

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM  
ENGENHARIA MECÂNICA**

**APLICAÇÃO DA ASPERSÃO TÉRMICA NA SOLDAGEM EM OPERAÇÃO DE  
TUBULAÇÕES COM PEQUENA ESPESSURA REMANESCENTE**

**Tese submetida à**

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA**

**para a obtenção do grau de**

**DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**NILCEU NOVICKI**

**Florianópolis, março de 2008**

# **Livros Grátis**

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM  
ENGENHARIA MECÂNICA**

**APLICAÇÃO DA ASPERSÃO TÉRMICA NA SOLDAGEM EM OPERAÇÃO DE  
TUBULAÇÕES COM PEQUENA ESPESSURA REMANESCENTE**

**NILCEU NOVICKI**

**Esta tese foi julgada adequada para a obtenção do título de**

**DOUTOR EM ENGENHARIA**

**ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA**

**sendo aprovada em sua forma final.**

---

**Prof. Augusto J. A. Buschinelli, Dr. Ing. - Orientador**

---

**Prof. Fernando Cabral, Ph. D. - Coordenador do Curso**

**BANCA EXAMINADORA**

---

**Prof. Augusto J. A. Buschinelli, Dr. Ing. - Presidente**

---

**Prof. Américo Scotti, Ph. D. - Relator**

---

**Alexandre Meirelles Pope, Ph. D.**

---

**Prof. Ramón S. C. Paredes, Dr. Eng.**

---

**Prof. Carlos E. Niño Bohórquez, Dr. Eng.**





**“Tinha eu 14 anos de idade  
Quando meu pai me chamou  
Perguntou-me se eu queria  
Estudar Filosofia  
Medicina ou Engenharia  
Tinha eu que ser *doutor*”  
14 anos - Paulinho da Viola**



**À minha esposa Lurdete e meu filho Gustavo - doutores da minha vida**

**À minha mãe Guilhermina e meu saudoso pai Pedro Novicki**



## AGRADECIMENTOS

- Ao CNPq, Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico, pela possibilidade de bolsa durante o desenvolvimento do trabalho;
- Ao CENPES/Petrobrás, através dos Engs. Alexandre Pope e Marcelo Pisa, pelos tubos API cedidos e informações de apoio;
- À empresa Revesteel e ao Laboratório de Aspersão Térmica e Soldagens Especiais da UFPR, onde foram realizados os revestimentos por aspersão térmica;
- Ao Laboratório de Metalurgia Física da UFRGS – Prof. Telmo e Eng. Gabriel – onde foram realizados os ensaios de pressurização dos corpos de prova;
- Ao Instituto de Tecnologia dos Materiais da *Universität der Bundeswehr Hamburg*, pelas análises do teor de oxigênio;
- Ao Laboratório de Mecânica de Precisão da UFSC, pela realização das soldagens Laser;
- Aos Profs. Augusto Buschinelli e Ramón Cortés, pela orientação do trabalho, da qual só tenho elogios;
- Aos colegas Aldo e Nortom, principalmente pelas discussões na etapa final do trabalho; e ao Diego pelo auxílio durante as soldagens;
- Aos vários e sempre prestativos bolsistas (Rodrigo, Márcio, João, Roger, Richard) que participaram do trabalho, assim como toda a equipe do Labsolda.



## SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS .....	xiii
LISTA DE TABELAS .....	xxiii
RESUMO .....	xxvii
ABSTRACT .....	xxix
1 INTRODUÇÃO .....	1
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	5
2.1 Soldagem em operação .....	5
2.1.1 Métodos de reparo .....	5
2.1.2 Riscos envolvidos: perfuração e trincas a frio .....	9
2.1.3 Programas desenvolvidos para prevenção dos riscos.....	14
2.1.4 Processos de soldagem aplicáveis na recuperação de dutos .....	22
2.2 Geometria da poça de fusão: forças envolvidas .....	23
2.3 Aspersão térmica na recuperação da espessura .....	29
2.3.1 Chama convencional .....	33
2.3.2 Arco elétrico .....	35
2.3.3 Propriedades dos revestimentos aspergidos .....	36
2.3.3.1 Adesão .....	37
2.3.3.2 Porosidade .....	38
2.3.3.3 Oxidação .....	39
3 MATERIAL E MÉTODOS .....	43
3.1 Planejamento experimental .....	43
3.2 Materiais .....	44
3.3 Revestimento por aspersão térmica .....	44
3.3.1 Processo arco elétrico .....	45
3.3.2 Processo chama convencional .....	45
3.4 Soldagem.....	46
3.5 Preparação dos corpos de prova.....	49
3.6 Quadro-resumo dos corpos de prova .....	53
3.7 Caracterização dos resultados experimentais .....	53
3.7.1 Análise de imagem .....	54
3.7.2 Caracterização geométrica dos cordões de solda.....	54
3.7.3 Avaliação da instabilidade do arco voltagem .....	55
3.7.4 Análise do teor de oxigênio no revestimento .....	55
3.7.5 Avaliação do risco de perfuração.....	56
3.7.6 Avaliação do risco de trincas à frio .....	56
3.8 Ensaio de pressurização para ruptura .....	57



4 RESULTADOS OBTIDOS .....	59
4.1 Avaliação dos revestimentos aspergidos com arame AWS ER70S-6.....	59
4.1.1 Rugosidade e aderência .....	59
4.1.2 Caracterização microestrutural .....	60
4.2 Deposição de solda com eletrodo revestido AWS E7018 sobre revestimento aspergido .....	62
4.2.1 Aspecto dos cordões de solda.....	63
4.2.2 Influência do local de retirada das amostras ao longo do cordão de solda .....	64
4.2.3 Instabilidade do arco voltagem e qualidade do cordão .....	66
4.2.4 Penetração da zona fundida .....	72
4.2.4.1 Espessura equivalente maciça .....	72
4.2.4.2 Influência da corrente elétrica.....	80
4.2.4.3 Influência do revestimento .....	84
4.2.4.4 Efeito do movimento de convecção da poça de fusão.....	85
4.2.5 Aspecto dos cordões de solda depositados sobre revestimentos aspergidos com argônio .....	101
4.2.6 Controle da perfuração .....	105
4.2.7 Deposição de solda 'como revestimento' .....	107
4.3 Aplicação da técnica em tubos API 5LX-70.....	113
4.3.1 Penetração da zona fundida em amostras de tubos.....	114
4.3.2 Efeito do fluido e condições de escoamento .....	116
4.3.2.1 Formação de camada de vapor .....	117
4.3.2.2 Resfriamento com água despressurizada e sem fluxo .....	119
4.3.2.3 Resfriamento com fluxo de água .....	120
4.3.2.4 Resfriamento com água pressurizada .....	121
4.3.3 Aplicação da técnica .....	124
4.3.3.1 Revestimento e deposição de solda .....	125
4.3.3.2 Preparação do corpo de prova para ensaio.....	129
4.3.3.3 Pressão de ruptura .....	131
4.3.3.4 Avaliação de microdureza.....	135
4.4 Experimentos adicionais em aço inoxidável austenítico AISI 304 .....	138
5 CONCLUSÕES .....	141
6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	143
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	145
APÊNDICE.....	153

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Técnica de trepanação .....	06
Figura 2.2 – Operação de “Hot Tap. a) perfuração da tubulação; b) válvula de bloqueio ....	06
Figura 2.3 – Instalação de Dupla-Calha tipo A e B. A seta indica Tira de Superposição ....	07
Figura 2.4 – Solda de filete entre tubo e calha .....	08
Figura 2.5 – Solda de simples deposição sobre tubo com perda de parede interna....	08
Figura 2.6 – Macrografia de cordões depositados com mesmos parâmetros de soldagem, mostrando a maior penetração no RDS.....	09
Figura 2.7 – Ocorrência de perfuração em deposição de solda sobre tubo SAE 1020 de 3,2 mm de parede .....	10
Figura 2.8 – Trinca induzida por hidrogênio na ZTA em uma soldagem de conexão.....	11
Figura 2.9 – Pré-aquecimento por indução para trepanação de tubo na Trans-Alaska Pipelines .....	12
Figura 2.10 – Taxa de Resfriamento de soldagem TIG autógeno na parede interna de tubo ASTM A106 B. As curvas inferiores referem-se à mistura de 50% de glicol em água, e a superior à água .....	12
Figura 2.11 – Tempo para o resfriamento $t_{8-5}$ (T8-5) e R540 da parede interna de tubo contendo 50 % de glicol em água. Soldagem TIG autógeno (14 kJ/cm).....	12
Figura 2.12 – Dureza crítica da ZTA em função do CEIIV e hidrogênio difusível para soldagem em serviço de aços com teor de C > 0,10%.....	15
Figura 2.13 – Seleção da energia de soldagem em função da dureza crítica da ZTA e tempo de resfriamento $t_{8/5}$ (14 kJ/cm) .....	16
Figura 2.14 – Procedimentos de soldagem com elevada energia de testados pelo WIC. a) passe estreito seguido de passes trançados; b) seis passes estreitos; c) passes estreitos com passe final de revenido; d) aplicação de quatro passes.....	16
Figura 2.15 – Macrografias indicando risco segundo a perfuração: solda segura (2M7); marginal (2M9) e perfurada (2M8) .....	20
Figura 2.16 – Curva utilizada como critério para definir o limite de energia de soldagem em função da aparência macrográfica das soldas em espessuras de 3,2 mm .....	20
Figura 2.17 – Deflexão radial calculada em função da pressão do fluido, para a soldagem de um tubo de 3 mm de espessura utilizando aporte térmico de 7,5 kJ/cm .....	21
Figura 2.18 – Comparação das condições previstas para ocorrer perfuração com aquelas observadas por Wade (14 kJ/cm) .....	21
Figura 2.19 – Variação da tensão superficial com a % de enxofre.....	24
Figura 2.20 – Esquema do modelo sugerido por Heiple e Roper [46] explicando a mudança no movimento de convecção da poça de fusão segundo variação do gradiente de tensão superficial .....	24

Figura 2.21 – Macrografias da seção transversal de soldas relacionando o perfil com volume de $O_2$ (%) no gás e teor de $O_2$ (ppm) na zona fundida.....	25
Figura 2.22 – Esquema mostrando a temperatura de máxima tensão superficial, e o comportamento complexo assumido pelo movimento na poça de fusão .....	26
Figura 2.23 – Esquema mostrando o movimento na poça de fusão provocado pela ação da força de flutuação.....	27
Figura 2.24 – Esquema comparando o movimento de fluxo provocado pela ação das forças de Lorentz e de Flutuação mostrando uma diferença de uma ordem de grandeza na velocidade.....	28
Figura 2.25 – Esquema mostrando o movimento de fluxo provocado pela ação da força de arraste do jato de plasma .....	28
Figura 2.26 – Esquema comparando o perfil da zona fundida obtida em soldagens com dois tamanhos de arco. A menor penetração em arco de 8,0 mm indica o efeito de arraste do jato de plasma prevalecendo sobre a força de Lorentz .....	29
Figura 2.27 – Esquema comparando o perfil da zona fundida em soldagens com dois comprimentos de arco e dois teores de S. A equivalência nos perfis indica o efeito de arraste do jato de plasma provocado pelo aumento do arco prevalecendo sobre a força de Marangoni induzida pelo aumento do teor de S .....	29
Figura 2.28 – Desenho esquemático mostrando a estrutura lamelar e heterogeneidades de um revestimento por aspersão térmica.....	31
Figura 2.29 – Micrografia de revestimento de aço carbono depositado por processo a arco .....	31
Figura 2.30 – Pistola de aspersão térmica por chama convencional para arame .....	33
Figura 2.31 – Pistola de aspersão térmica para processo a chama com pó .....	33
Figura 2.32 – Desenho esquemático da seção transversal das pistolas de aspersão por chama com pó e arame .....	34
Figura 2.33 – Desenho esquemático do corte de uma pistola utilizada no processo de aspersão a arco elétrico.....	36
Figura 2.34 – Pistola para aspersão térmica a arco elétrico do Laboratório de Aspersão Térmica e Soldagens Especiais da UFPR.....	36
Figura 2.35 – Mecanismos de oxidação para processo de aspersão térmica à arco elétrico. 1) no arco; 2) oxigênio do gás e produtos da combustão; 3) contato com o ambiente; 4) após impacto.....	39
Figura 2.36 – Oxidação na superfície aspergida segundo % oxigênio e espessura do revestimento .....	41
Figura 2.37 – Oxidação em revestimentos de aço inoxidável AISI 420 segundo o gás de arraste em processo a arco. O uso de gás inerte reduz a formação de óxidos.....	41

Figura 3.1 – Fonte Sulzer Metco ValueArc 300E onde foram preparadas as amostras por AS .....	45
Figura 3.2 – Vista de bancada para soldagem semi - automática do Laboratório de Soldagem da UFSC: 1) sistema para deslocamento automático do eletrodo; 2) controle da velocidade de soldagem .....	46
Figura 3.3 – Fonte Laser do Laboratório de Mecânica de Precisão da UFSC .....	46
Figura 3.4 – <i>Bunker</i> para soldagem em tubos pressurizados com fonte de energia, sistemas de aquisição e acessórios .....	48
Figura 3.5 – Esquema da orientação dos cordões de solda sobre chapa de aço carbono SAE 1020 de 150,0 x 150,0 mm e 3,0 mm espessura .....	49
Figura 3.6 – Esquema mostrando as dimensões (em mm) e região aspergida dos corpos de prova de tubos API, assim como a divisão em quadrantes .....	50
Figura 3.7 – Desenho de corpo de prova para aplicação da técnica simulando uma operação de reparo em área desbastada (medidas em mm). .....	50
Figura 3.8 – Desbaste da lateral em 45° para facilitar o acesso do eletrodo para a soldagem .....	51
Figura 3.9 – Deposição de solda sobre o contorno do revestimento.....	52
Figura 3.10 – Bomba para teste hidrostático utilizada na pressurização dos tubos .....	52
Figura 3.11 – Conjunto de flanges previsto para vedação dos tubos (medidas em mm) .....	53
Figura 3.12 – Nomenclatura da zona fundida dos cordões de solda e espessura do revestimento. <i>Largura do cordão (L)</i> , <i>penetração da zona fundida (p)</i> , <i>espessura revestida (e)</i> .....	54
Figura 3.13 – Projeto dos tampões utilizados para fechamento dos tubos para ensaio de pressurização até o rompimento.....	57
Figura 3.14 – Desenho esquemático mostrando um corpo de prova preparado para o ensaio de pressurização .....	58
Figura 3.15 – Bomba utilizada para pressurização do óleo nos ensaios.....	58
Figura 4.1 – Desplacamento do revestimento de arame AWS ER70S-6 aspergido por processo arco elétrico sobre substrato de aço carbono SAE 1020 com rugosidade média $R_a$ de 3,4 $\mu\text{m}$ .....	60
Figura 4.2 – Ocorrência de deslocamento entre revestimento e substrato com rugosidade média $R_a$ de 2,4 $\mu\text{m}$ em função da aplicação de pré-aquecimento de 150°C ....	61
Figura 4.3 – Micrografias óticas de seções transversais de revestimento aspergido com arame AWS ER70S-6 em espessuras de 0,5 mm pelos processos FS e AS sobre substrato SAE 1020. a) FS, 500x; b) AS, 500x; c) FS, 200x; d) AS, 200x .....	62
Figura 4.4 – Esquema da distribuição dos cordões de solda sobre chapa com área revestida de 75 x 150 mm por aspensão térmica.....	62

