se mostrou menos suscetível à perfuração, visto que a remoção de calor é alterada pela presença de uma chapa sobreposta ao duto.

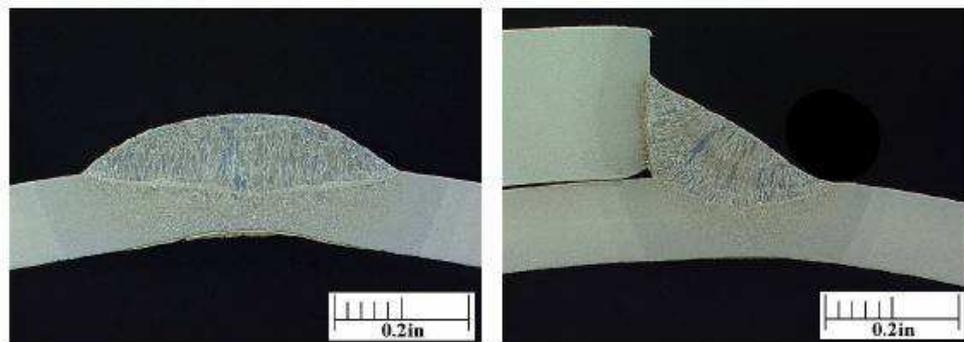


Figura 2.16: Macrografias de solda *bead-on-pipe* (à esquerda) e junta soldada sobreposta (à direita). Condições de soldagem e de operação do duto idênticas [27].

Também deve-se abordar a pressão de operação do duto ou tubulação como fator de influência na perfuração. É aceito que a redução da pressão durante a soldagem em operação tem pouco ou nenhum efeito na redução do risco de perfuração [5][27]. Sendo a área aquecida

pelo arco de soldagem pequena, as tensões na parede do tubo tendem a se redistribuir em torno da mesma, semelhantemente ao que acontece em áreas em torno de *pittings* isolados de corrosão. Isso é aceito para espessuras grossas, podendo-se estender às espessuras finas caso a soldagem seja feita dentro dos limites de segurança. Por outro lado, uma redução na pressão de operação durante a execução de reparos, geralmente para 80%, pode justificar-se quando existe um defeito crítico que esteja em uma condição de ruptura iminente [30]. Por outro lado, no caso de escoamento de gases, uma redução na pressão reduz o peso específico do fluido, ou seja, reduz a vazão mássica, o que pode refletir numa menor capacidade de remoção de calor, resultando em maiores temperaturas na superfície interna e, conseqüentemente, maior risco de perfuração [23]. Quando a energia de soldagem está próxima ou excede o limite máximo para que não haja perfuração, ou seja, quando a temperatura da superfície interna da parede do tubo atinge patamares próximos a 982°C, existe uma parcela de contribuição da pressão no risco de perfuração de dutos com paredes de baixa espessura [28]. Isso foi averiguado em tubos de paredes finas, de até 4,0 mm, soldados com eletrodo básicos de baixo hidrogênio de diâmetro 2,4 mm. Para a espessura de parede de 4,8 mm foi necessário o uso eletrodos de diâmetro 3,2 mm para que algum risco de perfuração fosse atingido. Contudo, as experiências indicam que, estando os parâmetros de soldagem em um nível seguro para uma determinada espessura de parede e para uma dada condição de operação, a pressão não contribui para o risco de perfuração.

Por fim, deve-se discutir a influência das direções de soldagem longitudinal e circunferencial no risco de perfuração. A soldagem em ambas as direções apresenta risco de perfuração, porém, a forma como o dano se apresenta é diferente [28]. Na direção longitudinal é característico o aparecimento de trinca longitudinal aproximadamente no meio do cordão de solda, enquanto na circunferencial o dano se apresenta de forma mais pontual, conforme pode ser visto nas Figuras 2.17 e 2.18. O limite de energia de soldagem para que não ocorra a perfuração é aproximadamente o mesmo para as duas direções.



Figura 2.17: Trinca em solda *bead-on-pipe* executada na direção longitudinal. Vista externa (à esquerda) e macrografia da seção transversal (à direita). Pressão interna no tubo 8,27 MPa, energia de soldagem 0,40 kJ/mm, espessura da parede 3,2 mm, eletrodo AWS E7018 diâmetro 2,4 mm (adaptado [28]).

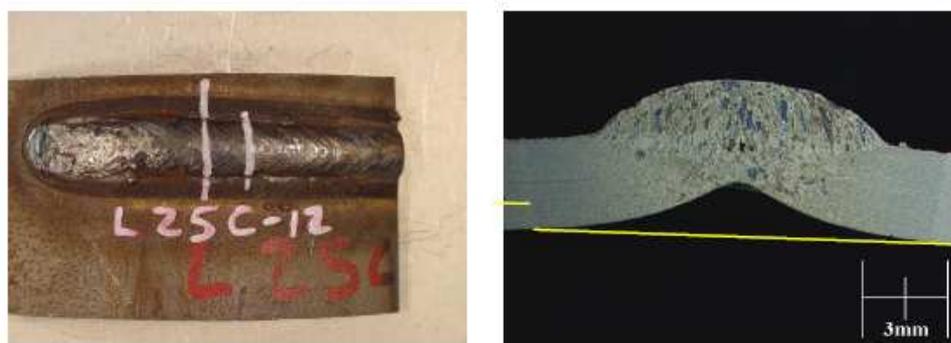


Figura 2.18: Iminência de perfuração em solda *bead-on-pipe* executada na direção circunferencial. Vista externa (à esquerda) e macrografia da seção transversal (à direita). Pressão interna no tubo 8,27 MPa, energia de soldagem 0,68 kJ/mm, espessura da parede 3,2 mm, eletrodo AWS E7018 diâmetro 2,4 mm (adaptado [28]).

O surgimento de uma trinca na soldagem longitudinal se deve ao fato de, numa casca cilíndrica, a tensão circunferencial possuir valor igual ao dobro da tensão longitudinal. Esta informação pode ser de importante relevância para a execução de reparos através de deposição de solda e amanteigamentos, sendo que as conseqüências de uma falha em soldas longitudinais podem atingir proporções catastróficas maiores, possivelmente ruptura do duto, do que de uma falha circunferencial, caracterizada como vazamento.

2.4 - Critérios de Aceitação de Dureza

O valor de dureza na ZAC é usado como um indicador da suscetibilidade à TIH. O valor máximo normalmente aceito é 350 HV, valor este citado em normas como a API 1104 [4], CSA Z662 [31] e AS 2885.2 [32].

Publicações recentes [33][34] alegam que o nível de dureza abaixo da qual não se tem TIH não é um valor fixo, mas varia em função de vários parâmetros. Também citam que os estudos que fixaram o valor de 350 HV como critério de aceitação de dureza consideraram juntas soldadas com nível de hidrogênio da ordem de 16 ml/100g. Mesmo para o processo de soldagem por eletrodos revestidos, encontra-se a venda no mercado modernos eletrodos básicos de baixo hidrogênio especificados para produzir juntas soldadas com menos de 4 ml/100g de hidrogênio difusível. Por este motivo, em alguns casos, o valor de 350 HV pode ser considerado conservativo. Entretanto, deve-se lembrar que o hidrogênio difusível na junta soldada pode ser proveniente de outras fontes além do eletrodo, como da umidade da atmosfera em contato com o arco elétrico.

Outra variável a ser considerada é o método de avaliação da microestrutura da ZAC. Embora a dureza da ZAC seja normalmente utilizada como um indicador de suscetibilidade à TIH, a real suscetibilidade depende da microestrutura presente naquela região da junta soldada. Logo, a percentagem de martensita na ZAC seria melhor indicador da suscetibilidade à TIH. Na avaliação de soldas executadas em um mesmo metal base de dada composição química, a dureza da ZAC (macro dureza) é um bom indicador da quantidade de martensita formada. Neste caso, a dureza da fase martensita (micro dureza) é constante e a dureza da ZAC variará apenas em função da quantidade de martensita formada. Entretanto, sabendo-se que a dureza da martensita depende do teor de carbono do material a ser soldado, para materiais de diferente composição química, além da quantidade de martensita, a dureza da ZAC depende também da dureza da martensita (martensita de alto ou baixo carbono). Assim, pode obter altas durezas na ZAC com pequena quantidade de martensita de alto carbono e baixas durezas com grande quantidade de martensita de baixo carbono. Neste caso, a avaliação da suscetibilidade à TIH pela dureza pode levar a um engano, pois o aço de menor dureza, e maior quantidade de martensita, pode trincar mesmo com baixos níveis de hidrogênio.

Por último, os critérios de aceitação devem considerar o grau de restrição da junta a ser soldada como uma importante variável. Para os tipos de junta tipicamente utilizados na soldagem em operação, o grau de restrição é primariamente governado pela espessura do duto.

O *Edison Welding Institute*, tomando por base um trabalho previamente realizado pelo *The Welding Institute (TWI)* [35], considerou todas essas variáveis no desenvolvimento de critérios de aceitação mais específicos [34], como pode ser visto nas Figuras 2.19 à 2.22.

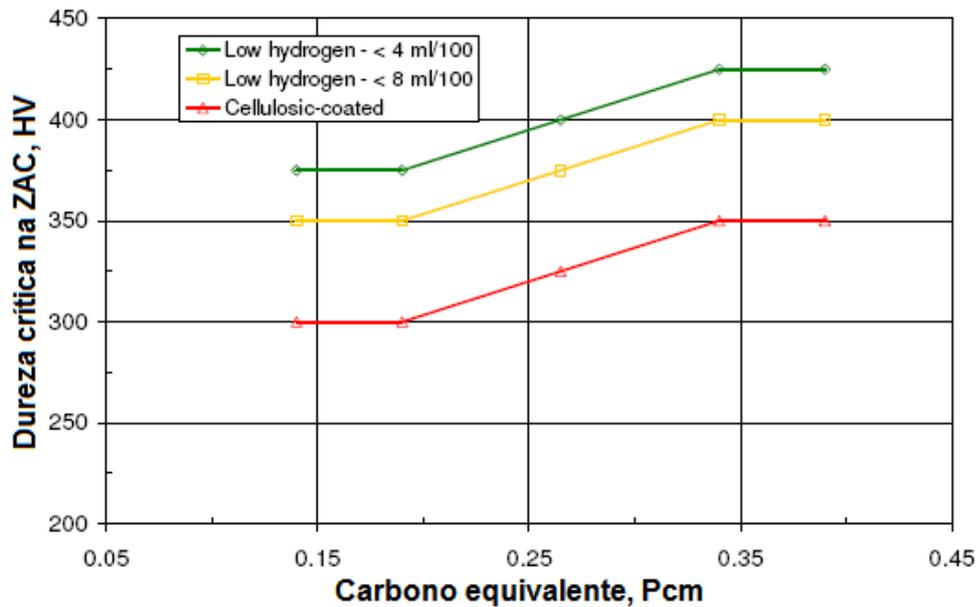


Figura 2.19: Critério de aceitação de dureza para diferentes níveis de hidrogênio baseado no Pcm, válido para materiais com espessura $\leq 9,5$ mm (adaptado [34]).

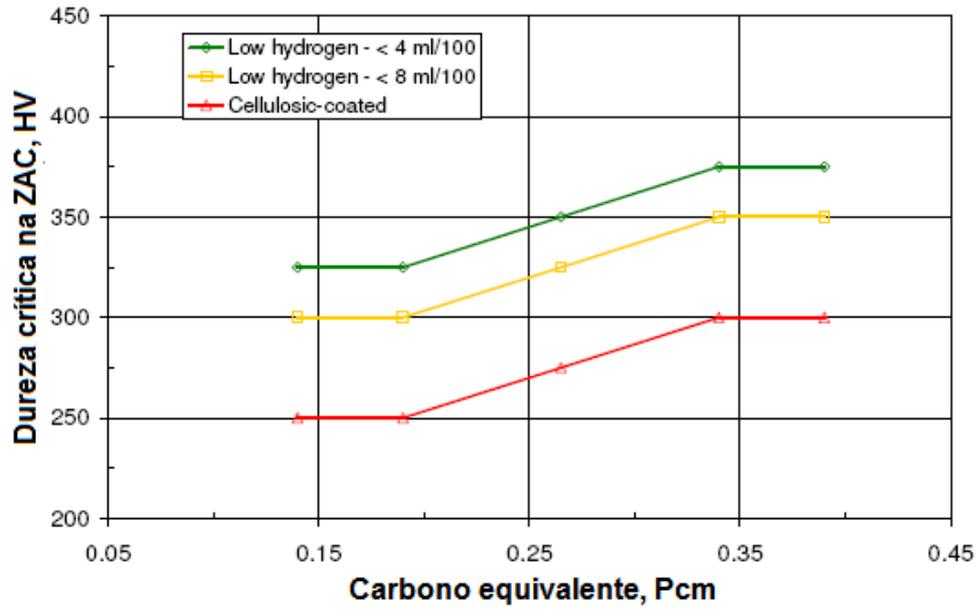


Figura 2.20: Critério de aceitação de dureza para diferentes níveis de hidrogênio baseado no Pcm, válido para materiais com espessura > 9,5 mm (adaptado [34]).

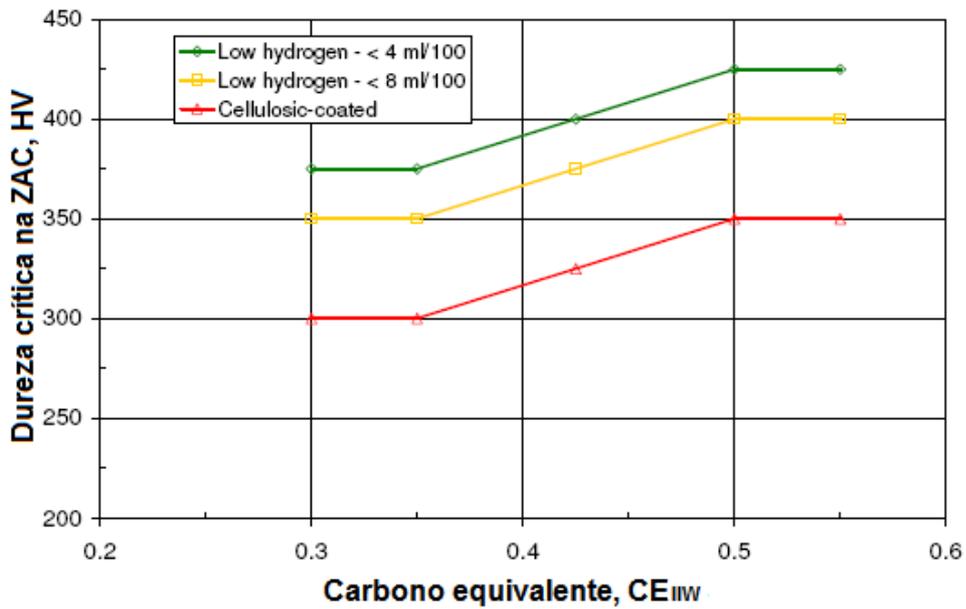


Figura 2.21: Critério de aceitação de dureza para diferentes níveis de hidrogênio baseado no CEIIW, válido apenas para materiais com teor de carbono > 0,10% e espessura ≤ 9,5 mm (adaptado [34]).

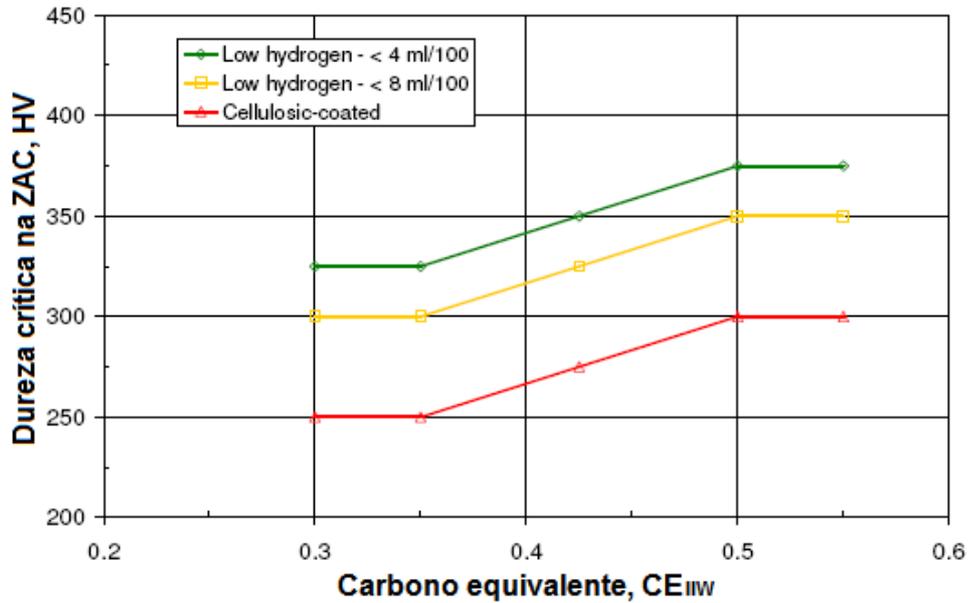


Figura 2.22: Critério de aceitação de dureza para diferentes níveis de hidrogênio baseado no CE_{IIW}, válido apenas para materiais com teor de carbono > 0,10% e espessura > 9,5 mm (adaptado [34]).

Por estes critérios, são considerados três níveis de hidrogênio, 4 ml/100g, 8 ml/100g e o nível de hidrogênio obtido pela soldagem por eletrodos com revestimento celulósico. O CE_{IIW} é utilizado para os materiais com teor de carbono acima de 0,10% e o Pcm para os materiais modernos, com carbono menor ou igual a 0,10%. Entretanto, os critérios baseados no Pcm podem trabalhar razoavelmente também para os materiais com carbono acima de 0,10%. As Equações 2.1 e 2.2 referem-se às fórmulas utilizadas para o cálculo do CE_{IIW} e do Pcm. Quanto ao grau de restrição da junta, a espessura de 9,5 mm é considerada como valor crítico.

Equação 2.1
$$CE_{IIW} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cu + Ni}{15} + \frac{Cr + Mo + V}{5}$$

Equação 2.2
$$Pcm = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn + Cu + Cr}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + 5B$$

Deve-se citar que o CE_{IIW} é erroneamente utilizado para os aços de dutos de petróleo [10], visto que foi desenvolvido para aços ao carbono e aços baixa liga contendo C > 0,18% e

$(Cr + Mo + V + Ni + Cu) < 1\%$. Assim sendo, é aconselhável o uso dos critérios baseados no Pcm, até mesmo para os aços de maior teor de carbono.

Para serviço em presença de ácido sulfídrico (H_2S), outro critério para aceitação de dureza é estabelecido pela norma NACE MR0175 [36]. Devido à possibilidade de ocorrência de corrosão sob tensão pelo hidrogênio em meios aquosos contendo H_2S , o valor de 250 HV é estabelecido como limite de dureza da ZAC em soldas que tenham contato com o fluido. Para soldas sem contato com o fluido, o limite é relaxado para 275 HV. Estes valores são bastante baixos, sendo muito difícil de atingi-los em algumas soldagens em operação.

2.5 - Modelos e Métodos de Análise Térmica

Como já mencionado neste trabalho, existem duas grandes preocupações na soldagem em operação, o risco de perfuração da parede do tubo e o risco de ocorrência de TIH. O uso dos dois modelos computacionais que serão descritos tem por objetivo prever estes riscos através do cálculo da temperatura máxima da superfície interna da parede do tubo e da taxa de resfriamento. Ainda é apresentado um método de medição da capacidade de remoção de calor do fluido interno, que pode servir de comparativo entre as taxas de resfriamento dos procedimentos de qualificação e as situações reais.

2.5.1 - Modos Básicos de Remoção de Calor na Soldagem

Previamente, deve-se entender os modos básicos de remoção de calor na soldagem, os quais são apresentados na Figura 2.23. O modo bidimensional (2D) ocorre quando o cordão de solda apresenta penetração total. A fonte de calor é idealizada como uma linha de comprimento igual à espessura da chapa, sendo o calor extraído basicamente em duas direções. As isotermas são paralelas à linha de fusão, sendo os campos de temperaturas idênticos nas superfícies superior e inferior da chapa. Já para o modo tridimensional (3D), a superfície inferior da chapa não é aquecida, a fonte de calor é considerada um ponto e a remoção de calor avança em três direções. Comparado ao modo 2D, para uma mesma energia de soldagem, o modo tridimensional apresenta menor temperatura de pico e maior taxa de resfriamento. O 2,5D é um modo intermediário, correspondente a soldas de penetração parcial e com aquecimento da superfície inferior da chapa, porém, não idêntico ao da superfície

superior. Para juntas soldadas sobrepostas, o modo de remoção de calor é similar ao 3D, mas ocorre em maiores taxas, sendo normalmente denominados bitérmico e tritérmico.

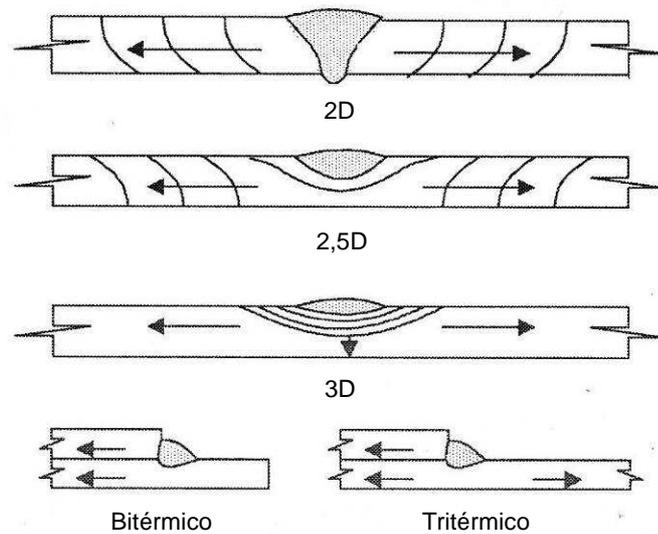


Figura 2.23: Representação esquemática dos modos básicos de remoção de calor [37].

2.5.2 - Modelo Battelle

O modelo computacional desenvolvido pelo *Battelle Memorial Institute*, no final da década de 1970, usa equações de transferência de calor bidimensionais para prever a temperatura da superfície interna da parede do tubo e a taxa de resfriamento de juntas soldadas. Executa simulações de soldagens em juntas sobrepostas (dupla-calha) e chanfradas (conexão), conforme mostra a Figura 2.24 (a) e (b), sendo válido apenas para passe único. O modelo permite prever o risco de perfuração, estimando a máxima temperatura da superfície interna da parede do tubo, e o risco TIH, calculando a taxa de resfriamento.

O modelo original foi desenvolvido para computadores *mainframe*, computadores de grande porte dedicados ao processamento de um grande volume de informações, sendo adotado por poucas empresas. No ano de 1989, *Battelle Memorial Institute* e *Edison Welding Institute* trabalharam juntos no melhoramento do modelo, incluindo refinamento do método, validações adicionais e modificação para ser operado em computadores pessoais [38].

O modelo permite uma avaliação sistemática de parâmetros como energia de soldagem, tipo de eletrodo (celulósico ou básico de baixo hidrogênio), temperatura do tubo,

temperatura do ambiente, tipo de produto escoado, pressão e vazão, entre outros, retornando informações como a máxima temperatura interna da parede, a taxa de resfriamento a 538°C, o tempo de resfriamento entre 800-500°C ($\Delta t_{8/5}$) e o máximo carbono equivalente possível de ser soldado.

As exaustivas validações, em experiências com gás natural, demonstraram resultados razoavelmente precisos para a taxa de resfriamento e temperatura interna da parede do tubo, obtendo, respectivamente, valores de 18% e 5% acima dos valores medidos [39].

Para a previsão de suscetibilidade à TIH, o modelo retorna um valor máximo de carbono equivalente a ser soldado com os parâmetros estabelecidos na simulação. A dureza máxima da ZAC, estabelecida como 350 HV10, é relacionada com o $\Delta t_{8/5}$, que por sua vez está vinculado a um valor de CE_{IIW} . Tal relação foi desenvolvida para aços C-Mn soldados com eletrodos celulósicos. Assim sendo, o carbono equivalente máximo fornecido pode ser excessivamente conservativo, principalmente quando aplicado a aços de composições mais modernas.

Em relação ao risco de perfuração, o uso do modelo *Battelle* mostra que para espessura de parede maiores que 6,4 mm a perfuração é improvável, ou seja, a temperatura de 982°C na superfície interna não é atingida, isto considerando o uso de eletrodos básicos de baixo hidrogênio e práticas normais de soldagem [40], e que o efeito da pressão na perfuração é secundário, visto que a área aquecida é pequena.

2.5.3 - Modelo *PRCI Hot Tap*

O *Edison Welding Institute* começou a trabalhar em pesquisa na área de soldagem em operação em 1984. Muitas dos seus trabalhos foram financiados pelo *Pipeline Research Council International (PRCI)* [38], entre eles o desenvolvimento do modelo computacional *PRCI Thermal Analysis Model for Hot Tap Welding*. Conforme mostra a Figura 2.24, além dos tipos de juntas abrangidos pelo modelo *Battelle*, o *PRCI Hot Tap* simula a deposição de soldas *bead-on-pipe* [41], o que pode ser útil para estudo dos reparos por deposição de solda.

Valores de capacidade de remoção de calor pelo fluido interno podem ser previstos com base em comparações de valores medidos em experimentos. Os parâmetros a serem informados são praticamente os mesmos utilizados pelo modelo *Battelle*, podendo também ser

informada a composição química do material do tubo, que servirá para a previsão da dureza máxima na ZAC (em HV10), calculada pelo modelo *Yurioka*.

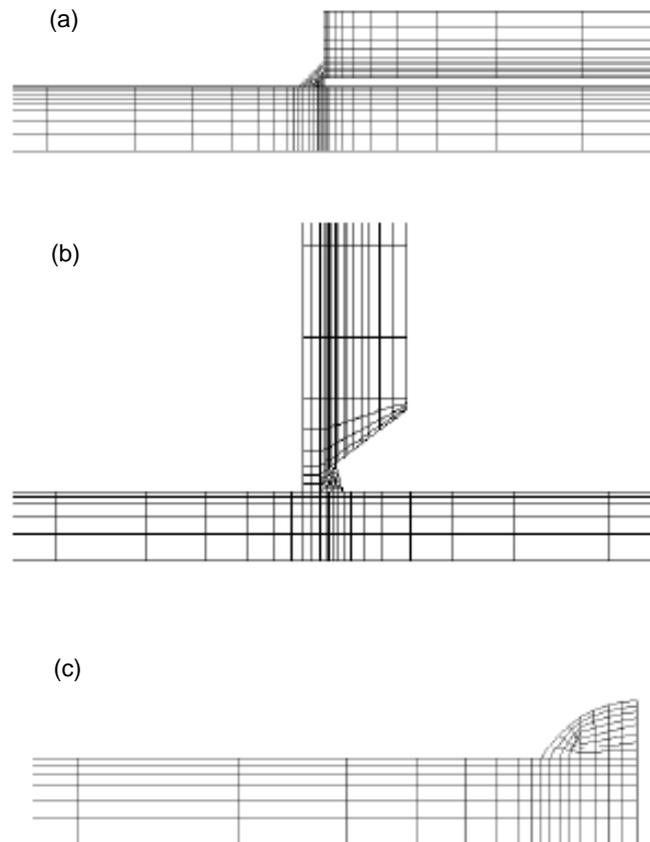


Figura 2.24: Simulações possíveis de serem realizadas pelo modelo *PRCI Hot Tap*, passe único. Em (a), junta sobreposta (dupla-calha), em (b), junta chanfrada (conexão) e, em (c), solda *bead-on-pipe* (adaptado [41]).

Para avaliar o risco de TIH, o modelo utiliza a energia de soldagem informada para fazer uma previsão do $\Delta t_{8/5}$, que por sua vez é utilizado para calcular a dureza na ZAC [38][41]. A dureza crítica acima da qual a TIH pode acontecer depende do carbono equivalente CE_{IIW} e do nível de hidrogênio, ou seja, é utilizado o critério desenvolvido pelo *Edison Welding Institute* [33][34], ilustrado anteriormente nas Figuras 2.19 à 2.22.

O $\Delta t_{8/5}$ foi validado perante a coleta de dados de ampla gama de espessuras de paredes, vazões de gás natural e energias de soldagem. Tais dados experimentais foram comparados com as previsões dos modelos *PRCI Hot Tap* e *Battelle*. Os resultados indicaram que o modelo *Battelle* tende a ser não-conservativo para pequenas espessuras, particularmente para

baixas vazões de gás natural, e muito conservativo para grandes espessuras [38]. As previsões do modelo *PRCI Hot Tap* mostraram maior acuracidade, mantendo-se ligeiramente conservativas em todas as faixas de espessuras. Quanto às previsões de temperatura máxima na superfície interna, os dois modelos resultaram em valores praticamente iguais. O modelo *PRCI Hot Tap* estabelece que a temperatura máxima abaixo da qual não existe risco de perfuração é 982°C para soldagem com eletrodos básicos de baixo hidrogênio e 760°C para eletrodos celulósicos [41].

2.5.4 - Método da Capacidade de Remoção de Calor

O Método da Capacidade de Remoção de Calor (*Heat Sink Capacity Method*) foi desenvolvido pelo *Edison Welding Institute* e envolve apenas um simples teste de campo que avalia a capacidade do fluido interno em remover calor através da superfície interna da parede do tubo. Na verdade, trata-se de uma medida do $\Delta t_{2,5/1}$. Conforme mostra a Figura 2.25, uma área de 50 mm de diâmetro é rapidamente aquecida por chama até temperaturas entre 300-325°C e o $\Delta t_{2,5/1}$ é medido com o auxílio de um termômetro digital e um cronômetro. O procedimento é repetido por mais 5x e uma média é calculada. Tal valor reflete a capacidade de remoção de calor do fluido interno para as condições operacionais existentes no momento do teste.

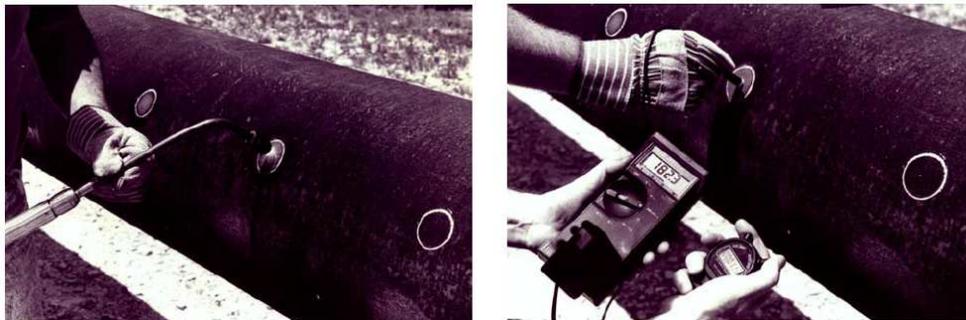


Figura 2.25: Método da capacidade de remoção de calor. Aquecimento até 300-325°C (à esquerda) e medição do $\Delta t_{2,5/1}$ (à direita) [38].

O *Edison Welding Institute* considera o uso deste método no uso de seu guia de seleção de procedimentos para soldagem em operação [12]. É aplicado quando a parede do tubo a ser soldado é menor ou igual a 12,7 mm para definir se a severidade térmica constitui-se em resfriamento rápido ou lento, o que influenciará na escolha do procedimento de soldagem.

2.6 - Processos de Soldagem

Atualmente, o processo de soldagem mais comumente utilizado na soldagem em operação é o Eletrodo Revestido com o uso de eletrodos básicos de baixo hidrogênio AWS EXX18, seguido, em escala muito menor, pelo processo MIG/MAG [42]. O processo Eletrodo Revestido apresenta baixa produtividade, enquanto o MIG/MAG é limitado pela baixa energia de soldagem e a suscetibilidade à produção de descontinuidades como falta de fusão.