Figura 4.5 – Micrografia óptica da zona fundida de cordão de solda mostrando a transição entre revestimento e chapa .....	64
Figura 4.6 – Vista transversal de cordão de solda AWS E7018 depositado sobre revestimento aspergido por processo FS .....	64
Figura 4.7 – Vista de seção longitudinal de cordão de solda AWS E7018 depositado sobre revestimento aspergido por processo FS : penetração sem grandes desvios por corrente de cc .....	64
Figura 4.8 – Orientação dos planos de corte para teste da influência do local de retirada da amostra sobre penetração da zona fundida .....	65
Figura 4.9 – Cordões de solda (6,5 kJ/cm) depositados sobre revestimento ‘como aspergido’ e ‘esmerilhado’ com espessura revestida entre 0,95 e 1,10 mm .....	66
Figura 4.10 – Flutuação da tensão média na deposição de solda AWS E7018 sobre superfície: a) ‘como aspergida’; b) ‘esmerilhada’; c) não revestida .....	67
Figura 4.11 – Tensão média ao longo da deposição de solda sobre chapa nas condições ‘sem revestimento’, ‘esmerilhada’ e ‘como aspergida’ .....	68
Figura 4.12 – Desvio padrão relativo a variação da tensão média em deposição de solda sobre chapa nas condições ‘sem revestimento’, ‘esmerilhada’ e ‘como aspergida’ ...	68
Figura 4.13 – Difractogramas de raios - X obtidos em superfícies revestidas por processo a arco elétrico com ar comprimido como gás de arraste.....	69
Figura 4.14 – Difractogramas de raios - X obtidos em superfícies revestidas por processo a arco elétrico com argônio como gás de arraste .....	71
Figura 4.15 – Cordões de solda (6,5 kJ/cm) depositados sobre revestimento ‘como aspergido’ e ‘esmerilhado’ com espessura entre 0,95 e 1,05 mm .....	71
Figura 4.16 – Comparação do aspecto visual de cordões de solda (6,5 kJ/cm) segundo, superfície de deposição de solda, gás de arraste e espessura .....	71
Figura 4.17 – Difractograma de raios - X obtido na superfície de revestimento ( $e=1,0$ mm) por processo AS com redução de pressão do ar comprimido para 0,4 MPa e distância pistola-peça para 100 mm .....	73
Figura 4.18 – Histograma das amostras utilizadas no cálculo da <i>penetração média sobre a região não revestida</i> ( $p_s$ ), de 1,03 mm e 1,33 mm para energias de soldagem respectivas de 5 kJ/cm e 6,5 kJ/cm .....	74
Figura 4.19 – Desvios padrões das médias de penetração sobre a região aspergida segundo espessura de revestimento, energia de soldagem, e processo de aspersão térmica: a chama (FS) e a arco (AS) .....	74
Figura 4.20 – Valores de <i>espessura equivalente maciça</i> ( $ee$ ) segundo <i>espessura de revestimento</i> ( $e$ ), processo de aspersão térmica (AS e FS) e energia de soldagem (5,0 e 6,5 kJ/cm). As setas indicam a <i>espessura de inflexão</i> ( $e_i$ ) e a <i>espessura de viabilidade da técnica</i> ( $e_p$ ) .....	76

Figura 4.21 – Maior risco de perfuração na região revestida por aspersão térmica com espessura da camada dentro da faixa crítica .....	76
Figura 4.22 – Relação $p_a/p_s$ segundo espessura de revestimento por processo a chama, e energia variando com a velocidade de soldagem: 17 cm/min e 22 cm/min.....	78
Figura 4.23 – Relação $p_a/p_s$ segundo espessura de revestimento por processo a chama convencional (FS) e arco elétrico (AS), para energia de soldagem de 6,5 kJ/cm .....	78
Figura 4.24 – Curva $ee$ $x$ $e$ para corrente de 80 A e velocidade de soldagem de 17 cm/min de cordões depositados sobre revestimento a chama .....	79
Figura 4.25 – Espessura equivalente média ( $ee$ ) segundo espessura de revestimento ( $e$ ) FS para três níveis de energia conforme variação de velocidade ou corrente de soldagem: 5,0 kJ/cm (22 cm/min- 70 A); 6,5 kJ/cm (17 cm/min - 70 A); 7,4 kJ/cm (17 cm/min-80 A).....	80
Figura 4.26 – Relação $p_a/p_s$ (penetração de cordões depositados sobre região aspergida/penetração sobre chapa maciça) segundo espessura de revestimento e energia variando com a corrente de soldagem: 70 A e 80 A.....	80
Figura 4.27 – Cordões de solda (80 A, 26 volts, 17 cm/min) depositados diretamente sobre chapa SAE 1020 com 3 mm de espessura e sobre revestimento FS, mostrando a sobrepenetração ocorrida na transição entre regiões. À esquerda está a superfície oposta à de deposição dos cordões .....	81
Figura 4.28 – União metalúrgica entre solda, revestimento e substrato. Parâmetros de soldagem: 80 A; 26,1 volts; 17 cm/min .....	81
Figura 4.29 – Falta de fusão do revestimento em cordão de solda depositado com 70 A de corrente sobre espessura aspergida de 1,92 mm.....	83
Figura 4.30 – Vista da superfície inferior de chapa mostrando sobrepenetrações de cordões de solda depositados com 100 A de corrente sobre revestimento com 1,2 mm) ...	82
Figura 4.31 – Penetração e largura de cordões de solda depositados com energia de 6,5 kJ/cm segundo a espessura de revestimentos aspergidos por processo a arco.....	84
Figura 4.32 – Relação penetração/largura ( $p/L$ ) de cordões depositados com energias de soldagem de 5 kJ/cm e 6,5 kJ/cm segundo espessura do revestimento por processo AS e FS.....	85
Figura 4.33 – Crescimento proporcional da penetração sobre região aspergida comparada com a penetração do arco sem revestimento, segundo espessura de revestimento por processo AS e energia de soldagem .....	85
Figura 4.34 – Perfuração na deposição de solda com corrente de 105 A sobre 1,40 mm de espessura revestida em substrato de chapa de aço SAE 1020 .....	86
Figura 4.35 – Configuração para deposição de solda em material maciço sobre revestimento aspergido.....	87
Figura 4.36 – Redução gradual por usinagem da espessura da chapa .....	87

Figura 4.37 – Presença de poros em macrografia de seção transversal de cordão de solda depositado com tensão de 29 volts sobre 0,72 mm de revestimento aspergido.....	89
Figura 4.38 – Aspecto de cordão por soldagem Laser com energia de 2000 W sobre revestimento aspergido com 0,45 mm de espessura .....	90
Figura 4.39 – Macrografias de seções transversais de soldagem Laser com 2000 W sobre revestimento aspergido com espessura de 1,0 mm e 0,4 mm .....	90
Figura 4.40 – Penetração da zona fundida segundo espessura de revestimento e gás de arraste, para processo AS e energia de soldagem de 6,5 kJ/cm .....	92
Figura 4.41 – Micrografias transversais de revestimentos aspergidos por AS mostrando a maior oxidação quando utilizado ar comprimido se comparado ao argônio .....	92
Figura 4.42 – Macrografias de cordões de solda depositados sobre revestimento aspergido com ar comprimido ou argônio em soldagens com 6,5 kJ/cm. As setas indicam o movimento de convecção na poça de fusão .....	93
Figura 4.43 – Macrografias de seções transversais de cordões de solda (E7018) relacionando a espessura revestida ( $e$ ) com a penetração ( $p_a$ ) e teor de oxigênio (ppm) na zona fundida usando ar comprimido como gás de arraste. Energia de soldagem de 6,5 kJ/cm.....	95
Figura 4.44 – Modelo para convecção da poça de fusão mostrando a alteração do perfil provocado pela maior espessura da capa óxida em c). As camadas mais finas, em a) e b) não resistem a temperatura da soldagem .....	96
Figura 4.45 – Distribuição das <i>regiões de penetração</i> (I, II, III) em gráficos <i>penetração x espessura de revestimento</i> e <i>largura x espessura de revestimento</i> para soldagens com energia de 6,5 kJ/cm sobre superfície aspergida por processo a chama convencional.....	97
Figura 4.46 – Macrografias de seções transversais de cordões de solda (E7018) para a região II: penetração ( $p_a$ ) decrescente segundo espessura de revestimento ( $e$ ). Energia de soldagem de 6,5 kJ/cm .....	97
Figura 4.47 – Macrografias de seções transversais de cordões de solda (E7018) para a região III: penetração ( $p_a$ ) estável segundo espessura de revestimento ( $e$ ). Energia de soldagem de 6,5 kJ/cm .....	98
Figura 4.48 – Ausência de união metalúrgica entre metal de solda, revestimento e metal base .....	103
Figura 4.49 – Corte longitudinal de cordão de solda mostrando revestimento aspergido por argônio não fundido e incidência de poros .....	103
Figura 4.50 – Corte transversal de cordão de solda mostrando revestimento aspergido por argônio não fundido e incidência de poros .....	103
Figura 4.51 – Aumento de incidência de poros em cordões de solda depositados com corrente de 100 A sem fusão do metal base .....	104
Figura 4.52 – Menor incidência de porosidade em cordões com corrente de 100 A e fusão do substrato .....	104

Figura 4.53 – Gráfico espessura de revestimento (e) x temperatura da superfície inferior da chapa .....	106
Figura 4.54 – Permanência de material aspergido entre solda e chapa e incidência de poros .....	108
Figura 4.55 – Fratura, após dobramento, em cordões de solda provocados pela incompleta fusão do revestimento aspergido .....	108
Figura 4.56 – Representação esquemática da seqüência de operações para Revestimento com retirada parcial dos cordões de solda. a) deposição do primeiro cordão; b) esmerilhamento do primeiro cordão; c) deposição do segundo cordão; d) esmerilhamento do segundo cordão para deposição do próximo .....	109
Figura 4.57 – Ausência de poros e fusão completa do revestimento em cordões de solda depositados com procedimento de ‘meio desbaste’ .....	109
Figura 4.58 – Inspeção por Líquidos Penetrantes comprova ausência de trincas após dobramento em cordões de solda com completa fusão do revestimento aspergido .....	110
Figura 4.59 – Deposição de solda mostrando ‘ilhas’ de revestimento aspergido sem fusão entre cordões e substrato .....	110
Figura 4.60 – Micrografia mostrando a recristalização de parte do revestimento aspergido após deposição de solda .....	111
Figura 4.61 – Micrografia mostrando transição entre região aspergida recristalizada e lamelar .....	111
Figura 4.62 – Esquema representativo da localização dos pontos de medidas de microdureza em uma região caracterizada como ilha de material aspergido .....	112
Figura 4.63 – Valores de microdureza HV0,15 ao longo da espessura de uma ilha de material aspergido .....	112
Figura 4.64 – Deposição da primeira camada de solda pelo procedimento de desbaste total dos cordões .....	113
Figura 4.65 – Corpo de prova de tubo API 5LX-70 com diâmetro de 100 mm e espessura reduzida de 3,0 mm. A amostra é revestida em 120 mm na parte central .....	113
Figura 4.66 – Histograma comparativo dos valores de penetração da zona fundida sobre chapas SAE 1020 e seções de tubos API 5LX-70 com ES=6,5 kJ/cm .....	114
Figura 4.67 – Curvas $e$ x $e$ para chapas SAE 1020 e tubos API 5LX-70 com energia de soldagem de 6,5 kJ/cm e resfriamento ao ar .....	115
Figura 4.68 – Corpo de prova de tubo já montado com flanges e mangueiras pronta para pressurização ou escoamento de água .....	117
Figura 4.69 – Deposição de solda sobre chapa em contato com água mostrando a formação da camada de vapor .....	118
Figura 4.70 – Deslocamento de filme de vapor junto à superfície da chapa em contato com a água .....	118



Figura 4.71 – Penetração da zona undida segundo espessura de revestimento para condições de resfriamento ao ar e com água sem fluxo.....	119
Figura 4.72 – Penetração da zona fundida segundo espessura de revestimento e condições de resfriamento das amostras de tubos .....	122
Figura 4.73 – Corpo de prova com área para reparo efetuada por usinagem (medidas em mm).....	124
Figura 4.74 – Controle da espessura revestida através do uso de gabarito.....	126
Figura 4.75 – Corpo de prova com espessura parcialmente recuperada em 0,8 mm por processo FS.....	126
Figura 4.76 – Macrografia mostrando revestimento com 1,35 mm de espessura aspergido sobre tubo .....	126
Figura 4.77 – Deslocamento de revestimento com 1,35 mm de espessura junto à lateral do desbaste.....	127
Figura 4.78 – Esmerilhamento em 45° do ângulo reto entre lateral da região desbastada e revestimento aspergido .....	127
Figura 4.79 – Deposição de cordão de solda sobre o contorno do dano simulado, previamente revestido por aspersão térmica .....	128
Figura 4.80 – Primeira camada de solda depositada sobre o revestimento aspergido na área de dano e primeiro cordão da segunda camada .....	128
Figura 4.81 – Corpo de prova com total preenchimento com solda na região de dano simulado.....	129
Figura 4.82 – Corpo de prova com retirada por esmerilhamento do reforço de solda.....	129
Figura 4.83 – Tampão com geometria interna de calota utilizado para fechamento .....	130
Figura 4.84 – Corpo de prova com tampões e acoplamentos para entrada e saída do óleo. ....	130
Figura 4.85 – Corpo de prova a ser ensaiado dentro de <i>bunker</i> subterrâneo .....	130
Figura 4.86 – Curvas dos testes de pressurização segundo condição de reparo .....	132
Figura 4.87 – Corpos de prova após teste de ruptura segundo condição de reparo.....	133
Figura 4.88 – Revestimento despreendido do tubo durante a pressurização .....	133
Figura 4.89 – Desenvolvimento da trinca ao longo da ZTA em ensaio de ruptura de corpo de prova com deposição de solda sobre revestimento aspergido com 0,8 mm de espessura .....	134
Figura 4.90 – Macrografia de seção transversal indicando a permanência de material aspergido como camada e incidência de poros (no detalhe), em deposição de solda sobre 1,1 mm de revestimento .....	135
Figura 4.91 – Deslocamento entre revestimento e substrato em ensaio de ruptura de corpo de prova revestido com 1,1 mm de espessura de material aspergido, provocado pela permanência de material aspergido entre tubo e solda .....	135

Figura 4.92 – Medidas de microdureza HV0,30 após deposição de solda com energia de 6,5 kJ/cm sobre corpo de prova revestido com 1,1 mm e pressurizado a 5,0 MPa .....	136
Figura 4.93 – Medidas de microdureza HV0,30 após deposição de solda com energia de 6,5 kJ/cm sobre corpo de prova revestido com 0,8 mm e pressurizado a 5,0 MPa .....	137
Figura 4.94 – Macrografia de seção transversal de cordão de solda com eletrodo revestido AWS E309L sobre revestimento aspergido com arame AWS E309L por AS com espessura de 0,21 mm. Energia de soldagem 6,5 kJ/cm .....	138
Figura 4.95 – Macrografia de seção transversal de cordão de solda com eletrodo Revestido AWS E309L sobre revestimento aspergido com arame de ligade Níquel 99% (06T Nickel) por AS com espessura de 0,45 mm. Energia de soldagem 6,5 kJ/cm.....	139
Figura 4.96 – Macrografia de seção transversal de cordão de solda com eletrodo revestido AWS E309L sobre revestimento aspergido com arame de liga de Níquel AS-751 por AS com espessura de 0,50 mm. Energia de soldagem 6,5 kJ/cm .....	139



## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Relação entre $t_{8,5}$ e CE para uma dureza máxima de 350 HV na ZTA .....	14
Tabela 2.2 – Classificação dos processos de aspersão térmica segundo modo de aquecimento na pistola .....	31
Tabela 2.3 – Temperatura da superfície aspergida após 150 s do início do processo segundo a % oxigênio no gás de arraste em mistura com nitrogênio .....	40
Tabela 3.1 – Composição química dos materiais utilizados .....	44
Tabela 3.2 – Parâmetros de regulagem para a aspersão no processo AS .....	45
Tabela 3.3 – Parâmetros de regulagem para a aspersão no processo FS .....	45
Tabela 3.4 – Parâmetros regulados para a soldagem com eletrodo revestido AWS E7018.....	47
Tabela 3.5 – Parâmetros de soldagem com fonte Laser .....	47
Tabela 3.6 – Quadro - resumo dos corpos de prova fabricados sobre chapas de aço carbono SAE 1020 e tubos API 5LX70 .....	53
Tabela 3.7 – Relação de amostras selecionadas para análise do teor de oxigênio .....	56
Tabela 4.1 – Condição de aderência segundo rugosidade $R_a$ do substrato em revestimentos com espessuras entre 1,5 e 2,0 mm aspergidos pelos processos AS e FS .....	59
Tabela 4.2 – Teor médio de óxidos e porosidade presentes nos revestimentos aspergidos em espessura de 0,5 mm com arame AWS ER70S-6 pelos processos FS e AS com ar comprimido como gás de arraste .....	62
Tabela 4.3 – Ângulo ( $\beta$ ) entre o reforço da solda e superfície do revestimento, penetração ( $p$ ) da zona fundida, largura ( $L$ ) do cordão de solda e relação $p/L$ de cordões de solda depositados com energia de soldagem de 6,5 kJ/cm sobre espessura de revestimento $e=0,5$ mm.....	63
Tabela 4.4 – Análise de variância – influência do local de retirada da amostra na penetração da zona fundida entre lotes com espaçamento de 1,0 cm no cordão de solda. ....	65
Tabela 4.5 – Temperatura da superfície, procedimento de deposição e condição de estabilidade do arco voltáico segundo espessura de revestimento (processo AS) .....	70
Tabela 4.6 – Avaliação visual da estabilidade do arco voltaico para valores testados de distância pistola-peça e pressão do ar comprimido em espessuras entre 1,1 e 1,3 mm como aspergidas.....	72
Tabela 4.7 – Coeficiente de variação (%) dos valores de penetração sobre região aspergida segundo espessura de revestimento, energia de soldagem, e processo de aspersão térmica: a chama (FS) e a arco (AS).....	75

Tabela 4.8 – Distribuição dos cordões de solda segundo processo de aspersão térmica (AS e FS) e energia de soldagem; e porcentagem desconsiderada por extinção do arco (EA), falha no deslocamento da amostra (FA), falha no controle do eletrodo (FE), ajuste errado da fonte (EF) e queda de energia (QE).....	75
Tabela 4.9 – Valores médios da espessura equivalente ( $e_e$ ) e diferença da penetração do cordão entre a região revestida e sem revestimento ( $p_a - p_s$ ) para soldas depositadas com energia de 6,5 kJ/cm, segundo a espessura de revestimento aspergido por processo a arco sobre substrato de aço SAE 1020.....	77
Tabela 4.10 – Valores aproximados da espessura de revestimento: que provocam a Inflexão da curva ( $e_i$ ); e que tornam a espessura equivalente positiva ( $e_p$ ), segundo energia de soldagem (ES) e processo de aspersão (AS ou FS) .....	77
Tabela 4.11 – Avaliação da penetração da zona fundida de cordões depositados com corrente de soldagem de 90 A e 100 A, sobre faixa de espessura média de revestimento ( $e$ ) aspergida por processo FS.....	83
Tabela 4.12 – Análise de variância – influência da variação da corrente de curto circuito ( $I_{cc}$ ) sobre a penetração do arco voltaico de cordões de solda depositados com energia de 5 kJ/cm e $I_{cc}$ de 180 A e 90 A.....	83
Tabela 4.13 – Penetração média da zona fundida de cordões de solda depositados com tensão de 26 e 29 volts sobre espessura aspergida entre 0,7 e 0,8 mm.....	88
Tabela 4.14 – Análise de variância – influência do aumento de tensão de soldagem sobre a penetração ( $p$ ) da zona fundida de cordões de solda depositados sobre superfície aspergida.....	88
Tabela 4.15 – Largura média dos cordões de solda depositados com tensão de 26 e 29 volts sobre espessura aspergida entre 0,7 e 0,8 mm .....	89
Tabela 4.16 – Análise de variância – influência do aumento de tensão de soldagem sobre a largura ( $L$ ) de cordões de solda depositados sobre superfície aspergida .....	89
Tabela 4.17 – Penetração média da zona fundida em soldagens laser com 2000 W sobre revestimentos aspergidos e chapa não aspergida .....	91
Tabela 4.18 – Teor de oxigênio (ppm) em camadas aspergidas segundo gás de arraste e espessura por processo AS.....	94
Tabela 4.19 – Características geométricas de cordões de solda segundo teor de oxigênio na zona fundida e espessura de revestimento ( $e$ ) aspergido com ar comprimido e argônio como gás de arraste.....	94
Tabela 4.20 – Análise de variância – validação das amostras para análise do teor de oxigênio pela comparação da penetração média ( $p_a$ ) da zona fundida entre os dados considerados e a amostragem para caracterização dimensional .....	94
Tabela 4.21 – Relação penetração/largura ( $p/L$ ) e largura ( $L$ ) segundo concentração de oxigênio (ppm) na zona fundida de cordões de solda depositados sobre revestimento aspergido com ar comprimido como gás de arraste .....	95

Tabela 4.22 – Valores médios da espessura revestida ( $e$ ), penetração ( $p_a$ ), e teor de oxigênio (ppm) da zona fundida caracterizados conforme região de crescimento da penetração .....	99
Tabela 4.23 – Desvio padrão ( $\sigma$ ) e coeficiente de variação (CV) das medidas de penetração da zona fundida segundo região de espessura de revestimento ( $e$ ) .....	99
Tabela 4.24 – Penetração ( $p$ ) e teor de oxigênio (ppm) da zona fundida de cordões de solda depositados sobre superfície não revestida, sobre revestimento aspergido com ar comprimido ( $AT_{ar}$ ), e sobre revestimento aspergido com argônio ( $AT_{argônio}$ ). Espessura de revestimento média de 0,75 mm e energia de soldagem de 6,5 kJ/cm.....	100
Tabela 4.25 – Teor de oxigênio (ppm) no revestimento e na zona fundida, e penetração média ( $p_a$ ) da zona fundida de cordões depositados com energia de 6,5 kJ/cm sobre 0,75 mm de espessura revestida por processo a arco (AS) e chama (FS) .....	100
Tabela 4.26 – Análise de variância – influência do processo de aspersão térmica (AS e FS) sobre a penetração média ( $p_a$ ) de cordões de solda depositados sobre espessuras revestidas entre 0,70 e 0,85 mm com energia de soldagem de 6,5 kJ/cm.....	101
Tabela 4.27 – Valores de <i>espessura equivalente maciça</i> ( $ee$ ) segundo a média de <i>espessura revestida</i> ( $e$ ) usando argônio como gás de arraste em AS e energia de soldagem de 6,5 kJ/cm .....	102
Tabela 4.28 – Valores de temperatura ( $T$ ) da superfície inferior de chapa durante a soldagem, segundo espessura de revestimento ( $e$ ) e penetração do arco ( $p_a$ ), para soldagens com energia de 6,5 kJ/cm (70 A, 26 volts, 17 cm/min) sobre revestimento por processo FS com ar comprimido .....	105
Tabela 4.29 – Temperatura ( $T$ ) da superfície inferior da chapa em deposição de solda com energia (ES) de 7,4, 8,3 e 9,2 kJ/cm.....	106
Tabela 4.30 – Temperatura ( $T$ ) da superfície inferior da chapa em deposição de solda com energia de soldagem (ES) de 6,5 e 7,4 kJ/cm sobre espessura ( $e$ ) aspergida com argônio como gás de arraste .....	107
Tabela 4.31 – Valores médios da penetração do arco voltagem segundo espessura de revestimento ( $e$ ) sobre chapa SAE 1020 e tubos API 5LX-70 com resfriamento ao ar .....	115
Tabela 4.32 – <i>Espessura equivalente maciça</i> ( $ee$ ) segundo <i>espessura de revestimento</i> média ( $e$ ) para tubos API 5LX-70 com energia de soldagem de 6,5 kJ/cm e resfriamento ao ar.....	115
Tabela 4.33 – Temperatura máxima da superfície interna de tubos submetidos a uma energia de soldagem de 6,5 kJ/cm com resfriamento ao ar e água sem fluxo.....	120
Tabela 4.34 – Valores médios da penetração da zona fundida com energia de 6,5 kJ/cm segundo espessura de revestimento em amostras de tubo API 5LX-70 com fluxo de água a 13,5 l/min .....	120

Tabela 4.35 – <i>Espessura equivalente maciça (ee) e profundidade fundida do substrato (pfs) segundo espessura do revestimento para fluido pressurizado a 5,0 MPa e energia de soldagem de 6,5 kJ/cm</i> .....	122
Tabela 4.36 – <i>Comparação dos valores de penetração da zona fundida em correntes de 80 e 90 A em relação aos testes nominais com 70 A, considerando água em pressões de 2,5 e 5,0 MPa, ou despressurizada com vazão de 13,5 l/min. Espessura média do revestimento de 1,50 mm</i> .....	123
Tabela 4.37 – <i>Temperatura máxima (°C) da superfície interna de tubos em soldagens com 70, 80 e 90 A sobre revestimento de 1,5 mm de espessura média e resfriamento ao ar e água sem fluxo</i> .....	124
Tabela 4.38 – <i>Pressão de ruptura em ensaios de explosão de tubos sem dano (SD), dano sem reparo (SR), reparado com técnica aplicada em tubo com água a 5,0 MPa (RP) ou com água com vazão de 13,5 l/min (RV), e dano totalmente preenchido por aspersão térmica (RA)</i> .....	131
Tabela 4.39 – <i>Coefficientes de segurança dos ensaios de ruptura apresentados pelos tubos sem dano (SD), dano sem reparo (SR), reparado com técnica aplicada em tubo com água a 5,0 MPa (RP) ou com água com vazão de 13,5 l/min (RV), e dano totalmente preenchido por aspersão térmica (RA)</i> .....	131

## RESUMO

A soldagem em operação é uma técnica freqüentemente empregada no reparo ou modificação de tubulações, com significativas vantagens econômicas, visto que evita as perdas oriundas da interrupção do serviço e garante a continuidade no fornecimento do fluido. Na aplicação da técnica, dois riscos precisam ser considerados. O primeiro é a ocorrência de trincas à frio, cuja possibilidade aumenta pelas maiores taxas de resfriamento impostas pelo escoamento do fluido e, em especial, o risco de perfuração da parede pelo arco voltaico, eventualmente com sérios danos ao operador e ao meio ambiente. A tecnologia existente e a experiência estão relacionados principalmente com o reparo de tubos de parede espessa (de 6 mm ou mais), e de aços de baixa resistência. Este trabalho reúne resultados promissores sobre o desenvolvimento de uma via alternativa de reparo em dutos e tubulações com pequena espessura remanescente, envolvendo uma recuperação prévia da parede do tubo por processos de aspersão térmica. O incremento de espessura diminui o risco de perfuração durante a subsequente deposição de solda por eletrodo revestido, e ao mesmo tempo permite o uso de uma energia de soldagem maior, contribuindo para a não incidência de trincas à frio. São comparados os processos de aspersão térmica a arco elétrico e chama convencional, e a influência que as características do revestimento aspergido, principalmente a oxidação pelo gás de arraste (ar comprimido ou argônio) exercem sobre a penetração do arco voltaico. Os experimentos inicialmente foram realizados sobre chapas de aço SAE 1020, revestidas com material similar em espessuras entre 0,2 e 2,0 mm, com posterior deposição de solda através de eletrodos de baixo hidrogênio AWS E7018. Os resultados foram comprovados na aplicação da técnica em tubos de aço ferrítico API 5LX70, em condições variadas de pressão e fluido. A avaliação dos resultados permitiu estabelecer critérios de soldagem com menor risco de perfuração se comparados a chapas/tubos não previamente revestidos.





## ABSTRACT

In-service welding is a technique frequently employed in the repair or modification of pipelines, with significant economic advantages since it avoids the costs of disrupting operation and secures continuity of supply to the customer. While applying this welding technique two risks must be considered: firstly the increased risk of cold cracking due to faster cooling rates of the pipe wall, associated with the heat removal by the flowing fluid and in special the risk of burnthrough, when the welding arc causes the penetration of the pipe wall, allowing its contents to escape, eventually with serious damage both to welder and environment. The actual technology and experience are more related with the repair of pipes fabricated in low strength steels with wall thickness higher than 6 mm. This work brings promising results about an alternative way of in-service repair of pipes with low remanent thickness, which involves a previous buttering coating of the pipe wall by thermal spraying. It was verified that this previous thickness recovering reduces the risk of burnthrough during the subsequent weld material deposition by SMAW, while at the same time turns it possible to apply a higher heat input, what contributes to avoid the incidence of cold cracking. The characteristics of buttering layers deposited by two thermal spraying processes (arc and conventional flame) were compared, in special the influence of their degree of oxidation in dependence of the carrying gas (pressurized air or argonium) on the arc stability and penetration of weld beads. Initially exhaustive controlled test welds with AWS E7018 electrodes were conducted on SAE 1020 steel plates, previously buttered with similar material in thickness from 0,2 to 2,0 mm. The proposed in-service welding procedures were applied on a ferritic steel pipe API 5LX-70, in various conditions of pressure and fluid. The obtained results allowed to establish criteria for welding conditions with less risk of burnthrough compared to non-buttered plates/pipes.

## CAPÍTULO 1

### INTRODUÇÃO

A soldagem em dutos e tubulações, sem interrupção de fluxo, conhecida como soldagem em operação, é um método aplicado comumente por diversas companhias na modificação, reparo ou expansão da malha de dutos da indústria do petróleo e gás natural. Neste tipo de intervenção, além da evidente vantagem na continuidade da distribuição/produção, tornam-se dispensáveis operações relacionadas à selagem e desgaseificação dos tubos, contribuindo para a redução de custos e segurança do ambiente. Por outro lado, existem riscos inerentes ao processo que devem ser rigorosamente avaliados para garantir a integridade da tubulação.

No Brasil, a Petrobrás realiza ou acompanha serviços terceirizados de soldagem em operação há pelo menos trinta anos [1]. Estes procedimentos concentram-se quase que totalmente em tubos de aços de baixa resistência e parede espessa (6 mm ou mais) [2]. Porém, a perda significativa de material apresentado por tubulações instaladas há décadas, fabricadas em aços de menor resistência e sem meios adequados de proteção contra a corrosão, e o uso de tubos de parede fina à medida que se utilizam aços de maior resistência (API 5LX-65, X70 e X80, com possibilidade de uso de X100 e X120), aumenta em especial, o risco de perfuração da parede durante a soldagem, que ocorre quando o arco provoca uma temperatura suficientemente elevada no metal aquecido a ponto de não mais resistir à pressão interna do tubo, podendo provocar sérios danos ao operador e ao ambiente. Além da perfuração, a soldagem em operação pode provocar o surgimento de microestruturas duras na Zona Termicamente Afetada (ZTA), pelas potenciais altas velocidades de resfriamento da solda ampliadas pelo efeito do escoamento do fluido, que podem dar origem a trincas por hidrogênio. Uma das medidas para prevenir a ocorrência das Trincas a Frio (TF) é o aumento da energia de soldagem, com a qual se reduzem as velocidades de resfriamento e, com isso, a quantidade de martensita presente na ZTA. Porém, esta abordagem entra em conflito, pelo aumento da penetração da zona fundida, com o requerimento de evitar perfuração.

Como recurso alternativo à recuperação de tubos, está sendo proposto um revestimento/amanteigamento prévio através da aspersão térmica em regiões com perda de espessura por corrosão, trincamento, desgaste ou danos mecânicos, com posterior deposição de material por soldagem com eletrodos revestidos. A refusão permite ainda recuperar metalurgicamente as propriedades afetadas pelas características da aspersão térmica [3].

O objetivo é definir critérios, métodos, e procedimentos que permitam estabelecer condições seguras de soldagem em operação de dutos e tubulações com pequena espessura remanescente, parcialmente recuperada por processos de aspersão térmica. A

necessidade de recuperar a espessura de tubos danificados justifica-se, primeiro pelo menor risco de perfuração a ser considerado, que diminui a medida em que se reduz a penetração da solda e se aumenta a espessura da parede residual, e, segundo, pela possibilidade que a espessura recuperada permite do uso de maiores energias de soldagem, diminuindo a alta velocidade de resfriamento da solda e possibilidade de ocorrência de trincas a frio. A reconstituição completa pela aspensão térmica não é indicada devido as propriedades inferiores do revestimento se comparado tanto ao material maciço antes de ser aspergido como ao material do tubo, e também pelo possível deslocamento das camadas com o aumento da espessura aspergida.

Para atingir a proposta, a pesquisa foi dividida em duas fases:

- a) definição das condições de aspensão térmica e soldagem: em ensaios sobre chapas, definir os materiais e parâmetros a serem utilizados nos processos de revestimento e soldagem, garantindo uma faixa de espessura revestida sem possibilidade de deslocamento, e deposição de solda com molhabilidade e penetração que impliquem em menor risco de perfuração.
- b) ensaios controlados (soldagem semi-automatizada) em tubos: aplicar os critérios definidos anteriormente em tubos da série API 5LX-70, com condições de fluxo diversas, e através da comparação com amostras sem dano, testar a técnica em ensaios de pressurização até o rompimento.

O Laboratório de Soldagem da Universidade Federal de Santa Catarina (LABSOLDA/UFSC), sob orientação dos Profs. Augusto Buschinelli e Carlos Niño, vem desenvolvendo em parceria com o CENPES/PETROBRÁS pesquisas na área de soldagem em operação desde 2002. Particularmente, as atividades voltadas à Aspensão Térmica tiveram início com a visita em 1993 do Prof. Heinrich Kreye, da Helmut Schmidt Universität, Hamburg. Abaixo segue uma relação de alguns trabalhos de ambas as áreas de interesse:

- Mestrados: “Reparo por deposição de solda aplicada a tubulações de petróleo e gás em serviço com pequena espessura remanescente” [15]; “Estabelecimento de critérios para evitar a perfuração na soldagem de tubulações em operação de pequena espessura” [16]; “Avaliação de revestimentos aplicados por aspensão térmica para proteção contra o desgaste de ponteiros de risers” [11]; “Estudo de revestimento aspergido por HVOF contra o desgaste em hastes de válvulas de turbinas termelétricas” [13]
- Mestrado Profissional: “Estudo da aplicação do processo TIG alimentado para a soldagem em operação [14].
- Doutorado: “Estudo de revestimentos de alumínio depositados por três processos de aspensão térmica para proteção do aço contra a corrosão marinha” [10]; “Estudo microestrutural e eletroquímico de diferentes revestimentos metálicos aspergidos para proteção do aço contra corrosão marinha” [12].