2.6.1 - Eletrodo Revestido

Apesar da atual predominância de uso de eletrodos básicos, os primeiros reparos em operação foram executados com eletrodos celulósicos, AWS EXX10, por exemplo, cujas principais características são a boa penetração, boa soldabilidade em todas as posições e elevado potencial de hidrogênio, produzindo juntas soldadas com nível de hidrogênio em torno de 40 a 60 ml/100g. Tal nível de hidrogênio difusível representa elevadíssimo risco de falhas através de TIH. Nos Estados Unidos, até o ano de 1985, 60 casos de falhas em soldas de dutos executadas em operação, de um total de 90 levantados em 11 empresas, ocorreram com o uso de eletrodos celulósicos [18]. Destes mesmos 90 casos de falhas, apenas três ocorrem em soldas produzidas por eletrodos básicos. Naturalmente, com o passar dos anos, o uso de eletrodos básicos para a soldagem em operação tornou-se preferencial. Mesmo assim, a maior preocupação no uso do processo Eletrodo Revestido continua sendo a garantia de baixo nível de hidrogênio difusível na junta soldada. A PETROBRAS/TRANSPETRO utiliza eletrodos da classificação AWS E7018-1H4R embalados a vácuo, projetados para soldagem em todas as posições, exceto vertical-descendente. Um estudo realizado pelo Centro de Pesquisa e Desenvolvimento (CENPES) da PETROBRAS [43] em conjunto com o Laboratório de Soldagem e Técnicas Conexas (LS&TC) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, mostrou que o uso deste eletrodo, de determinada marca comercial, pode produzir soldas com níveis médios de hidrogênio difusível entre 6 e 9 ml/100g, o que é considerado baixo, porém acima dos 4 ml/100g especificados pelo fabricante e exigido em muitos procedimentos de soldagem. Estudo análogo realizado com duas embalagens distintas do eletrodo AWS E8016-G embalado a vácuo [44] resultou em níveis médios de hidrogênio difusível entre 15 e 19 ml/100g para a primeira embalagem e 7 ml/100g para a segunda. Tal disparidade entre as duas embalagens, que estavam armazenadas no mesmo local, é

considerada expressiva e pode ser conseqüência de violação. Apesar dos inconvenientes, o processo Eletrodo Revestido é, até hoje, o único processo de soldagem utilizado em reparos e trepanações dos dutos operados pela TRANSPETRO. A experiência prática mostra que o uso deste processo, juntamente com eletrodos básicos de baixo hidrogênio, facilita a produção de juntas soldadas de boa qualidade, com penetração satisfatória, possibilidade de maiores energias de soldagem, além de apresentar boa versatilidade, necessária para os trabalhos em campo muitas vezes realizados em lugares de difícil acesso. A Figura 2.26 ilustra uma junta soldada através do processo Eletrodo Revestido.

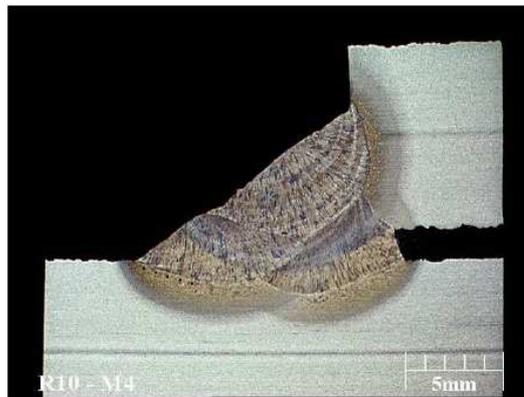


Figura 2.26: Junta soldada em operação com eletrodo AWS E7018 de diâmetro 3,2 mm e energia de soldagem 1,04 kJ/mm [42].

2.6.2 - Processo MIG/MAG

O grande atrativo do processo MIG/MAG é a sua capacidade de produzir soldas com baixíssimo nível de hidrogênio difusível, o que reduz expressivamente o risco de TIH, sem necessidade de maiores cuidados com armazenamento e conservação do consumível. Assim, as fontes de hidrogênio se resumem na umidade existente no ambiente ou sobre a peça a ser soldada e o lubrificante residual do arame-eletrodo, remanescente do seu processo de fabricação. Por outro lado, é limitado pela baixa energia de soldagem e a suscetibilidade à produção de descontinuidades como falta de fusão. Para atender a necessidade de soldagem em todas as posições, a transferência do metal por curto-circuito é empregada. Poucas publicações falam do uso do MIG/MAG na soldagem em operação, as quais relatam sobre testes de soldagem em operação de duplas-calhas (junta sobreposta) com MIG/MAG Pulsado e MIG/MAG com Curto-Circuito Controlado (equipamento Lincoln STT) que apresentaram

falhas por falta de fusão [42]. Já para a soldagem de conexões (junta chanfrada), as soldas produzidas pelo processo Lincoln STT foram consideradas aceitáveis [45], mesmo apresentando qualidade inferior, ou seja, maior incidência de falta de fusão, do que aquelas produzidas pelos processos Eletrodo Revestido e Arame Tubular. A Figura 2.27 ilustra juntas soldadas através do processo MIG/MAG e suas variantes.

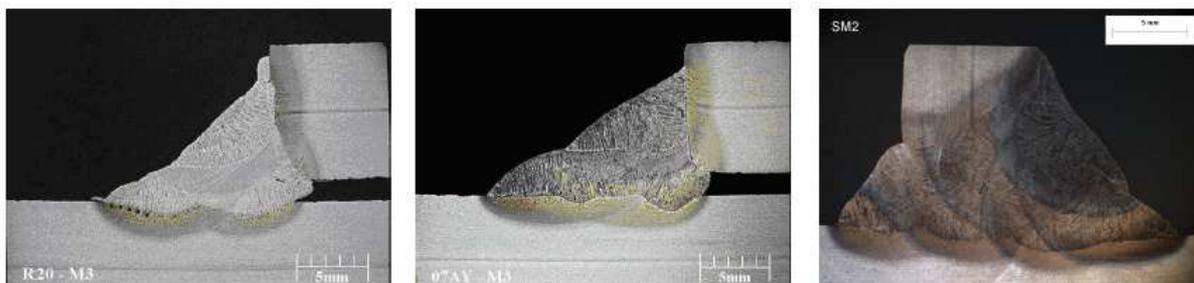


Figura 2.27: Juntas soldadas em operação através dos processos MIG/MAG e suas variantes. MIG/MAG Convencional com energia 1,04 kJ/mm e arame AWS ER70S-6 0,9 mm (à esquerda) [42], MIG/MAG Pulsado com energia 0,83 kJ/mm e arame AWS ER70S-6 0,9 mm (ao centro) [42] e MIG/MAG Lincoln STT com energia 0,97 kJ/mm e arame AWS ER70S-6 1,1 mm (à direita) [45].

2.6.3 - Processo Arame Tubular

O processo de soldagem Arame Tubular é considerado um processo com condições de atender os requisitos de qualidade da soldagem em operação. Possibilita atingir níveis de energia de soldagem semelhantes ao do processo Eletrodo Revestido e não apresenta a grande suscetibilidade de falta de fusão do MIG/MAG. Testes experimentais utilizando arame tubular com proteção gasosa (fluxo rutilico) e arame tubular auto-protegido produziram soldas isentas de TIH [42]. Entretanto, semelhantemente aos eletrodos revestidos, devem-se utilizar arames tubulares de baixo potencial de hidrogênio. Os arames tubulares AWS E71T-12H4 (proteção gasosa) e AWS E71T8-K6 (auto-protegido) mostraram-se capazes de produzir soldas com nível de hidrogênio abaixo de 4ml/100g, porém, o nível de hidrogênio difusível pode variar de fabricante para fabricante. Ao contrário dos eletrodos básicos de baixo hidrogênio que são fornecidos embalados a vácuo ou mesmo mantidos em estufas até momentos antes do seu uso, os arames tubulares são geralmente utilizados a partir de suas embalagens comerciais, sacos plásticos e caixas de papelão, sem maiores cuidados quanto a sua exposição à atmosfera. Isso pode acarretar um aumento significativo no potencial de hidrogênio com o tempo de

exposição à umidade [46]. Em contrapartida, atenção deve ser dada a penetração atingida por esse processo, que pode ser maior que às do processo Eletrodo Revestido. Mesmo que pequena a diferença, um aumento na penetração reflete em maiores riscos de perfuração. A Figura 2.28 mostra juntas soldadas através do processo Arame Tubular com proteção gasosa e auto-protegido.

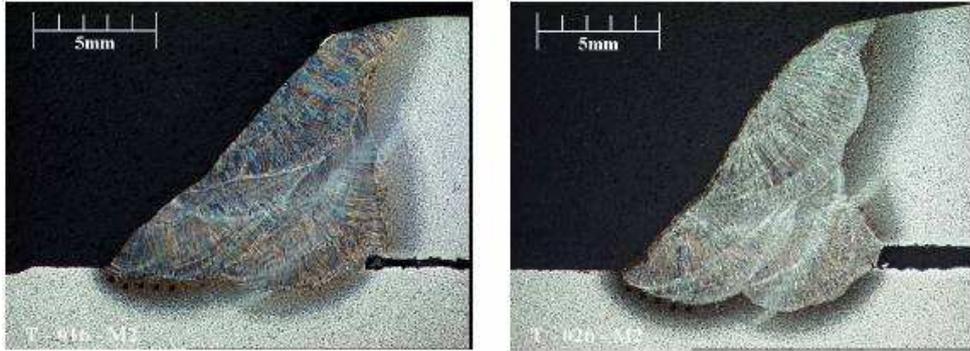


Figura 2.28: Juntas soldadas em operação com arame tubular AWS E71T-12H4 e proteção gasosa (à esquerda) e AWS E71T8-K6 auto-protegido (à direita) [42].

3 - FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA DO PROCESSO MIG/MAG COM CURTO-CIRCUITO CONTROLADO

Antes de discutir o processo de soldagem MIG/MAG com Curto-Circuito Controlado, são apresentados assuntos referentes à soldagem por arco elétrico MIG/MAG, conceitos que devem estar claros ao leitor a fim de um bom entendimento deste processo. Esta variante do processo MIG/MAG, discutida neste capítulo, consiste no controle da forma de onda da corrente de soldagem e já está presente em equipamentos de vários fabricantes sob diversos nomes. Neste trabalho, a nomenclatura adotada é MIG/MAG com Curto-Circuito Controlado.

3.1 - Introdução ao Processo MIG/MAG

MIG/MAG é um processo de soldagem que se baseia na fonte de calor de um arco elétrico mantido por um gás ionizado entre a extremidade de um arame nu consumível, alimentado continuamente, e a peça a soldar. A proteção da região da solda é feita por uma atmosfera protetora de gás inerte (argônio e hélio) ou ativo (usualmente CO_2) ou misturas entre eles, também incluindo o oxigênio e o nitrogênio como gases ativos. O arame consumível também é denominado de arame-eletrodo, visto que passa a atuar como condutor elétrico a partir do bico de contato, ponto de contato elétrico junto à tocha de soldagem.

As principais características do processo MIG/MAG são a elevada taxa de fusão do arame-eletrodo, a variação dos modos de transferência do metal, que permite a soldagem em diversas posições, o baixo potencial de hidrogênio, a portabilidade de tocha de soldagem e a possibilidade de automação.

Os modos naturais de transferência do metal do processo MIG/MAG são o curto-circuito, o globular, o globular repulsivo e o goticular. Ainda pode-se subdividir o modo de transferência goticular em goticular projetado, goticular com alongamento e goticular rotacional [47]. O modo de transferência do metal depende da interação de vários fatores, como tensão, corrente, polaridade, tipo de gás de proteção, composição química e diâmetro do arame-eletrodo, pressão do ambiente, entre outros, sendo a corrente um dos mais relevantes. Em baixas correntes tem-se a transferência por curto-circuito. Aumentando-se a corrente passa-se pelas transferências globulares até o momento que uma corrente de transição é

atingida e a transferência passa para o modo goticular. Essa corrente de transição é o ponto onde o mecanismo de forças que atuam no destacamento de gotas metálicas sofre alteração. Sempre que se fala em corrente, deve-se entender como corrente média aplicada a soldagem, visto que corrente e tensão sofrem variações em seus valores durante as fases de destacamento das gotas metálicas. Essas variações de corrente e tensão são bem menores quando se atinge a transferência goticular.

Inovações tecnológicas foram surgindo e no ano de 1965 [48] é apresentado o MIG/MAG Pulsado, um modo de transferência controlada. Eletronicamente, controla-se a corrente, que passa a oscilar entre dois níveis, as chamadas correntes de base e de pulso. Busca-se o destacamento de uma gota por pulso, obtendo uma transferência do metal semelhante à goticular, porém, em baixos níveis de corrente média.

Por fim, em 1983 [49], surgem os primeiros conceitos de um modo de transferência do metal por Curto-Circuito Controlado, outro modo de transferência controlado eletronicamente. A forma de onda da corrente é modificada a fim de se conseguir maior estabilidade do processo. As características deste modo de transferência serão melhor detalhadas adiante.

3.2 - O Arco Elétrico

Arco Elétrico é formado por três regiões: a região anódica, a coluna de plasma e a região catódica. A passagem de corrente elétrica através do arco elétrico encontra uma resistência elétrica, o que se reflete numa queda de tensão. O sentido de transferência dos elétrons depende da polaridade utilizada no equipamento de soldagem. No caso de corrente contínua eletrodo positivo (CCEP) os elétrons viajam da peça para o arame-eletrodo, isso considerando a corrente de elétrons (corrente real) e não a corrente convencional. Assim sendo, a poça de fusão constitui a região catódica, de onde os elétrons são emitidos, e a ponta do arame-eletrodo a região anódica, onde os elétrons são recebidos. O contrário acontece para corrente contínua eletrodo negativo (CCEN). Os elétrons são mais facilmente emitidos por camadas de óxidos formadas sobre a região catódica [47], o que justifica a necessidade de uso de gases de proteção oxidantes (ativos) na soldagem de materiais de difícil oxidação como o aço carbono. Materiais que produzem óxidos facilmente, como o alumínio, são soldados com gases inertes.

A passagem de corrente através da coluna de plasma induz as chamadas Forças de *Lorentz*, forças radiais no sentido do centro da coluna, as quais atuam na seção transversal do arco exercendo pressão a cada elemento de área. Quanto maior a corrente, ou quanto menor a seção transversal do arco (o que caracteriza uma maior densidade de corrente), maior a pressão. Sendo as colunas típicas dos arcos de forma tronco-cônica, existe a variação do diâmetro da seção transversal ao longo do arco. A pressão na região próxima a ponta do arame-eletrodo, de menor seção transversal, é maior que na região próxima a poça de fusão, de maior seção. Isso provoca o deslocamento do gás ionizado no sentido arame/poça, fenômeno conhecido como jato de plasma, sendo que esse jato também pode conter vapores metálicos. O jato de plasma auxilia na transferência do metal bem como exerce pressão sobre a poça de fusão, expulsando metal líquido e criando uma cratera no seu centro.

O arco elétrico não se comporta como uma resistência ôhmica [47][48]. A característica estática do arco, ilustrada na Figura 3.1, é função do seu comprimento, composição química e diâmetro do arame-eletrodo, do gás de proteção, da polaridade, entre outros.

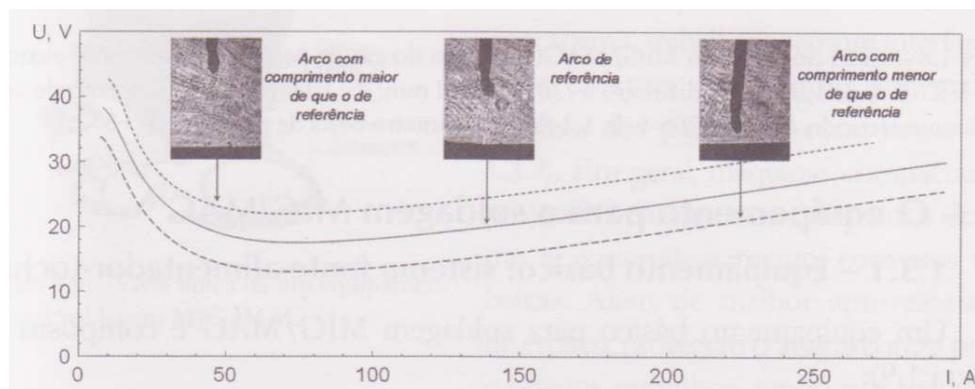


Figura 3.1: Característica estática do arco [47]. Para cada comprimento de arco corresponde uma curva característica.

Durante a soldagem MIG/MAG com uma fonte de energia do tipo tensão constante, para valores fixados de tensão e velocidade de alimentação do arame-eletrodo, o comprimento do arco elétrico tende a se manter constante. Se aumentarmos a distância bico de contato/peça (DBCP), o arco aumenta de comprimento, aumentando sua resistência e diminuindo a corrente. Como consequência, taxa de fusão do arame-eletrodo diminui, não acompanhando mais a velocidade de alimentação, ocorrendo um aumento da extensão livre do arame-eletrodo

(extensão esta compreendida entre sua conexão elétrica junto ao bico de contato e a ponta do arame-eletrodo, também conhecida como *stickout*) e retorno do comprimento do arco e da corrente ao valor inicial. Na verdade, a corrente tende a ficar um pouco abaixo do valor inicial visto que existe maior contribuição, na fusão do arame-eletrodo, do calor devido ao Efeito *Joule* (maior extensão livre do arame-eletrodo).

3.3 - Fusão do Arame-Eletrodo e Formação da Gota Metálica

Sabe-se que duas parcelas de calor são responsáveis pela fusão do arame-eletrodo, o calor gerado na interface arco/gota e o Efeito *Joule*. O Efeito *Joule* contribui para a fusão aquecendo o arame-eletrodo ao longo de sua extensão livre. A passagem de corrente pelo arame-eletrodo encontra neste uma resistência ôhmica [47], resultando na geração de calor. Assim sendo, o aumento da corrente e da extensão livre do arame-eletrodo provocam aumento na contribuição do Efeito *Joule* na fusão do metal [50][51]. Deve-se considerar que a não garantia de retenção do ponto de contato elétrico entre o arame-eletrodo e o bico de contato pode acarretar variações da quantidade de calor gerada.

Entretanto, o calor gerado pelo Efeito *Joule* não é suficiente para que ocorra a fusão. Assim, o volume de metal de adição que chega à frente de fusão previamente aquecido, recebe uma quantidade adicional de energia proveniente do arco elétrico, totalizando a quantidade de energia necessária para a fusão do metal [51]. Conforme mostra a Figura 3.2, o arco elétrico não incide diretamente na frente de fusão, mas na superfície inferior das gotas que se formam sucessivamente. Portanto, o calor gerado na interface arco/gota, excluindo a fração gasta na vaporização metálica, é transmitido indiretamente para o metal sólido da frente de fusão através de convecção [52].

O perfil geométrico de distribuição do fluxo de corrente através da gota impõe um perfil de velocidades no metal líquido que compõe a mesma, no qual o líquido do interior da gota é impelido em direção ao arco no eixo do arame, enquanto o líquido que se encontra na interface gota/arco é impelido para frente de fusão, fluindo pela superfície da gota. Então, o calor absorvido na interface é entregue ao arame sólido previamente aquecido. Certa quantidade de calor é transmitida por condução para a extensão do arame sólido que esta chegando à frente de fusão, mas tanto a quantidade quanto a extensão do arame atingida por essa porção de calor podem ser desprezados [51].

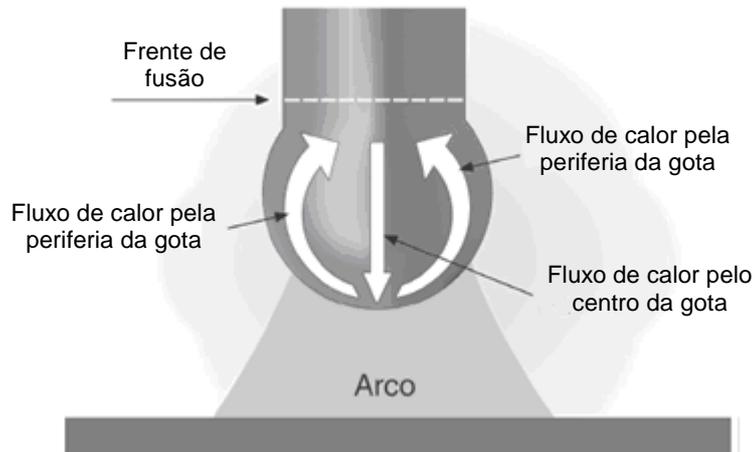


Figura 3.2: Transferência de calor durante a formação da gota metálica [52].

3.4 - Forças Envolvidas na Transferência do Metal

Desde o início do seu crescimento na ponta do arame-eletrodo, a gota metálica fica submetida à ação de uma série de forças que podem atuar favoravelmente ou contrariamente ao seu destacamento. Dois mecanismos de destacamento das gotas são apresentados na literatura como os mais aceitos, o Equilíbrio das Forças Estáticas e a Instabilidade *Pinch* [47][48]. No caso do Equilíbrio das Forças Estáticas, as principais forças atuantes são a Força Peso, a Força devido à Tensão Superficial, a Força Eletromagnética, a Força de Arraste dos Gases e a Força de Vaporização. Conforme mostra a Figura 3.3, a gota é transferida quando o somatório das forças de destacamento supera o somatório das forças de retenção.

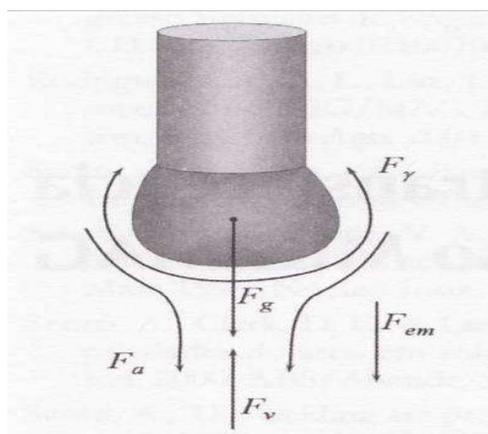


Figura 3.3: Forças que atuam no sobre a gota metálica [47]. Força peso (F_g), força devido à tensão superficial (F_γ), força eletromagnética (F_{em}), força de arraste (F_a) e força de vaporização (F_v).

Com o aumento da corrente de soldagem, ultrapassando a corrente de transição, o mecanismo de destacamento da gota se modifica, passando a atuar o mecanismo da Instabilidade *Pinch*, que será descrito adiante neste trabalho.

3.4.1 - Força Peso

A força peso ou força gravitacional é originada pela ação da gravidade e sua intensidade depende, além da aceleração da gravidade, da massa da gota metálica, que por sua vez é função do peso específico do metal líquido e do volume da gota. Sabendo que a aceleração da gravidade e o peso específico do material são constantes para uma dada situação de soldagem, e assumindo que a gota metálica tem forma esférica, a intensidade de atuação desta força depende única e exclusivamente do seu diâmetro. Esta força auxilia no destacamento da gota quando a soldagem é realizada na posição plana, situação onde o arame-eletrodo esta num plano vertical, orientado para baixo. O contrário acontece para soldagem sobre-cabeça ou vertical, situação em que a força gravitacional atua no sentido de forçar a gota metálica contra o arame-eletrodo. Outro aspecto interessante sobre esta força é que ela continua agindo mesmo após o destacamento da gota.

3.4.2 - Força devido à Tensão Superficial

É uma das forças mais importantes para manter a gota aderida ao arame-eletrodo, seja qual for a posição de soldagem [53]. No interior de um líquido a força resultante sobre cada átomo é pequena ou nula, porém, sobre os átomos da superfície a resultante da atração é para o interior, isso devido à densidade molecular dentro de um líquido ser maior do que em um gás ou plasma. É o que acontece na transferência do metal sob arco de soldagem. O crescimento de uma gota metálica implica no aumento da área de sua superfície, fenômeno que demanda energia, energia esta chamada de energia livre de superfície [47]. Logo, para criar uma nova área de superfície é demandada uma força. A força atuando sobre uma área reflete numa tensão, a tensão superficial. Essa tensão superficial é numericamente igual a energia livre de superfície [47][48].

A força devido à tensão superficial retém a gota na ponta do arame-eletrodo, agindo contrariamente a seu destacamento, além de crescer proporcionalmente ao diâmetro da gota. Porém, na transferência por curto-circuito, existe um momento em que a força devido à tensão

superficial contribui com o destacamento da gota, no momento do contato com a poça de fusão. A força muda de sentido, auxiliando a transferência do metal.

3.4.3 - Força Eletromagnética

Um condutor gera ao seu redor um campo magnético que, por sua vez induz forças radiais no sentido do centro do condutor. Estas forças são chamadas forças eletromagnéticas ou forças de *Lorentz*, e aumentam de valor em função do aumento de densidade de corrente. Para um condutor sólido, a influência desta força pode ser desprezada, porém, em se tratando da gota metálica em estado líquido, o efeito desta força tende a comprimi-la. Essa pressão de compressão devido a força eletromagnética é dependente do raio do condutor, sendo maior para menores seções transversais de condução (menor raio) [47]. Conforme mostra a Figura 3.4, o que realmente importa é a seção utilizada para condução de corrente, que depende das interfaces entre arame/gota e gota/arco. Em baixas correntes, Figura 3.4 (a), a pressão devido à força eletromagnética é máxima na calota inferior da gota metálica, isso devido à densidade corrente convergente. Sabendo que um líquido movimenta-se de um ponto de maior pressão para outro de menor pressão, a força eletromagnética ajuda a reter a gota na ponta do arame-eletrodo.

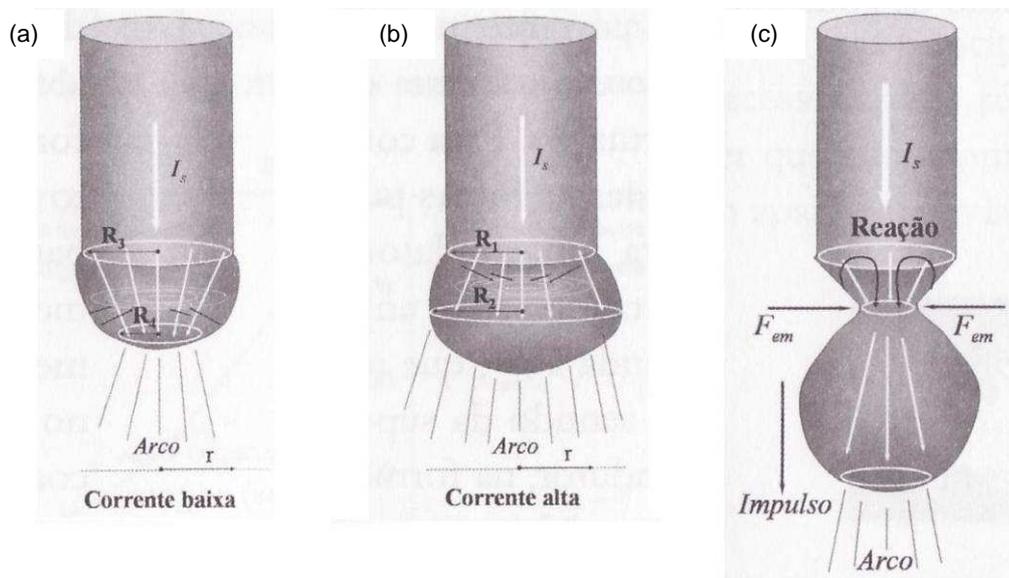


Figura 3.4: Atuação da força eletromagnética. Em (a), densidade de corrente convergente ($R_3 > R_4$), em (b), densidade de corrente divergente ($R_1 < R_2$) e, em (c), Efeito *Pinch* (adaptado [47]).

Já para correntes mais elevadas, a densidade de corrente passa a ser divergente, aumentando a seção transversal de condução, que agora é maior que o diâmetro do arame-eletrodo, Figura 3.4 (b). Neste caso, a força eletromagnética atua no sentido de destacamento da gota. Quando a gota alcança um diâmetro próximo ao seu diâmetro crítico, começa a formar um “empescoçamento” da gota na interface arame/gota, Figura 3.4 (c). Há uma redução da seção transversal próximo ao arame-eletrodo e um crescimento da densidade de corrente de forma abrupta, gerando uma grande pressão nesta seção. A gota é impulsionada para frente favorecendo o seu destacamento, fenômeno este denominado Efeito *Pinch*.

3.4.4 - Força de Arraste

A força de arraste é resultante de fenômenos aerodinâmicos originados pelo fluxo de jato de plasma através da gota metálica. Depressões são geradas logo abaixo da gota, ainda aderida no arame-eletrodo, culminando na formação de vórtices e tendendo a arrastar a gota solidariamente ao fluxo de jato plasma. Conforme mostra a Figura 3.5, após o destacamento, durante o vôo livre da gota, a força continua agindo, visto que a velocidade do jato de plasma ser sempre maior que a velocidade de viagem da gota. A intensidade desta força depende do diâmetro da gota, da densidade do metal líquido, da velocidade do jato de plasma e do coeficiente de arraste do sistema.

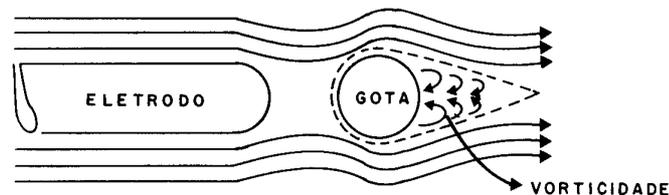


Figura 3.5: Linhas de fluxo do gás protetor através da gota metálica [53].

Fato curioso foi divulgado na literatura. Em estudo sobre a soldagem MIG/MAG Pulsado [47], foram capturadas imagens do destacamento de uma gota principal e, logo após, de uma gota secundária que acabou retornando e aderindo novamente a ponta do arame-eletrodo. Provavelmente, o fato se deve a uma série de coincidências, porém, no momento em que a segunda gota se destacou, houve a redução corrente de pulso para a corrente de base, o que refletiu em brusca redução da velocidade do jato de plasma, situação que pode ter

enfraquecido a força de arraste e até mesmo ter invertido seu sentido de ação, causando o retorno da gota.

3.4.5 - Força de Vaporização

A força de reação de vaporização é originada pela vaporização dos componentes do metal do arame-eletrodo na interface gota/arco. Nesta região muito calor é gerado, originando jatos de vapores metálicos. A ação desta força é mais significativa quando se tem polaridade CCEN [47], provavelmente porque a área de interface gota/arco é menor e a densidade de corrente é maior, resultando em alta intensidade de vaporização. Sendo a área de interface gota/arco pequena (densidade de corrente convergente) ela ficará restrita somente a calota inferior e os jatos de vapores metálicos passam a exercer força sobre a gota, mantendo-a mais tempo retida ao arame-eletrodo. Isso gera um aumento no diâmetro crítico, agregando volume à gota metálica. Quanto menor esta área de interface, mais pontual é a atuação desta força de reação, podendo ocorrer repulsão instável da gota, conforme mostra a Figura 3.6, e formação de salpicos. Esse fenômeno é comumente observado na soldagem MAG com CO_2 , gás com alta capacidade de troca de calor. Tão logo ocorra o destacamento da gota, a força cessa.

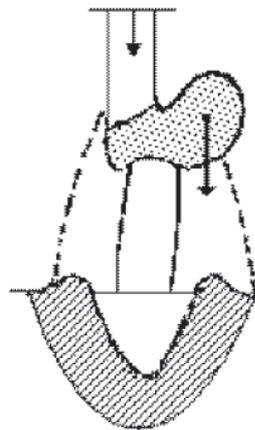


Figura 3.6: Repulsão da gota metálica [48].