Esta experiência incentivou o trabalho atual, que abre uma nova linha de pesquisa em metalurgia no LABSOLDA, conciliando para um único objetivo duas áreas de estudos, e contribuindo com o desenvolvimento da soldagem em operação de tubulações ao propor uma técnica de reparo que não envolve altos custos e complexidade operacional. De outra forma, o maior conhecimento das possibilidades de refusão de camadas aspergidas permitirá seu uso em diferentes atividades envolvendo revestimento ou deposição de material.



## **CAPÍTULO 2**

### **REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

Nesta revisão é abordada inicialmente a soldagem em operação, sua necessidade, importância, modos de execução e riscos inerentes. Na seqüência é apresentada a aspersão térmica como técnica de revestimento, com ênfase nos processos utilizados na pesquisa e sua influência nas características das camadas depositadas, envolvendo principalmente o efeito que o teor de oxigênio pode provocar no movimento de convecção da poça de fusão, através de um estudo das forças geradoras correlacionadas com o processo de soldagem e aspersão térmica.

#### **2.1 Soldagem em operação**

A prática da soldagem em operação basicamente pode ser separada em duas classes, uma voltada para o reparo de discontinuidades em dutos, tubulações (destinadas a transferir ou transportar fluido sob pressão dentro dos limites de planta industrial [17]) ou acessórios, e outra considerando a instalação de uma derivação ou conexão. Sua grande vantagem é permitir uma intervenção, seja de reparo ou instalação, sem interromper o escoamento, evitando perda do produto, emissão de gases, parada de dutos e gasodutos, parada de unidades, interrupção de fornecimento para clientes, além de uma eventual contaminação do meio-ambiente em caso de falha na selagem e desgaseificação durante os preparos para uma soldagem sem operação de fluxo. Apresenta, como riscos inerentes, a possibilidade de perfuração da parede do tubo pela sobrepenetração do arco voltaico, e a ocorrência de TF, agravada pelo resfriamento imposto pelo escoamento do fluido. Sua aplicação é de uso corrente, seguindo regras e códigos estabelecidos em normas internacionais como as API 1104, API RP 2201, BS 6990, CSA Z 662, e no Brasil a da Petrobrás N2163, que procuram garantir um procedimento seguro, considerando a relação entre energia de soldagem, espessura da parede e composição química do material.

##### **2.1.1 Métodos de reparo**

Como alternativa à substituição de um trecho danificado, podem ser utilizados método para a recuperação e que mantém a produção, seja no reparo de discontinuidades ou na instalação de novos trechos ou derivações, neste caso através da trepanação, situação comum na área industrial que permite a substituição da região danificada com o escoamento sendo desviado provisoriamente para a nova conexão, fixa em flanges instalados na linha principal através de operação de “hot-tap”, como demonstrado nas Figs. 2.1 e 2.2.

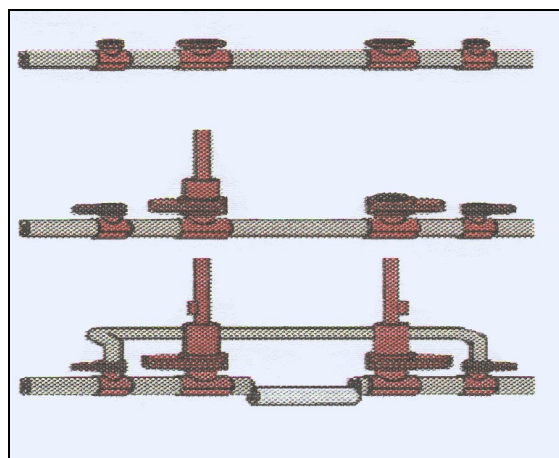


Figura 2.1– Técnica de trepanação [18].

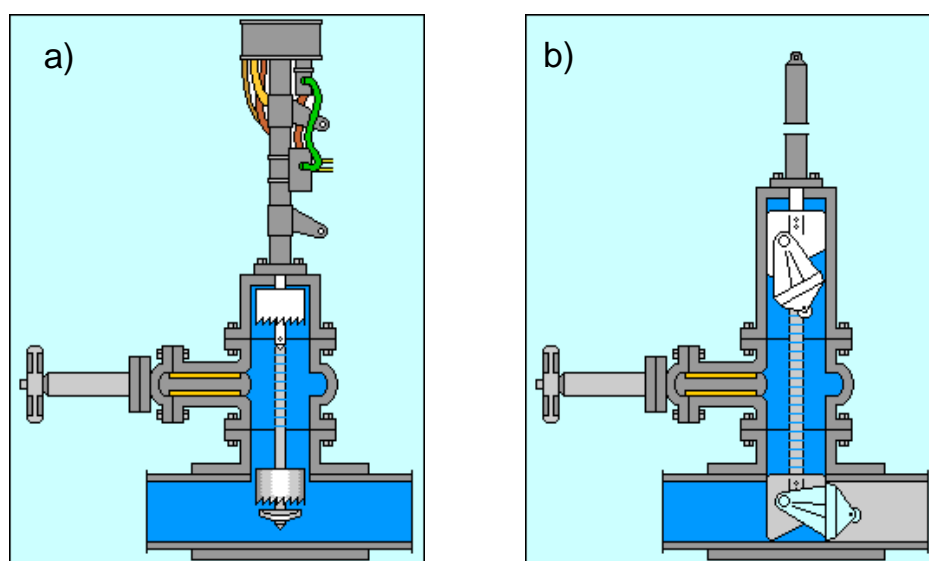


Figura 2.2– Operação de “hot-tap”: a) perfuração da tubulação; b) válvula de bloqueio [18].

Considerando a soldagem para manutenção, o procedimento conhecido como “dupla-calha” consiste na instalação de luvas bipartidas soldadas, que envolvem totalmente a tubulação no local onde um reforço é necessário. A Fig. 2.3 mostra um esboço deste reparo nos seus dois tipos de instalação, A e B. A diferença está na ausência de soldas circunferenciais de fechamento entre luva e tubo no “Tipo A”, o que faz com que não tenha efeito sobre a tensão longitudinal no tubo, desqualificando seu uso para defeitos de orientação circunferencial. A fixação das luvas é feita através de solda de topo, ou ainda pela superposição de tiras de aço soldadas com filete a ambas as metades. Uma luva neste arranjo funciona como um reforço para uma área defeituosa externa, e é usada apenas para defeitos sem vazamento, podendo ser considerada em caso de corrosão interna desde que condicionada ao fim do processo corrosivo. Para assegurar que não exista folga, faz-se a cobertura prévia com compostos endurecíveis epóxi ou poliéster na região do tubo a ser reparado. Como garantia de ajuste, pode ser previsto um pré-tensionamento das calhas ao



tubo, através de meios mecânicos, hidráulicos ou pneumáticos, que, dependendo do tensionamento aplicado, reduz a tensão de membrana atuante na parede do tubo, prevenindo o início de trincas [19]. Ainda considerado como reforço, podem ser utilizadas calhas de envolvimento parcial, como mostra a Fig. 2.4.

O outro tipo de luva utilizado é o “Tipo B”, na qual suas extremidades são soldadas em ângulo ao tubo condutor, podendo ser usada para o reparo de vazamentos e para aumentar a resistência em áreas com defeitos circunferencialmente orientados. Deve ser projetada para atender no mínimo os mesmos requisitos de integridade estrutural do tubo [20], resistindo à pressão interna se for requisitada. Pelas maiores solicitações que podem vir a atuar em uma luva “Tipo B”, não é permitido o uso de tira de superposição, uma vez que ela é inerentemente mais fraca do que uma solda de topo com preenchimento total[20].

O uso de dupla-calha é considerado o método mais simples na soldagem em operação, mas apresenta inconvenientes, como a necessidade de material adicional (calhas), impossibilidade de instalação em trechos curvos, e a geração de concentradores de tensão que podem dar início a trincas de fadiga em pressões cíclicas. Dependendo das condições operacionais e severidade do defeito, o uso de calhas pode ser substituído por luvas de compósitos, limitada pela temperatura de aplicação em torno de 150°C [21], ou braçadeira aparafusada reforçada com soldagem de fechamento.

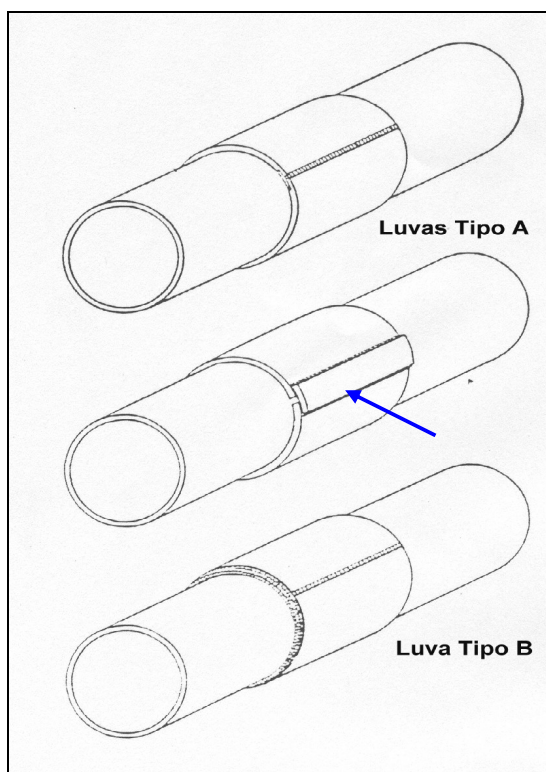


Figura 2.3– Instalação de Dupla-Calha tipo A e B. A seta indica Tira de Superposição [18].



Figura 2.4– Solda de filete entre tubo e calha [2].

O Reparo por Deposição de Solda (RDS), ou solda de simples deposição, método explorado neste trabalho, é uma alternativa atraente ao uso de calhas, não sendo limitado pela curvatura da tubulação. Sua aplicação é relativamente simples e direta, dispensando o uso de acessórios como calhas ou válvulas e operações de “hot-tap”, implicando em menor tempo e custo no reparo. Outras vantagens são a possibilidade de emprego em tubulações que necessitem isolamento térmico e a facilidade no uso do ultra-som, em comparação ao reparo por calhas. A Fig. 2.5 mostra um desenho envolvendo um RDS sobre tubo com corrosão interna, mas a técnica pode igualmente ser aplicada para corrosão externa ou descontinuidades mecânicas.

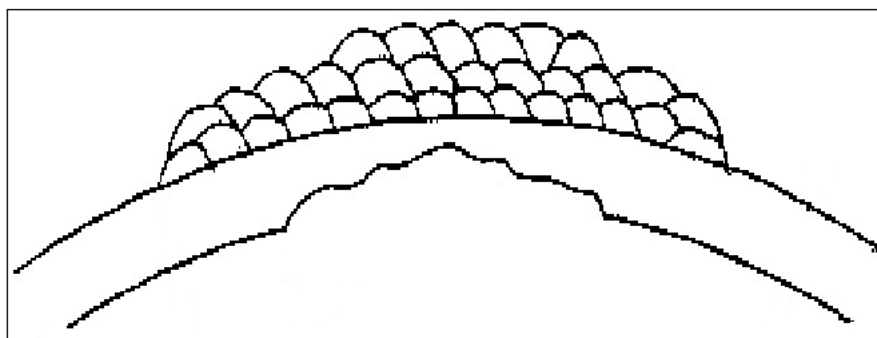


Figura 2.5– Solda de simples deposição sobre tubo com perda de parede interna [22].

O RDS tem aplicação assegurada por resultados que indicam sua capacidade de recuperar a resistência da região danificada, inclusive se submetida a pressões cíclicas [22], mas notadamente o risco de perfuração envolvido na operação é maior que em soldagem de calhas, onde a menor penetração das soldas em ângulo (Fig. 2.6) permite o uso de maiores energias de soldagem, diminuindo desta forma a taxa de resfriamento e a possibilidade de trincas a frio [2]. O reparo neste método exige uma alinhada relação da

espessura remanescente a ser soldada com os parâmetros e procedimentos de soldagem, incluindo a escolha adequada do tipo e diâmetro do eletrodo, garantindo-se principalmente uma soldagem segura quanto à perfuração, e sem incidência de TF.

Quanto a direção de soldagem (longitudinal ou circunferencial), a orientação depende da direção principal da descontinuidade a ser reparada. Porém, as tensões trativas induzidas no tubo pela pressão interna são 2x maiores na direção circunferencial se comparadas a longitudinal [23], portanto, os resultados obtidos de cordões longitudinais são conservadores em relação aos circunferenciais [2].

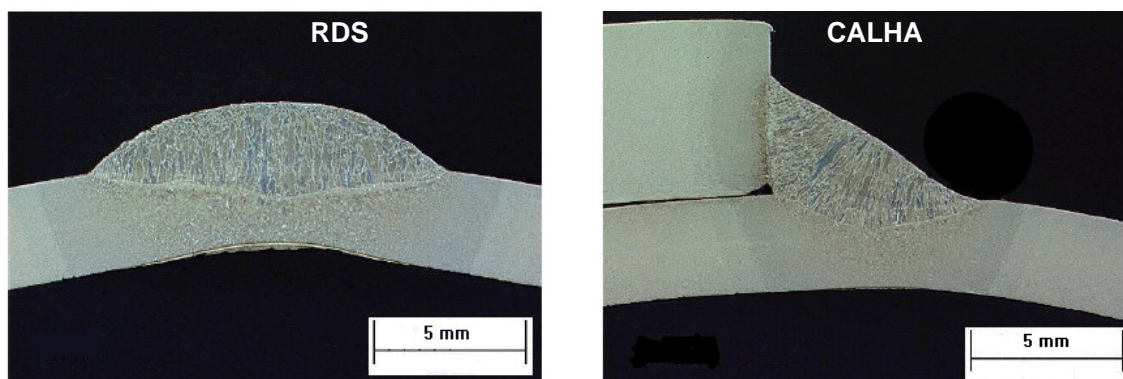


Figura 2.6– Macrografia de cordões depositados com mesmos parâmetros de soldagem, mostrando a maior penetração no RDS [2].

### 2.1.2 Riscos envolvidos: perfuração e trincas a frio

Quando se realiza uma soldagem em operação, há dois riscos principais a serem considerados. O primeiro é o risco de perfuração provocado pelo arco, resultando no vazamento do fluido e problemas para a segurança do soldador e ambiente. Ocorre a perfuração quando o metal abaixo da poça de fusão, pelo aquecimento localizado, não consegue resistir a pressão interna do fluido. Como principais causas pode-se citar dutos de baixa espessura ( $< 7$  mm), elevada energia de soldagem ( $> 12,0$  kJ/cm), oscilação do eletrodo (trançar) em vez de passe corrido, soldagem na direção longitudinal, uso de eletrodos celulósicos (alta penetração), e eletrodos com diâmetro elevado ( $> 3,2$  mm) [1]. A Figura 2.7 mostra a perfuração em uma deposição de solda realizada no LABSOLDA/UFSC. O segundo risco é que devido às potenciais altas velocidades de resfriamento da solda (como efeito do escoamento de calor provocado pelo fluido), surgem microestruturas duras que aumentam a susceptibilidade à trincas por hidrogênio e deterioram a tenacidade do material. O surgimento deste tipo de trinca depende da presença simultânea do hidrogênio com tensões trativas em uma microestrutura susceptível, como a martensita, além de temperaturas inferiores a  $150^{\circ}\text{C}$ . Tem como causa o incremento provocado pelo fluxo na taxa de resfriamento da solda, o uso de baixa energia de soldagem ( $< 8,0$  kJ/cm), aços de elevado teor de C ( $> 0,18\%$ ) e CE ( $> 0,42\%$ ), alto limite de escoamento ( $> 500$  MPa), e,

principalmente, o uso de consumíveis do tipo básico sem a devida secagem [1]. A Fig. 2.8 mostra a presença de trinca desta natureza em uma solda de conexão.

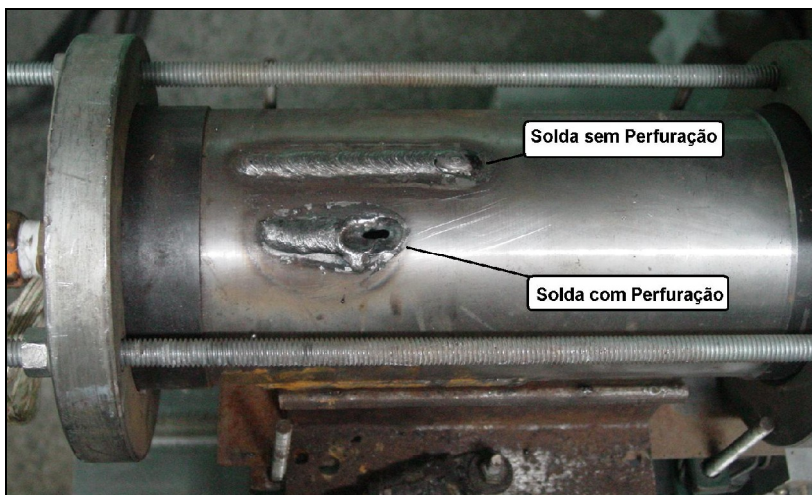


Figura 2.7- Ocorrência de perfuração em deposição de solda sobre tubo SAE 1020 de 3,2 mm de parede [16].

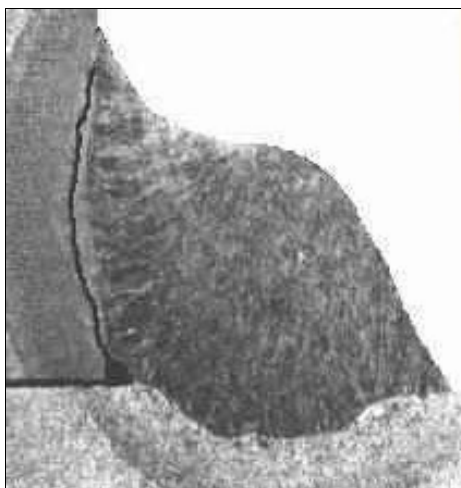


Figura 2.8– Trinca induzida por hidrogênio na ZTA em uma soldagem de conexão [24].

Como meio de reduzir a susceptibilidade às TF, devem ser selecionados consumível e processo de soldagem que resultem num menor teor de hidrogênio difusível. De outra forma, o uso de pré-aquecimento na redução dos gradientes térmicos e taxa de resfriamento, facilitando também a 'saída' por difusão do hidrogênio, esbarra na dificuldade imposta pela rápida remoção de calor provocada pelo escoamento do fluido, principalmente em se tratando de baixas espessuras [25]. Situação similar pode ser observada na tentativa de reduzir o nível de dureza por Tratamentos Térmicos Pós Soldagem (TTPS). Para contornar estas dificuldades, o aquecimento por indução está cada vez mais sendo utilizado. Com o sistema de aquecimento indutivo, é possível atingir a temperatura específica



rapidamente e mantê-la durante a soldagem, mesmo com as condições adversas do fluxo. A Fig. 2.9 mostra uma operação de pré-aquecimento por indução. Outra opção, bastante utilizada, trata-se do uso do 'passe de revenido' [18], técnica que consiste no aumento da energia de soldagem de cordões sobrepostos com a finalidade de revenir a ZTA originária dos cordões anteriores.



Figura 2.9– Pré-aquecimento por indução para trepanação de tubo na Trans-Alaska Pipelines [26].

A redução da taxa de resfriamento, com menos eficiência do que o pré-aquecimento [18], pode também ser obtida pelo aumento da energia de soldagem. Esta opção principalmente aumenta o risco de perfuração, que tem seu controle no limite de energia, e mostra que a adoção de medidas que previnem um dos riscos da soldagem em operação, potencializa o outro. Diante do antagonismo, muitas companhias optam pelo ajuste dos parâmetros operacionais (vazão-pressão) para reduzir a taxa de resfriamento ao realizarem os reparos. Ensaios com propano líquido indicaram que o resfriamento da solda é independente da pressão interna, mas sofre grande influência da velocidade do fluido, considerando escoamentos de líquidos em tubos com espessuras de parede inferiores a 4 mm, e praticamente nenhuma influência em tubos de parede grossa ( $> 12,5$  mm) [27]. Esta independência da pressão na taxa de resfriamento não é observada para os gases (dependentes de vazão e pressão), e para líquidos considerando vazão zero, como mostra o trabalho de Belanger e Patcchett [28], que, ao testarem o comportamento de alguns fluidos (água, etileno glicol, metanol, água-glicol e água-metanol) concluíram que a variação de pressão altera a taxa de resfriamento, em soldagens com eletrodos revestidos e TIG autógeno sem escoamento do fluido. Diferente da conclusão de Brêda Mascarenhas [14], que em soldagens TIG autógeno em tubos pressurizados com argônio não observou influência da pressão até 4 MPa.

A Fig. 2.10 mostra a variação da taxa de resfriamento com a pressão, e a Fig. 2.11 o tempo de resfriamento  $t_{8-5}$  entre 800°C e 500°C, e R540 referente a uma taxa de resfriamento de 540°C/s, sobre tubos com diâmetro 100 mm e espessura 6 mm, contendo água (meio mais severo se comparado a maioria dos hidrocarbonetos líquidos [29]) e água-glicol. Os valores na parede externa foram obtidos através de termômetro infravermelho, e internamente por termopares. A estabilidade dos termopares em manterem-se fixos durante a soldagem é facilitada pela ausência de escoamento do fluido. Em experimentos realizados no LABSOLDA/UFSC, ficou evidenciada a dificuldade em manter os termopares unidos à parede interna do tubo com escoamento.

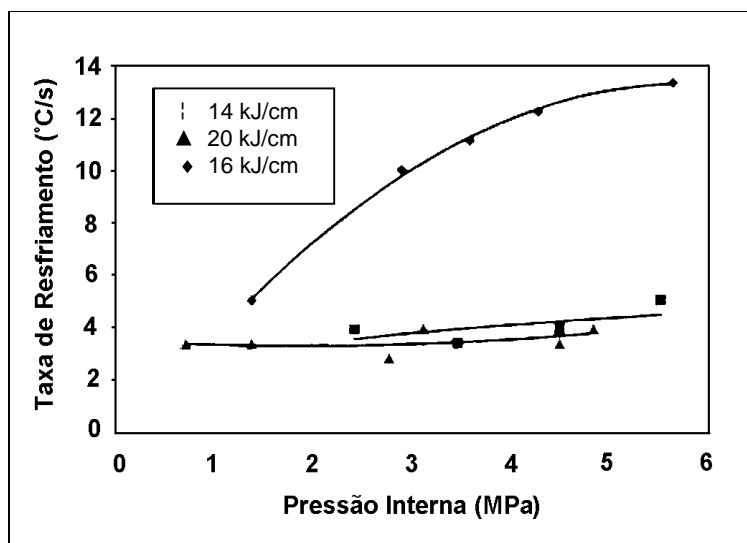


Figura 2.10– Taxa de Resfriamento de soldagem TIG autógeno na parede interna de tubo ASTM A106 B. As curvas inferiores referem-se à mistura de 50 % de glicol em água, e a superior à água [28].

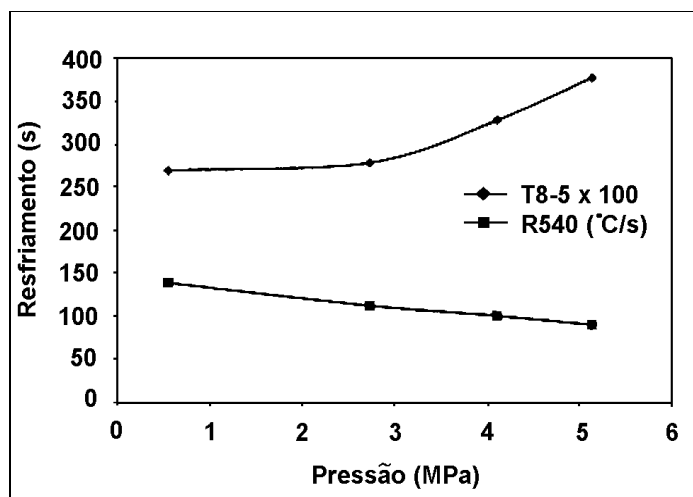


Figura 2.11– Tempo para o resfriamento  $t_{8-5}$  (T8-5) e R540 da parede interna de tubo contendo 50 % de glicol em água. Soldagem TIG autógeno (14 kJ/cm) [28].

Ainda em relação à pressão interna, os resultados obtidos no trabalho de Bruce e Dorling [30] indicam como secundário o efeito da pressão em espessuras superiores a 6,4 mm, dado que o tamanho da área aquecida é pequeno, e a tensão circunferencial na parede do tubo pode-se redistribuir ao redor da região aquecida pelo arco. Desta forma a variação de pressão teria pouco efeito no controle da perfuração. Os resultados destes trabalhos, até contraditórios, indicam ser necessário testes em condições mais próximas de escoamento da aplicação real para permitir conclusões mais evidentes. O cuidado a ser observado com os escoamentos líquidos é a possibilidade de ebulição e sua influência na perfuração, que se torna problemática se essa ebulição for em filme (“film boiling”), provocando uma contínua redução na taxa de transferência de calor e conseqüente aumento repentino da temperatura do tubo. Já na ebulição nucleada (“nucleate boiling”), as bolhas formadas em sítios movimentam-se com o fluido, provocando agitação mas sem alterar a taxa de transferência de calor, que permanece elevada [28]. Portanto, o que se pode observar é a existência de um limite mínimo de velocidade no escoamento condicionando a influência da pressão no risco de perfuração. Se essa velocidade não for suficientemente elevada, pode ocorrer a ebulição em sua situação mais grave. A norma PETROBRÁS N 2163 rev. C [17], estabelece a necessidade de uma velocidade mínima do fluido para a soldagem, que deve ser determinada experimentalmente.

Como meio de atenuar o risco da perfuração, algumas companhias com respaldo em normas como as da API, adotam a redução para 80% do valor da pressão nominal, estabelecida segunda a equação (2.1), conhecida como “regra ASME”. Esta prática, para realmente oferecer maior segurança, deve considerar o estado físico do fluido: os gases conduzem mais eficientemente o calor com o aumento da pressão, de modo que uma redução pode provocar aumento de temperatura na superfície interna, favorecendo a perfuração.

$$P_n = 2 \times S \times t \times F \times E \times T / D \quad (2.1)$$

onde:

$P_n$  = pressão nominal;

$S$  = tensão de escoamento do material;

$t$  = espessura da parede do tubo;

$F$  = fator de projeto;

$E$  = coeficiente de eficiência da solda;

$T$  = fator de temperatura;

$D$  = diâmetro externo do tubo.

### 2.1.3 Programas desenvolvidos para prevenção dos riscos

A soldagem em operação teve um grande desenvolvimento no período entre 1979-1991, com a validação de um modelo de análise térmica desenvolvido pelo Instituto Battelle para prever a perfuração e o risco de TF [9]. Pelo método, através de uma solução numérica bidimensional das equações de transferência de calor pode ser previsto o tempo de resfriamento  $t_{8-5}$  mínimo necessário para que não ocorra TF, baseado numa dureza máxima de 350 HV [31]. A Tab. 2.1 apresenta o tempo  $t_{8-5}$  para alguns valores de carbono equivalente (CE) da fórmula desenvolvida para o International Institute of Welding (IIW) e apresentada abaixo.

$$CE = C + \left(\frac{Mn}{6}\right) + \left(\frac{Cr + Mo + V}{5}\right) + \left(\frac{Ni + Cu}{15}\right) \quad (2.2)$$

Tabela 2.1- Relação entre  $t_{8-5}$  e CE para uma dureza máxima de 350 HV na ZTA.

CE	$t_{8-5}$ (s)
0,50	13
0,45	9
0,40	7
0,35	5
0,30	3
0,25	2

Esta correlação, desenvolvida para aços C-Mn, mostra-se bastante conservadora se aplicada a aços mais modernos com crescente limite de escoamento, como os X70, X80, X90, e assim por diante. O programa fornece os resultados a partir de uma avaliação tanto dos parâmetros operacionais (velocidade, tipo de fluido, pressão, espessura), como dos de soldagem (energia, tipo e diâmetro de eletrodo). Apresenta ainda previsão da temperatura interna da parede do tubo, como critério de perfuração, como adiante comentado.

Apesar do programa apresentar soluções razoavelmente precisas (valores calculados entre 5 e 18% maiores que os medidos [30]) em testes com gás natural, há de se considerar algumas limitações além da acima citada. Primeiro, a malha de elementos finitos usada no modelo tem uma quantidade fixa de elementos, de modo que quando a espessura dos materiais aumenta (> 12,5 mm), a malha se torna inaceitavelmente grosseira, gerando um conservadorismo exagerado na previsão de TF [30]. A segunda limitação está no desenvolvimento da metodologia, voltada para soldas em chanfro e em ângulo, não considerando o reparo por simples deposição de solda. E finalmente, a faixa de aplicação do programa não admite espessuras inferiores a 3,2 mm.



Um outro método [29], desenvolvido pelo Edison Welding Institute (EWI), prevê o ciclo térmico medindo a capacidade do fluido em remover calor da tubulação (“*heat sink capacity measurement*”). Consiste no aquecimento de uma área de 50 mm de diâmetro no tubo com um maçarico até uma temperatura entre 300 e 325°C e, então, mede-se o tempo que a área aquecida leva para resfriar de 250 até 100°C ( $t_{2,5-1}$ ). Através de correlações com valores experimentais de  $t_{8-5}$ , organizados em diagramas, pode-se prever a taxa de resfriamento da solda a ser executada, com controle das TF pelo limite da dureza. A necessidade de uma grande quantidade de dados correlacionando  $t_{2,5-1}$  com  $t_{8-5}$ , nas mais variadas condições de soldagem, incluindo espessura e velocidade de escoamento, é considerada uma desvantagem do método.

Dez anos após o Battelle publicar a versão final do seu programa, o Edison Welding Institute, em contrato com o Pipeline Research Council International (PRCI), e o próprio Instituto Battelle, criaram um programa unindo os dois métodos [32]. O novo modelo faz uma avaliação do risco de TF considerando o tempo de resfriamento  $t_{8-5}$  e a composição química do material para prever a dureza crítica da ZTA, que depende do CE e nível de hidrogênio difusível, como mostrado na Fig. 2.12. A energia de soldagem pode então ser selecionada em curvas como as apresentadas na Fig. 2.13. Porém, em testes realizados pelo CENPES/PETROBRÁS (Centro de Pesquisas e Desenvolvimento Leopoldo A. Miguez de Mello) em parceria com a UFSC, os resultados ficaram aquém das expectativas, apresentando um elevado número de insucesso no processamento dos cálculos. Nota-se que na versão, ao contrário da original desenvolvida pelo Battelle, o cálculo do  $t_{8-5}$  é mais conservativo em baixas espessuras [1].

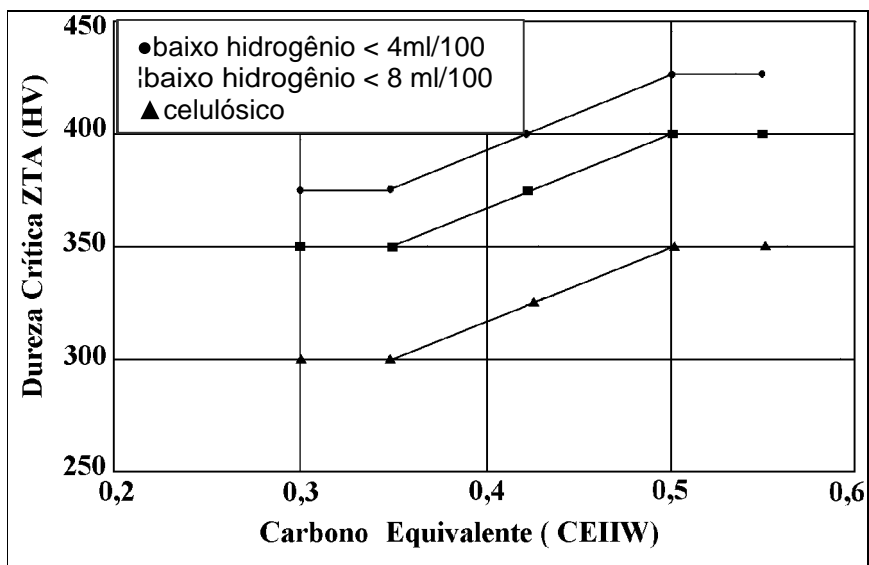


Figura 2.12– Dureza crítica da ZTA em função do CEIW e hidrogênio difusível para soldagem em serviço de aços com teor de C > 0,10% [30].