Entretanto, a força eletromagnética também pode ser responsável pela repulsão da gota [48]. Para que a força eletromagnética atue no sentido contrário ao destacamento da gota, as mesmas condições descritas anteriormente, densidade de corrente convergente, uso de polaridade CCEN e de misturas Ar- CO_2 , são válidas. Esse fenômeno pode ser classificado

como o modo de transferência por gotas repelidas (globular repulsivo), a qual ocorre em níveis de correntes ligeiramente acima das utilizadas na transferência globular.

3.4.6 - A Instabilidade *Pinch*

Acima da corrente de transição a transferência do metal torna-se mais dinâmica e a teoria do Equilíbrio das Forças Estáticas passa a não satisfazer mais. Neste caso, a teoria mais aceita é a teoria da Instabilidade *Pinch*. Para esses níveis de corrente, há maior geração de calor, e a gota metálica passa a assumir uma forma cilíndrica. Admite-se que dois fatores passam a figurar de forma expressiva, a tensão superficial e o Efeito *Pinch*. Devido à instabilidade do cilindro líquido surgem constrições aleatórias (“pescoços”) e o Efeito *Pinch* tende a restringi-la ainda mais, determinando o rompimento do cilindro líquido em gotas sequenciais. Para isso, a tensão superficial deve ser superada, visto que atua no sentido de reconstruir a forma cilíndrica da coluna de metal líquido.

3.5 - Penetração

Pode-se esperar que maiores energias de soldagem levem a maiores penetrações. Isso é verdade quando essa maior energia de soldagem esta vinculada a maiores correntes. A penetração cresce proporcionalmente ao aumento da corrente. Maiores correntes levam a maior quantidade de calor gerado pelo arco elétrico. Caso a energia de soldagem seja elevada apenas pela redução da velocidade de soldagem (velocidade longitudinal de deslocamento da tocha) não há de se esperar maiores penetrações. Pode-se dizer também que menores comprimentos do arco proporcionam maiores penetrações. Na verdade, o que ocorre é um aumento na corrente (menor resistência) associada a um arco mais concentrado junto à poça de fusão (maior densidade de corrente).

Já a influência da DBCP na penetração é questionável. Uma menor DBCP implica em menor extensão livre do arame-eletrodo. Quanto menor esta extensão livre, menor a resistência ôhmica e maior a corrente disponível. Isso diminui a geração de calor por Efeito *Joule*, com menor contribuição para a fusão do metal. Na prática, se pensarmos na auto-regulagem do comprimento do arco em função da DBCP, o somatório das parcelas de calor devido a corrente e ao Efeito *Joule* deve se manter constante para que a taxa de fusão também se mantenha constante.

A polaridade também exerce influência sobre a penetração da soldagem MIG/MAG. Soldagens realizadas em CCEP levam à maiores penetrações. A razão mais aceita para tal comportamento é a maior quantidade de calor gerado na ponta do arame-eletrodo (região anódica), devido à colisão de elétrons contra a mesma, que depois é transferido para a peça através da transferência do metal. Entretanto, deve-se considerar que a literatura [47] cita que é possível igualar a penetração entre as polaridades caso seja utilizado um gás de proteção sem CO₂ e baixo teor de O₂.

O ângulo de ataque, o qual representa o ângulo que o arame-eletrodo faz com o cordão de solda num plano perpendicular à superfície da peça, também interfere na penetração. A Figura 3.7 mostra que a soldagem em ângulo positivo (empurrando a tocha) empurra a poça de fusão para frente, causando um preaquecimento a sua frente, aumentando a molhabilidade e levando a um cordão com maior largura e menor penetração. Por outro lado, a soldagem em ângulo negativo (puxando a tocha) tende a maiores penetrações, já que o jato de plasma empurra a poça para trás facilitando o acoplamento do arco em uma poça de fusão com menor volume de metal fundido.

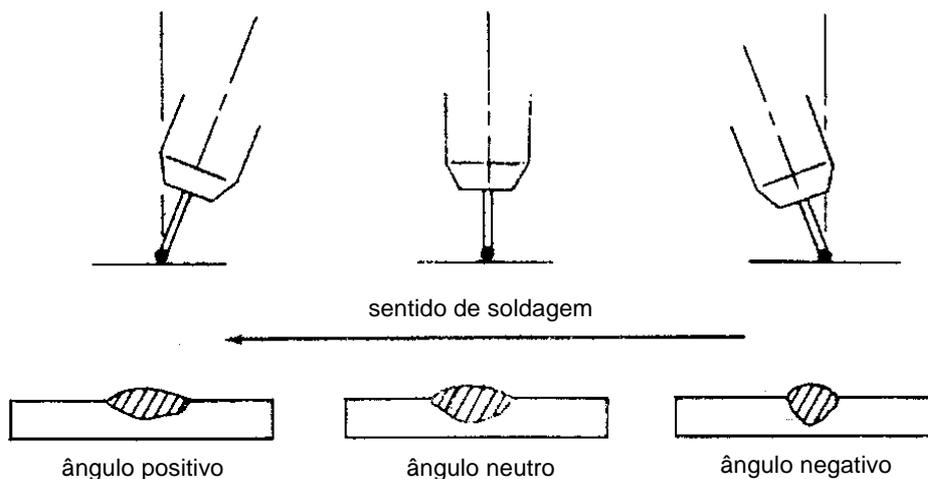


Figura 3.7: Influência do ângulo de ataque na penetração do cordão de solda [54].

Entretanto, a penetração devido ao ângulo de ataque depende de outros fatores, como a posição de soldagem. Na soldagem em posição vertical, é observado que a penetração da progressão descendente (geralmente puxando a tocha) é inferior em relação à progressão ascendente (geralmente empurrando a tocha). Isso provavelmente é devido à estabilidade da

poça de fusão, visto que na soldagem descendente o metal fundido tende ao escorrimento devido a sua força peso, enquanto na ascendente, o cordão de solda já solidificado serve de substrato para a poça de fusão, resultando em maior estabilidade da mesma.

A contribuição dos gases na penetração é ilustrada na Figura 3.8. A soldagem de aços carbono utiliza, basicamente, a mistura gasosa Ar-CO₂ ou CO₂ puro. Destes, o CO₂ apresenta a penetração mais elevada, além de uma geometria de cordão mais uniforme. A alta capacidade de troca de calor do CO₂ e a recombinação (se dissocia em CO e ½O₂ quando em contato com o arco elétrico) através de reação exotérmica fazem com que a transferência de calor para o metal base seja maior quando comparado com o argônio.

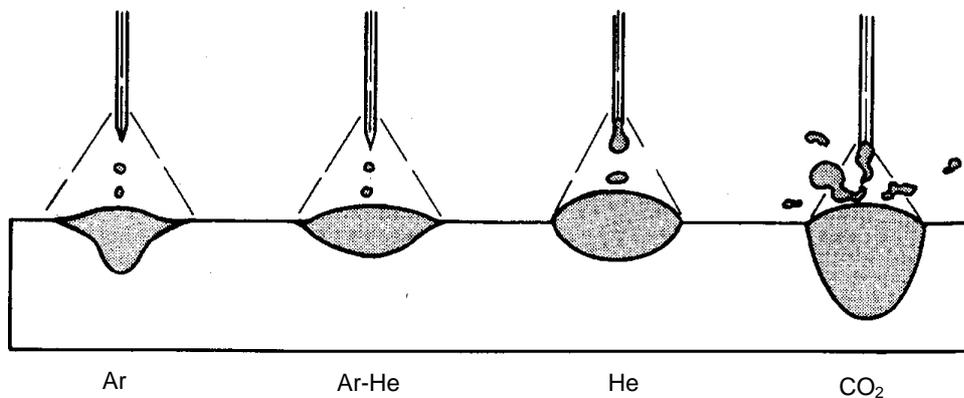


Figura 3.8: Influência do tipo de gás na penetração do cordão de solda [54].

Por fim, a oscilação da tocha (tecimento), prática utilizada para controle da geometria do cordão de solda, também reduz a penetração. Assim sendo, muitos são os fatores que influem na penetração do cordão de solda. Existe uma interação muito grande entre os fatores que governam a penetração, porém, pode-se intervir na penetração e chegar a um resultado desejado manipulando algum dos fatores de maior influência, como corrente e gás de proteção.

3.6 - Estabilidade do Processo MIG/MAG

No dia-a-dia da soldagem, o termo “estabilidade do processo” é muito utilizado para caracterizar um bom andamento da soldagem. Se questionado a um soldador, provavelmente ele definirá estabilidade de forma qualitativa através da análise do ruído emitido durante a soldagem ou pela quantidade de salpicos. Alguns autores [55][56] afirmam que somente a

transferência goticular pode ser considerada estável. Neste caso, a transferência por curto-circuito é considerada intrinsecamente instável, devido à sucessão de curtos-circuitos, com extinção e ressurgimento do arco. Já outros [57] classificam como errático o comportamento do arco na soldagem MIG/MAG por curto-circuito, fato que se agrava com o aumento do teor de CO₂ no gás de proteção. Porém, isso não inviabiliza a utilização de transferência por curto-circuito.

Uma definição mais completa [58] diz que um processo de soldagem estável apresenta as seguintes propriedades: transferência do metal uniforme; para transferência por curto-circuito, o tempo de arco aberto e o tempo de curto-circuito devem ser uniformes; para transferência goticular, o tempo entre a transferência de duas gotas metálicas devem ser o mesmo; para transferência pulsada, a transferência de uma gota metálica por pulso é preferida; comprimento de arco constante; ausência de salpicos.

Por fim, pode-se dizer que a estabilidade do processo MIG/MAG é governada pela estabilidade do arco e pela estabilidade da transferência do metal [47]. A estabilidade do arco é definida como a capacidade do arco de manter ou restabelecer rapidamente suas características de fonte de calor sob a ação de distúrbios transitórios que possam ocorrer durante a soldagem, tais como mudanças do comprimento do arco provocadas pela transferência do metal e pela oscilação da poça de fusão, alterações energéticas como as que ocorrem durante os curtos-circuitos e oscilações operacionais como a variação da DBCP. Já a estabilidade da transferência do metal está relacionada a fatores como a frequência de destacamento das gotas metálicas, a uniformidade do volume da gota, o destacamento incidental de gotas e a geração de salpicos. Na transferência por curto-circuito o volume da gota metálica depende do tempo de curto-circuito, que por sua vez está relacionado com parâmetros de soldagem como comprimento do arco (tensão de soldagem) e a corrente de curto-circuito. Quanto maior for o comprimento do arco, mais rapidamente a ponte metálica poderá ser rompida. A corrente de curto-circuito (pico de corrente) depende da indutância do sistema e quanto maior esta indutância, menor é a taxa de crescimento da corrente de curto-circuito, tendendo a um tempo de curto-circuito mais longo. A Figura 3.9 mostra um oscilograma de uma soldagem com transferência por curto-circuito (característica dinâmica do arco), ilustrando as tensões, correntes e tempos de arco aberto e de curto-circuito.

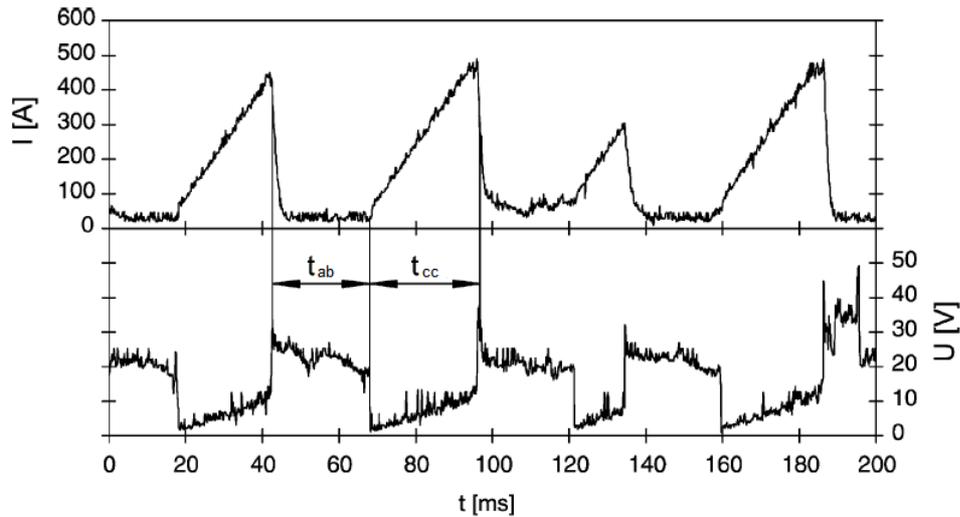


Figura 3.9: Característica dinâmica do arco (adaptado [58]).

O gás de proteção também tem influência sobre a estabilidade do processo. Dos gases depende a própria subsistência do arco elétrico. Ao serem aquecidos e submetidos à tensão entre os eletrodos, os gases se dissociam liberando íons, necessários à formação do plasma e condução da corrente. Experimentos com o processo MIG/MAG com transferência por curto-circuito [52] mostram a maior sensibilidade do CO_2 puro às variações da DBCP do que misturas Ar- CO_2 . Em função da DBCP, o CO_2 apresenta maior variação na corrente média, maior desvio padrão da corrente de curto-circuito (corrente de pico) e maior desvio padrão do tempo de curto-circuito, refletindo em maior instabilidade do processo.

3.7 - A Transferência do Metal por Curto-Circuito Controlado

A estabilidade do processo MIG/MAG por curto-circuito depende principalmente do comportamento da corrente, que por sua vez é função da indutância e das características geométricas e físico-químicas do arame-eletródo [47]. Uma regulagem perfeita da velocidade de alimentação, do comprimento do arco e da indutância, para um determinado gás de proteção e arame-eletródo, pode resultar em soldas praticamente isentas de salpicos e um controle muito bom do cordão, refletindo boa estabilidade. Porém, essa situação ótima é vulnerável a qualquer pequena variação do processo, requerendo novo ajuste para que o ponto ótimo seja encontrado novamente.

Salpicos são formados nos momentos de início e fim do curto-circuito [47][52], ou seja, nos momentos críticos de estabelecimento e quebra da ponte metálica. A formação de salpicos no início do curto-circuito pode ser descrita [47] como sendo a repulsão de partículas após um breve contato da gota metálica com a poça de fusão, sem haver uma boa molhabilidade entre as partes. Já no fim do curto circuito, há o “empescoçamento” da ponte metálica, com redução da área do condutor e brusco aumento da densidade de corrente, acompanhada do aumento da força eletromagnética. A atuação desta força causa a expulsão de material no momento da ruptura da ponte metálica. Em correntes mais altas, adicionando-se o aumento da resistência elétrica pela redução da área transversal, também a temperatura da ponte é maior devido ao Efeito *Joule*, levando a vaporização e conseqüente expansão do material de forma explosiva [57]. O fato se agrava quando se utiliza um gás de proteção oxidante, como misturas ricas em CO_2 .

As fontes convencionais encontradas no mercado geralmente permitem o controle da indutância. Ao variar a indutância, pode-se atuar sobre o tempo que o sistema leva para alcançar o pico de corrente de curto-circuito (“rampa”), ou seja, promove-se uma defasagem da corrente em relação à tensão, conforme mostra a Figura 3.10, o que contribui para a diminuição do volume de salpicos [48].

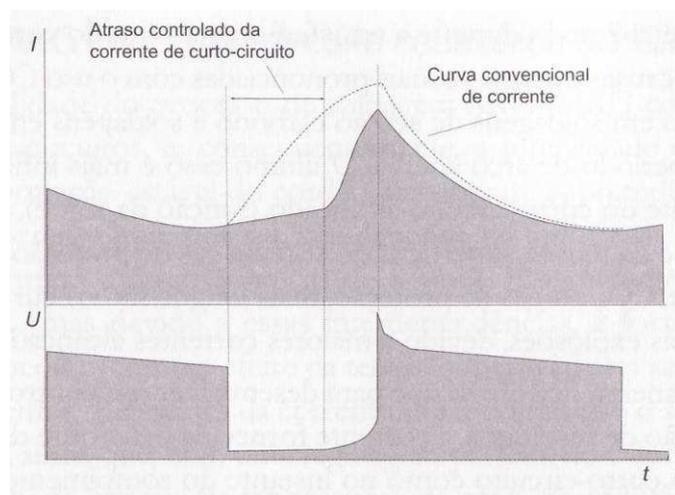


Figura 3.10: Efeito da indutância [47].

Entretanto, não se consegue eliminar totalmente os salpicos apenas ajustando a indutância. Torna-se necessário a utilização de baixas correntes nos momentos de início e fim do curto-circuito, porém, correntes elevadas são necessárias para facilitar a transferência do

metal durante o curto-circuito e para formação de novas gotas. De modo geral, os fabricantes de equipamentos buscam controlar a forma de onda da corrente ao longo do curto-circuito, a fim de obter melhor estabilidade do processo. Além da redução do volume de salpicos, a forma de onda da corrente deve promover a estabilidade térmica, ou seja, transferência de gotas metálicas em frequência constante e mesma energia [47]. Existem várias patentes de diferentes métodos usados para este fim, como *Surface Tension Transfer* (STT) da empresa Lincoln Electric/EUA, *Regulated Metal Deposition* (RMD) da Miller/EUA, *Cold Metal Transfer* (CMD) da Fronius/Áustria, *Fastroot* da Kemppi/Finlândia e Curto-Circuito Controlado (CCC) da IMC/Brasil.

A pioneira entre os fabricantes foi a Lincoln Electric, que patenteou o processo STT no ano de 1988 [59]. A Figura 3.11 ilustra a forma de onda utilizada. Foi o primeiro processo a alcançar notoriedade no mercado, sendo o que se pode chamar de Sistema Controlado Eletricamente, e já foi descrito por alguns autores [47][52][60].

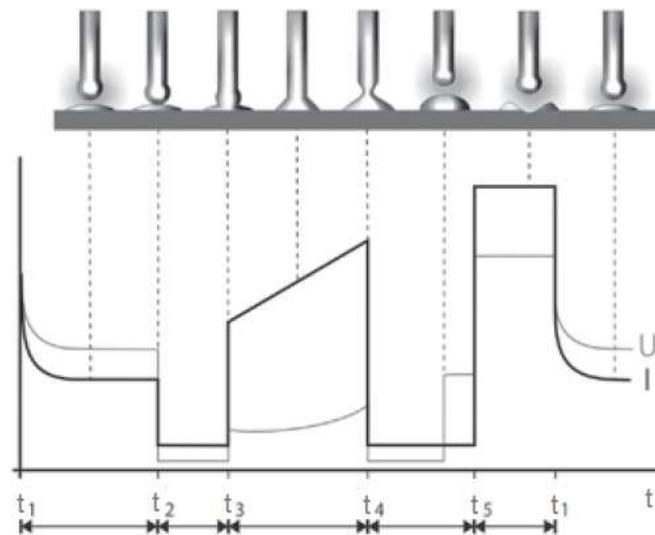


Figura 3.11: Forma de onda da corrente utilizada no processo Lincoln STT [60].

A corrente é governada pela tensão através de um circuito de controle. Entre os curtos-circuitos, a corrente, denominada corrente de base, é mantida em um valor relativamente baixo (fase entre t_1 e t_2), suficiente para manter a gota líquida na ponta do arame-eletrodo e o aquecimento do metal base. O nível de corrente de base é função do tipo de gás de proteção, da velocidade de alimentação e do material e diâmetro do arame-eletrodo, porém, não deve

exceder 70 A. Imediatamente após o início do curto-circuito (t_2), ou seja, assim que o circuito de controle detecta a queda da tensão do arco, a corrente de base é reduzida, diminuindo o risco de repulsão da gota e promovendo a molhabilidade entre a gota e a poça de fusão. Considera-se que, neste momento, a força devido à tensão superficial é preponderante sobre a dinâmica da transferência da gota. Este nível de corrente é mantido durante alguns microssegundos até a aplicação da corrente de curto-circuito (t_3). Com esta alta corrente de curto-circuito, a força eletromagnética cresce consideravelmente, resultando no “empescoçamento” da ponte metálica através da ação do Efeito *Pinch*. A redução da seção transversal da ponte metálica provoca o aumento da sua resistência, detectada por um circuito especial através da variação da tensão por unidade de tempo (dU/dt), o qual gera um sinal de saída que serve de indicação que o curto-circuito está chegando ao fim. Então, a corrente de curto-circuito é reduzida a níveis abaixo da corrente de base (t_4), da ordem de 30 A, possibilitando a interrupção da ponte metálica de forma suave e com mínima produção de salpicos. Nota-se na Figura 3.11, que durante esta fase de baixa corrente (fase entre t_4 e t_5) a tensão aumenta, o que evidencia que o arco elétrico foi reaberto. Após a reabertura do arco é aplicada uma alta, mas limitada, corrente de pós-curto-circuito (t_5). A ponta do arame-eletrodo se funde rapidamente e uma nova gota é formada. O tamanho desta gota é governado por essa corrente de pós-curto-circuito e pelo seu tempo de aplicação, independentemente das variações da DBCP. Para isso, é aplicado um sistema de auto-controle do tempo desta fase, de acordo com a DBCP medida na fase de curto-circuito por intermédio da leitura da tensão. A fixação de tempos, não só de formação da gota, mas para cada fase do ciclo é de fundamental importância para que se mantenha a estabilidade térmica do processo. O ciclo completo da transferência se dá com a redução da corrente de pós-curto-circuito até o nível da corrente de base. No processo STT, existe uma regulagem chamada *tail-out* que atua sobre a maneira como esta corrente decresce, sendo equivalente a uma regulagem de indutância. Esta regulagem influi na frequência de curtos-circuitos e, conseqüentemente, no volume e conteúdo calorífico das gotas.

No Brasil, a empresa IMC desenvolveu o processo CCC, cuja forma de onda da corrente é ilustrada na Figura 3.12. Tal processo foi desenvolvido visando a soldagem de dutos, mais precisamente para a soldagem do passe de raiz [52][60].

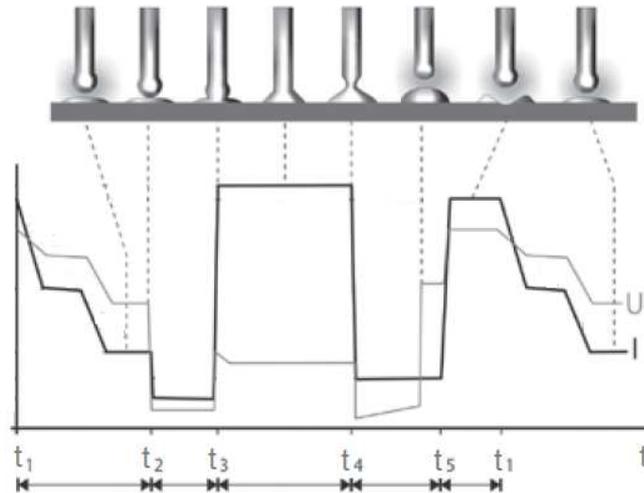


Figura 3.12: Forma de onda da corrente utilizada no processo IMC CCC (adaptado [60]).

Apesar de semelhante ao processo STT, no processo CCC as variáveis que são controladas têm suas fundamentações de controle baseadas em critérios distintos. Como método de determinação da iminência de reabertura do arco, o sistema é realimentado continuamente com o sinal de resistência elétrica do circuito de soldagem durante a fase 3 (fase entre t_3 e t_4), o qual é comparado com um valor de referência. No processo STT, isso é realizado por intermédio da variação da tensão por unidade de tempo (dU/dt). Também na fase 3, o sinal de tensão é adquirido, determinando a atual DBCP. Esta informação é utilizada pelo sistema para determinação do tempo da fase 5 (fase entre t_5 e t_1). O tempo da fase 5 determina o volume da gota metálica e, conseqüentemente, a penetração do cordão de solda, ou seja, quanto maior o tempo da fase 5, maior o volume da gota metálica e também maior a penetração atingida [52][61]. Para manter a regularidade da transferência do metal diante das naturais variações da DBCP da soldagem semi-automática, o software de controle é carregado com uma curva que correlaciona a DBCP (tensão) com o tempo da fase 5, a fim de se manter o mesmo volume das gotas metálicas. A Figura 3.13 mostra um passe de raiz soldado pelo processo CCC.

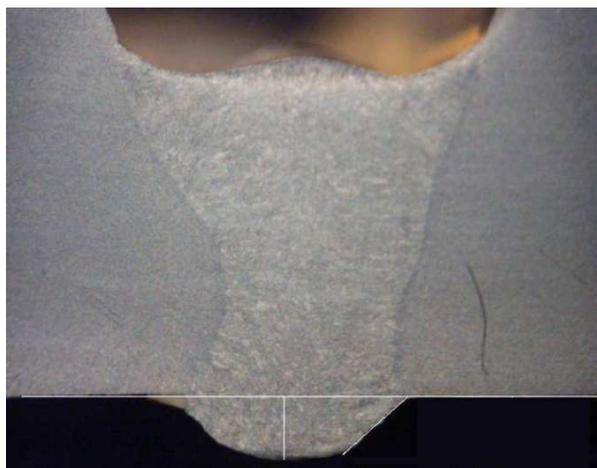


Figura 3.13: Passe de raiz executado pelo processo IMC CCC em aço carbono [52].

Outro processo disponível no mercado é o RMD da empresa Miller, cuja forma de onda da corrente é ilustrada na Figura 3.14. O ciclo é dividido em sete fases, sendo que um software controla a corrente em cada uma dessas fases [62][63].

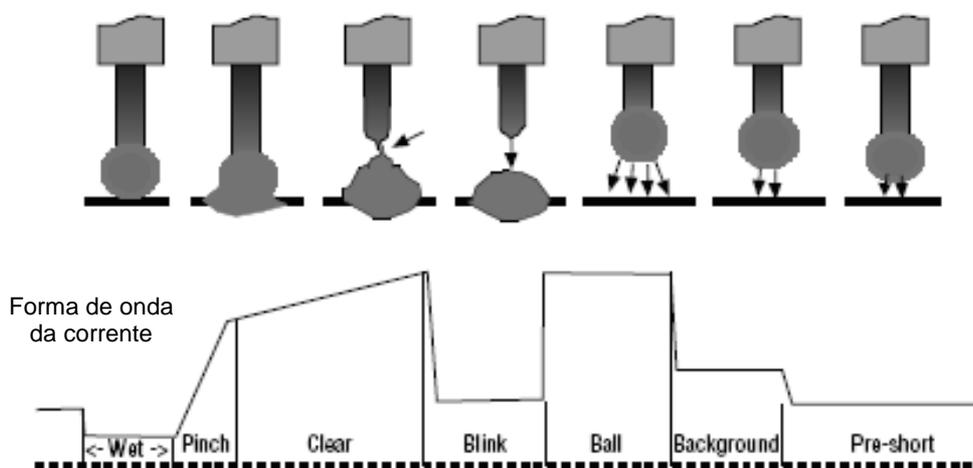


Figura 3.14: Forma de onda da corrente utilizada no processo Miller RMD [64].

Estando a gota metálica já formada na ponta do arame-eletrodo, a corrente se mantém em níveis baixos (fase *wet*) até o momento em que ela toca a poça de fusão. Após a gota tocar a poça de fusão, a corrente é elevada rapidamente (fase *pinch*), iniciando a atuação da força eletromagnética no destacamento da gota. Na fase seguinte (*clear*), a corrente continua crescendo, porém, a uma taxa mais moderada, até o momento que o fim do curto-circuito é detectado, ou seja, momento em que ocorre a formação do “pescoço” na interface arame/gota

por ação do Efeito *Pinch*. Após a detecção do fim do curto-circuito, a corrente é novamente reduzida (fase *blink*), a fim de restabelecer o arco elétrico de maneira suave e não promover agitação da poça de fusão. Restabelecido o arco elétrico, a corrente é novamente elevada (fase *ball*), proporcionando a formação de uma nova gota metálica na ponta do arame-eletrodo. Nas fases seguintes (*background* e *preshort*), a corrente é novamente reduzida para permitir o contato da nova gota com a poça de fusão. Essa redução da corrente também garante que a força do arco elétrico não promova agitação na poça de fusão.

A estabilidade da poça de fusão é uma das vantagens do processo RMD, característica responsável por promover uma fusão mais uniforme do metal base, resultando em menores incidências de falta de fusão. Outra vantagem deste processo é a sua capacidade de manter o comprimento do arco elétrico constante independente de bruscas variações da DBCP, fato que contribuiu para melhor qualidade da soldagem semi-automática.

Na indústria do petróleo, os processos STT, CCC e RMD vêm sendo desenvolvidos e utilizados na soldagem de passe de raiz de dutos e tubulações de aço carbono e aço inoxidável, onde o tipo de junta, ilustrado na Figura 3.15, difere completamente da junta normalmente utilizada em reparos e trepanações por meio de duplas-calhas. Certamente, a vantagem mais atrativa para esta aplicação é a superior produtividade em relação aos processos Eletrodo Revestido e TIG normalmente utilizados na construção de dutos e tubulações.

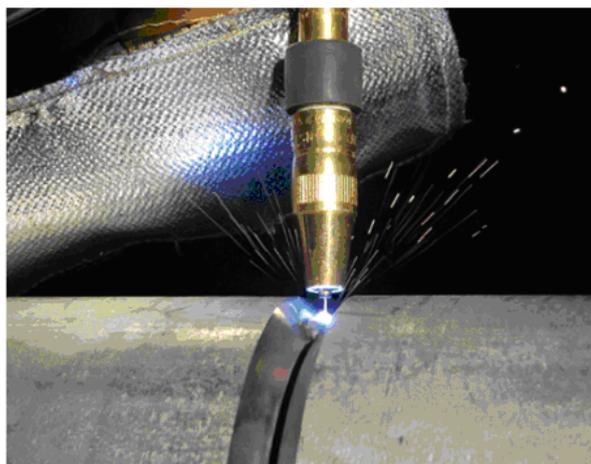


Figura 3.15: Soldagem do passe de raiz pelo processo Miller RMD em tubulação de aço inoxidável (sem gás de purga) [62].

Já a empresa Fronius, apresentou em 2005 o seu processo CMT [65], o qual é classificado como um Sistema Controlado Eletromecanicamente [47]. A inovação principal consiste em movimentos reversíveis do arame-eletrodo de forma integrada ao processo de soldagem, movimentos estes orientados pela parte mecânica de controle. A cada curto-circuito, sentido pela queda de tensão, o controle do processo impõe uma pausa de corrente e inicia, após um breve intervalo, a retração do arame-eletrodo, seguida de um novo avanço. Este movimento pode ser realizado até 70x por segundo e tem por objetivo separar o arame-eletrodo da poça de fusão, garantindo a transferência da gota de forma extremamente suave. Assim, no momento de arco aberto tem-se uma fase quente e, no curto-circuito com corrente quase nula, uma fase fria. Nesta fase fria a energia de soldagem e a pressão do arco são reduzidas consideravelmente. Em outras palavras, a transferência do metal acontece sem a aplicação de corrente de curto-circuito, graças à ação de retração do arame-eletrodo, favorecendo a soldagem de chapas muito finas, de até 0,3 mm [65]. Porém, para a aplicação deste processo é necessária automação. Existe um segundo alimentador de arame, dotado de um servo motor corrente alternada com alta dinâmica, instalado na tocha de soldagem, o qual é responsável pelo movimento “para frente e para trás”. O processo CMT, por sua característica de solda “fria” encontra aplicação na soldagem de chapas finas, inclusive chapas de alumínio. Durante o período frio do processo CMT, a viscosidade da poça fusão aumenta, propiciando maior estabilidade, o que favorece a soldagem em altas velocidades.

A redução do volume de salpicos do MIG/MAG com Curto-Circuito Controlado em relação ao MIG/MAG Convencional é uma de suas vantagens mais notória. Isso porque os momentos cruciais para formação de salpicos na transferência por curto-circuito, momentos de início e fim do curto-circuito, são monitorados e controlados, ocorrendo de forma suave em baixos níveis de corrente. Isso também leva à outras vantagens como maior rendimento de deposição (menores perdas), menores tempos secundários de limpeza, menor suscetibilidade a defeitos e maior conforto para o soldador.

O controle dos níveis e tempos de corrente em cada fase se traduz na regularidade da transferência do metal e, conseqüentemente, na melhor estabilidade do arco e da poça de fusão. A poça de fusão apresenta menor agitação, favorecendo uma fusão mais uniforme do metal base e diminuindo a possibilidade de ocorrência de falta de fusão.

Um maior rendimento térmico e menor geração de fumos metálicos também são atribuídos como vantagens do processo MIG/MAG com Curto-Circuito Controlado. No MIG/MAG Convencional, depois de formada a gota metálica, a corrente continua obedecendo à tensão, se mantendo em um nível onde há superaquecimento da gota e vaporização metálica. Já no MIG/MAG com Curto-Circuito Controlado, depois da formação da gota metálica, a corrente é reduzida a um nível onde não ocorre superaquecimento, resultando em menor desperdício de energia por evaporação metálica e menos fumos. Teoricamente, também o calor levado à peça pela gota metálica é menor, apesar do maior rendimento térmico [52][61].

A utilização de uma variante do processo MIG/MAG na soldagem em operação traria a vantagem de maior produtividade em relação ao Eletrodo Revestido, isto porque se trata de um processo semi-automático e sem formação de escória. Além disso, o processo MIG/MAG apresenta maior possibilidade de mecanização da soldagem. Porém, a vantagem mais atrativa é o baixo potencial de hidrogênio apresentado pelo processo, fator de extrema importância no combate à TIH.

4 - MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 - Instalações e Equipamentos

Historicamente, o uso do processo MIG/MAG vem sendo desconsiderado em soldagens de alta responsabilidade devido a sua suscetibilidade à ocorrência de falta de fusão. O MIG/MAG com Curto-Circuito Controlado, por apresentar maior estabilidade durante a transferência do metal, surge como um processo capaz de associar as características de baixo potencial de hidrogênio e alta produtividade. Em se tratando de dutos e tubulações, a soldagem pelo processo MIG/MAG com Curto-Circuito Controlado vem sendo estudada e desenvolvida para o seu uso durante a construção [52][62][63], com foco na execução do passe de raiz da junta de topo chanfrada que une um tubo ao outro (Figura 3.15), onde tradicionalmente dominam os processos Eletrodo Revestido e TIG. Existem poucas informações disponíveis sobre o uso deste processo na soldagem em operação, sendo assim, algumas soldagens em operação foram previstas para este trabalho, como forma de iniciar os estudos sobre a possibilidade de utilização do MIG/MAG com Curto-Circuito Controlado.

O uso de processos de baixo potencial de hidrogênio na soldagem em operação é de grande interesse por parte da PETROBRAS/TRANSPETRO. Assim sendo, as instalações do Centro de Reparo de Dutos, mais conhecido como CREDUTO, foram disponibilizadas para a execução de trabalhos práticos. Tal Centro localiza-se dentro de um Terminal da TRANSPETRO, localizado na cidade de Guarulhos, São Paulo. O CREDUTO possui estrutura e mão-de-obra qualificada para os trabalhos de trepanação e reparo em operação demandados pela empresa. Além da atuação em campo, o CREDUTO é responsável por realizar qualificações de procedimentos de soldagem e de soldadores, e para isso dispõe das instalações necessárias para circulação de fluido internamente ao tubo de teste.

Dentre o estoque de tubos do CREDUTO foi escolhido o metal base a ser utilizado nos testes. Optou-se por um tubo API 5L X65, de diâmetro externo 508 mm e espessura de parede 6,35 mm. Foi realizada análise da composição química do tubo através do método de Espectrometria de Emissão Óptica por Centelha, utilizando o equipamento portátil WAS PMI-Master Sort. O resultado é apresentado na Tabela 4.1.

Tabela 4.1: Composição química do tubo API 5L X65.

Elemento Químico	Teor (%)
Carbono (C)	0,121
Manganês (Mn)	1,42
Silício (Si)	0,232
Fósforo (P)	0,033
Enxofre (S)	< 0,01
Níquel (Ni)	0,015
Cromo (Cr)	0,018
Molibdênio (Mo)	< 0,01
Cobre (Cu)	0,005
Vanádio (V)	0,034
Nióbio (Nb)	0,04
Alumínio (Al)	0,019
Cobalto (Co)	< 0,01
Titânio (Ti)	0,009
Pcm	0,21

A partir do tubo escolhido, foram seccionados através de oxicorte dois trechos de 1600 mm de comprimento, os quais serviram de substrato (tubo de teste) para a montagem das duplas-calhas. Para montagem no circuito de circulação de fluido, os tubos de teste foram tamponados em suas extremidades, deixando apenas um orifício no local onde posteriormente a tubulação do circuito de circulação de fluido foi soldada. Quatro duplas-calhas (oito calhas), também foram fabricadas a partir do mesmo tubo, cada uma com comprimento de 400 mm. Depois de seccionados transversalmente, os trechos de tubo de 400 mm foram cortados longitudinalmente para a obtenção das calhas. Por último, com o auxílio de esmerilhadeiras, as arestas das calhas foram preparadas para a soldagem.

Conforme sugere a norma API 1104 [4], para simular as condições de remoção de calor de um duto em operação, pode utilizar água como fluido a ser circulado dentro do tubo de teste. A água foi o fluido escolhido, não somente devido à recomendação da norma, mas também por ser o único fluido possível de ser utilizado nas instalações do CREDUTO. O

circuito de circulação de água, com capacidade de vazão máxima de 45 m³/h, é composto de tubulação e seus acessórios, dois reservatórios de água de 10.000 litros cada, uma bomba centrífuga KSB Megabloc 40-200 e um inversor de frequência WEG CFW-09. O inversor de frequência é utilizado para controlar a rotação da bomba e, conseqüentemente, a vazão por ela enviada. A Figura 4.1 ilustra o tubo de teste já conectado a tubulação do circuito de circulação de água e também o espaço físico utilizado durante as soldagens. Mais ao fundo, visualiza-se o inversor de frequência.



Figura 4.1: Tubo de teste montado no circuito de circulação de água e espaço físico utilizado durante as soldagens.

O acoplamento das calhas no tubo de teste, ilustrado na Figura 4.2, foi feito da mesma maneira como é feito em campo, através do uso de abraçadeiras mecânicas compostas de correntes metálicas e macacos hidráulicos. Considerando a aplicação prática, o acoplamento é bastante satisfatório, porém, não é garantida a uniformidade da abertura entre o tubo e a dupla-calha ao longo de toda a circunferência. Algumas regiões da junta podem ficar perfeitamente acopladas, enquanto em outras regiões a abertura pode chegar até 1 mm. Outro fator que contribui para um acoplamento deficiente é uma precária preparação da junta longitudinal da dupla-calha. Entre o tubo e a junta longitudinal é montado o mata-junta que protege o tubo durante a soldagem desta junta, e caso o espaço previamente criado seja insuficiente, uma abertura se formará nesta região.



Figura 4.2: Acoplamento da dupla-calha (à esquerda) e mata-junta montado entre o tubo de teste e a junta longitudinal (à direita).

Para execução das soldagens utilizou-se uma fonte de energia Miller PipePro 450 RFC, Figura 4.3, equipada com alimentador de arame Miller PipePro 12RC SuitCase e tocha de soldagem Bernard PipeWorx 400-15 refrigerada somente a ar. Trata-se de uma fonte multi-processo, capaz de executar soldagem através de processos como Eletrodo Revestido, MIG/MAG e suas variantes, Arame Tubular e TIG, além de realizar goivagem com eletrodo de grafite. Utilizou-se o processo denominado pelo fabricante de *Regulated Metal Deposition*, o RMD-Pro, que corresponde ao MIG/MAG com Curto-Circuito Controlado. Apesar de não ser o foco do trabalho, o processo ProPulse, correspondente ao MIG/MAG Pulsado, também foi utilizado na deposição de alguns passes de solda. Para ambos os processos a polaridade utilizada foi CCEP.

O gás de proteção utilizado nas soldagens foi a mistura gasosa Air Products Coogar 208 (92%Ar-8%CO₂). Conforme mostra a Figura 4.4, os programas pré-definidos no equipamento de soldagem, tanto para o processo RMD-Pro quanto para o ProPulse, não consideram o uso da mistura gasosa 92%Ar-8%CO₂ e sim 90%Ar-10%CO₂ (C10). No entanto, a mistura C10 não é comercializada pela empresa citada. Tal mistura gasosa poderia ter sido obtida de outros fabricantes, porém, o curto tempo para execução das soldagens não permitiu sua aquisição, visto que os prazos de entrega eram longos e excederiam o tempo disponível. Como metal de adição utilizou-se o arame-eletrodo Belgo BME-C4 (AWS ER70S-6) de diâmetros 1,0 e 1,2 mm.



Figura 4.3: Fonte de energia Miller PipePro 450 RFC, alimentador de arame Miller PipePro 12RC SuitCase e tocha de soldagem Bernard PipeWorx 400-15.

RMD Pro programs designed for root pass welding on deep groove welds in all positions.

Process	Wire Type	Diameter	Gas Mixtures
RMD Pro	Steel E70	.035/.040/.045 in	CO ₂ , C25, C10, C15
	Steel E80	.035 in	CO ₂ , C15
	Stainless Steel 308 and 316	.035/.040/.045 in	TRI-H, O _x 2, C2
	Metal Core	.045 in	C10, C15
	Chrome Steel 5 Chrome	.045 in	C25

Pro-Pulse programs designed for fill and cap welding in all positions.

Process	Wire Type	Diameter	Gas Mixtures
Pro-Pulse™	Steel E70	.035/.040/.045/.052	C10, C15
	Steel E70	.052/.062	C10
	Steel E80	.040/.045 in	C15
	Stainless Steel 308/309/312/316	.035/.045 in	TRI-H, TRI-A, C2, O _x 2
	Metal Core	.045/.052 in	C10, C15
	Inconel 625	.045 in	HE25
	Duplex Stainless	.040/.045 in	TRI3

O_x2 = 98% Ar, 2% O₂

HE25 = 75% Ar, 25% He

C2 = 98% Ar, 2% CO₂

TRI-A = 81% Ar, 18% He, 1% CO₂

TRI-H = 90% He, 7.5% Ar, 2.5% CO₂

TRI3 = 69% Ar, 30% He, 1% CO₂

Figura 4.4: Programas pré-definidos na fonte de energia Miller PipePro 450 RFC [64].

Ainda na Figura 4.4, pode-se notar que os programas pré-definidos pelo fabricante da fonte de energia fazem referência direta à soldagem de juntas de topo chanfradas utilizadas na construção de dutos (Figura 3.15), sendo o processo RMD-Pro indicado para a soldagem do passe de raiz e o ProPulse para os passes de enchimento e acabamento [64].

4.2 - Soldagem

Os trabalhos práticos constituíram-se de deposição de soldas *bead-on-pipe* e da soldagem de duplas-calhas em junta sobreposta, ambas em diferentes níveis de energia de soldagem. Entretanto, a definição de outras variáveis como o tipo de gás de proteção, o diâmetro do arame-eletrodo e a progressão da soldagem vertical geraram dúvidas. Da literatura [53][47][48][54], sabe-se que o tipo de gás de proteção tem influência sobre a geometria do cordão de solda e na estabilidade do processo. Baseando-se na Figura 3.8, imediatamente poder-se-ia decidir pelo uso de CO₂ puro, o qual produz penetrações maiores e de perfil uniforme, visto que é um gás que promove temperaturas do arco mais elevadas. Entretanto, em se tratando de soldagem em operação, deve-se considerar que penetrações elevadas nem sempre são desejáveis devido ao risco de perfuração. Já as misturas Ar-CO₂ possuem a característica de proporcionar maior estabilidade ao processo, porém, com penetrações menores e em forma de “cálice”. Sendo o tempo para execução das soldagens limitado, o fabricante do equipamento de soldagem foi consultado sobre o assunto, o qual recomendou a utilização da mistura gasosa Ar-CO₂ citada anteriormente.

Quanto à soldagem na posição vertical, no caso da construção de dutos, o fabricante indica a utilização do processo RMD-Pro em progressão descendente. Porém, trata-se do passe de raiz de uma junta de topo chanfrada e com abertura de raiz (Figura 3.15). A soldagem em operação de uma dupla-calha em um duto difere da soldagem de sua construção quando ao tipo de junta e quanto a severidade de remoção de calor. Não só na soldagem MIG/MAG, mas também em outros processos a arco elétrico, é convencionalizado que a progressão descendente esta sujeita a menores penetrações do que aquelas obtidas pela progressão ascendente, o que pode aumentar a suscetibilidade à falhas por falta de fusão. O comportamento do processo RMD-Pro na soldagem descendente de juntas sobrepostas e sob intensa remoção de calor era, até o momento, desconhecido. Assim sendo, a execução de soldagens em ambas as progressões, ascendente e descendente, pareceu a melhor alternativa diante da indecisão

gerada. Por fim, decidiu-se utilizar o processo ProPulse na execução de alguns passes subsequentes ao primeiro passe, também por recomendação do fabricante. Diferentemente do processo RMD-Pro, o ProPulso foi utilizado apenas em progressão vertical ascendente.

As Tabelas A.1 a A.3 do Anexo A contêm os dados referentes às soldas *bead-on-pipe*, as quais ficaram contidas dentro da posição vertical apenas. A energia de soldagem foi calculada através da Equação 4.1 abaixo, sem considerar, neste momento, o rendimento térmico (η) do processo.

Equação 4.1

$$E = \frac{U \cdot I \cdot 60}{v_s \cdot 1000}$$

Onde: E : energia de soldagem, em kJ/mm;

U : tensão, em volts (V);

I : corrente, em ampéres (A);

v_s : velocidade de soldagem, em mm/min.

O mínimo $\Delta t_{8/5}$, a máxima temperatura da superfície interna da parede do tubo (T_{int}) e a dureza máxima na ZAC, informados no Anexo A, são resultado da análise térmica feita através do modelo *PRCI Hot Tap versão 4.2.1*. Nas simulações, considerou-se o rendimento térmico não incluído anteriormente no cálculo da energia de soldagem. Para o processo MIG/MAG, a literatura [37][48] recomenda o uso de rendimentos térmicos dentro da faixa de $0,75 \pm 0,10$. Apesar de ser aceito que o RMD-Pro apresente rendimento térmico superior ao MIG/MAG Convencional e ao MIG/MAG Pulsado, devido à menor perda de energia na forma de vaporização metálica, nas simulações de ambos os processos adotou-se o mesmo valor ($\eta = 0,75$).

As Equações 4.2 (modo 2D) e 4.3 (modo 3D) foram utilizadas para estabelecer comparação entre o $\Delta t_{8/5}$ da soldagem em operação (resultante das simulações) e o $\Delta t_{8/5}$ de soldagens realizadas sob condições térmicas normais. Tais Equações não consideram a influência do ambiente no ciclo térmico de soldagem e são válidas para juntas de topo. Já a Equação 4.4 foi utilizada para decidir em qual modo de remoção de calor as soldagens

realizadas se incluíam caso fossem realizadas sob condições térmicas normais. Sendo $D_{8/5} < e$, o modo 3D é aplicável, caso contrário considera-se o modo 2D.

Equação 4.2:
$$\Delta t_{8/5} = \frac{(E/e)^2}{4\pi k \rho c} \left[\frac{1}{(500 - T_0)^2} - \frac{1}{(800 - T_0)^2} \right]$$

Equação 4.3:
$$\Delta t_{8/5} = \frac{E}{2\pi k} \cdot \left(\frac{1}{500 - T_0} - \frac{1}{800 - T_0} \right)$$

Equação 4.4:
$$D_{8/5} = \left[\frac{E}{2\rho c} \cdot \left(\frac{1}{500 - T_0} + \frac{1}{800 - T_0} \right) \right]^{0,5}$$

Onde: E : energia de soldagem, em J/mm;

e : espessura da peça, em mm;

k : condutividade térmica do material, em W/mm°C;

ρc : capacidade térmica volumétrica do material, em J/mm³°C;

T_0 : temperatura inicial da peça, em °C;

$D_{8/5}$: relação para decisão do modo de remoção de calor no $\Delta t_{8/5}$.

A condutividade térmica (k) e a capacidade térmica volumétrica (ρc) sofrem variação em função da temperatura, porém, para esta aplicação prática foram utilizados valores tabelados encontrados na literatura [37] ($k = 0,041$ W/mm°C e $\rho c = 0,0045$ J/mm³°C). Já energia de soldagem foi corrigida pelo rendimento térmico ($\eta = 0,75$).

A soldagem das duplas-calhas em junta sobreposta também envolveu as variáveis presentes nas soldas *bead-on-pipe*, energia de soldagem e progressão vertical. Além disso, cada uma das soldagens das juntas sobrepostas das duplas-calhas abrangeu metade da circunferência do tubo. Fixou-se os ângulos de 90° e 270° (Figura 4.6) como pontos extremos. Desta maneira, cada soldagem foi executada nas três posições de soldagem presentes num tubo disposto horizontalmente (5F), sendo elas, a horizontal (2F), a vertical (3F) e a sobre-cabeça (4F). Nas primeiras soldagens, de baixa energia, quatro passes foram depositados. Essa seqüência com quatro passes se manteve até a 8ª junta soldada, depois passou-se a produzir

juntas soldadas em apenas três passes, conforme mostra a Figura 4.5. As Tabelas B.1 a B.12 do Anexo B informam os dados coletados para cada junta.

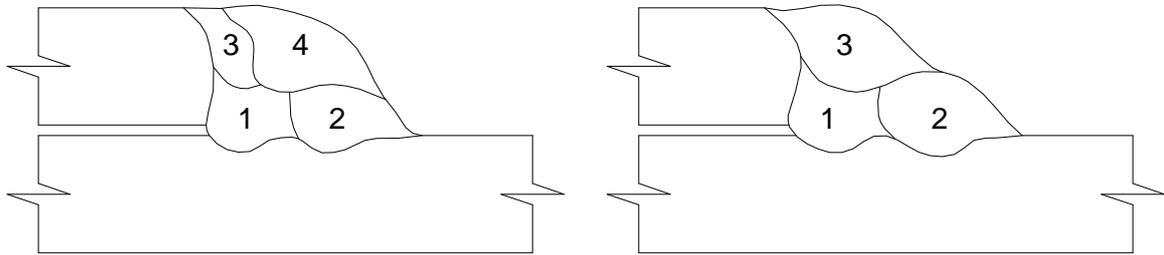


Figura 4.5: Seqüência de soldagem utilizada.

Igualmente às soldas *bead-on-pipe*, fez-se a análise térmica através do modelo *PRCI Hot Tap*, porém, apenas para o primeiro passe, visto que o modelo possui esta limitação. Adotou-se, de forma generalizada, 0,5 mm como valor da abertura entre a dupla-calha e o tubo. Já para o uso das Equações 4.2 e 4.3 utilizou-se coeficientes de correção para juntas sobrepostas ($K_2 = K_3 = 0,67$) [37].

As condições operacionais do tubo de teste foram coletadas durante o funcionamento do circuito de circulação de água. Registraram-se vazões entre 7,64 e 8,74 m³/h, adotando-se para as simulações uma média de 8 m³/h, o que reflete uma velocidade linear, no tubo de 495 mm de diâmetro interno, de 0,012 m/s. Esta vazão de 8 m³/h é normalmente utilizada pelo CREDUTO nas qualificações de procedimentos de soldagem e soldadores. A norma API 1104 [4] não indica uma vazão específica para testes de qualificação, cita apenas que enchendo completamente o tubo de teste com água e permitindo o seu fluxo durante a soldagem consegue-se atingir condições de remoção de calor equivalentes ou mais severas do que aquelas encontradas nas típicas aplicações de soldagem em operação. Considerou-se 1 kg/cm² (aproximadamente 100 kPa) como pressão interna do circuito. A temperatura da água variou entre 25 e 28°C, sendo que para efeito de simulações utilizou-se 25°C. Os mesmos 25°C foram considerados como temperatura do ambiente, do tubo e da dupla-calha.

4.3 - Ensaaios

Após a realização das soldagens, procedeu-se uma análise da qualidade das soldas, com atenção voltada à verificação de ocorrência de falta de fusão, defeito característico do processo MIG/MAG. Para isso, todo o material foi enviado para o laboratório de metalografia do CENPES, no Rio de Janeiro. Ensaios de macrografia foram feitos com esse intuito, sendo que de cada solda *bead-on-pipe* foram retiradas duas amostras. Já das juntas soldadas retirou-se três amostras, uma para cada posição de soldagem ao longo da circunferência do tubo. A Figura 4.6 ilustra esquematicamente a local de onde as amostras para macrografia foram removidas.

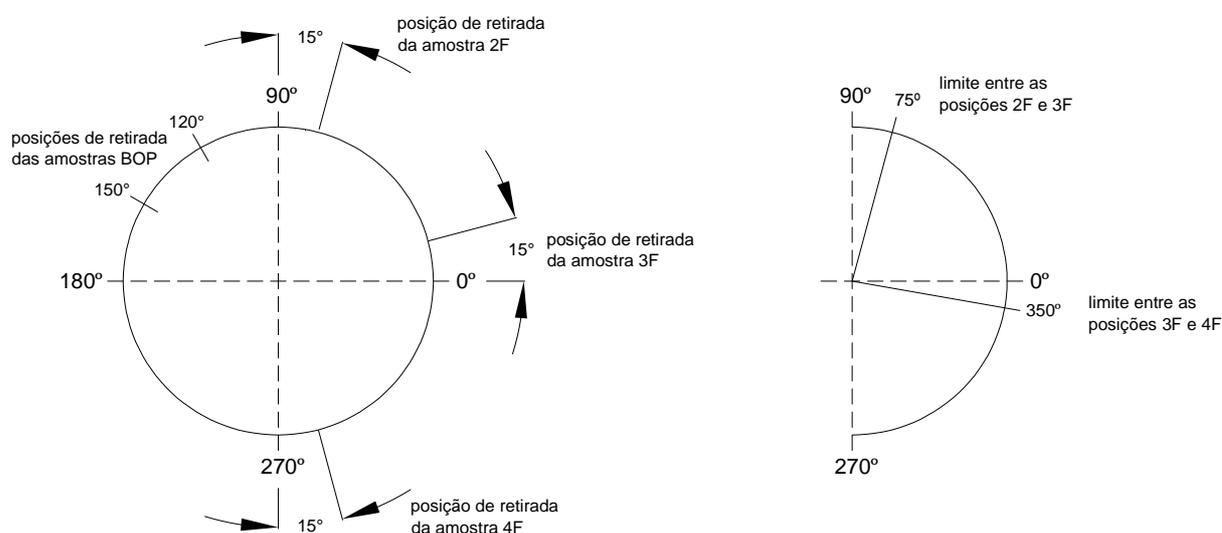


Figura 4.6: Posição de retirada das amostras (à esquerda) e limites entre as posições de soldagem (à direita) para um tubo montado horizontalmente (5F), conforme norma ASME IX [66].

Cortou-se as amostras com disco de corte, em equipamento dotado de sistema de refrigeração (Arotec COR-80). Após, as amostras foram lixadas em lixa d'água até a granulometria 500, com o auxílio de uma máquina politriz Struers Abramin, seguidas de ataque químico com reagente Nital 5%. As macroestruturas foram examinadas em uma lupa Olympus SZ61, que permite aumento de até 45x. Integrado a lupa, o sistema de aquisição de imagens Zeiss (câmera fotográfica AxioCam MRc e software AxioVision 4.5) foi utilizado para registro das macrografias. De modo geral, as macrografias foram fotografadas com

aumento de 10x, sendo que, quando encontradas falhas por falta de fusão, estas eram registradas com aumento de 35x ou 45x.

Em algumas amostras de soldas *bead-on-pipe* foram realizadas medições de macro e microdureza vickers, com carga de 10 kg e 200 g, respectivamente. Para a medição de microdureza, continuou-se o lixamento até a lixa de granulometria 1000, seguindo-se o polimento abrasivo de 6 e 3 microns. A medição de dureza foi realizada na região de crescimento de grãos (RCG) da ZAC, logo abaixo da linha de fusão do metal de solda. Também foram feitas medições no metal de solda (MS) e no metal base (MB), conforme ilustra a Figura 4.7. Os durômetros Shimadzu HMV-2 e Shimadzu HSV-30 foram utilizados para a realização destes ensaios.

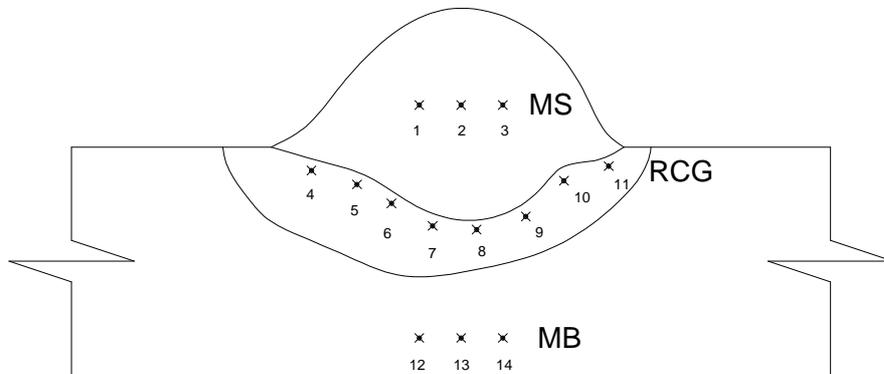


Figura 4.7: Pontos de medição de dureza no metal de solda (MS), na região de crescimento de grãos (RCG) e no metal base (MB).

5 - RESULTADOS E DISCUSSÕES

5.1 - Aspectos Relevantes

Durante a realização das soldagens, observou-se o desempenho do processo RMD-Pro e também o comportamento dos soldadores perante o novo processo. Uma das vantagens atribuídas ao processo, e extensivamente divulgada, é a quase nula produção de salpicos. Notou-se que na soldagem em progressão descendente, que caracteriza também a utilização de um ângulo de ataque negativo (puxando a tocha), realmente a produção de salpicos foi praticamente nula. Já no sentido contrário, em progressão ascendente e ângulo de ataque positivo (empurrando a tocha), certa incidência de salpicos foi verificada, porém, em quantidades mínimas.

Outro diferencial do processo RMD-Pro é sua capacidade de manter a estabilidade do arco de soldagem mesmo em bruscas variações da DBCP. Tal característica pôde ser averiguada durante as soldagens iniciais de treinamento, onde grandes variações da DBCP foram impostas pelo soldador. Realmente comprovou-se o bom desempenho do processo neste sentido.

Apesar das vantagens oferecidas pelo processo RMD-Pro, a soldagem MIG/MAG semi-automática sempre está sujeita às variações operacionais impostas pelo soldador, tais como variação do ângulo de ataque, oscilação da tocha de soldagem, etc. Essas variáveis exercem influência sobre a geometria do cordão de solda, intervindo principalmente na penetração, fator de fundamental importância na soldagem em operação. Na grande maioria das aplicações práticas do processo MIG/MAG semi-automático, pode-se conviver tranquilamente com todas essas variações, porém, para fins de estudos e análises mais detalhadas, tais condições podem afetar os resultados, levando a conclusões inconsistentes. Aliado a tudo isso, a soldagem circunferencial de um tubo de grande diâmetro disposto horizontalmente exige do soldador habilidade para movimentar-se e posicionar o próprio corpo sem a interrupção da soldagem, o que pode ocasionar momentos de grande instabilidade do movimento da tocha.

5.2 - Soldas *Bead-on-Pipe*

Dentre as diversas soldas *bead-on-pipe*, realizadas em diferentes níveis de energia de soldagem, três agrupamentos foram definidos, sendo o primeiro referente à soldagem pelo processo RMD-Pro em progressão vertical ascendente, o segundo, processo RMD-Pro em progressão vertical descendente e, o terceiro, processo ProPulse em progressão vertical ascendente.

As Figuras C.1 a C.5 do Anexo C mostram as macrografias das soldas *bead-on-pipe* do primeiro grupo, realizadas com processo RMD-Pro em progressão vertical ascendente. As mesmas estão dispostas na mesma ordem apresentada na Tabela A.1 do Anexo A, ou seja, em ordem crescente de energia de soldagem. São apresentadas duas macrografias para cada solda *bead-on-pipe*, referentes às amostras retiradas das posições indicadas na Figura 4.6. Neste primeiro grupo, nenhuma amostra apresentou falha por falta de fusão.

Nota-se, principalmente na BOP1 e BOP2 (Figuras C.1 e C.2), a geometria do cordão característica da soldagem MIG/MAG com proteção gasosa através da mistura Ar-CO₂. Nas soldas *bead-on-pipe* de maiores energias de soldagens, principalmente na BOP7 (Figura C.3), observa-se a existência de uma “linha clara” dividindo o metal de solda. Tal efeito é resultado da oscilação da tocha de soldagem (tecimento) imposta pelo soldador durante a soldagem em menores velocidades. Os valores de penetração mantiveram-se dentro do intervalo de 1,29 a 2,21 mm, conforme mostra a Tabela 5.1. Deve-se observar que dois diâmetros de arame-eletrodo foram utilizados.

O segundo grupo de soldas *bead-on-pipe*, realizadas pelo processo RMD-Pro em progressão vertical descendente, é ilustrado no Anexo C (Figuras C.6 a C.10). Também são apresentadas em ordem crescente de energia de soldagem, conforme Tabela A.2. Diferentemente das soldas *bead-on-pipe* apresentadas anteriormente, neste grupo foi detectada a presença de falta de fusão na BOP6 (Figura C.7). A Figura 5.1 mostra esta descontinuidade com maiores detalhes.

Tabela 5.1: Penetração das soldas *bead-on-pipe* executadas pelo processo RMD-Pro em progressão vertical ascendente.

Amostra	Ø arame (mm)	Corrente (A)	Energia (kJ/mm)	Penetração (mm)
BOP1-A	1,0	125	0,44	1,50
BOP1-B				1,29
BOP2-A	1,2	155	0,52	2,21
BOP2-B				1,51
BOP7-A	1,2	140	0,81	1,65
BOP7-B				1,61
BOP9-A	1,2	140	0,87	1,61
BOP9-B				1,42
BOP8-A	1,2	140	1,18	1,92
BOP8-B				1,86

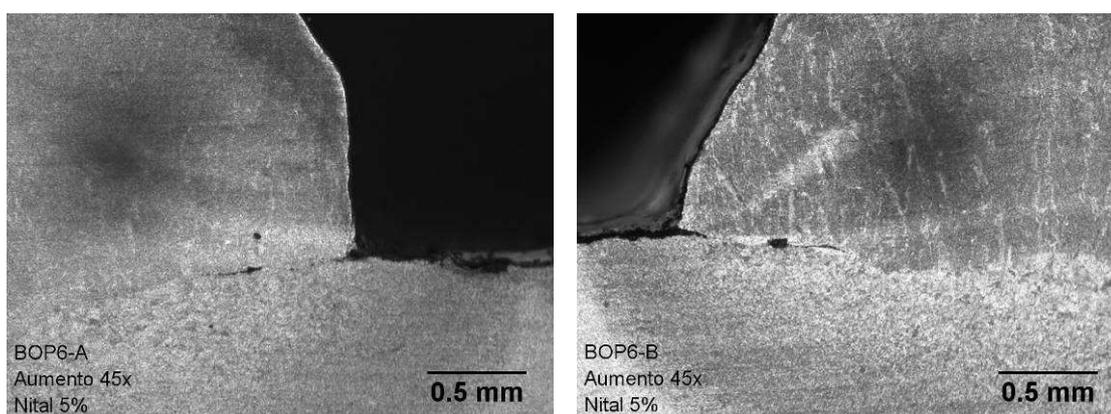


Figura 5.1: BOP6, detalhe das amostras BOP6-A e BOP6-B, ocorrência de falta de fusão.

De modo geral, a medição da penetração resultou em valores inferiores aos do grupo anterior, apesar do uso de correntes mais elevadas. Conforme a Tabela 5.2, a penetração situou-se entre 0,88 e 1,53 mm. Neste grupo, também foram utilizados dois diâmetros de arame-eletrodo. Nota-se que a penetração concentra-se basicamente no centro do cordão, já as margens apresentam pouca ou nenhuma penetração.