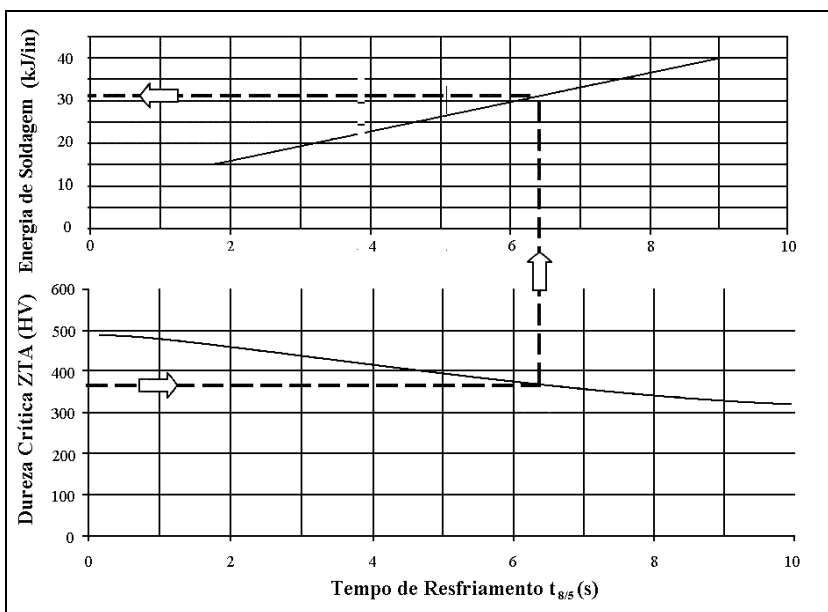


Figura 2.13– Seleção da energia de soldagem em função da dureza crítica da ZTA e tempo de resfriamento  $t_{8/5}$  [30].

O Cooperative Research Centre for Welded Structures (CRC-WS) da Austrália, quase na mesma época que o PRCI, lançou um programa computacional com resultados semelhantes aos obtidos pelo PRCI e Battelle, mas dirigido somente a gás natural e em tubulações com espessuras maiores que 5 mm [33].

Experimentos na tentativa de reduzir os níveis de dureza da ZTA a valores aceitáveis foram conduzidos pelo Welding Institute of Canadá (WIC) com o uso de elevados aportes de energia na soldagem [34]. A metodologia está voltada para a geometria e aplicação dos cordões de solda, como mostra a Fig. 2.14.

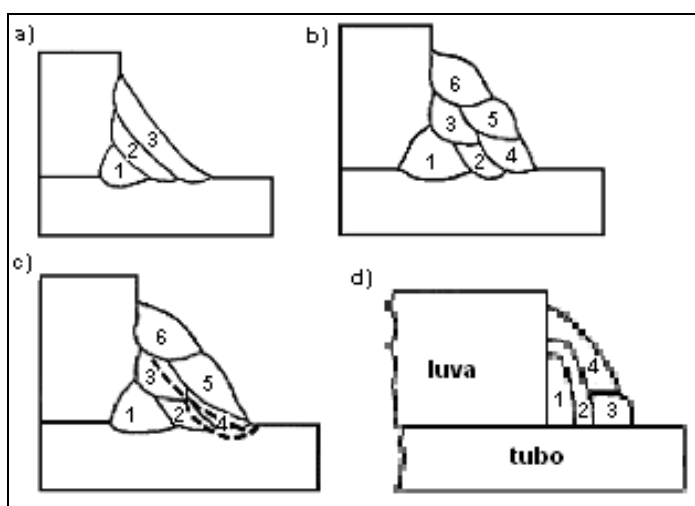


Figura 2.14– Procedimentos de soldagem com elevada energia testados pelo WIC. a) passe estreito seguido de passes trançados; b) seis passes estreitos; c) passes estreitos com passe final de revenido; d) aplicação de quatro passes [34].

Os resultados dependem diretamente do controle dos cordões, o que faz com que a técnica seja de difícil aplicação. Dos procedimentos testados, a aplicação de quatro passes (letra d na Fig. 2.14) apresentou os melhores resultados referentes à redução de dureza. Na técnica, a deposição dos dois primeiros passes tem contato maior com a luva do que com tubo. O terceiro, com elevada energia (baixa velocidade) tem maior contato com o tubo, enquanto o último não deve tocar de forma alguma a parede do tubo. Além da dificuldade operacional, o desenvolvimento foi direcionado para uso de calhas ou conexões, não prevendo o RDS. Os resultados, apesar de ainda não totalmente demonstrados, vão ao encontro dos critérios do Battelle e EWI [1].

No controle de TF, está mundialmente consolidado o uso de eletrodos de baixo hidrogênio, após a constatação do número de acidentes provocados pelo uso de eletrodos celulósicos. Em pesquisa realizada pelo Battelle [9] nos EUA, envolvendo 11 companhias, foram registrados 90 casos de falhas em no mínimo um mês após a soldagem, em soldagens com eletrodos celulósicos em tubos com CE ( $> 0,44$ ). Limitado o teor de hidrogênio, a soldagem deve ser respaldada pelo controle da taxa de resfriamento, que são elevadas pelo resfriamento imposto pelo fluxo do fluido.

O fenômeno da perfuração, que ocorre quando o material situado abaixo da poça de fusão não tem resistência suficiente para resistir ao esforço proveniente da pressão provocada pelo fluxo somada a eventuais tensões residuais de fabricação, está condicionado à espessura do duto e sua capacidade de remoção de calor, à penetração imposta pelo processo de soldagem, e às condições operacionais do fluido. O controle através do limite da energia durante a soldagem, como já comentado, é conflitante com a necessidade de evitar TF, sendo necessário, portanto, um procedimento adequadamente balanceado de energia que permita a soldagem em operação segura quanto à execução e integridade estrutural.

Com a tendência ao uso de tubulações fabricadas com aços com maior resistência (X65, X70, X80...), permitindo o benefício econômico da menor espessura, aumentam os cuidados relacionados ao risco de perfuração, e mesmo de TF pela maior exposição ao resfriamento que um volume menor de material provocará. No programa de análise desenvolvido pelo Instituto Battelle para soldagem em operação, o risco de perfuração é avaliado pela temperatura atingida pela parede interna do tubo. Com base nos experimentos, foi concluído que a perfuração tende a ocorrer quando esta temperatura ultrapassa 1260°C. Para dar uma margem de segurança, a temperatura admissível foi limitada a 982°C quando são usados eletrodos revestidos de baixo hidrogênio, e 760°C com eletrodos celulósicos. Tendo como referência estes limites de temperatura, pode-se considerar que não existe risco de perfuração em espessuras superiores a 6,4 mm, desde que sejam utilizados eletrodos revestidos do tipo básico (baixo hidrogênio) e adotadas

práticas adequadas de soldagem [9]. Observa-se que o limite prático de espessura adotado pelas companhias está entre 4 e 5 mm [18,22].

A análise desenvolvida pelo Battelle, com a previsão de temperatura máxima a partir de dados como os parâmetros de soldagem e condições operacionais da tubulação, é considerado o método mais útil na avaliação de riscos na soldagem em operação [1], mas direcionada somente para soldas de conexões ou duplas-calhas. Em se tratando de RDS, todo o arco incide no duto, ocasionando uma maior penetração se comparada às geometrias analisadas pelo Battelle, o que exige cuidados adicionais em relação à espessura local e energia de soldagem.

Tentativas de estabelecer diretrizes seguras para a soldagem com deposição direta sobre tubos com parede inferior a 3,2 mm, tendo como fluido pressurizado o gás metano em diversas velocidades, ocorreram em pesquisa do EWI encomendada pelo PRCI [2], com o objetivo de desenvolver um guia que permitisse a soldagem em paredes finas. Para os experimentos, realizados sobre tubos de 114,3 mm com pressão interna de 4,5 MPa, três energias distintas foram testadas, considerando os efeitos em separado do diâmetro do eletrodo AWS E7018 (2,0, 2,4 e 3,2 mm) e velocidade de soldagem. A Fig. 2.15 mostra macrografias de seções transversais de três cordões de solda em um tubo com parede de 3,2 mm, diâmetro do eletrodo de 3,2 mm e energia de soldagem de 4, 7,3 e 11,9 kJ/cm. Mediante a observação das macrografias, as soldas foram classificadas em três categorias relativas à ocorrência de perfuração: seguras, marginais e perfuradas. Na macrografia relativa a uma solda perfurada, realizada com a maior energia (11,9 kJ/cm) observa-se um bojo pronunciado do lado da raiz da solda, trincas aparentemente de solidificação pelo aumento de tensões provocado pela deformação e o prolongamento da ZTA grosseira até a superfície interna do tubo. Além disso, em função da elevada temperatura, houve enriquecimento do metal em carbono provindo do gás metano, com o qual formou-se um constituinte eutético de baixa ductilidade, que apresenta trincas. Esta formação somente ocorreu nos cordões com elevada corrente de soldagem, e já haviam sido reportados nos experimentos do Battelle com propano líquido, onde foram observados em temperatura acima de 1130°C [27].

Na Fig. 2.16 é mostrado o modo como foi definido o limite de energia para evitar perfuração durante a soldagem. Pode-se observar que a curva foi traçada de forma relativamente arbitrária entre os pontos experimentais classificados de forma qualitativa.

Os resultados do trabalho do EWI permitiram concluir que o uso de eletrodos revestidos de pequeno diâmetro (menor nível de corrente) permite soldagens mais seguras quanto à perfuração. O trabalho também deixa como orientação, evitar soldagem com eletrodos revestidos de diâmetro 3,2 mm.

Uma abordagem diferenciada quanto à perfuração foi proposta por Sabapathy *et al* [35], incluindo a transferência de calor no sentido longitudinal à solda e que não era considerado

nos modelos anteriormente citados, resultando em um modelo de simulação numérica tri-dimensional para determinar o campo de temperatura em regime estável (isto é, quando já foram atingidas as temperaturas máximas e é mais provável que aconteça a perfuração). Mediante uma análise termo-elasto-plástica, determinam como varia a deflexão do material no sentido radial segundo a pressão interna em uma soldagem com determinado aporte térmico, como mostra a Fig. 2.17. Nesta observa-se um ponto onde a curva se desvia do seu comportamento linear. Segundo os autores, esse ponto pode ser considerado um *limite de escoamento efetivo local*, que representaria o limiar para ocorrer perfuração. Embora esse método possa apresentar resultados confiáveis e permitir avaliar a influência da pressão sobre a perfuração, é bastante demorado, sendo proposto pelos autores uma variante. Com o aumento da temperatura ocorre uma redução local da resistência do material. A tensão limite de escoamento na região de perda de resistência pode ser calculada ao longo de uma linha A-A perpendicular à superfície do tubo conforme a equação:

$$P_{A-A} = \sum_{r_i}^{r_o} \sigma_{yr} \times dr \quad (2.3)$$

onde:

$P_{A-A}$  = tensão limite de escoamento ao longo da linha A-A perpendicular ao tubo;

$r_i$  e  $r_o$  = raio interno e externo do tubo;

$\sigma_{yr}$  = limite de escoamento efetivo local.

A espessura da parede do tubo (em temperatura ambiente) que poderia suportar esta carga pode ser calculada pela equação:

$$t = P_{A-A} / \sigma_{yr} \quad (2.4)$$

A redução da resistência na região da solda pode ser, então, representada como uma redução efetiva da espessura da parede, podendo então ser considerada por analogia como um defeito ou cavidade. Fazendo este cálculo para vários pontos dentro de uma área do tubo, podem ser encontradas as dimensões da cavidade efetiva. A partir daí, pode ser determinada (por critérios como os constantes na norma ASME B31G [36]) a pressão máxima que pode suportar o tubo tendo esta cavidade.

Ao comparar os valores previstos pelo modelo com aqueles obtidos experimentalmente por Wade [37] em uma soldagem de um cilindro pressurizado com nitrogênio, pode-se verificar a boa precisão do modelo conforme Fig. 2.18.

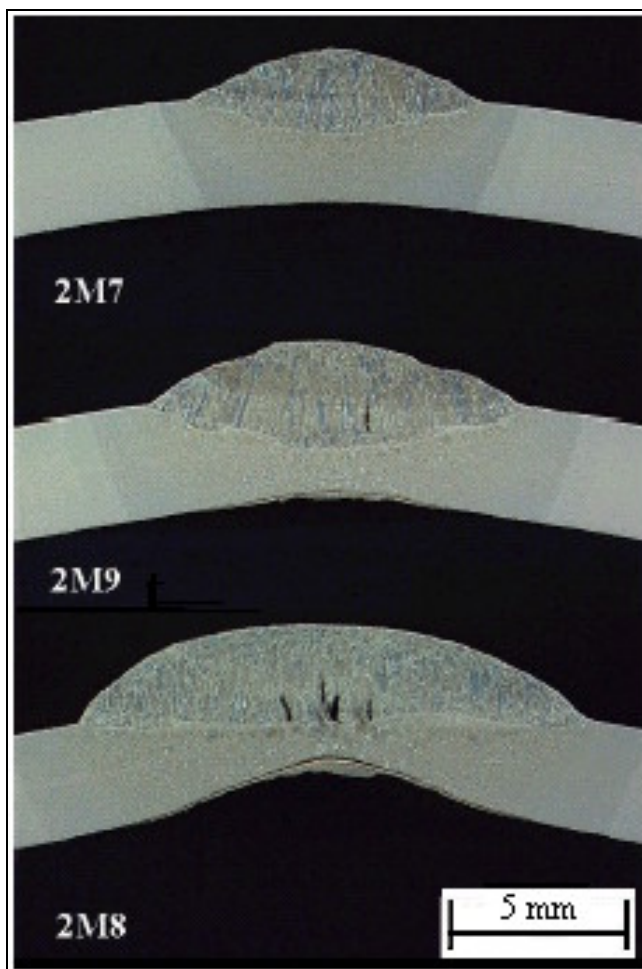


Figura 2.15– Macrografias indicando risco segundo a perfuração: solda segura (2M7); marginal (2M9); e perfurada (2M8) [2].

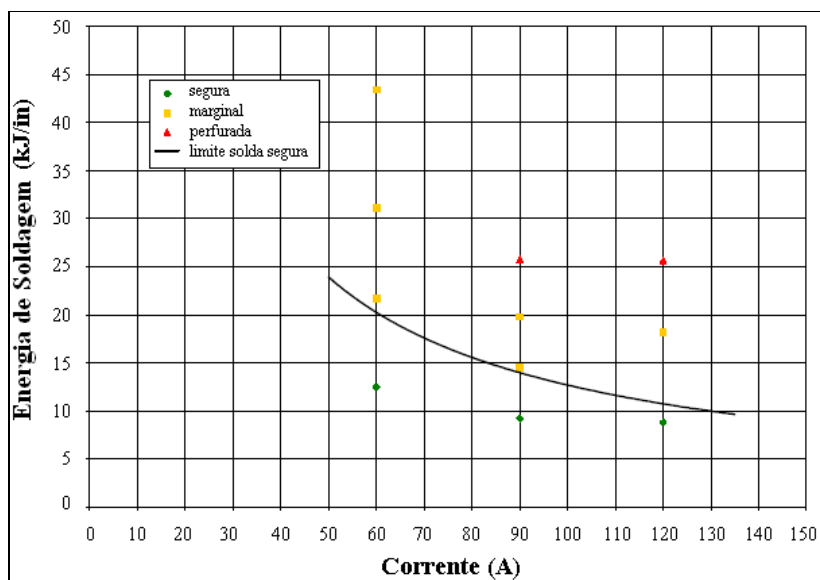


Figura 2.16– Curva utilizada como critério para definir o limite de energia de soldagem em função da aparência macrográfica das soldas em espessuras de 3,2 mm [2].

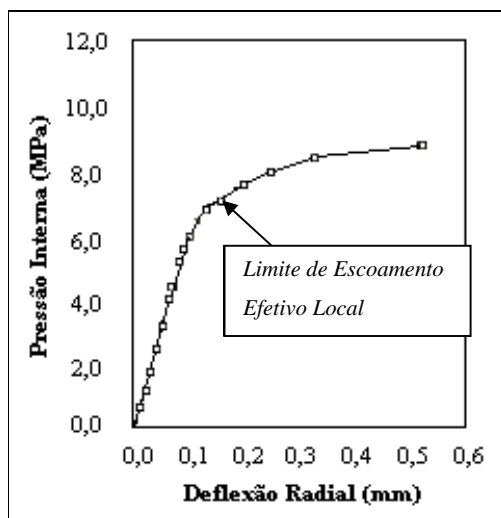


Figura 2.17– Deflexão radial calculada em função da pressão do fluido, para a soldagem de um tubo de 3 mm de espessura utilizando aporte térmico de 7,5 kJ/cm [35].