Tabela 5.2: Penetração das soldas *bead-on-pipe* executadas pelo processo RMD-Pro em progressão vertical descendente.

Amostra	Ø arame (mm)	Corrente (A)	Energia (kJ/mm)	Penetração (mm)
BOP3-A	1,2	170	0,47	1,41
BOP3-B				0,92
BOP6-A	1,0	155	0,58	1,05
BOP6-B				1,15
BOP10-A	1,2	175	0,61	1,36
BOP10-B				1,03
BOP11-A	1,2	180	0,73	1,53
BOP11-B				1,40
BOP5-A	1,0	160	0,74	1,13
BOP5-B				0,88

Por último, são apresentadas nas Figuras C.11 e C.12, as soldas *bead-on-pipe* realizadas pelo processo ProPulse em progressão vertical ascendente. Nenhuma incidência de falha foi detectada. Conforme mostra a Tabela 5.3, os valores de penetração situaram-se entre 2,66 e 3,02 mm. Tais valores representam mais de 40% dos 6,35 mm de espessura da parede do tubo.

Tabela 5.3: Penetração das soldas *bead-on-pipe* executadas pelo processo ProPulse em progressão vertical ascendente.

Amostra	Ø arame (mm)	Corrente (A)	Energia (kJ/mm)	Penetração (mm)
BOP4-A	1,2	130	0,61	2,66
BOP4-B				2,74
BOP12-A	1,2	140	0,66	2,73
BOP12-B				3,02

Uma comparação entre os valores de penetração medidos nos três agrupamentos de soldas *bead-on-pipe* é feito na Figura 5.2. Nesta análise, considerou-se apenas as soldas

executadas com arame-eletrodo de diâmetro 1,2 mm. Nota-se que os valores de penetração do processo ProPulse são consideravelmente superiores aos do processo RMD-Pro, mesmo em menores níveis de corrente. Dentro do processo RMD-Pro, as maiores penetrações foram obtidas quando utilizada a progressão vertical ascendente.

As elevadas penetrações obtidas pelo processo ProPulse certamente contribuem para a não ocorrência de falta de fusão, entretanto, por outro lado, podem refletir negativamente no risco perfuração, principalmente em reparos por deposição de solda, onde a região a ser soldada apresenta perda de espessura.

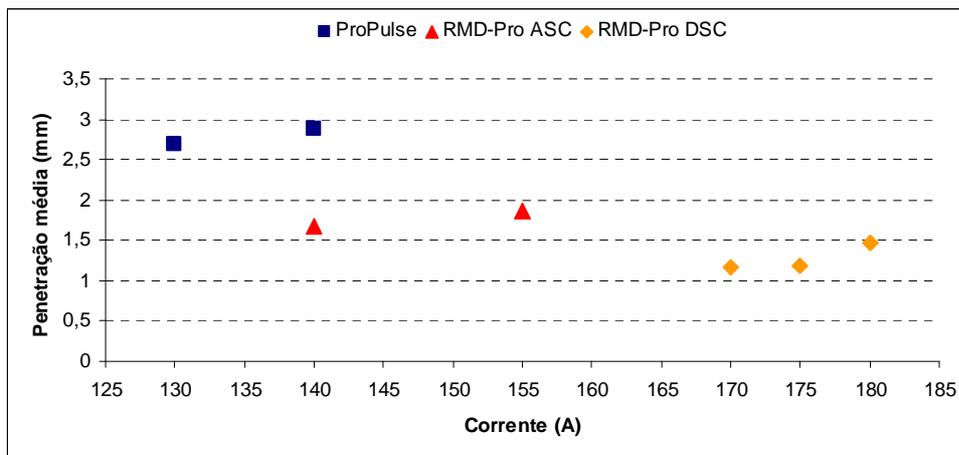


Figura 5.2: Penetração em função da corrente para os processos ProPulse e RMD-Pro.

Na soldagem MIG/MAG é convencionalmente que a penetração cresce com o aumento de corrente, porém, com o aumento de corrente tem-se também a passagem de um modo de transferência para outro. Logo, pode-se dizer que a transferência goticular apresenta maior penetração que a globular e esta, por sua vez, maior penetração que a transferência por curto-circuito. Entretanto, o MIG/MAG Pulsado faz com que a transferência goticular aconteça em baixos níveis de corrente, semelhante às correntes utilizadas em curto-circuito, e mesmo assim os valores de penetração se mantêm elevados. Também deve-se considerar que a transferência pulsada é controlada, ou seja, não acontece naturalmente, constituindo-se em um processo de soldagem distinto do MIG/MAG Convencional. Com isso, nota-se a influência de outro fator na geometria do cordão, o processo de soldagem. Seguindo este pensamento, sabe-se que o MIG/MAG com Curto-Circuito Controlado também é uma variante do processo MIG/MAG, logo, é conveniente pensar que este processo também pode apresentar diferenças quanto à

geometria do cordão e valores de penetração quando comparado ao curto-circuito convencional.

As soldas *bead-on-pipe* foram realizadas em energias de soldagem dentro da faixa de 0,44 até 1,18 kJ/mm, o que resultou, segundo a análise térmica realizada através modelo *PRCI Hot Tap*, em valores de $\Delta t_{8/5}$ entre 1,66 e 3,91 segundos e durezas máximas entre 317,68 e 366,62 HV10. Logo, algumas soldas *bead-on-pipe* teoricamente apresentaram durezas que ultrapassam o limite de 350 HV estabelecido pelas normas referentes à soldagem em operação. Conforme pode ser verificado na Figura 5.3, evitando-se um $\Delta t_{8/5}$ excessivamente baixo, menor que 2,4 segundos, é possível atingir valores de dureza abaixo dos tradicionais 350 HV. Para as soldas *bead-on-pipe*, um $\Delta t_{8/5} > 2,4$ segundos é conseguido quando se utiliza $E > 0,60$ kJ/mm, obviamente considerando o metal base e as condições de soldagem e de operação do duto empregados neste trabalho. Entretanto, cuidado deve ser tomado para que não se atinja temperaturas excessivas na superfície interna da parede do tubo. Para a maior energia de soldagem utilizada, 1,18 kJ/mm, a simulação resultou em uma $T_{int} = 872^{\circ}\text{C}$, valor relativamente próximo ao limite recomendado de 982°C .

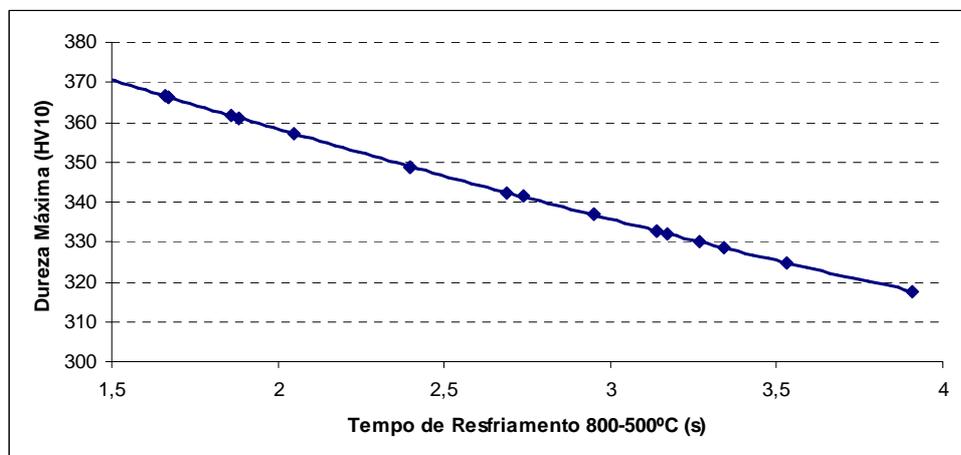


Figura 5.3: Dureza máxima em função do $\Delta t_{8/5}$ para o tubo API 5L X65, conforme modelo *PRCI Hot Tap*.

Entretanto, segundo o critério alternativo apresentado na Figura 2.19, o qual pode ser aplicado ao metal base utilizado ($P_{cm} = 0,21\%$ e $e = 6,35$ mm), o limite aceitável de dureza situa-se em torno de 380 HV, isso considerando nível de hidrogênio menor que 4 ml/100g. Assim sendo, todas as soldas *bead-on-pipe* estariam aprovadas.

A Tabela 5.4 apresenta as medidas de macrodureza (HV10) e microdureza (HV0,2) realizadas na BOP1, que apresentou a menor energia de soldagem (0,44 kJ/mm), e na BOP8, de maior energia de soldagem (1,18 kJ/mm). As durezas da região de crescimento de grãos (RCG), região de maior interesse, também são apresentadas de forma gráfica na Figura 5.4.

Tabela 5.4: Durezas medidas nas amostras BOP1-B e BOP8-A.

Região	Medida	Dureza HV10		Dureza HV0,2	
		BOP1-B	BOP8-A	BOP1-B	BOP8-A
MS	1	317	291	305	288
	2	314	285	303	295
	3	319	281	301	295
RCG	4	323	307	359	306
	5	351	316	346	337
	6	360	320	358	333
	7	363	312	367	310
	8	349	311	380	310
	9	342	320	345	337
	10	338	318	369	326
	11	330	319	352	308
MB	12	227	227	223	216
	13	230	226	213	220
	14	220	222	218	228

Como esperado, a medição de dureza com cargas distintas resultaram em valores também distintos, o que pode ser verificado facilmente nas medições realizadas na RCG. Isso é devido aos tamanhos das indentações obtidos com as cargas de 10 e 0,2 kg. Com a carga de 10 kg consegue-se uma indentação grande o suficiente para abranger as diferentes fases sólidas que possivelmente são encontradas nesta região. Assim sendo, se as fases possuem durezas diferentes, a medição resulta em um valor médio. Já com 0,2 kg se obtém uma indentação com área muito menor, que pode estar localizada somente dentro de uma única

fase, resultando no valor de dureza daquela fase apenas. Assim sendo, é possível obter valores de HV0,2 maiores ou menores do que os valores de HV10.

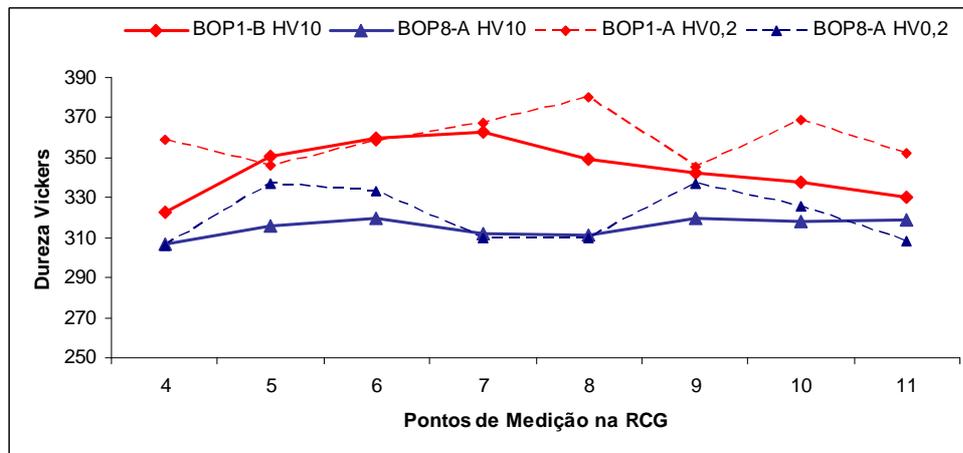


Figura 5.4: Macrodureza e microdureza vickers medidas na RCG das amostras BOP1-B e BOP8-A.

Como pode ser visto na Figura 5.4, as medições de microdureza resultaram nos valores mais elevados, 337 e 380 HV0,2, para as soldas de maior e menor energia de soldagem, respectivamente. Entretanto, para efeito de comparação com os critérios de aceitação e com os valores simulados, torna-se necessário utilizar os máximos valores obtidos através de medições de macrodureza com carga de 10 kg. Assim, a dureza máxima encontrada para as soldas de maior e menor energia de soldagem foram 320 e 363 HV10, valores bastante próximos aos obtidos através do modelo *PRCI Hot Tap* (317,68 e 366,62 HV10).

Por fim, a Figura 5.5 mostra uma comparação entre os valores de $\Delta t_{8/5}$ obtidos através da análise térmica através do modelo *PRCI Hot Tap* (soldagem em operação) e aqueles resultantes das Equações 4.2 e 4.3 (soldagem sob condições térmicas normais). Conforme a Equação 4.4, para condições térmicas normais, o modo de remoção de calor das soldas *bead-on-pipe* realizadas neste trabalho seria 2D. Entretanto, para as condições térmicas da soldagem em operação, o modo 3D mostra-se como mais adequado. Isso porque a presença do fluido interno força a transferência de calor por convecção, refletindo uma condição de remoção de calor semelhante à condução tridimensional no sólido. Em outras palavras, o fluido interno atua como uma espessura adicional à parede do tubo. Mas, apesar dos resultados proximais, o modo 3D resultou em valores ligeiramente mais severos que os da soldagem em operação.

Isso provavelmente é devido à resistência a convecção na interface tubo/água. Por menor que seja essa resistência, sempre contribuirá para a redução do coeficiente global de transferência de calor.

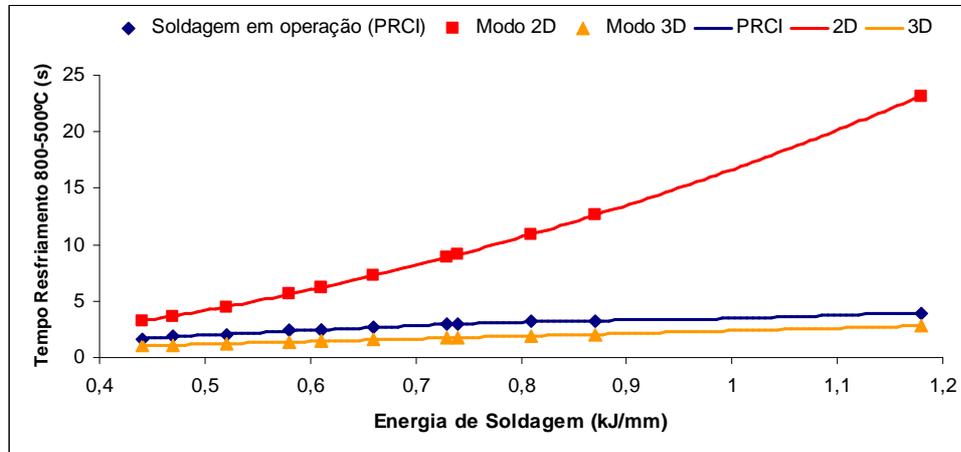


Figura 5.5: $\Delta t_{8/5}$ em função da energia de soldagem, comparação entre os modos 2D e 3D de remoção de calor (sem influência do ambiente) e a soldagem em operação das soldas *bead-on-pipe*.

5.3 - Juntas Soldadas Sobrepostas (Duplas-Calhas)

As amostras das juntas soldadas sobrepostas foram examinadas com a finalidade de identificar discontinuidades do tipo falta de fusão. Toda falta de fusão encontrada foi considerada inaceitável, independentemente de tamanho e localização. Demais discontinuidades (poros, por exemplo) foram desconsideradas na análise.

Nas Figuras D.1 a D.12 do Anexo D são apresentadas as macrografias das juntas soldadas. Cada Figura apresenta as três amostras de uma mesma junta soldada e ampliações das faltas de fusão encontradas.

Os dados do Anexo B e os resultados do Anexo D serviram de base para análise gráfica. Apesar de cada junta soldada fornecer três amostras, cada amostra foi considerada como uma soldagem independente, a fim de facilitar a análise dos resultados. Essa decisão baseou-se no fato de que, mesmo sendo pertencente a uma mesma junta soldada, as amostra diferem entre si quanto a sua posição angular na circunferência do tubo (posição de soldagem). Também optou-se por analisar todos os passes individualmente, visto que

ocorreram consideráveis variações da energia de soldagem entre os passes de uma mesma junta soldada. As Figuras 5.6 e 5.7 apresentam, para o processo RMD-Pro e ProPulse separadamente, os resultados da análise de cada passe das amostras em função da faixa de energia de soldagem.

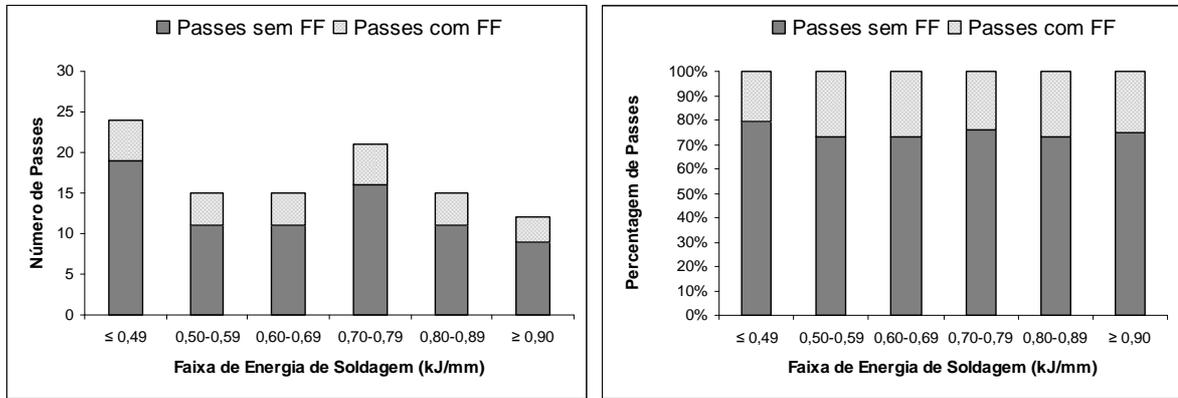


Figura 5.6: Resultado dos passes executados pelo processo RMD-Pro.

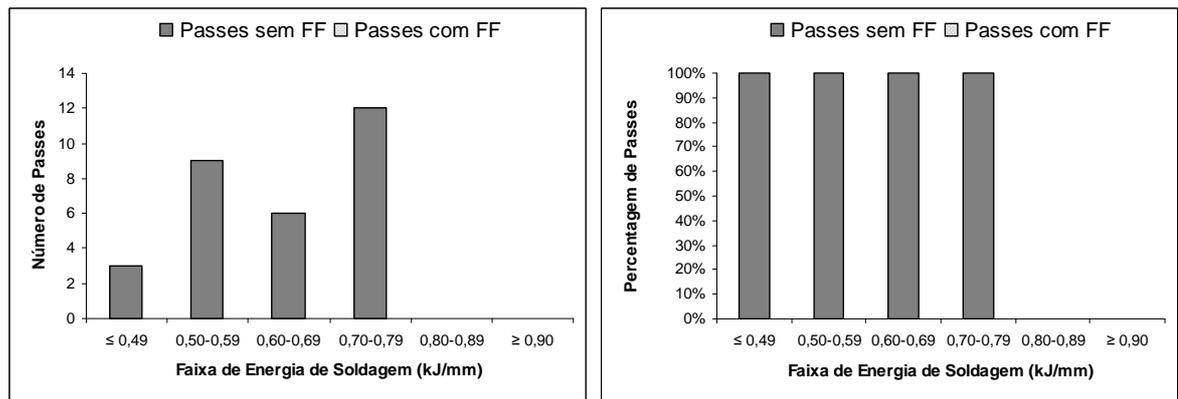


Figura 5.7: Resultado dos passes executados pelo processo ProPulse.

Observando a Figura 5.6, referente ao processo RMD-Pro, nota-se que a ocorrência de falta de fusão se manteve em níveis razoavelmente constantes em todas as faixas de energia de soldagem, variando de 20,8% a 26,7%, com média de 24,5%. Esperar-se-ia uma redução na ocorrência de falta de fusão com o aumento da energia de soldagem, fato que não ocorreu.

Já os resultados do processo ProPulse (Figura 5.7) apresentam-se como 100% aceitáveis, sem nenhuma ocorrência de falta de fusão. Pode-se notar também que a energia de soldagem utilizada não ultrapassou o valor de 0,80 kJ/mm. Consultando-se as Tabelas do

Anexo B, verifica-se que os valores de corrente mantiveram-se na faixa de 120 a 135 A, para arame-eletrodo de diâmetro 1,2 mm. Entretanto, deve-se ressaltar que o processo ProPulse não foi utilizado na soldagem do primeiro passe das juntas soldadas (Figura 4.5). Chama-se atenção também para as elevadas penetrações obtidas, as quais podem ser visualizadas nas Figuras D.3, D.5, D.11 e D.12 do Anexo D, mais precisamente no segundo passe de cada junta soldada.

Com base nos resultados anteriores, dispensou-se análises mais detalhadas em torno do processo ProPulse. Já para o processo RMD-Pro continuou-se as análises sob outros pontos de vista. Semelhantemente as Figuras anteriores, as Figuras 5.8 à 5.10 também mostram o resultado da análise de cada passe das amostras em função da energia de soldagem, porém, agora os passes estão agrupados conforme a posição de soldagem.

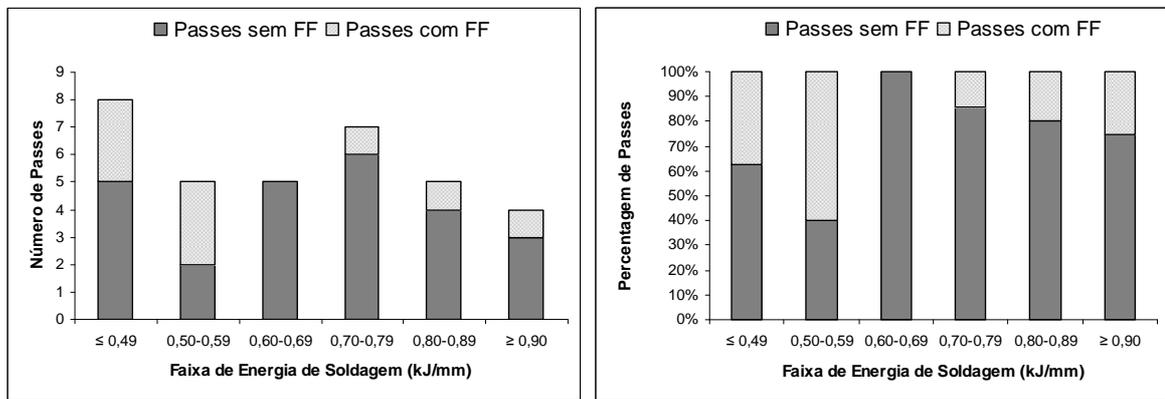


Figura 5.8: Resultado dos passes executados pelo processo RMD-Pro na posição 2F.

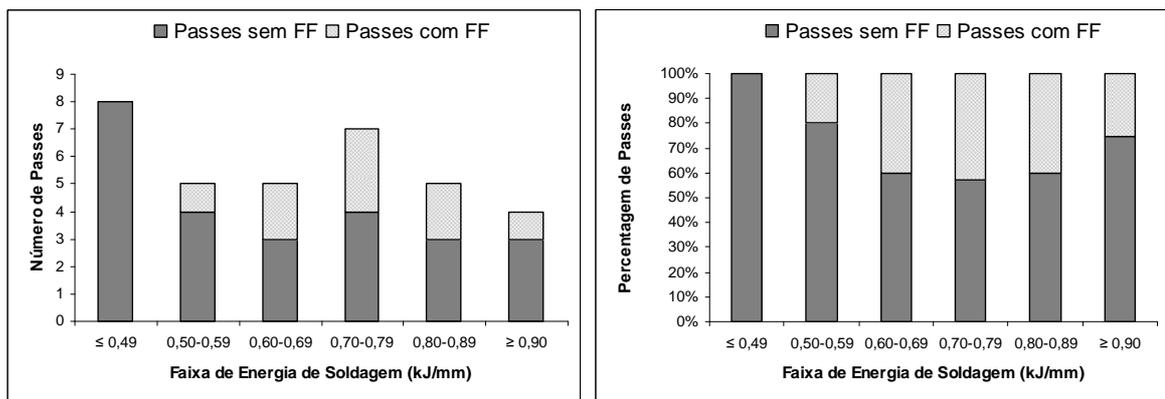


Figura 5.9: Resultado dos passes executados pelo processo RMD-Pro na posição 3F.

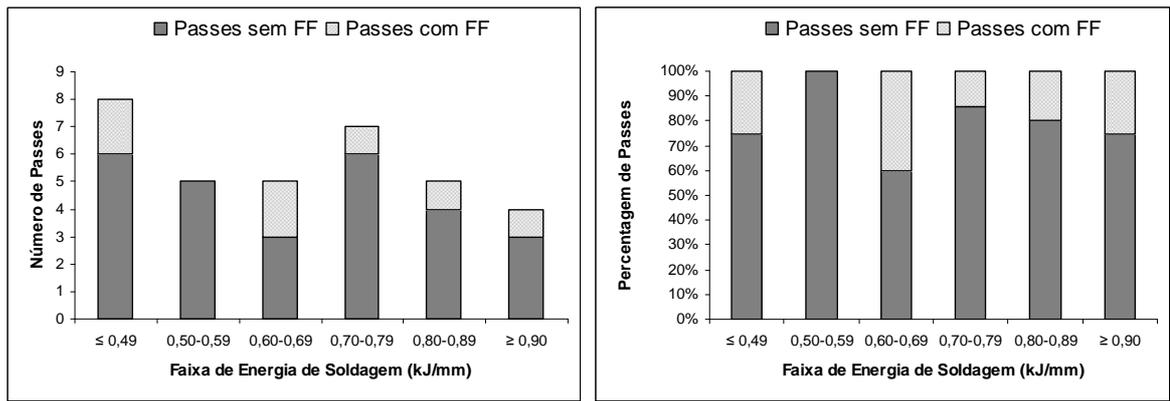


Figura 5.10: Resultado dos passes executados pelo processo RMD-Pro na posição 4F.

A discriminação dos resultados conforme a posição de soldagem não mostrou a existência de uma tendência definida da ocorrência de falta de fusão. Na posição 2F, a percentagem de falta de fusão inaceitável entre as faixas de energia de soldagem variou de 0 a 60%, na posição 3F, de 0 a 42,9% e, na posição 4F, de 0 a 40%. Na média, a percentagem de falhas ficou em 26,6% para as posições 2F e 3F e 20,6% para a posição 4F.

Na análise das soldas *bead-on-pipe* feita anteriormente, verificou-se uma maior suscetibilidade à falta de fusão na soldagem em progressão vertical descendente. Logo, realizou-se análise semelhante com as juntas soldadas considerando-se apenas as amostras retiradas da posição 3F. Os resultados são apresentados nas Figuras 5.11 e 5.12.

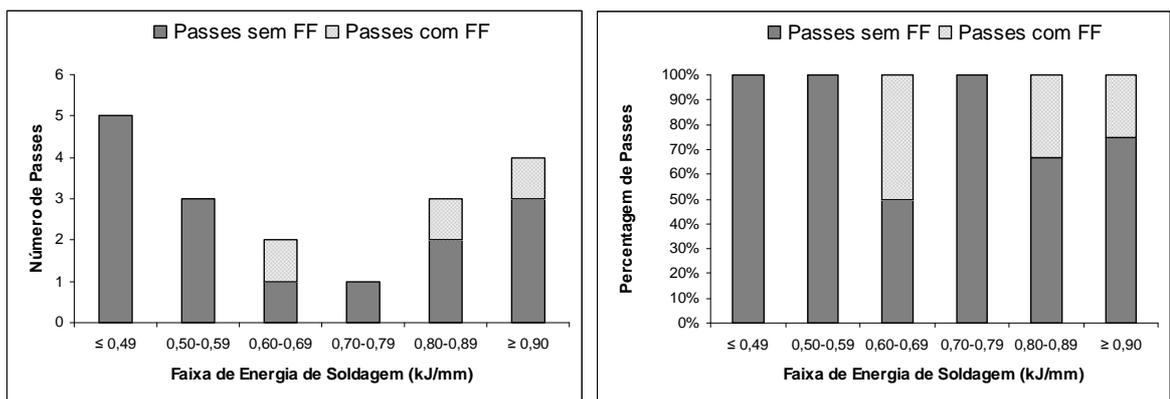


Figura 5.11: Resultado dos passes executados pelo processo RMD-Pro na posição 3F em progressão ascendente.

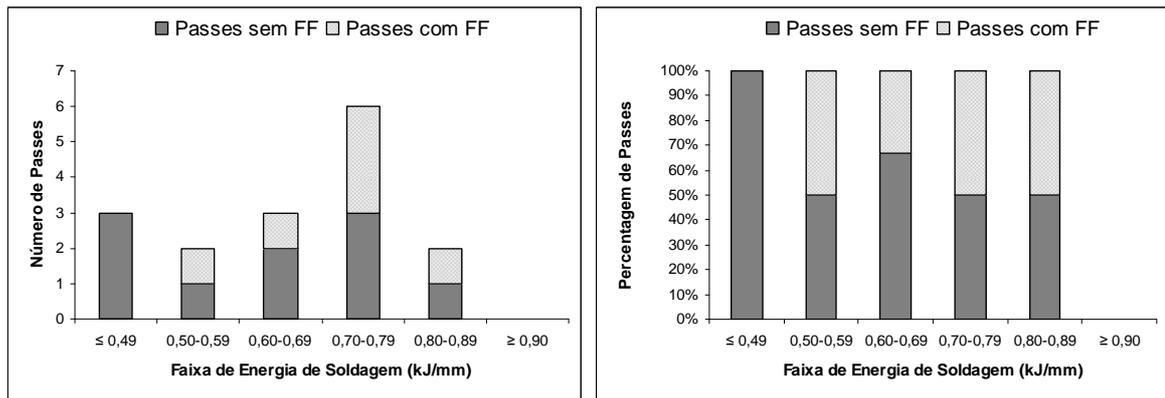


Figura 5.12: Resultado dos passes executados pelo processo RMD-Pro na posição 3F em progressão descendente.

Nota-se que a soldagem em progressão vertical descendente produziu maior percentual de faltas de fusão. Durante a análise de cada passe, verificou-se também que as faltas de fusão oriundas da soldagem em progressão vertical ascendente apresentam menor tamanho em comparação com a soldagem em progressão descendente. Assim, tanto nas soldas *bead-on-pipe* quanto nas juntas soldadas, a soldagem em progressão vertical ascendente mostrou-se capaz de produzir soldas de melhor qualidade. Estes resultados vão ao encontro do que se verifica na literatura sobre a influência da progressão vertical de soldagem na geometria do cordão, principalmente no que diz respeito à penetração.

Para as juntas soldadas sobrepostas, a análise térmica através do modelo *PRCI Hot Tap* (para o primeiro passe apenas) resultou em valores de $\Delta t_{8/5}$ entre 1,05 e 3,53 segundos e durezas máximas entre 324,78 e 382,24 HV10, isso para energias de soldagem que variaram de 0,45 a 0,90 kJ/mm. Conforme já citado, para se evitar durezas acima de 350 HV é preciso um $\Delta t_{8/5} > 2,4$ segundos (Figura 5.3). Para as juntas soldadas deste trabalho, isso é conseguido com $E > 0,70$ kJ/mm, aproximadamente.

A Figura 5.13 mostra a expressiva diferença entre as máximas temperaturas da superfície interna da parede do tubo das juntas soldadas quando comparadas com àquelas encontradas para as soldas *bead-on-pipe*. O maior valor obtido foi 530°C, consideravelmente abaixo do limite máximo recomendado de 982°C. Assim sendo, ainda existe grande margem para maiores energias de soldagem sem maiores riscos de perfuração, porém, deve-se tomar cuidado com as elevadas penetrações produzidas pelo processo ProPulse.

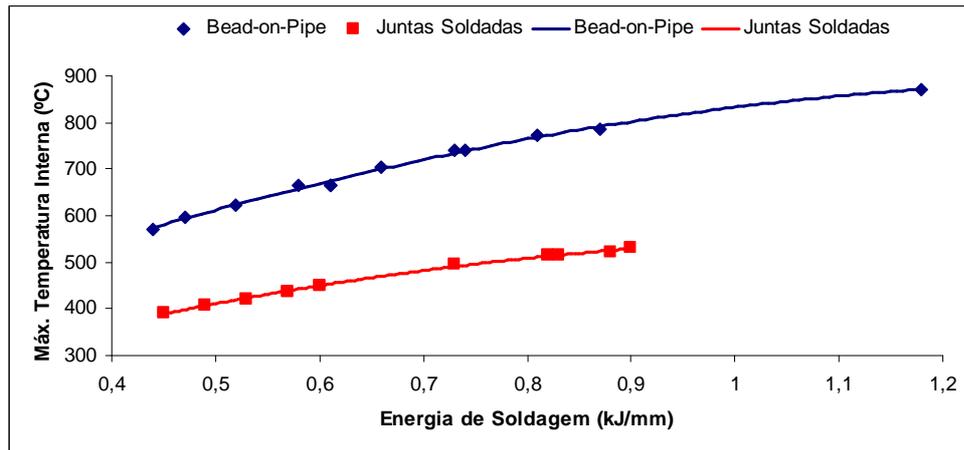


Figura 5.13: Gráfico comparativo entre as máximas temperaturas internas para soldas *bead-on-pipe* e juntas soldadas sobrepostas, conforme modelo *PRCI Hot Tap*.

Da mesma forma que para as soldas *bead-on-pipe*, para as juntas soldadas também foi estabelecida comparação entre os valores de $\Delta t_{8/5}$ obtidos através da análise térmica através do modelo *PRCI Hot Tap* (soldagem em operação) e aqueles resultantes das Equações 4.2 e 4.3 (soldagem sob condições térmicas normais). Igualmente a Figura 5.5, os resultados apresentados na Figura 5.14 também indicam o modo 3D como o mais próximo das condições térmicas da soldagem em operação.

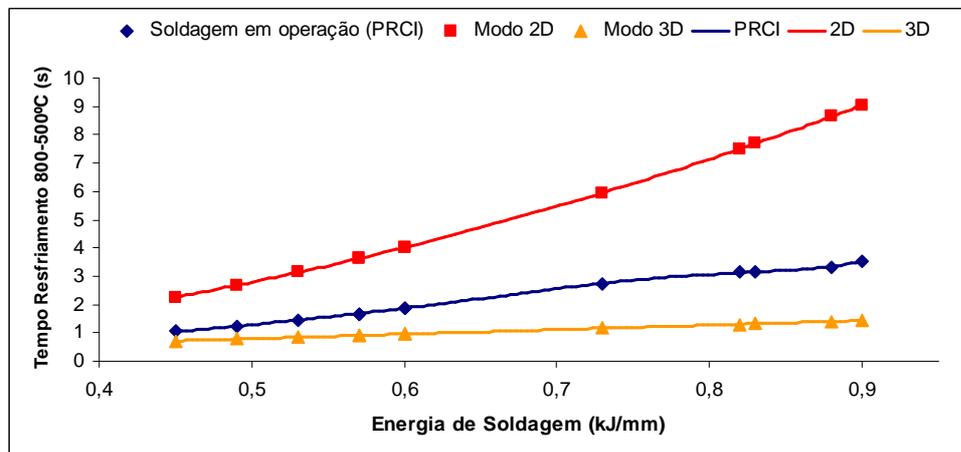


Figura 5.14: $\Delta t_{8/5}$ em função da energia de soldagem, comparação entre os modos 2D e 3D de remoção de calor (sem influência do ambiente) e a soldagem em operação das juntas soldadas sobrepostas.

6 - CONCLUSÕES

- A utilização de processos MIG/MAG com Curto-Circuito Controlado na soldagem em operação ainda é discutível. Muitas faltas de fusão foram facilmente identificadas nas juntas soldadas sobrepostas, as quais ocorreram em todos os níveis de energia utilizados (0,39 a 1,01 kJ/mm) e também em todas as posições de soldagem (2F, 3F, 4F).
- Os resultados não apontaram para uma faixa de energia de soldagem mais adequada, porém, analisando qualitativamente as macroestruturas, percebeu-se certa qualidade superior das juntas soldadas em maiores níveis de energias.
- Para a posição vertical, tanto os resultados das soldas *bead-on-pipe* quanto das juntas soldadas mostram que a progressão ascendente é a melhor opção, sendo menos suscetível à falta de fusão e capaz de atingir maiores penetrações quando comparada à progressão descendente.
- Não se pode descartar a utilização de processos MIG/MAG com Curto-Circuito Controlado na soldagem em operação, sem antes realizar outros estudos e estabelecer o melhor pacote operacional. Outros gases de proteção também devem ser avaliados.
- Deve ser considerado o uso de soldagem automatizada no desenvolvimento de estudos. A soldagem semi-automática incorpora variáveis indesejáveis à soldagem, como, por exemplo, variação do ângulo de ataque da tocha de soldagem, as quais dificultam a análise dos resultados.
- O MIG/MAG Pulsado mostrou-se satisfatório, apesar de avaliado dentro de uma menor faixa de energia de soldagem. Boa capacidade de fusão e elevadas penetrações foram detectadas. Entretanto, devido a essas elevadas penetrações tem-se maior risco de perfuração do tubo, fato que deve ser alvo de novos estudos.
- Valores de dureza medidos e simulados indicam que, evitando-se as energias de soldagem extremamente baixas, consegue-se produzir soldas aceitáveis perante os critérios de aceitação de dureza. Maiores energias de soldagem podem ser utilizadas, principalmente nas juntas sobrepostas, onde o risco de perfuração é menor.

7 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Conforme concluído anteriormente, ainda são necessários mais estudos para avaliar a possibilidade de utilização de processos MIG/MAG com Curto-Circuito Controlado na soldagem em operação. Recomenda-se novos trabalhos para a definição de um pacote operacional ótimo seguindo algumas premissas. Deve-se utilizar energia de soldagem acima de 0,80 kJ/mm e os maiores níveis de corrente possíveis. Para isso, recomenda-se o uso de arame-eletrodo de diâmetro 1,2 mm, visto que o risco de perfuração é moderado. Gases mais ativos, como o próprio CO₂ puro, devem ser avaliados. Para posição vertical, a progressão ascendente deve ser utilizada.

O MIG/MAG Pulsado também merece ser estudado mais profundamente quanto a sua utilização na soldagem em operação. Um pacote operacional que produza menores penetrações é desejável. Para isso recomenda-se o uso de correntes ainda menores que as apresentadas neste trabalho, ou então a utilização de arame-eletrodo de 1,0 mm, prestando atenção nas conseqüências resultantes das baixas energias de soldagem.

Por fim, recomenda-se estudar o risco de perfuração da parede do tubo para a soldagem MIG/MAG e suas variantes, verificando se o critério extensivamente utilizado para o processo Eletrodo Revestido (982°C) pode ser aplicado, principalmente para o MIG/MAG Pulsado. Deve-se considerar, por exemplo, que para uma mesma temperatura da superfície interna da parede do tubo, a característica de elevadas penetrações do MIG/MAG Pulsado faz com que o risco de perfuração deste processo seja maior que o do MIG/MAG com Curto-Circuito Controlado.

8 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] BRUCE, W. A. **External Weld Deposition for Internal Wall Loss in Tees and Elbows – Further Validation**. EWI Project No. 45490CAP, Columbus, Ohio, September 2, 2003.
- [2] BRUCE, W. A. **Guidelines for Welding Deposition Repairs on Pipelines**. PRCI Catalog No. L51782, Arlington, Virginia, February 24, 1998.
- [3] COMISSÃO DE NORMALIZAÇÃO TÉCNICA PETROBRAS. **N-2163: Soldagem e Trepanação em Equipamentos, Tubulações Industriais e Dutos em Operação**, Revisão D, 04/2008.
- [4] AMERICAM PETROLEUM INSTITUTE. **API STANDARD 1104: Welding of Pipelines and Related Facilities**. Twentieth Edition, Washington, DC, November 2005.
- [5] PAES, M. T. P. **Procedimentos para a Soldagem de Dutos e Tubulações Industriais em Operação**. Rio de Janeiro, CENPES/DIPILOT/SEMEC, Abril 2000.
- [6] BAILEY, N. et al. **Welding Steels without Hydrogen Cracking**. England: Abington Publishing, 1973, Second Edition.
- [7] COE, F. R. **Welding Steels without Hydrogen Cracking**. The Welding Institute, London, 1973 *apud* WAINER, E. et al. **Soldagem – Processos e Metalurgia**. São Paulo: Editora Edgard Blucher Ltda, 2002, p. 422.
- [8] RICHARDS, K. G. **Weldability of Steel**. The Welding Institute, London, 1972 *apud* WAINER, E. et al. **Soldagem – Processos e Metalurgia**. São Paulo: Editora Edgard Blucher Ltda, 2002, p. 421.
- [9] GRANJON, H. **La Fissuration à Froid en Soudage d'Aciers**. Soud. Tec. Conn. v. 26, n. 3/4, p. 155-164, mar/avr 1972 *apud* WAINER, E. et al. **Soldagem – Processos e Metalurgia**. São Paulo: Editora Edgard Blucher Ltda, 2002, p. 422.

- [10] MACHADO, I. G. **Apontamentos em aula na disciplina Metalurgia da Soldagem**. Curso de Formação de Engenheiros de Equipamentos - Inspeção, Petrobras, Rio de Janeiro, 2008.
- [11] BRUCE, W. A., BORING, M. A. **Evaluation of Preheat Requirements for In-Service Welding**. EWI Project No. 46347CAP, Columbus, Ohio, July 5, 2005.
- [12] BRUCE, W. A. **Procedure Selection Guidelines and Compendium of Procedures for Welding onto In-Service Pipelines**. EWI Project No. 41905CPQ, Columbus, Ohio, May 18, 2000.
- [13] KIEFNER, J. F., FISCHER, R. D. **Repair and Hot Tapping Welding on Pressurized Pipelines**. In: 11th Annual Energy Sources Technology Conference and Exhibition, New Orleans, LA, January 10-13, 1988 *apud* BRUCE, W. A. **Guidelines for Welding Deposition Repairs on Pipelines**. PRCI Catalog No. L51782, Arlington, Virginia, February 24, 1998, p. 7.
- [14] COLA, M. J., THREADGILL, P. L. **Criteria for Hot Tap Welding – Further Studies**. PRCI Catalog No. L51602, 1989.
- [15] ALORAIER, A. S., IBRAHIN, R. N., GHOJEL, J. **Eliminating Post-Weld Heat Treatment in Repair Welding by Temper Bead Technique**. Journal of Material Processing Technology, n. 153-154, p. 392-400, 2004.
- [16] ASM INTERNATIONAL. **ASM HANDBOOK VOLUME 6: Welding, Brazing and Soldering**.
- [17] SPERKO, W. J. **Exploring Temper Bead Welding**. Welding Journal, v. 84, n. 8, p. 37-48, Miami, July 2005.
- [18] REITJENS, I. P. **Safely Weld and Repair In-Service Pipe Lines**. Pipe Line Industry, December 1986 *apud* PAES, M. T. P. **Procedimentos para a Soldagem de Dutos e Tubulações Industriais em Operação**. Rio de Janeiro, CENPES/DIPILOT/SEMEC, Abril 2000, p. 14.
- [19] HOWDEN, D. G. **Welding onto Pressurized Pipelines**. Loss Prevention, v. 9, American Institute of Chemical Engineers, New York, NY, p. 8-10 *apud* BRUCE,

- W. A. **Welding onto In-Service Thin-Wall Pipelines**. EWI Project No. 41732CAP, Columbus, Ohio, July 2000, p. 2.
- [20] CASSIE, B. A. **The Welding of Hot Tap Connections to High Pressure Gas Pipelines**. J. W. Jones Memorial Lecture, Pipeline Industries Guild, 1974 *apud* BRUCE, W. A. **Welding onto In-Service Thin-Wall Pipelines**. EWI Project No. 41732CAP, Columbus, Ohio, July 2000, p. 2.
- [21] KIEFNER, J. F., FISCHER, R. D. **Models Aid Pipeline Repair Welding Procedure**. Oil and Gas Journal, 1988 *apud* BRUCE, W. A. **Welding onto In-Service Thin-Wall Pipelines**. EWI Project No. 41732CAP, Columbus, Ohio, July 2000, p. 2.
- [22] KIEFNER, J. F. **Effects of Flowing Products on Line Weldability**. Oil and Gas Journal, 1988 *apud* BRUCE, W. A. **Welding onto In-Service Thin-Wall Pipelines**. EWI Project No. 41732CAP, Columbus, Ohio, July 2000, p. 2.
- [23] KIEFNER, J. F., FISCHER, R. D., MISHLER, H. W. **Development of Guidelines for Repair and Hot Tap Welding on Pressurized Pipelines – Final Report – Phase 1**. Repair and Hot Tap Welding Group, Battelle Columbus Laboratories, 1981 *apud* BRUCE, W. A. **Welding onto In-Service Thin-Wall Pipelines**. EWI Project No. 41732CAP, Columbus, Ohio, July 2000.
- [24] KIEFNER, J. F., FISCHER, R. D. **Repair and Hot Tap Welding on Pressurized Pipelines**. In: 11th Annual Energy Sources Technology Conference and Exhibition, New Orleans, LA, January 10-13, 1988 *apud* BRUCE, W. A. **Welding onto In-Service Thin-Wall Pipelines**. EWI Project No. 41732CAP, Columbus, Ohio, July 2000, p. 2.
- [25] BRUCE, W. A., MISHLER, H. W., KIEFNER, J. F. **Repair of Pipelines by Direct Deposition of Weld Metal – Final Report**. Pipeline Research Committee, American Gas Association, Project PR-185-9119, EWI, 1993 *apud* BRUCE, W. A. **Welding onto In-Service Thin-Wall Pipelines**. EWI Project No. 41732CAP, Columbus, Ohio, July 2000, p. 2.

- [26] BRUCE, W. A., HOLDREN, R. L., KIEFNER, J. F. **Repair of Pipelines by Direct Deposition of Weld Metal – Further Studies – Final Report**. PRC International, Project PR-185-9515, EWI, 1996 *apud* BRUCE, W. A. **Welding onto In-Service Thin-Wall Pipelines**. EWI Project No. 41732CAP, Columbus, Ohio, July 2000, p. 2.
- [27] BRUCE, W. A. **Welding onto In-Service Thin-Wall Pipelines**. EWI Project No. 41732CAP, Columbus, Ohio, July 2000.
- [28] BRUCE, W. A. **Burnthrough Limits for In-Service Welding**. EWI Project No. 44732CAP, Columbus, Ohio, May 3, 2009.
- [29] KIEFNER, J. F. et al. **Experimental Verification of Hot Tap Welding Thermal Analysis – Final Report – Phase II**. Liquid Propane Experiments, v. 2, Repair and Hot Tap Welding Group, Battelle Columbus Laboratories, 1983 *apud* BRUCE, W. A. **Welding onto In-Service Thin-Wall Pipelines**. EWI Project No. 41732CAP, Columbus, Ohio, July 2000, p. 12.
- [30] KIEFNER, J. F., BRUCE, W. A., STEPHENS, D. R. **Pipeline Repair Manual – Final Report to A.G.A.** Line Pipe Research Supervisory Committee, Project PR-218-9307, Catalog No. L51716, Kiefner and Associates, Worthington, Ohio, 1994 *apud* BRUCE, W. A. **Welding onto In-Service Thin-Wall Pipelines**. EWI Project No. 41732CAP, Columbus, Ohio, July 2000, p. 13.
- [31] CANADIAN STANDARD ASSOCIATION. **CSA-Z662: Oil and Gas Pipelines Systems**. June 2007.
- [32] STANDARDS AUSTRALIA. **AS 2885.2: Pipelines – Gas and Liquid Petroleum – Part 2: Welding**. March 2007.
- [33] BRUCE, W. A., BRADLEY, C. E., CARMAN, A. **Heat-Affected Zone Hardness Limits for In-Service Welding**. In: 7th International Pipeline Conference, September 29 – October 03, 2008, Calgary, Alberta, Canada.
- [34] BRUCE, W. A., BORING, M. A. **Realistic Hardness Limits for In-Service Welding**. EWI Project No. 46344CAP, Columbus, Ohio, March 17, 2005.

- [35] MATHARU, I. S., HART, P. H. M. **Heat Affected Zone (HAZ) Hydrogen Cracking Behaviour of Low Carbon Equivalent C-Mn Steels**. The Welding Institute, Report No. 290/1985, Abington Hall, Cambridge, November 1985.
- [36] INTERNATIONAL STANDARD. **ANSI/NACE MR0175/ISO15156-2:2003: Petroleum and Natural Gas Industries – Materials for use in H₂S-Containing Environments in Oil and Gas Production – Part 2: Cracking Resistance Carbon and Low Alloy Steels, and the use of Cast Iron – Technical Circular 1**. December 15, 2007.
- [37] MACHADO, I. G. **Condução de Calor na Soldagem: Fundamentos & Aplicações**. Porto Alegre: Editora Livre, 2000.
- [38] BRUCE, W. A., DORLING, D. V. **PRCI Thermal Analysis Model for Hot Tap Welding and Other Recent Advances in In-Service Welding Technology**. December 2001.
- [39] KIEFNER, J. F., FISCHER, R. D., MISHLER, H. W. **Development of Guidelines for Repair and Hot Tap Welding on Pressurized Pipelines – Final Report – Phase 1**. Repair and Hot Tap Welding Group, Battelle Columbus Laboratories, 1981 *apud* PAES, M. T. P. **Procedimentos para a Soldagem de Dutos e Tubulações Industriais em Operação**. Rio de Janeiro, CENPES/DIPILOT/SEMEC, Abril 2000, p. 9.
- [40] KIEFNER, J. F., FISCHER, R. D. **Models Aid Pipeline Repair Welding Procedure**. Oil and Gas Journal, March 7, 1988 *apud* BRUCE, W. A., DORLING, D. V. **PRCI Thermal Analysis Model for Hot Tap Welding and Other Recent Advances in In-Service Welding Technology**. December 2001.
- [41] BRUCE, W. A., LI, V., CITTERBERG, R. **PRCI Thermal Analysis Model for Hot-Tap Welding – Version 4.2 – User Guide Revision 3**. PRCI Catalog No. L51837, May 7, 2002.
- [42] BRUCE, W. A., FIORE, S. R. **Alternative Processes for Welding onto In-Service Pipelines**. EWI Project No. 43675CAP, Columbus, Ohio, March 29, 2002.

- [43] POPE, A. M., MARINHO, R. R. **CT TMEC 008/2005**: Determinação do Hidrogênio Difusível no Metal de Solda Depositado por Eletrodo Revestido FOX EV 50. CENPES/Tecnologia de Materiais, Equipamentos e Corrosão, Rio de Janeiro, Fevereiro de 2005.
- [44] POPE, A. M., MARINHO, R. R. **CT TMEC 035/2005**: Medição do Hidrogênio Difusível no Metal de Solda Depositado por Eletrodo Revestido FILARC 88S. CENPES/Tecnologia de Materiais, Equipamentos e Corrosão, Rio de Janeiro, Junho de 2005.
- [45] BRUCE, W. A., BORING, M. A. **Improved Root Pass Quality for In-Service Branch Connection Welding**. EWI Project No. 46343CAP, Columbus, Ohio, February 15, 2005.
- [46] BRUCE, W. A. **Automated FCAW of Sleeves for Hot-Tapping and Repair**. PR-171-1129, May 2005.
- [47] SCOTTI, A., PONOMAREV, V. **Soldagem MIG/MAG**. São Paulo: Artliber Editora Ltda, 2008.
- [48] MACHADO, I. G. **Soldagem e Técnicas Conexas: Processos**. Porto Alegre: Editado pelo Autor, 1996.
- [49] EASSA, H. E. et al. **A High Performance Welding Power Source and its Application**. IEEE, p. 1241-1244, 1983.
- [50] LESNEWICH, A. **Control of Melting Rate and Metal Transfer in Gas-Shielded Metal-Arc Welding – Part 1 – Control of Electrode Melting Rate**. Welding Research Supplement, p. 343-353, August 1958.
- [51] WASZINK, J. H. et al. **Heat Generation and Heat Flow in the Filler Metal in GMA Welding**. Welding Journal, Miami, v. 61, n. 8, p. 269-280, August 1982.
- [52] SILVA, R. H. G. **Soldagem MIG/MAG em Transferência Metálica por Curto-Circuito Controlado aplicada ao Passe de Raiz**. Florianópolis, Fevereiro de 2005, 113p. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Universidade Federal de Santa Catarina.

- [53] WAINER, E. et al. **Soldagem – Processos e Metalurgia**. São Paulo: Editora Edgard Blucher Ltda, 2002.
- [54] AMERICAM WELDING SOCIETY. **WELDING HANDBOOK VOLUME 2: Welding Processes – Part 1**. Ninth Edition.
- [55] AMIN, M. **Synergic Pulse MIG Welding**. *Metal Construction*, p. 349-353, June 1981.
- [56] AMIN, M. **Pulse Current Parameters for Arc Stability and Controlled Metal Transfer in Arc Welding**. *Metal Construction*, p. 272-278, May 1983.
- [57] CHOI, S. K. et al. **Dynamic Simulation of Metal Transfer in GMAW**. *Welding Journal*, Miami, v. 77, n. 1, p. 38-51, January 1998.
- [58] SUBAN, M., TUSEK, J. **Methods for Determination of Arc Stability**. *Journal of Materials Processing Technology*, n. 143-144, p. 430-437, 2003.
- [59] DERUNTZ, B. D. **Assessing the Benefits of Surface Tension Transfer Welding to Industry**. *Journal of Industrial Technology*, v. 19, n. 4, p. 2-8, August 2003 to October 2003.
- [60] DUTRA, J. C., SILVA, R. G. **MIG/MAG – Transferência Metálica por Curto-Circuito sob Controle da Forma de Onda da Corrente – Sistemas CCC e STT – Fundamentos**. *Soldagem & Inspeção*, v. 13, n. 2, p. 92-96, São Paulo. Abril/Junho 2008.
- [61] SILVA, R. H. G. **Aporte Térmico, Penetração e Rendimento de Deposição na Soldagem MIG/MAG em Curto-Circuito Controlado**. In: 3º Congresso Brasileiro de P&D em Petróleo e Gás, 2 a 5 de Outubro de 2005, Salvador, Bahia.
- [62] CUHEL, J. **Modified GMAW for Root Passes**. *The Tube & Pipe Journal*, v. 19, n. 3, p. 18-23, April-May 2008.
- [63] CHUEL, J. **GMAW Options offer Increased Productivity for Pipe Fab Shops**. *Welding Journal*, June 2008.

- [64] **PipePro Welding System – Root-Fill-Cap Welding.** Miller Welds Specification Sheets. http://www.millerwelds.com/pdf/spec_sheets/PWS1-0.pdf. Acesso em 03/06/09.
- [65] **TransPuls Synergic 3200 CMT.** Fronius International Products. http://www.fronius.com/countrywebsite/brazil/index_br.htm. Acesso em 22/05/09.
- [66] ASME BOILER & PRESSURE VESSEL CODE. **ASME IX:** Qualification Standard for Welding and Brazing Procedures, Welders, Brazers, and Welding and Brazing Operators. 2007 Edition, New York, NY.

ANEXOS

Anexo A: Dados Relativos às Soldas <i>Bead-on-Pipe</i>	94
Anexo B: Dados Relativos às Juntas Soldadas Sobrepostas (Duplas-Calhas)	95
Anexo C: Macrografias das Soldas <i>Bead-on-Pipe</i>	99
Anexo D: Macrografias das Juntas Soldadas Sobrepostas	103

ANEXO A: DADOS RELATIVOS ÀS SOLDAS *BEAD-ON-PIPE*

Tabela A.1: Soldas *bead-on-pipe* executadas pelo processo RMD-Pro em progressão vertical ascendente.

BOP nº	Ø arame (mm)	U (V)	I (A)	v_s (mm/min)	E (kJ/mm)	$\Delta t_{8/5}$ (s)	T_{int} (°C)	Dureza (HV10)
BOP1	1,0	16,1	125	273	0,44	1,66	572	366,62
BOP2	1,2	16,5	155	293	0,52	2,05	622	357,12
BOP7	1,2	16,5	140	171	0,81	3,17	772	332,07
BOP9	1,2	16,7	140	162	0,87	3,27	786	330,00
BOP8	1,2	16,7	140	119	1,18	3,91	872	317,68

Tabela A.2: Soldas *bead-on-pipe* executadas pelo processo RMD-Pro em progressão vertical descendente.

BOP nº	Ø arame (mm)	U (V)	I (A)	v_s (mm/min)	E (kJ/mm)	$\Delta t_{8/5}$ (s)	T_{int} (°C)	Dureza (HV10)
BOP3	1,2	17,1	170	371	0,47	1,86	598	361,69
BOP6	1,0	16,0	155	258	0,58	2,40	666	348,88
BOP10	1,2	17,0	175	293	0,61	2,40	666	348,88
BOP11	1,2	16,6	180	245	0,73	2,95	739	336,77
BOP5	1,0	16,1	160	210	0,74	2,95	739	336,77

Tabela A.3: Soldas *bead-on-pipe* executadas pelo processo ProPulse em progressão vertical ascendente.

BOP nº	Ø arame (mm)	U (V)	I (A)	v_s (mm/min)	E (kJ/mm)	$\Delta t_{8/5}$ (s)	T_{int} (°C)	Dureza (HV10)
BOP4	1,2	19,9	130	256	0,61	2,40	666	348,88
BOP12	1,2	20,4	140	259	0,66	2,69	705	342,33

ANEXO B: DADOS RELATIVOS ÀS JUNTAS SOLDADAS SOBREPOSTAS (DUPLAS-CALHAS)

Tabela B.1: Junta soldada 1, Ø do arame 1,0 mm, energia média de soldagem 0,45 kJ/mm.

Passe	Processo	Progr.	U (V)	I (A)	v_s (mm/min)	E (kJ/mm)	$\Delta t_{8/5}$ (s)	T_{int} (°C)	Dureza (HV10)
1	RMD-Pro	ASC	15,9	120	234	0,49	1,24	408	377,15
2	RMD-Pro	ASC	15,5	125	267	0,43	--	--	--
3	RMD-Pro	ASC	15,6	125	253	0,46	--	--	--
4	RMD-Pro	ASC	15,4	110	258	0,39	--	--	--

Tabela B.2: Junta soldada 2, Ø do arame 1,2 mm, energia média de soldagem 0,50 kJ/mm.

Passe	Processo	Progr.	U (V)	I (A)	v_s (mm/min)	E (kJ/mm)	$\Delta t_{8/5}$ (s)	T_{int} (°C)	Dureza (HV10)
1	RMD-Pro	ASC	16,5	155	271	0,57	1,67	436	366,41
2	RMD-Pro	ASC	16,5	150	296	0,50	--	--	--
3	RMD-Pro	ASC	16,4	145	271	0,53	--	--	--
4	RMD-Pro	ASC	15,9	130	293	0,42	--	--	--

Tabela B.3: Junta soldada 3, Ø do arame 1,2 mm, energia média de soldagem 0,49 kJ/mm.

Passe	Processo	Progr.	U (V)	I (A)	v_s (mm/min)	E (kJ/mm)	$\Delta t_{8/5}$ (s)	T_{int} (°C)	Dureza (HV10)
1	RMD-Pro	DSC	16,8	175	396	0,45	1,05	391	382,21
2	ProPulse	ASC	19,8	135	267	0,60	--	--	--
3	ProPulse	ASC	19,9	125	297	0,50	--	--	--
4	ProPulse	ASC	18,9	120	322	0,42	--	--	--

Tabela B.4: Junta soldada 4, Ø do arame 1,0 mm, energia média de soldagem 0,54 kJ/mm.

Passe	Processo	Progr.	U (V)	I (A)	v_s (mm/min)	E (kJ/mm)	$\Delta t_{8/5}$ (s)	T_{int} (°C)	Dureza (HV10)
1	RMD-Pro	DSC	16,5	145	271	0,53	1,45	422	371,83
2	RMD-Pro	DSC	16,5	145	202	0,71	--	--	--
3	RMD-Pro	DSC	16,3	155	328	0,46	--	--	--
4	RMD-Pro	DSC	16,4	145	325	0,44	--	--	--

Tabela B.5: Junta soldada 5, Ø do arame 1,2 mm, energia média de soldagem 0,60 kJ/mm.

Passe	Processo	Progr.	U (V)	I (A)	v_s (mm/min)	E (kJ/mm)	$\Delta t_{8/5}$ (s)	T_{int} (°C)	Dureza (HV10)
1	RMD-Pro	ASC	16,1	140	227	0,60	1,88	450	361,07
2	ProPulse	ASC	19,8	130	221	0,70	--	--	--
3	ProPulse	ASC	19,7	130	259	0,59	--	--	--
4	ProPulse	ASC	19,3	120	265	0,53	--	--	--

Tabela B.6: Junta soldada 6, Ø do arame 1,2 mm, energia média de soldagem 0,85 kJ/mm.

Passe	Processo	Progr.	U (V)	I (A)	v_s (mm/min)	E (kJ/mm)	$\Delta t_{8/5}$ (s)	T_{int} (°C)	Dureza (HV10)
1	RMD-Pro	ASC	16,8	145	175	0,83	3,14	514	332,64
2	RMD-Pro	ASC	16,3	150	170	0,86	--	--	--
3	RMD-Pro	ASC	16,5	145	155	0,93	--	--	--
4	RMD-Pro	ASC	16,5	150	193	0,77	--	--	--

Tabela B.7: Junta soldada 7, Ø do arame 1,2 mm, energia média de soldagem 0,67 kJ/mm.

Passe	Processo	Progr.	U (V)	I (A)	v_s (mm/min)	E (kJ/mm)	$\Delta t_{8/5}$ (s)	T_{int} (°C)	Dureza (HV10)
1	RMD-Pro	DSC	17,3	170	309	0,57	1,67	436	366,41
2	RMD-Pro	DSC	17,0	175	243	0,73	--	--	--
3	RMD-Pro	DSC	17,0	175	267	0,67	--	--	--
4	RMD-Pro	DSC	17,3	170	251	0,70	--	--	--

Tabela B.8: Junta soldada 8, Ø do arame 1,2 mm, energia média de soldagem 0,66 kJ/mm.

Passe	Processo	Progr.	U (V)	I (A)	v_s (mm/min)	E (kJ/mm)	$\Delta t_{8/5}$ (s)	T_{int} (°C)	Dureza (HV10)
1	RMD-Pro	ASC	16,5	145	241	0,60	1,88	450	361,07
2	RMD-Pro	DSC	17,1	170	248	0,70	--	--	--
3	RMD-Pro	DSC	17,2	165	262	0,65	--	--	--
4	RMD-Pro	DSC	16,8	170	253	0,68	--	--	--

Tabela B.9: Junta soldada 9, Ø do arame 1,2 mm, energia média de soldagem 0,74 kJ/mm.

Passe	Processo	Progr.	U (V)	I (A)	v_s (mm/min)	E (kJ/mm)	$\Delta t_{8/5}$ (s)	T_{int} (°C)	Dureza (HV10)
1	RMD-Pro	DSC	17,3	170	242	0,73	2,74	496	341,34
2	RMD-Pro	DSC	17,1	175	224	0,80	--	--	--
3	RMD-Pro	DSC	16,9	175	255	0,70	--	--	--

Tabela B.10: Junta soldada 10, Ø do arame 1,2 mm, energia média de soldagem 0,94 kJ/mm.