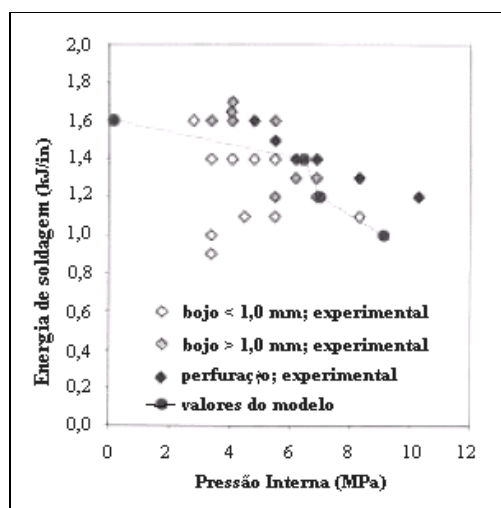


Figura 2.18– Comparação das condições previstas para ocorrer perfuração com aquelas observadas por Wade [36].

Num trabalho mais recente, Bang *et al* [38] apresentam um método para a previsão da perfuração na soldagem circunferencial de dupla-calha, onde através de um modelo de elementos finitos bi-dimensional axi-simétrico (isto é, considerando que o cordão de solda é depositado ao mesmo tempo em toda a circunferência do tubo), foram estimadas as tensões desenvolvidas e, daí, a deformação em cada local da região da solda. Segundo os autores, quando a deformação ultrapassa a capacidade do material para deformar (valor que está relacionado com o alongamento percentual do material obtido no ensaio de tração), ocorreria a perfuração. Não pode ser afirmado nada sobre a precisão deste método, pois foi aplicado a espessuras de 14 mm, nas quais na prática não ocorre perfuração.

Pelos exemplos e métodos citados, pode-se perceber que não se conhece a 'forma correta' de realizar uma soldagem em operação. A grande aceitação da maioria das

companhias é pela orientação do programa Battelle, mas que tem suas limitações, como por exemplo a não inclusão de RDS. A certeza tantas vezes mencionada neste trabalho, é que deve-se afastar a possibilidade de risco de perfuração, garantindo desta forma a segurança no momento da soldagem e, concomitantemente, prevenir que não haja a incidência de TF, sendo que as medidas de prevenção provocam resultados antagônicos nos riscos inerentes de uma soldagem nestas condições.

#### **2.1.4 Processos de soldagem aplicáveis na recuperação de dutos**

O processo de soldagem por Eletrodo Revestido (ER), pela facilidade de aplicação, geralmente é o utilizado em manutenção de campo, além de ser barato e portátil. A baixa produção associada ao ER não é, necessariamente, uma desvantagem na soldagem em operação, considerando que as áreas a serem reparadas não apresentam tamanho que possam representar perda pela troca de eletrodo e limpeza de escória (corrente implicitamente já tem sua limitação no controle da perfuração, preocupação maior na soldagem em operação, principalmente se envolver pequenas espessuras de parede).

A escolha do tipo adequado de eletrodo pode restringir significativamente a quantidade de hidrogênio introduzido na solda, com preferência sobre o básico (EXX18) com < 0,6% hidrogênio [39], considerado de “baixo hidrogênio”, e altamente higroscópico, devendo ser mantidos os cuidados na secagem (entre 260 e 450°C) e armazenamento em estufas (90 a 110°C) sob pena de perda na característica principal de baixo teor de hidrogênio [40]. O uso de eletrodos celulósicos, em trabalho desenvolvido pelo Edison Welding Institute [29] e Instituto Battelle [9], apresenta uma ocorrência muito maior de TF em relação aos básicos. Esta não indicação é reforçada pela alta penetração provocada pelos eletrodos celulósicos, implicando em risco de perfuração [37,41,42], e por acidentes como os analisados por Otegui *et al* [24], onde entre as causas está o uso de eletrodos celulósicos. Por estes e diversos outros resultados similares, tornou-se consenso o uso de eletrodos de baixo hidrogênio na soldagem de tubos em operação, devidamente secos e armazenados, e preferencialmente com diâmetro entre 2,0 e 2,4 mm, limitando desta maneira a corrente a ser utilizada. É de conhecimento que para uma energia de soldagem fixa, a penetração tende a aumentar com o diâmetro do eletrodo [43]. Portanto, diâmetros menores permitem soldagens mais seguras em relação à perfuração [2]. Considerando a corrente e polaridade, pelas características dos eletrodos básicos, utiliza-se corrente contínua e polaridade inversa (eletrodo positivo). Esta combinação permite uma melhor estabilidade de arco, apesar dos resultados serem conservativos quanto à penetração, que é menor em polaridade direta.

A escolha do eletrodo também deve considerar a oxidação da camada aspergida, o que pode prejudicar a molhabilidade do cordão. Este problema, pelo elevado teor de Cr, agrava-se em se tratando dos aços inoxidáveis austeníticos. Segundo contato com Gordon [44], não se deve refundir, por exemplo, camadas aspergidas com arame AISI 309L com eletrodo



revestido de material similar, pois a oxidação não permitiria molhabilidade adequada. Segundo o mesmo consultor, resultados positivos considerando aço carbono também seriam pouco prováveis.

Como alternativa ao processo ER, existe um grande interesse em pesquisas envolvendo o processo TIG, como o de Silva [15], onde foi estudado o processo TIG com alimentação automática de arame em corrente contínua constante e pulsada; e ainda o trabalho de Brêda [14], aplicando o processo em tubos pressurizados com argônio. O uso do TIG apresenta de imediato a vantagem de menor hidrogênio difusível na solda, se comparado ao ER [43]. A baixa energia de soldagem também o favorece para aplicação em baixas espessuras. Outra possibilidade é a deposição de solda considerando etapas intermediárias de refusão com tocha TIG seguidas de deposição de solda por ER ou mesmo novos revestimentos por aspersão térmica. Estudos no LABSOLDA também estão sendo realizados envolvendo o processo MIG com corrente alternada.

## **2.2 Geometria da poça de fusão: forças envolvidas**

Dos riscos inerentes à soldagem em operação, a técnica proposta visa uma maior segurança quanto a ocorrência da perfuração, que naturalmente está ligada à penetração do arco volcânico e perfil da zona fundida. A geometria da poça de fusão é resultado da interação de forças que comandam o movimento de convecção, como a pressão do arco, força eletromagnética (de Lorentz), força de flutuação, jato de plasma e a ação do gradiente de tensão superficial com a temperatura ( $d\gamma/dT$ ), conhecida como força de Marangoni (em homenagem a C. G. Marangoni, que no séc. XIX primeiramente investigou a dependência entre tensão superficial e movimento de convecção) [43,45,46]. Destas forças, duas atuam a favor da penetração (pressão do arco e eletromagnética), e duas tendem a tornar a poça mais larga (flutuação e jato de plasma). Porém, o efeito predominante na determinação do perfil depende da ação da força de Marangoni [45,46,47], com direção e magnitude controladas por  $d\gamma/dT$ . A possível importância da tensão superficial para o movimento da poça de fusão foi sugerida por Ishaki [apud 46], em 1966. Diversos trabalhos [48,49,50] anteriores a década de 80 mostraram que pequenas variações na concentração de elementos chamados ativos, como oxigênio e enxofre, afetam grandemente a tensão superficial do ferro, como mostra a Fig. 2.19, que relaciona o teor de enxofre com a tensão superficial.

Em 1982, Heiple e Roper [46] propuseram um modelo relacionando a variação da penetração com a presença de elementos ativos. Se o teor de enxofre ou oxigênio ultrapassar um valor crítico de 50 ppm, ocorre uma inversão de  $d\gamma/dT$  de negativo para positivo. Com esta inversão, a tensão superficial passa a ser maior nos pontos de alta temperatura da poça de fusão, ou seja, no centro em relação às bordas, o que faz com que o movimento de convecção (da região com menor tensão superficial para a de maior),

ocorra favorecendo uma maior penetração. De outra forma, se o teor de elementos ativos não for suficiente para alterar  $d\gamma/dT$ , a tensão superficial diminui com o aumento da temperatura e o fluxo ocorre do centro para as bordas, produzindo uma poça rasa e larga. A Fig. 2.20 ilustra a teoria de Heiple e Roper.

Neste trabalho eles ainda apresentam uma classificação dos elementos em três classes:

- ativos: S, O, Se, Te, em certos teores críticos afetam a direção e magnitude do movimento de convecção;
- reativos: Ca, Ce, Al, reagem com os ativos e reduzem a ação de O e S;
- neutros: elementos com pequeno efeito;

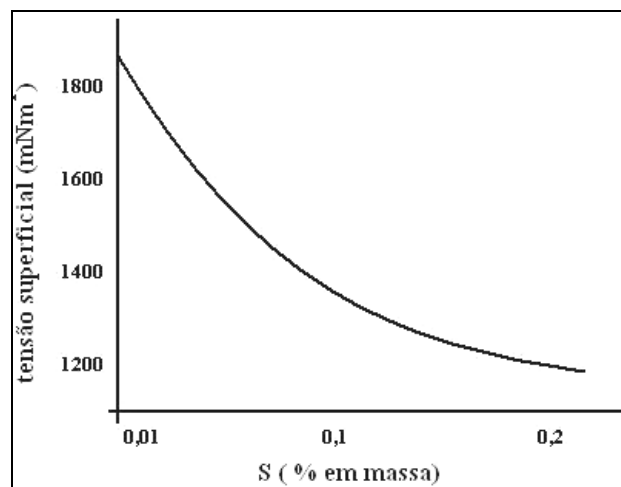


Figura 2.19- Variação da tensão superficial com a % de enxofre. Adaptado de [48].

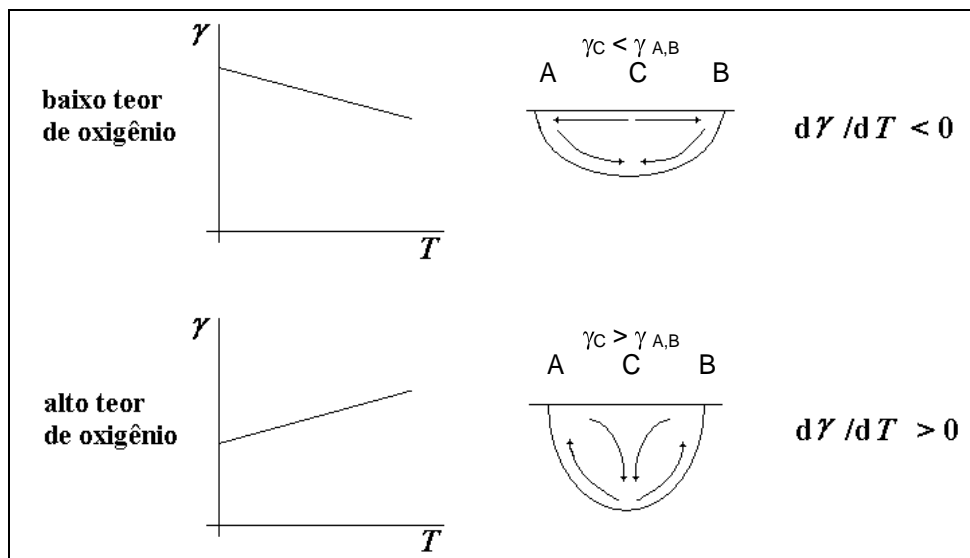


Figura 2.20- Esquema do modelo sugerido por Heiple e Roper [46] explicando a mudança no movimento de convecção da poça de fusão segundo variação da tensão superficial com a temperatura. Alto teor de oxigênio > 50 ppm.

Lu *et al* [51], em um trabalho onde a penetração e teor de oxigênio da zona fundida foram relacionados com a variação de oxigênio na mistura de gás, Ar – O<sub>2</sub> e Ar – CO<sub>2</sub>, em processo TIG, comprovaram o efeito de alteração do perfil conforme o teor de oxigênio. A soldagem foi realizada sobre aço inoxidável AISI 304, com alteração no perfil observada com níveis de oxigênio na solda acima de 100 ppm. Os resultados podem ser observados nas macrografias apresentadas na Fig. 2.21.

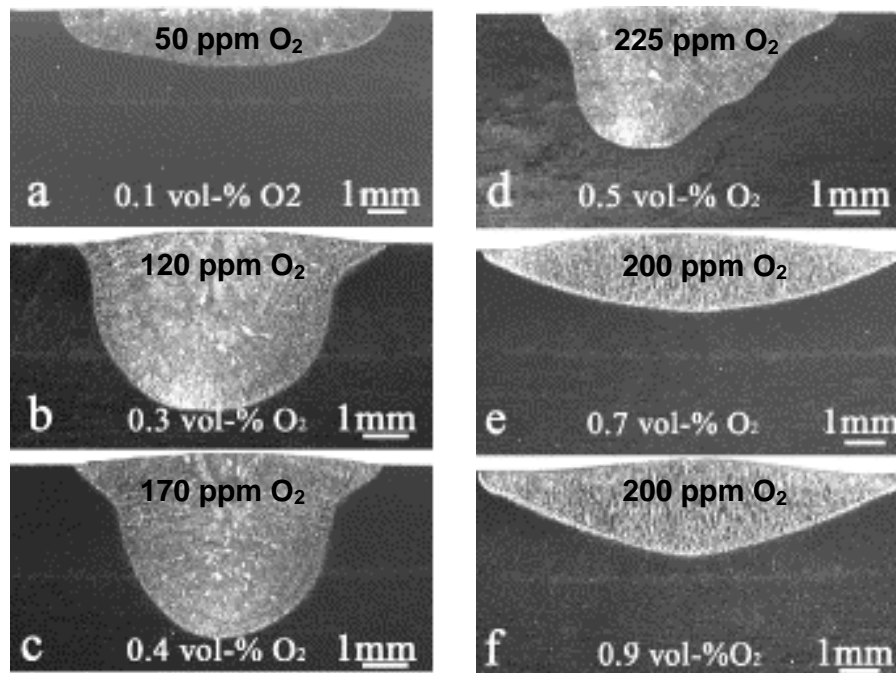


Figura 2.21- Macrografias da seção transversal de cordões de solda relacionando o perfil com volume de O<sub>2</sub> (%) no gás e teor de O<sub>2</sub> (ppm) na zona fundida em soldagens TIG com corrente de 160 A e velocidade de soldagem de 12 cm/min sobre aço inoxidável AISI 304 [51].

Esta seqüência mostra inicialmente o crescimento da penetração (b – d) acompanhadas do volume de oxigênio (%) no gás e teor de oxigênio (ppm) na solda, o que indica a inversão no movimento de convecção em relação a condição (a). A partir da amostra (e) cessa a seqüência de crescimento e observa-se uma reversão na penetração e nova alteração no perfil. O aumento no volume de oxigênio no gás não tem reflexo no oxigênio dissolvido na solda, que apresenta um limite em aproximadamente 200 ppm. Segundo os autores, não existe tempo hábil no estado líquido para a total absorção, e ainda, um maior volume provoca a formação de uma camada de óxido no líquido que dificulta a absorção do oxigênio e também o movimento de convecção. Em um trabalho mais recente, Xu *et al* [52] apresentam uma solução similar quanto a segunda reversão, concluindo que o oxigênio combinado como óxido flutua na poça. Algumas partículas óxidas acabam inevitavelmente misturando-se à poça, dificultando o movimento de convecção e favorecendo a transferência de calor por condução. A mudança no mecanismo de transporte

de calor provoca a diminuição na penetração da poça. No modelo de Heiple e Roper também está contemplada a existência de um limite máximo para o aumento da tensão superficial com a temperatura. Logo, como mostra a Fig. 2.22, se a temperatura da poça ultrapassar este limite,  $d\gamma/dT$  passa a ser negativo novamente.

Pode-se considerar que sem a existência de elementos ativos, a zona fundida apresenta um perfil de profundidade rasa, como consequência do gradiente de tensão superficial negativo. A presença de elementos ativos em teor suficiente para alterar este sinal para positivo, provoca mudança no movimento de convecção, resultando em um perfil mais aprofundado. Porém, novos aumentos dos elementos ativos leva a uma complexidade no processo de solidificação da poça, tendo como resultado uma diminuição na penetração.