Passe	Processo	Progr.	U (V)	I (A)	v_s (mm/min)	E (kJ/mm)	$\Delta t_{8/5}$ (s)	T_{int} (°C)	Dureza (HV10)
1	RMD-Pro	ASC	16,2	150	163	0,90	3,53	530	324,78
2	RMD-Pro	ASC	16,5	145	155	0,92	--	--	--
3	RMD-Pro	ASC	16,4	145	141	1,01	--	--	--

Tabela B.11: Junta soldada 11, Ø do arame 1,2 mm, energia média de soldagem 0,72 kJ/mm.

Passe	Processo	Progr.	U (V)	I (A)	v_s (mm/min)	E (kJ/mm)	$\Delta t_{8/5}$ (s)	T_{int} (°C)	Dureza (HV10)
1	RMD-Pro	DSC	17,2	170	215	0,82	3,14	514	332,64
2	ProPulse	ASC	20,3	120	232	0,63	--	--	--
3	ProPulse	ASC	20,6	125	221	0,70	--	--	--

Tabela B.12: Junta soldada 12, Ø do arame 1,2 mm, energia média de soldagem 0,77 kJ/mm.

Passe	Processo	Progr.	U (V)	I (A)	v_s (mm/min)	E (kJ/mm)	$\Delta t_{8/5}$ (s)	T_{int} (°C)	Dureza (HV10)
1	RMD-Pro	ASC	16,7	140	160	0,88	3,34	522	328,66
2	ProPulse	ASC	20,3	125	207	0,73	--	--	--
3	ProPulse	ASC	20,4	120	211	0,70	--	--	--

ANEXO C: MACROGRAFIAS DAS SOLDAS *BEAD-ON-PIPE*

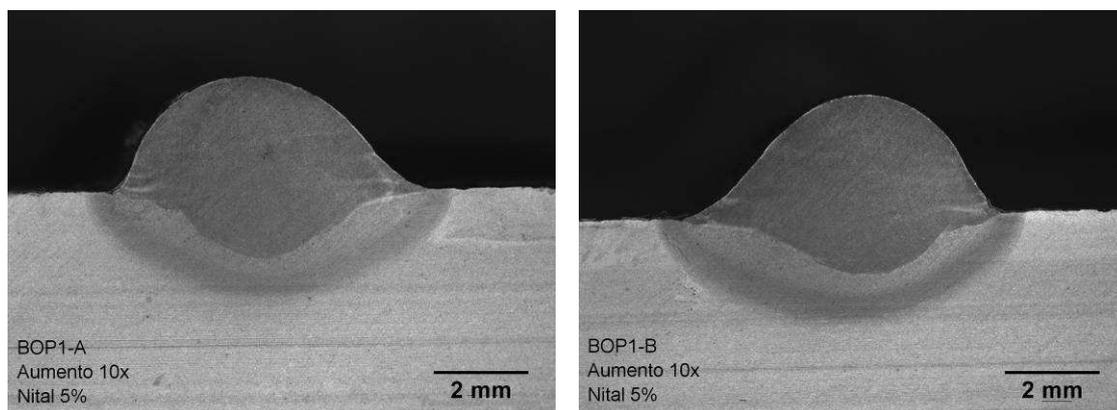


Figura C.1: Macrografias BOP1, RMD-Pro ascendente.

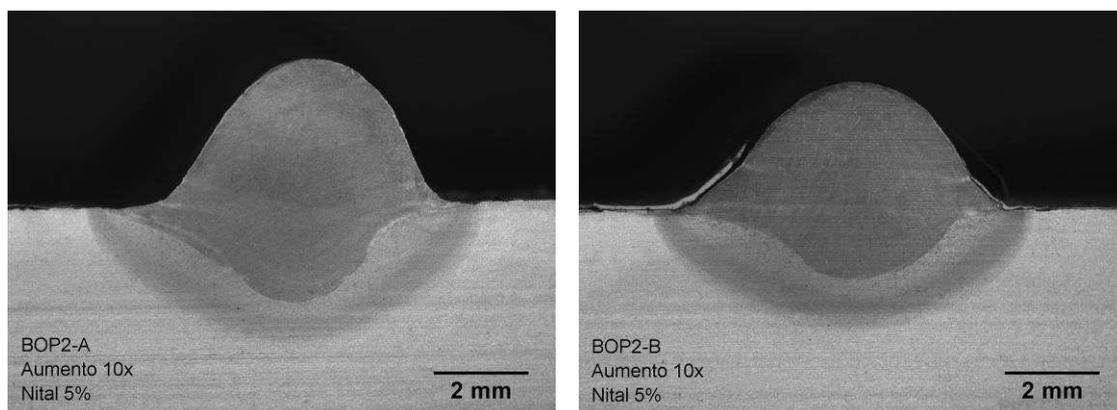


Figura C.2: Macrografias BOP2, RMD-Pro ascendente.

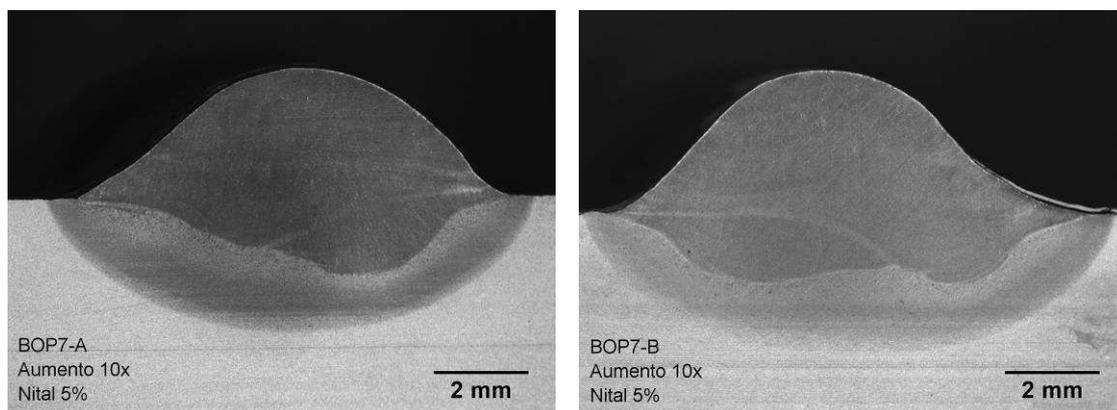


Figura C.3: Macrografias BOP7, RMD-Pro ascendente.

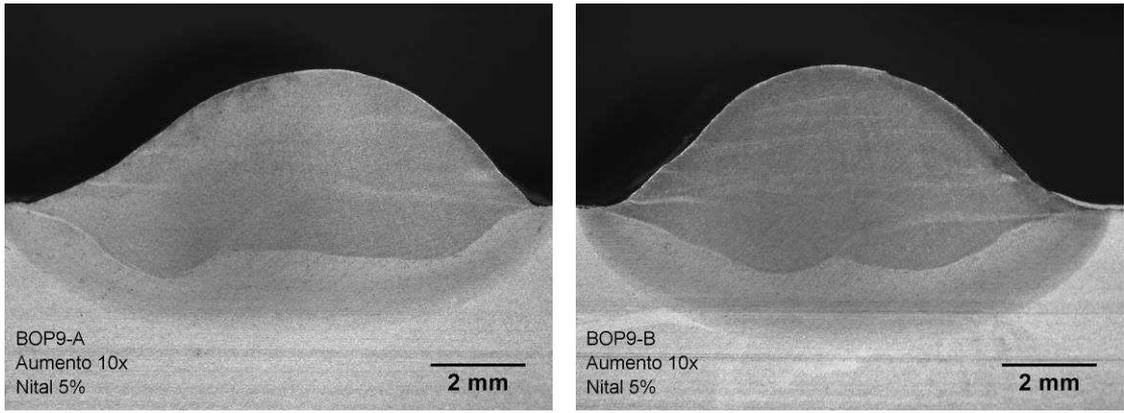


Figura C.4: Macrografias BOP9, RMD-Pro ascendente.

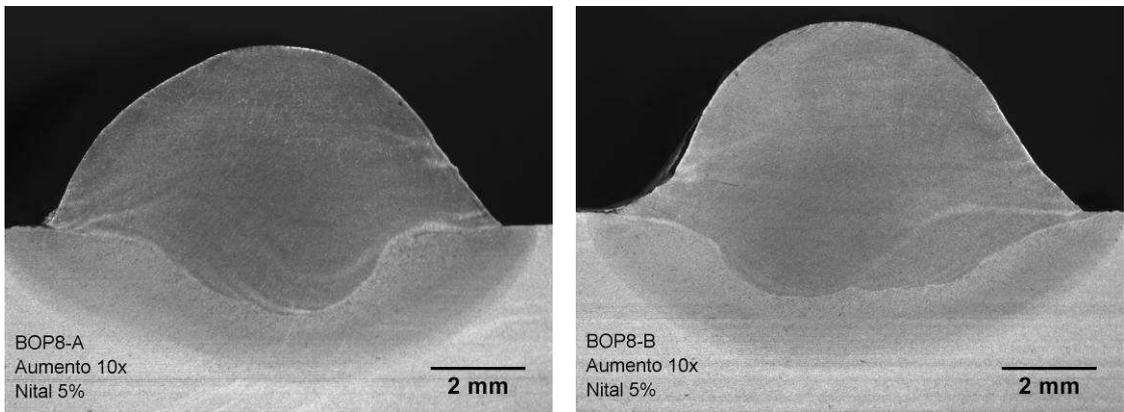


Figura C.5: Macrografias BOP8, RMD-Pro ascendente.

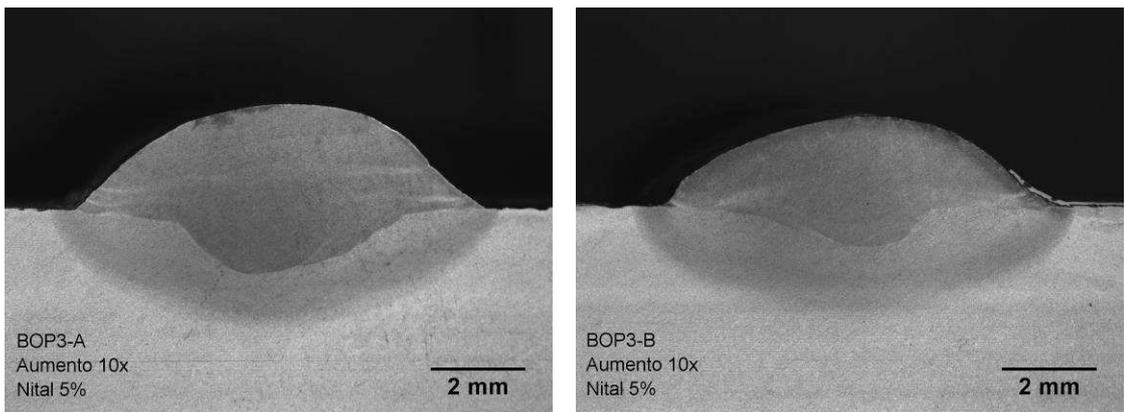


Figura C.6: Macrografias BOP3, RMD-Pro descendente.

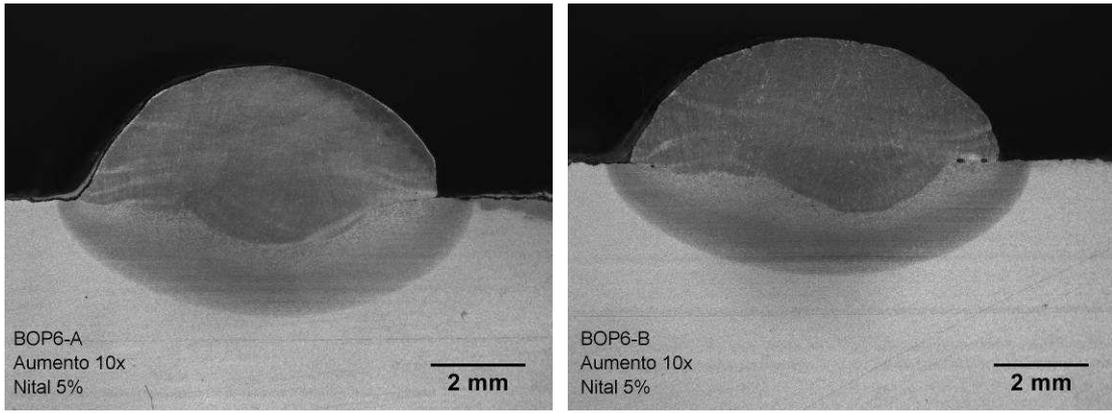


Figura C.7: Macrografias BOP6, RMD-Pro descendente.

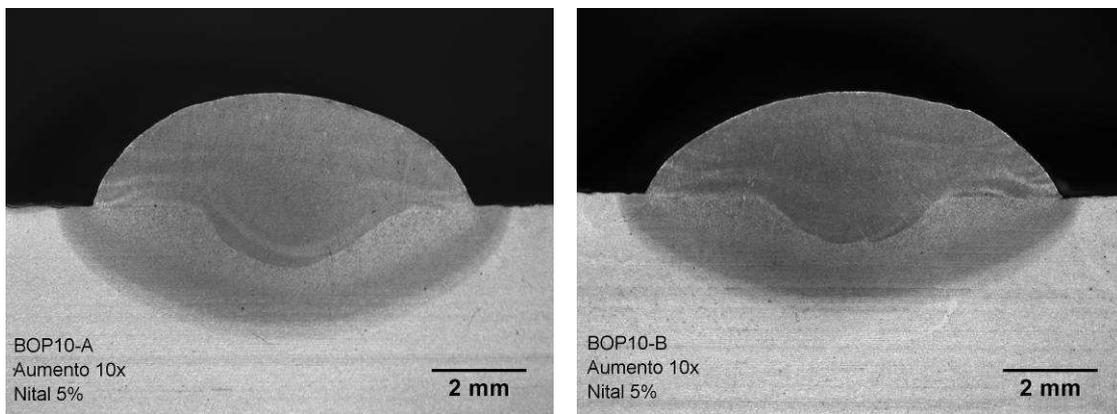


Figura C.8: Macrografias BOP10, RMD-Pro descendente.

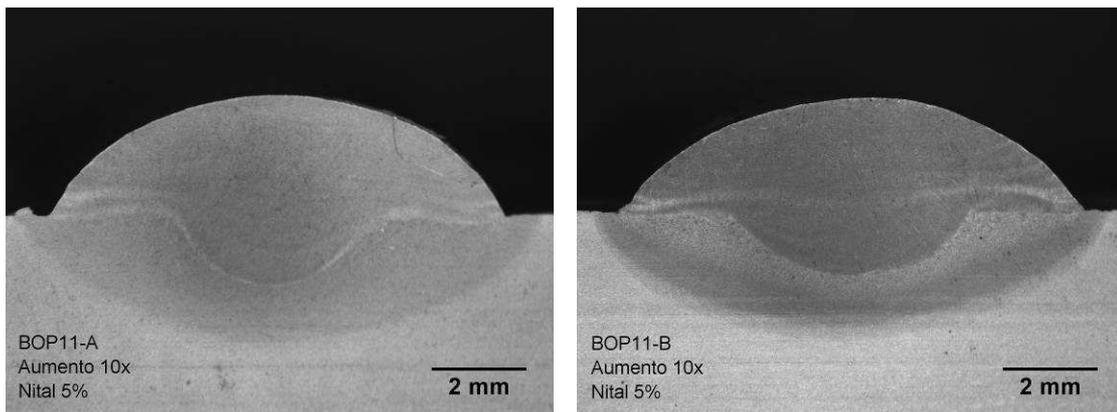


Figura C.9: Macrografias BOP11, RMD-Pro descendente.

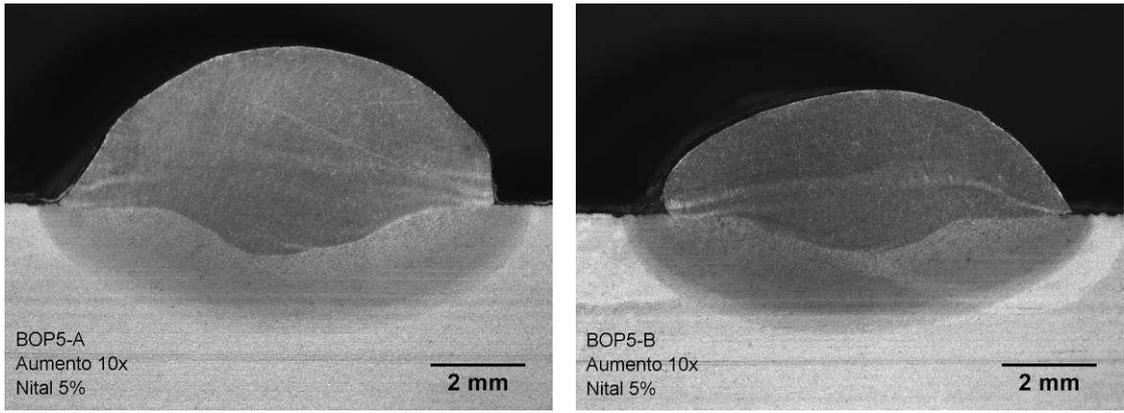


Figura C.10: Macrografias BOP5, RMD-Pro descendente.

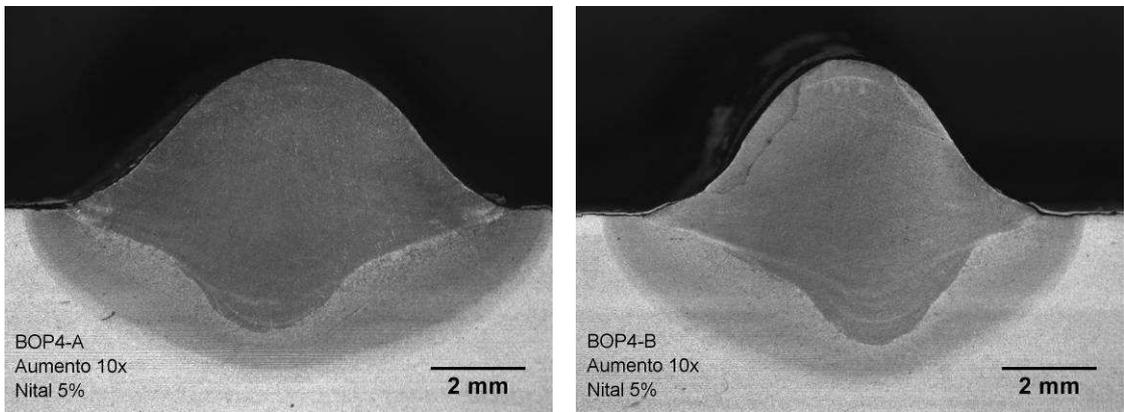


Figura C.11: Macrografias BOP4, ProPulse ascendente.

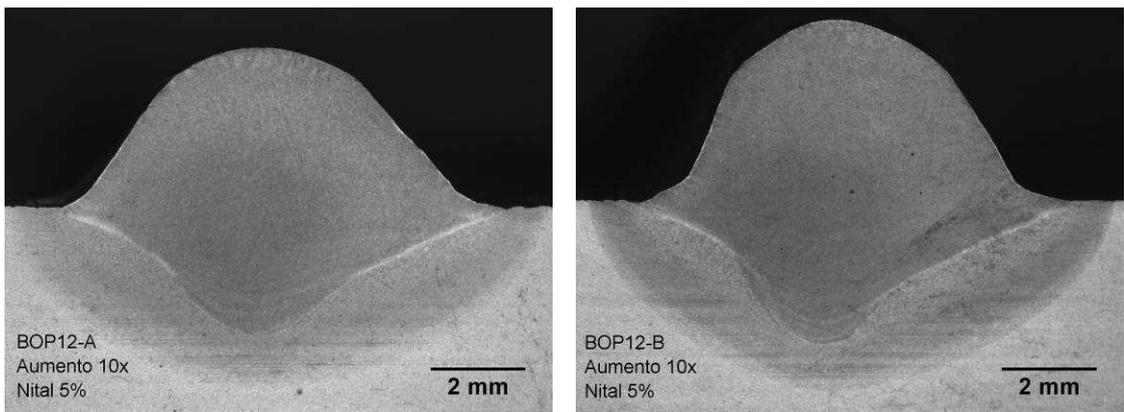


Figura C.12: Macrografias BOP12, ProPulse ascendente.

ANEXO D: MACROGRAFIAS DAS JUNTAS SOLDADAS SOBREPOSTAS

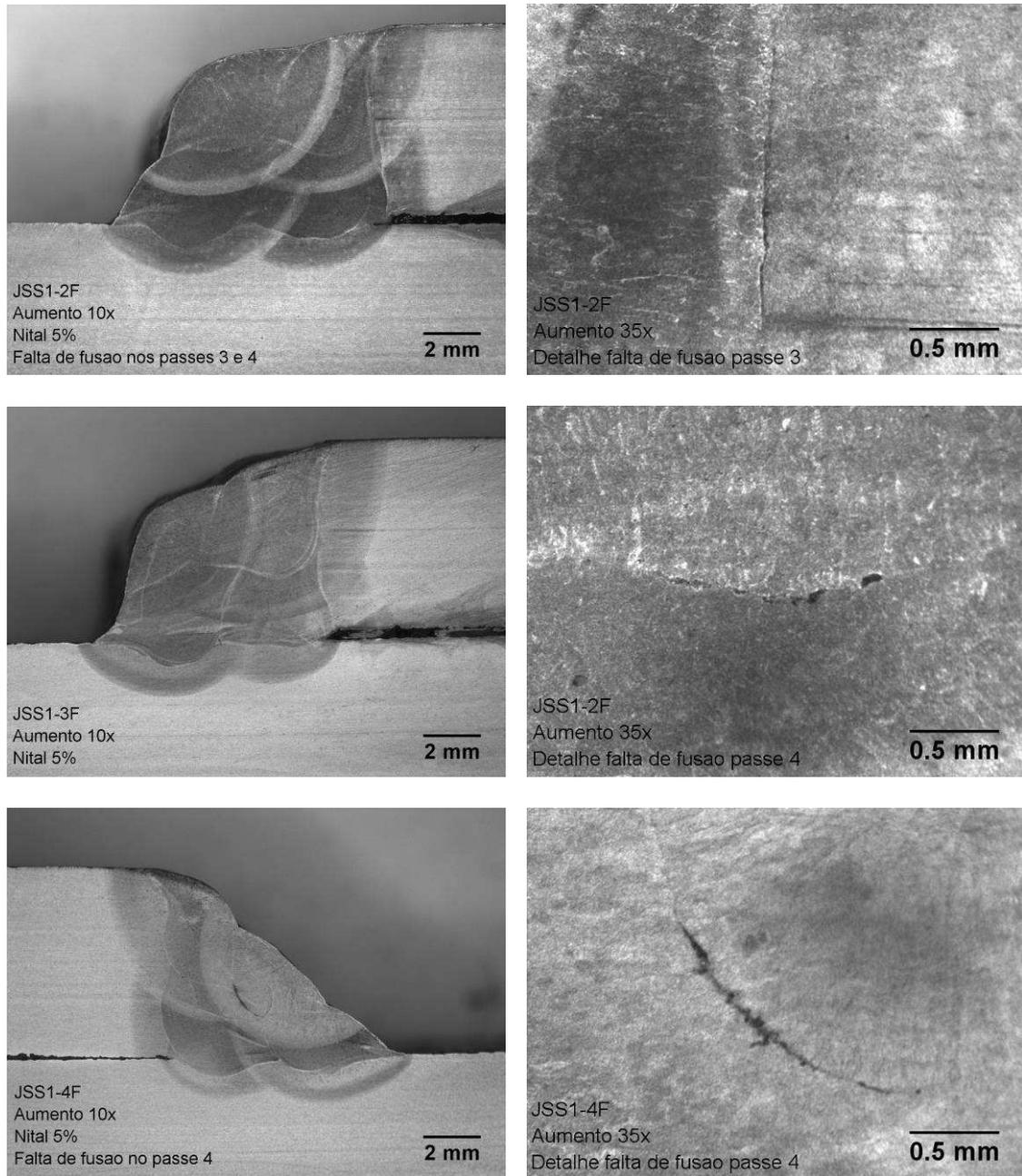


Figura D.1: Junta soldada sobreposta 1, energia média de soldagem 0,45 kJ/mm.

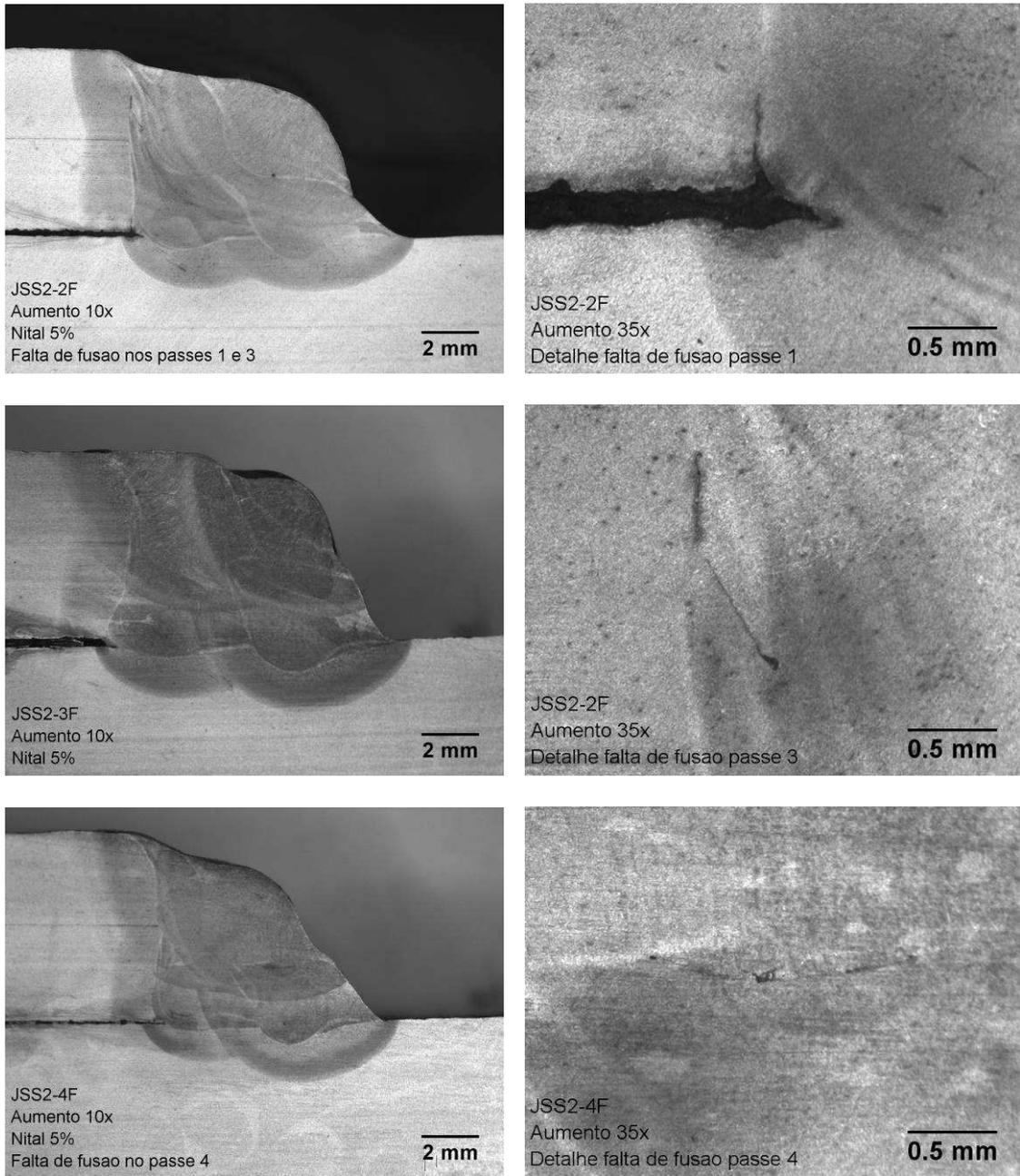
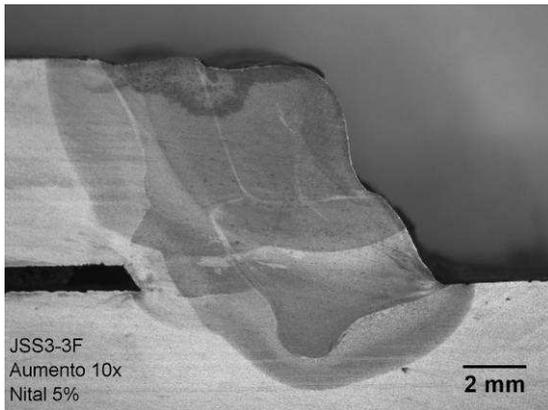
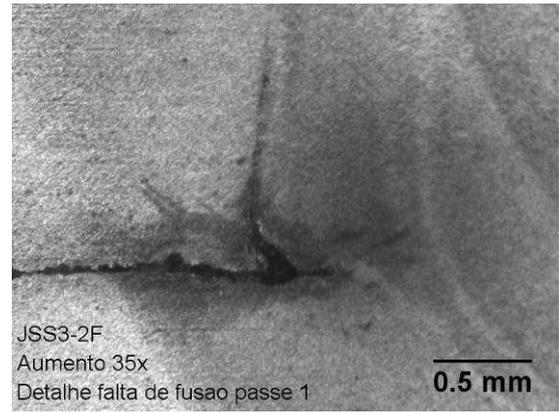
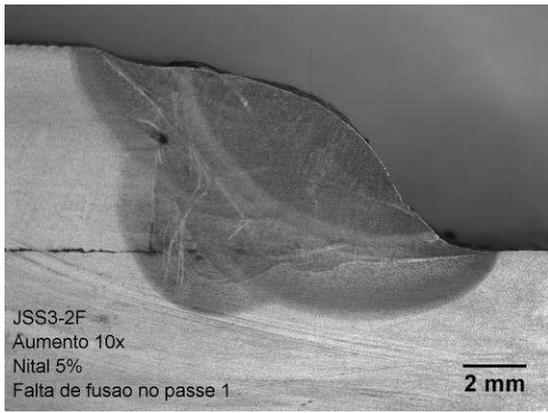
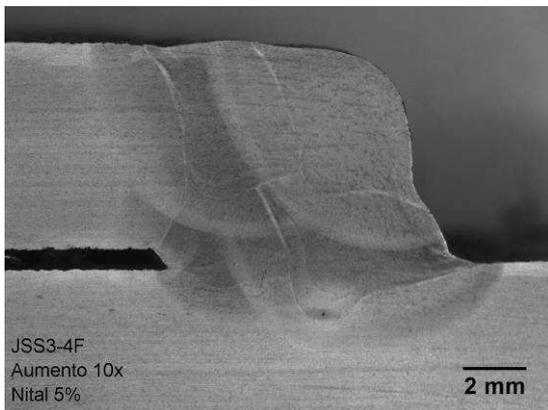


Figura D.2: Junta soldada sobreposta 2, energia média de soldagem 0,50 kJ/mm.

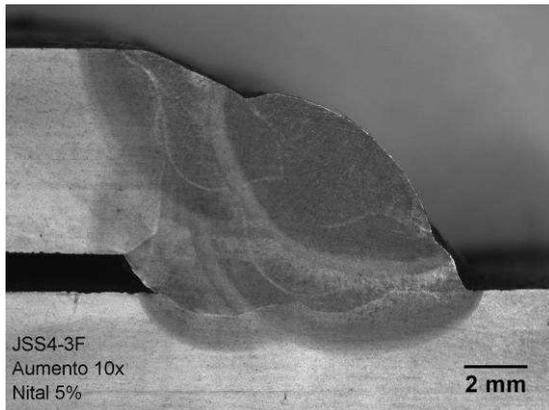
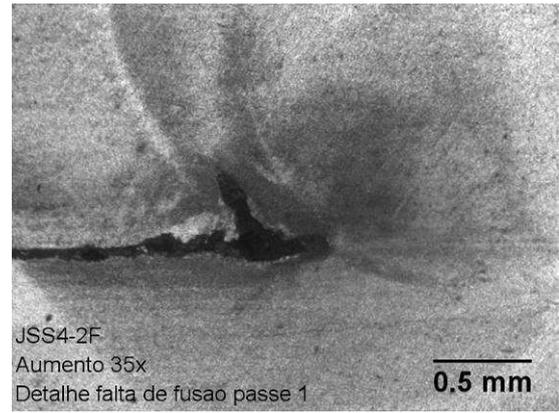
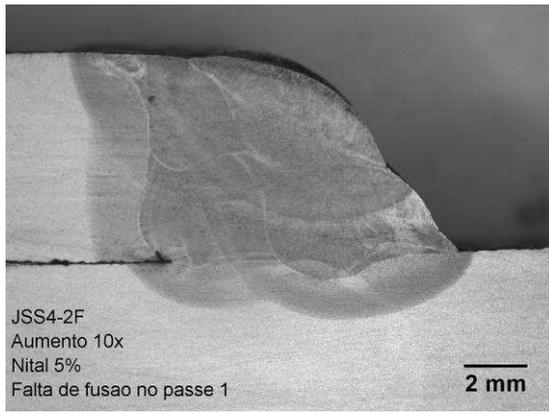


Intencionalmente em branco

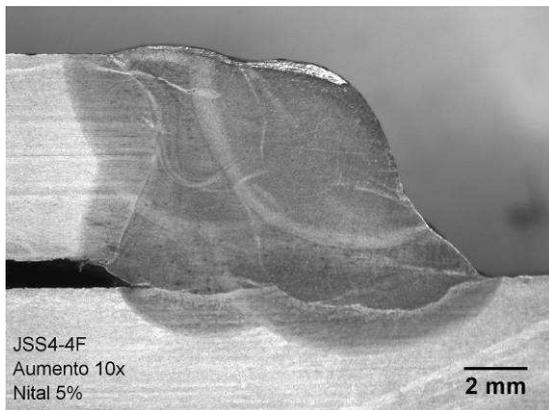


Intencionalmente em branco

Figura D.3: Junta soldada sobreposta 3, energia média de soldagem 0,49 kJ/mm.

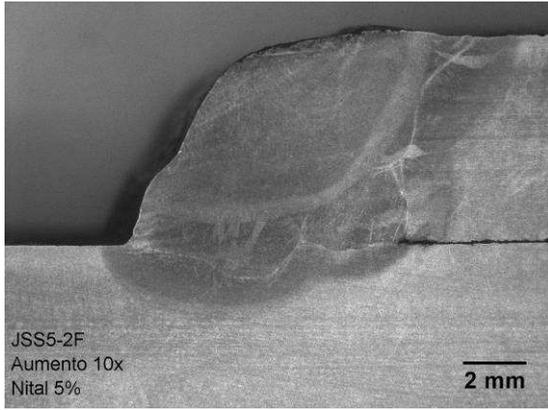


Intencionalmente em branco



Intencionalmente em branco

Figura D.4: Junta soldada sobreposta 4, energia média de soldagem 0,54 kJ/mm.



Intencionalmente em branco

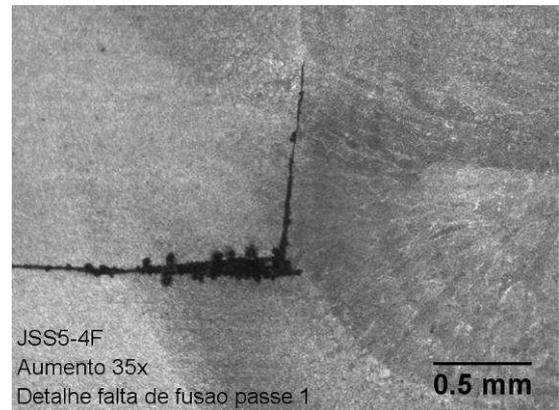
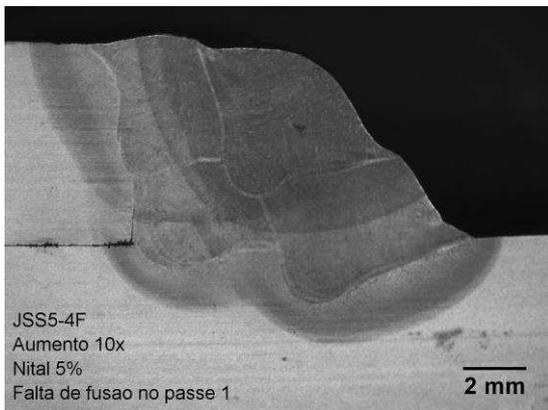
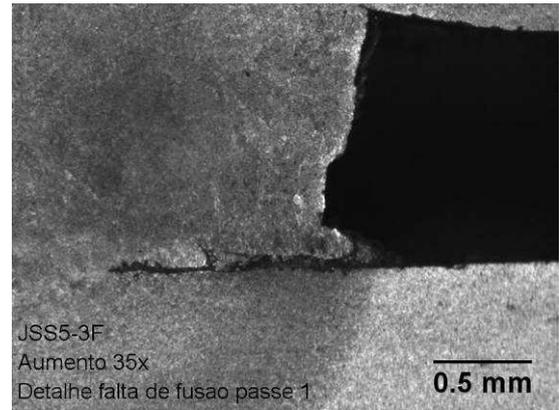
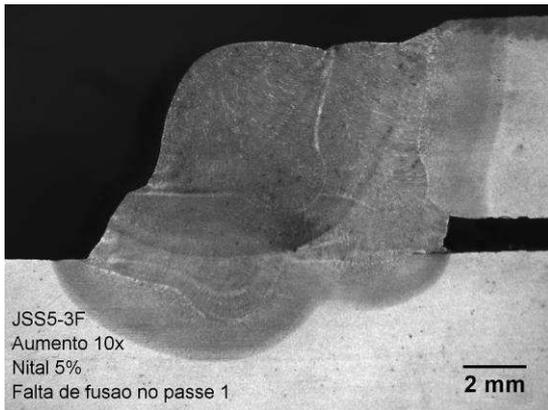
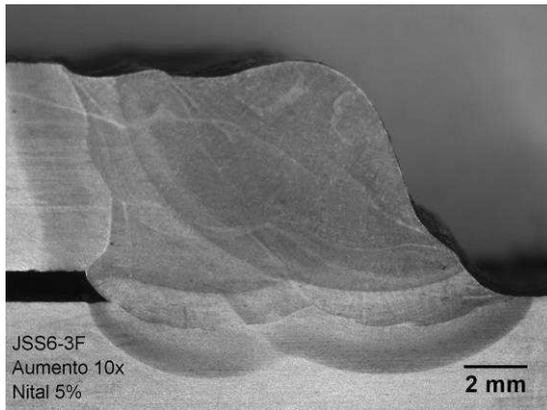
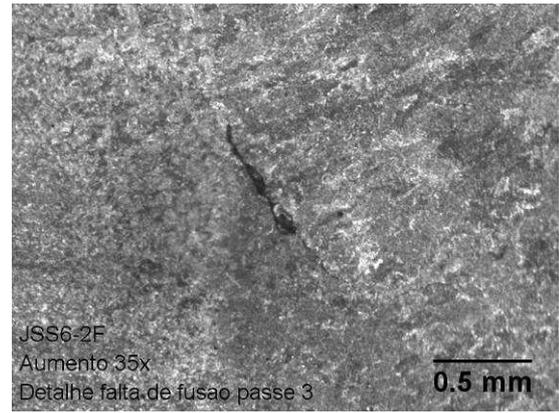
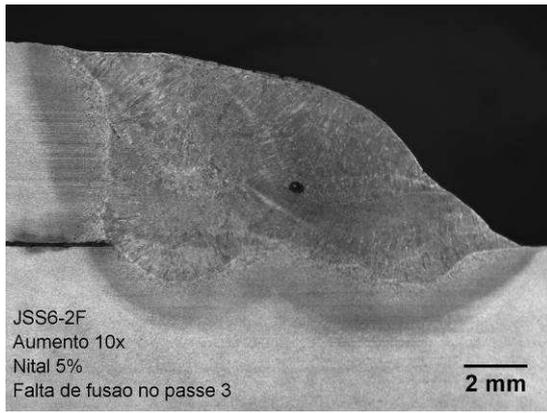
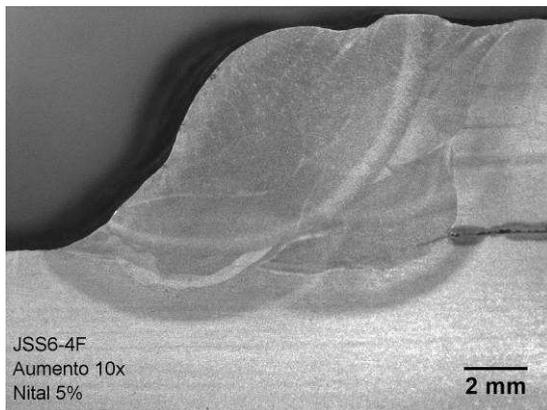


Figura D.5: Junta soldada sobreposta 5, energia média de soldagem 0,60 kJ/mm.



Intencionalmente em branco



Intencionalmente em branco

Figura D.6: Junta soldada sobreposta 6, energia média de soldagem 0,85 kJ/mm.

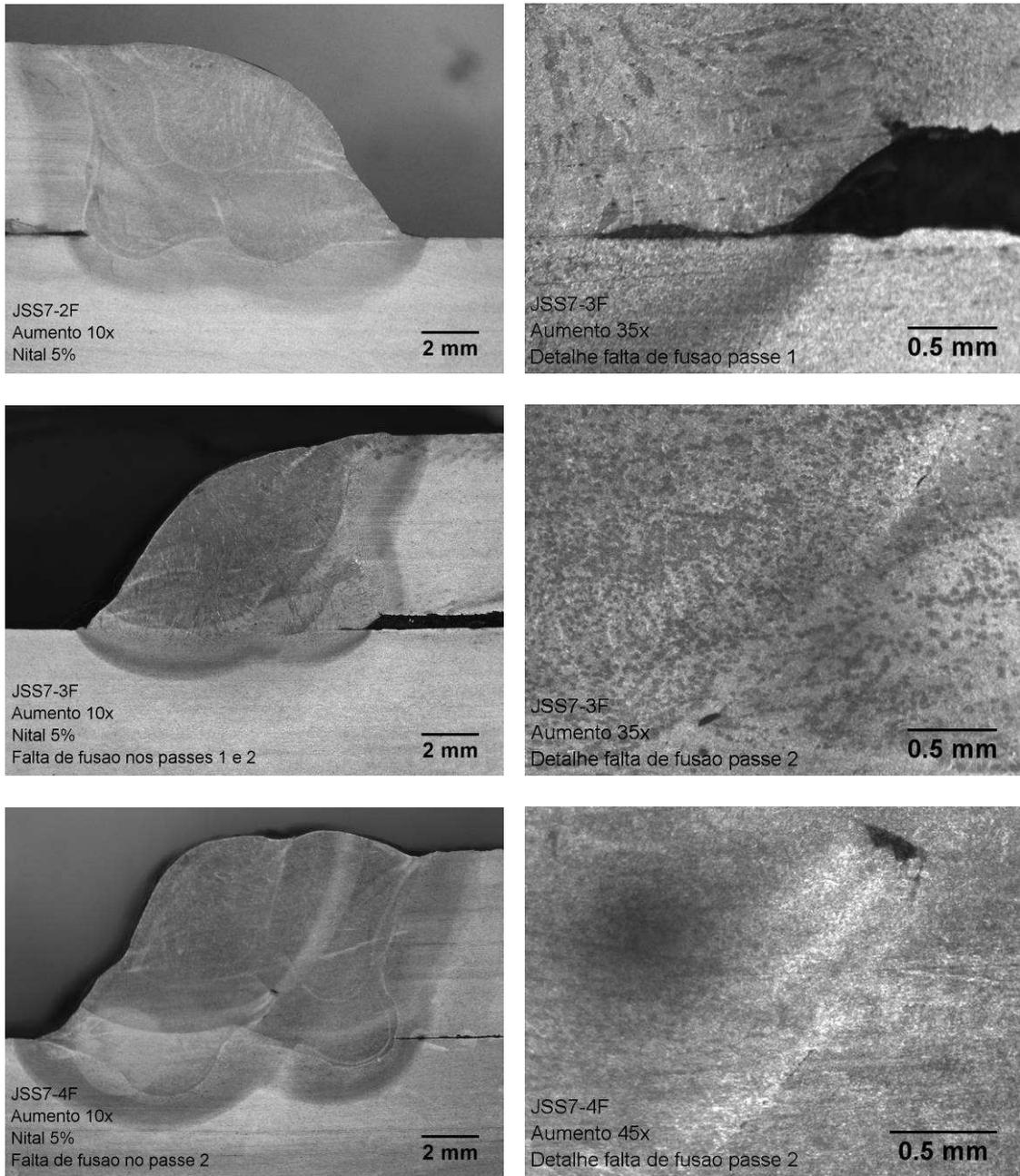


Figura D.7: Junta soldada sobreposta 7, energia média de soldagem 0,67 kJ/mm.

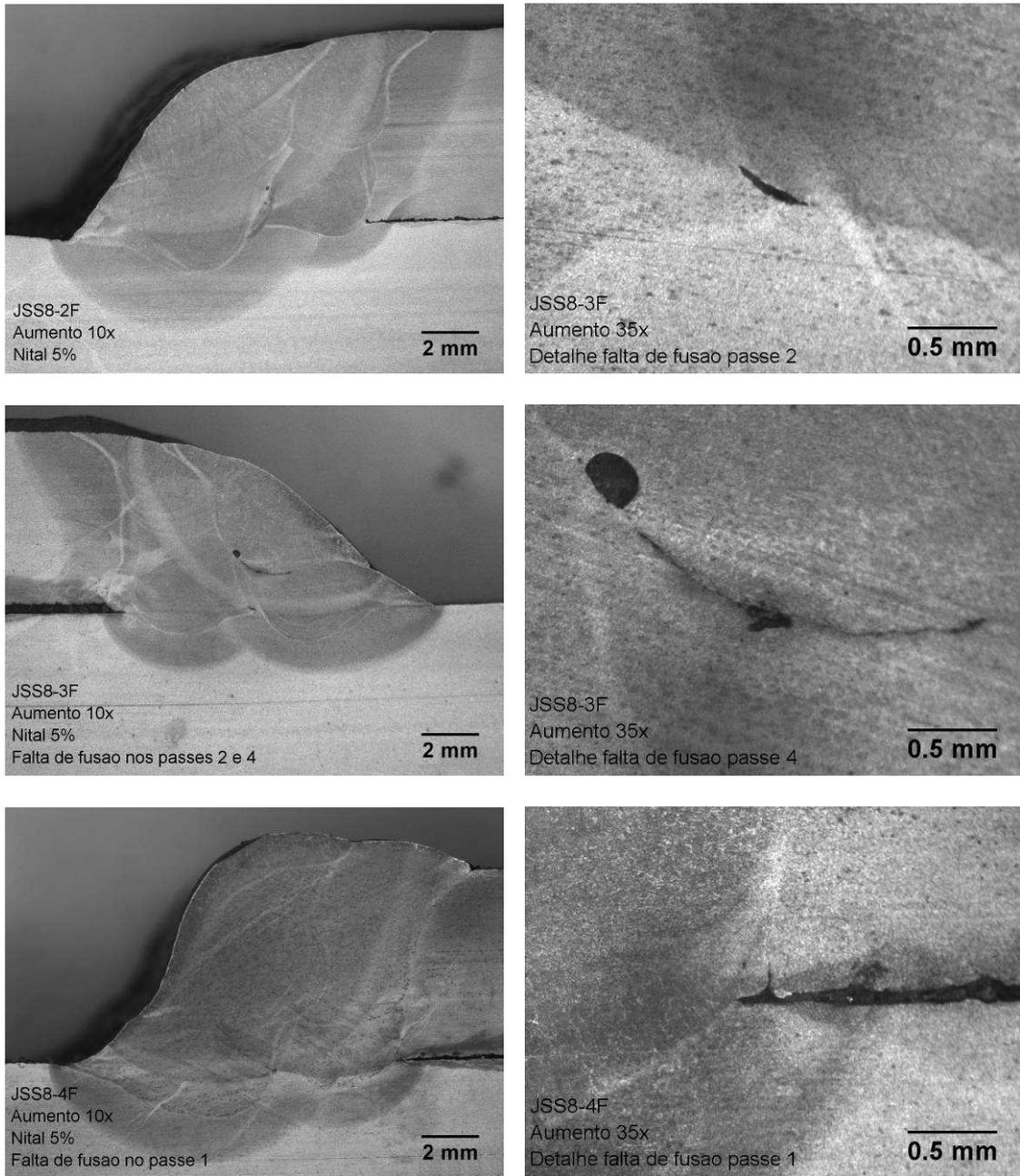


Figura D.8: Junta soldada sobreposta 8, energia média de soldagem 0,66 kJ/mm.

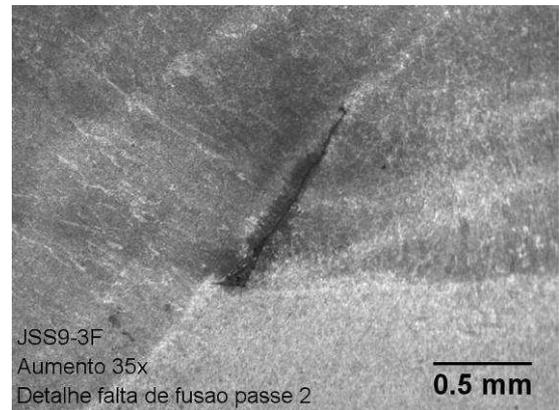
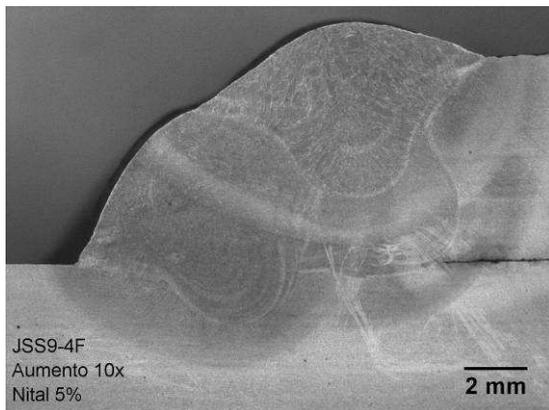
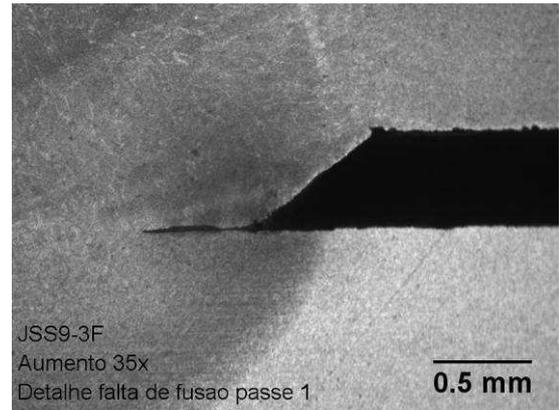
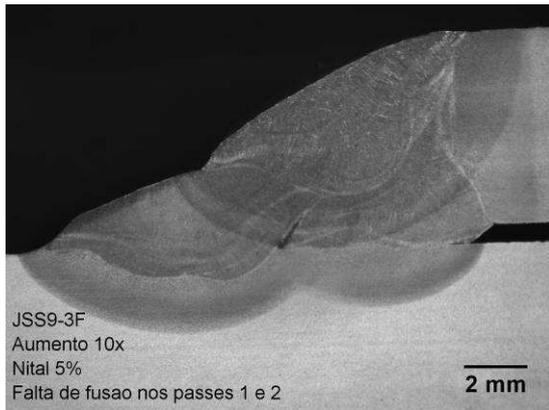
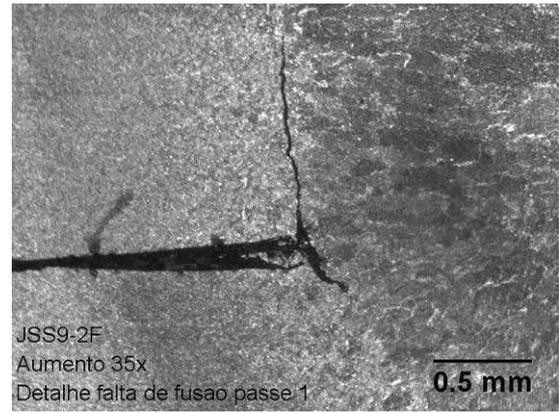
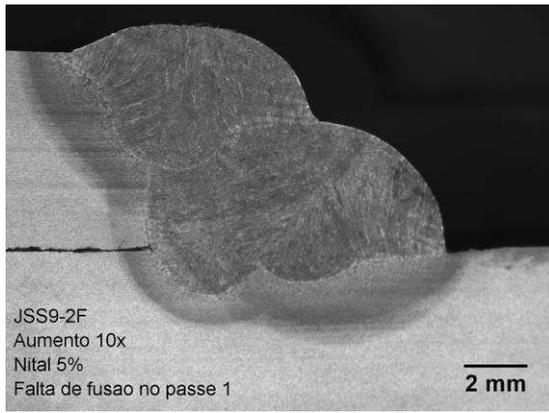
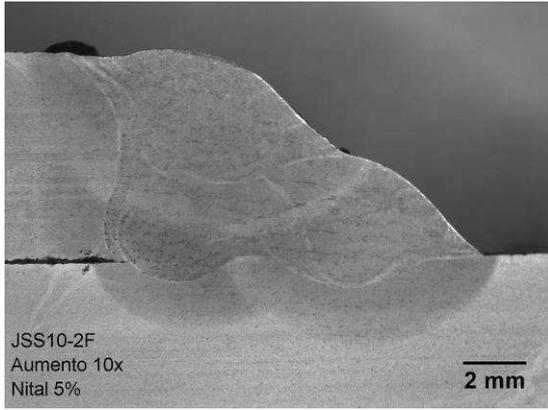


Figura D.9: Junta soldada sobreposta 9, energia média de soldagem 0,74 kJ/mm.



Intencionalmente em branco

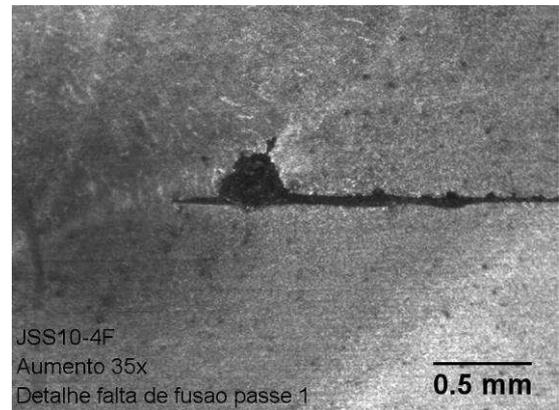
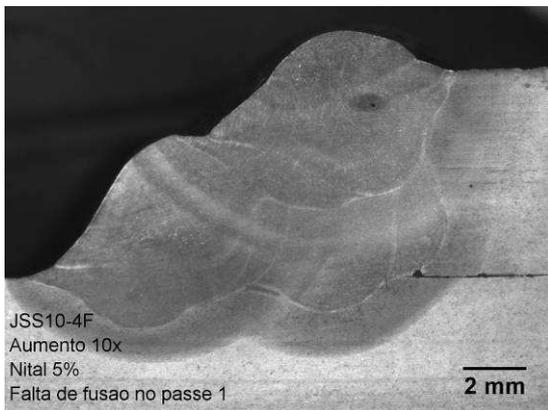
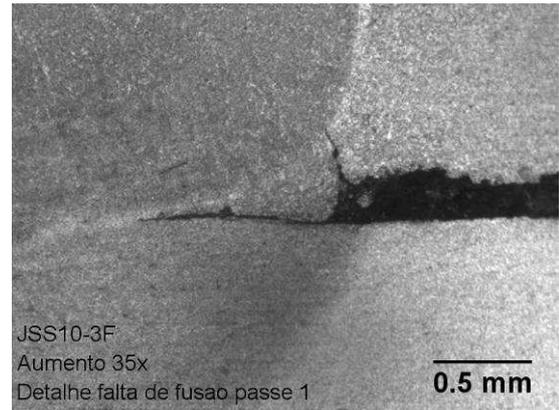
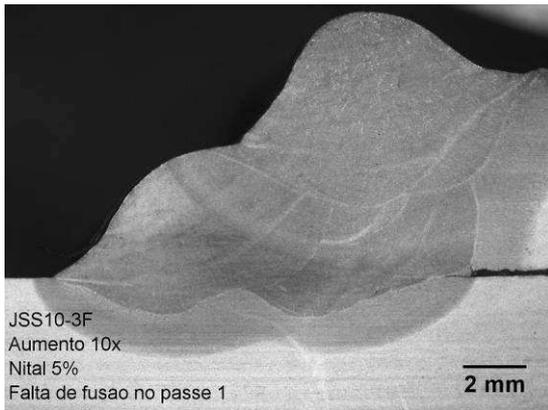
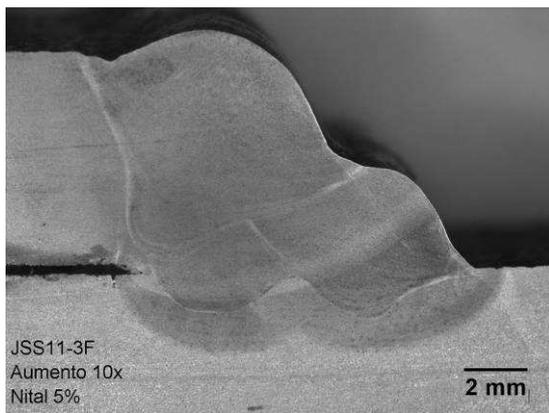
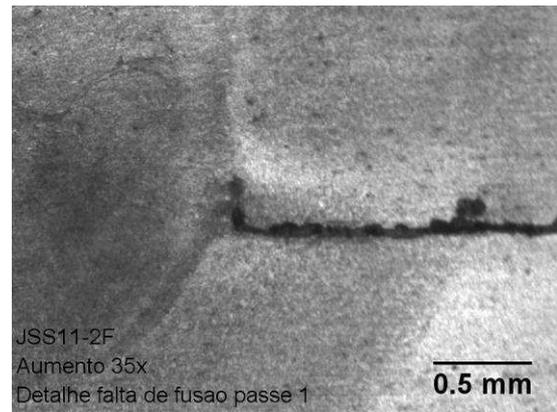
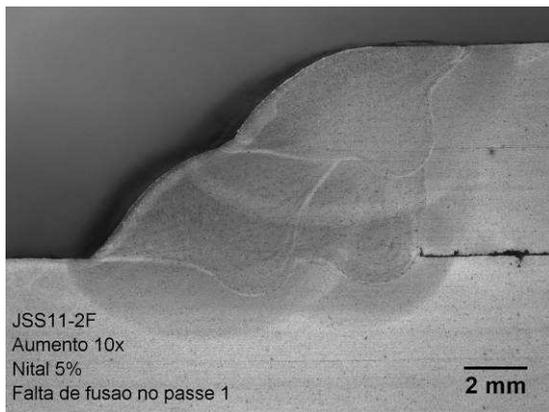
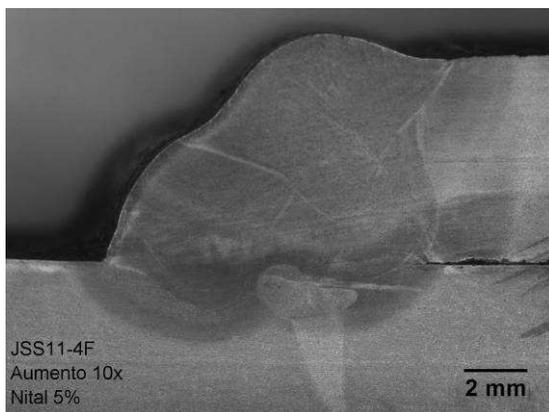


Figura D.10: Junta soldada sobreposta 10, energia média de soldagem 0,94 kJ/mm.

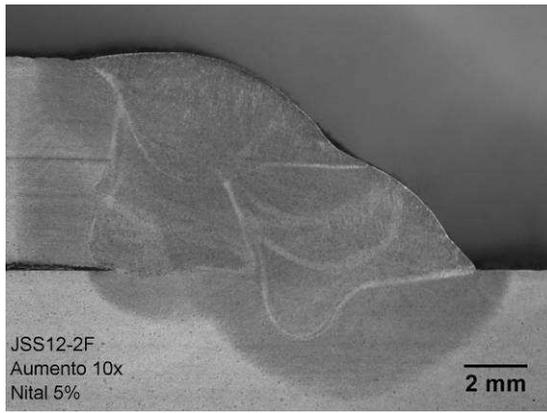


Intencionalmente em branco



Intencionalmente em branco

Figura D.11: Junta soldada sobreposta 11, energia média de soldagem 0,72 kJ/mm.



Intencionalmente em branco

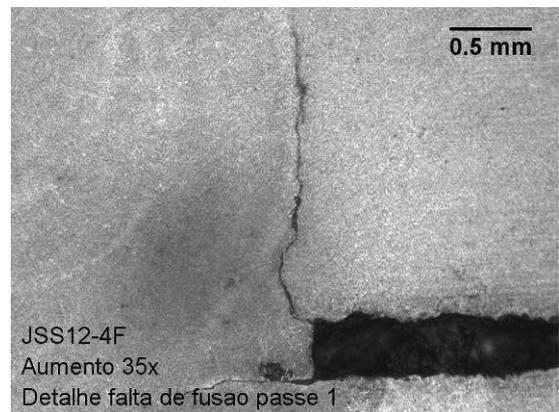
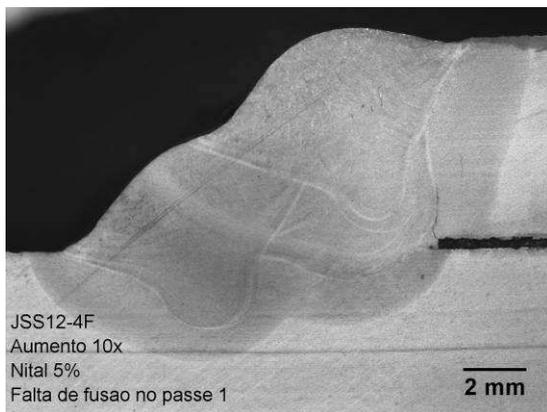
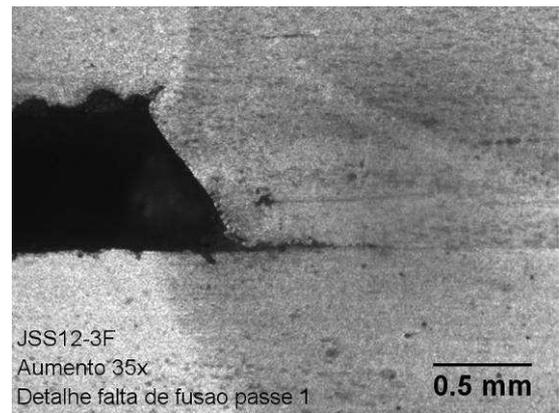
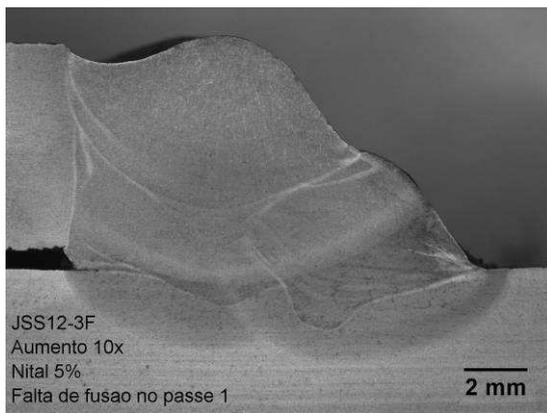


Figura D.12: Junta soldada sobreposta 12, energia média de soldagem 0,77 kJ/mm.