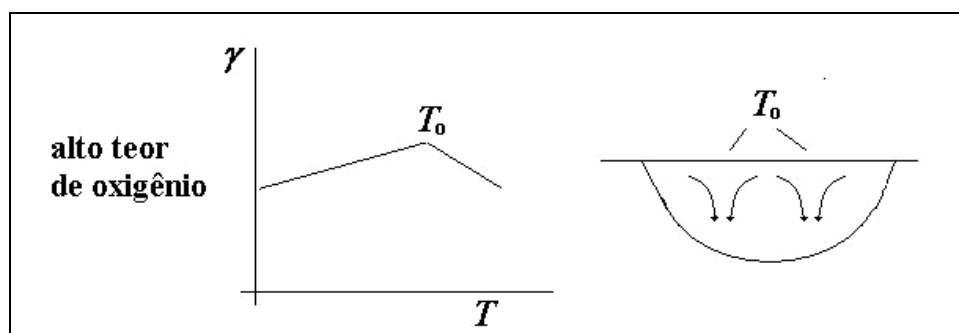


Figura 2.22- Esquema mostrando a temperatura de máxima tensão superficial, e o comportamento complexo assumido pelo movimento na poça de fusão [46].

Em trabalhos foi procurado estabelecer o teor de oxigênio a ser absorvido pela solda para que ocorra a alteração no movimento convectivo. Por exemplo, Taimatsu *et al* [54], em experimentos sobre placas de ferro puro, estimaram que a faixa entre 150 – 350 ppm de oxigênio pode ser considerada como crítica. Já Lu *et al* [53] em pesquisa também sobre ferro puro observaram em seus experimentos a faixa de 150 – 350 ppm de oxigênio.

A importância dada à abordagem da força de Marangoni deve-se à presença do oxigênio nos revestimentos proveniente do processo de aspersão térmica. Como a solda será depositada sobre esta superfície, naturalmente procurou-se um conhecimento maior sobre os efeitos que esta condição poderia provocar na soldagem. A seguir é apresentada uma revisão das outras forças envolvidas:

a) pressão do arco: seu efeito depende da corrente e altura do arco [43], e pode provocar em altas correntes uma depressão significativa na poça, como comprovam trabalhos como os de Lin e Eagar [55], Mendez e Eagar [56], e Ko *et al* [59], que indicam ainda a incidência de imperfeições como mordeduras, reforço irregular, ou falta de fusão. De uma forma geral, desde que a corrente não ultrapasse um valor aproximado de 200 A, o efeito da pressão do arco pode ser desconsiderado [43,49,55].

b) força de Lorentz: ou força eletromagnética, surge pela interação da corrente de soldagem e o campo magnético induzido, provocando um movimento do fluxo que aprofunda e estreita

a poça, explicado pela conhecida regra da mão direita. Esta característica, dependente da corrente, pode ter em altas intensidades, uma influência significativa na formação do perfil da zona fundida [57], assim como uma maior densidade de corrente (menor mancha anódica) provoca o mesmo resultado [43,57]. O efeito da força de Lorentz foi simulado no trabalho de Kumar e DebRoy [58], sendo avaliado em uma condição onde a ação das demais forças foram desconsideradas. Por exemplo, impondo um gradiente de tensão superficial zero, o que anula a força de Marangoni. De outra forma, cordões de solda realizados em processo Laser ou Feixe de Elétrons não apresentam as influências provenientes da ação de um arco elétrico e com uma adequada equivalência na energia de soldagem podem ser comparados perfis de cordões realizados em processos distintos, como TIG e Feixe de Elétrons [47], o que permite isolar o efeito da força de Lorentz. Segundo Ko *et al* [59], a força de Lorentz juntamente com a de Marangoni são as maiores responsáveis pela definição do perfil da zona fundida, evidentemente considerando energia, corrente, tensão e velocidade de soldagem constantes.

c) força de flutuação: deve-se a variação de densidade provocada pelo gradiente de temperatura. A região localizada na parte central acima da poça junto à fonte de calor, está mais quente em relação às extremidades e, portanto, com menor densidade. Como mostra a Fig. 2.23, a ação da gravidade provoca um movimento de fluxo entre *a* e *b* que tende a um perfil largo e raso da zona fundida, o que favorece o propósito deste trabalho. Entretanto, a representatividade da força de flutuação é pequena [57,60,61]. Em experimentos realizados pro Tsai e Kou [62], uma diferença de uma ordem de grandeza foi observada entre a força de Lorentz e a de flutuação, como mostra a Fig. 2.24.

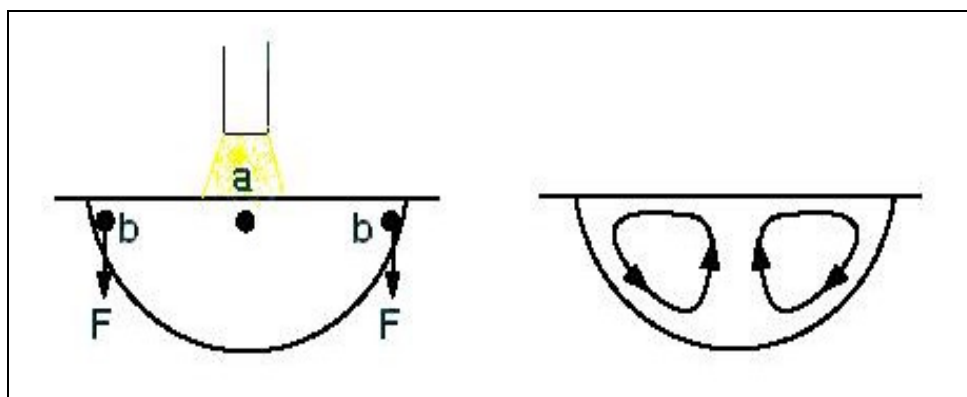


Figura 2.23- Esquema mostrando o movimento na poça de fusão provocado pela ação da força de flutuação [43].

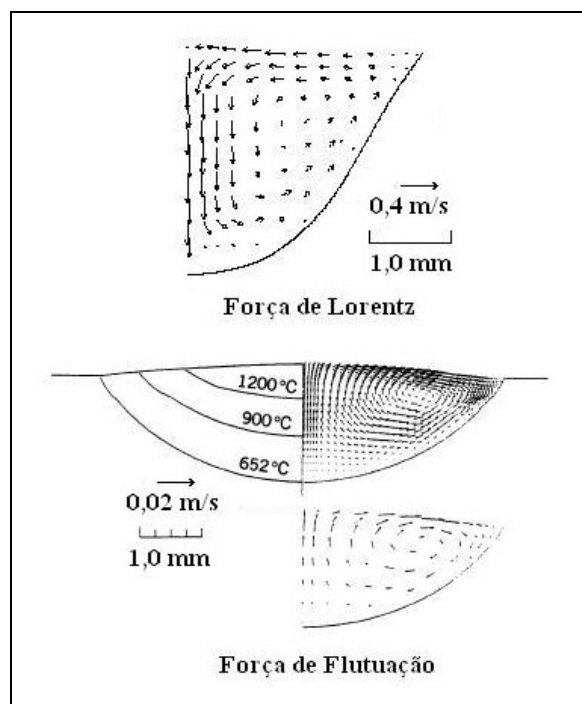


Figura 2.24- Esquema comparando o movimento de fluxo provocado pela ação das forças de Lorentz e de Flutuação mostrando uma diferença de uma ordem de grandeza na velocidade. Adaptado de [62].

d) jato de plasma: estas forças são produzidas por uma ação de arraste do plasma sobre a superfície da poça de fusão, induzindo um movimento de fluxo ascendente, como mostra a Fig. 2.25. Matsunawa *et al* [63] demonstraram que a ação da força do jato de plasma pode, dependendo da altura do arco, superar as forças de Lorentz e Marangoni. A Fig. 2.26 compara duas séries de solda por processo TIG estacionário com comprimento de arco de 2,0 mm e 8,0 mm, onde prevalece o efeito da arraste do jato de plasma sobre a força de Lorentz. Em um segundo experimento, os comprimentos de arco são mantidos, porém varia-se o teor de enxofre. A Fig. 2.27 mostra o resultado onde o efeito da tensão superficial, que provocaria um aumento na penetração nas amostras com maior teor de enxofre, é superado pelo jato de plasma, produzindo perfis de solda similares em cordões com comprimento de arco de 8,0 mm.

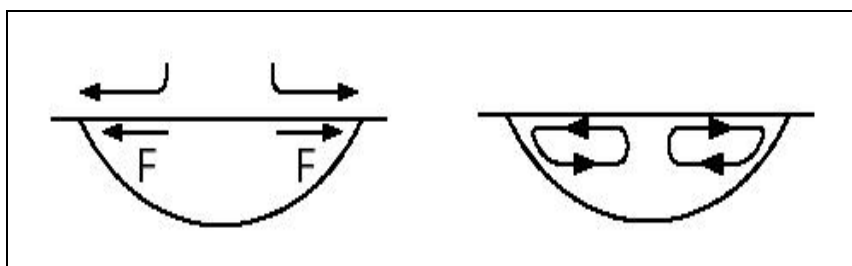


Figura 2.25- Esquema mostrando o movimento de fluxo provocado pela ação da força de arraste do jato de plasma [43].

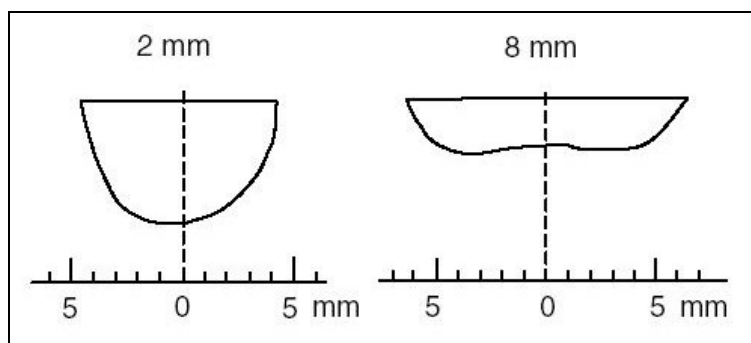


Figura 2.26- Esquema comparando o perfil da zona fundida obtida em soldagens com dois tamanhos de arco. A menor penetração em arco de 8,0 mm indica o efeito de arraste do jato de plasma prevalecendo sobre a força de Lorentz [63].

O que se observa quanto ao movimento na poça provocado pela atuação de forças distintas é uma certa complexidade na previsão final do perfil da zona fundida. Diversos modelos [43,64,65], e mais recentemente [57,61,66], entre outros, foram propostos na tentativa de facilitar esta previsão. Estes modelos prevêem a variação de parâmetros de soldagem e igual teor de liga, porém não se tem ainda uma avaliação do perfil da zona fundida de cordão sobre revestimento com fusão do substrato, como a observada na proposta deste trabalho, com revestimento sendo depositado por aspersão térmica.

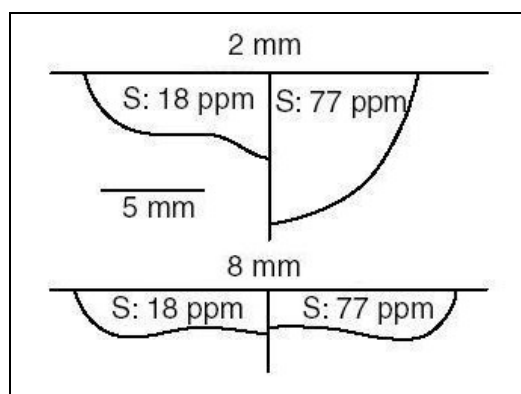


Figura 2.27- Esquema comparando o perfil da zona fundida em soldagens com dois comprimentos de arco e dois teores de S. A equivalência nos perfis indica o efeito de arraste do jato de plasma provocado pelo aumento do arco prevalecendo sobre a força de Marangoni induzida pelo aumento do teor de S [63].

### 2.3 Aspersão térmica na recuperação da espessura

A aspersão térmica é uma técnica de revestimento onde materiais metálicos ou não, após aquecimento em uma pistola, são depositados através do jato de um gás comprimido sobre um substrato devidamente preparado, formando uma camada com características próprias. O aquecimento do material, que pode estar na forma de pó, vareta, cordão ou arame, gera partículas (no estado fundido, semifundido ou sólido) que, ao se chocarem com o substrato tornam-se aplainadas e formam finas plaquetas lenticulares que se conformam e

aderem às irregularidades da superfície texturizada e umas às outras, formando uma camada de estrutura lamelar. Sua origem remonta o início do século XX, mais precisamente em 1909, seguida de pedido de patente pelo engenheiro suíço M. U. Schoop [5]. O uso da aspersão térmica, anteriormente conhecida como metalização quando do aproveitamento somente de metais, tem sua potencialidade comprovada em diversas aplicações, como sistemas de proteção contra a corrosão/oxidação, ligações de base, melhora na resistência ao desgaste/fricção, isolamento térmico e elétrico, biocompatibilidade em implantes biomédicos, aplicações eletrônicas, fabricação de componentes, inserção de propriedades especiais e recuperação dimensional [3,4,5,6], como a ser utilizada neste trabalho.

As características da técnica impõem ao revestimento uma série de heterogeneidades, como poros, inclusões de óxidos e presença de partículas pré-solidificadas, podendo ainda dar origem a trincas ou comprometer a aderência. A Fig. 2.28 ilustra, esquematicamente, um revestimento aspergido termicamente, enquanto a Fig. 2.29 mostra uma micrografia com as heterogeneidades típicas.

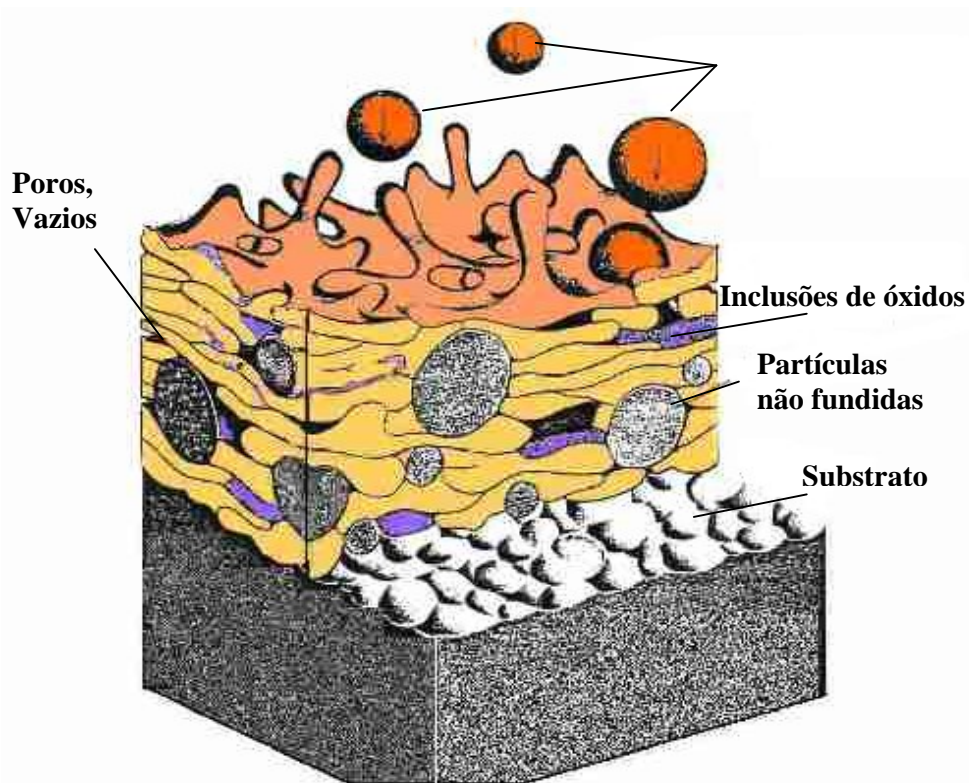


Figura 2.28- Desenho esquemático mostrando a estrutura lamelar e heterogeneidades de um revestimento por aspersão térmica [44].

As características e propriedades dos revestimentos estão diretamente ligadas às energias (térmica e cinética) envolvidas no processo e à atmosfera que envolve a trajetória das partículas ao substrato. Através da escolha adequada do processo e seleção de



parâmetros, busca-se fundamentalmente o controle das heterogeneidades e uma aderência adequada, juntamente com propriedades inerentes à área de aplicação do revestimento.

Uma forma de classificar os diversos processos de aspersão térmica é pela fonte de calor disponibilizada pelas respectivas pistolas. A Tab. 2.2 classifica os processos segundo o modo de aquecimento.

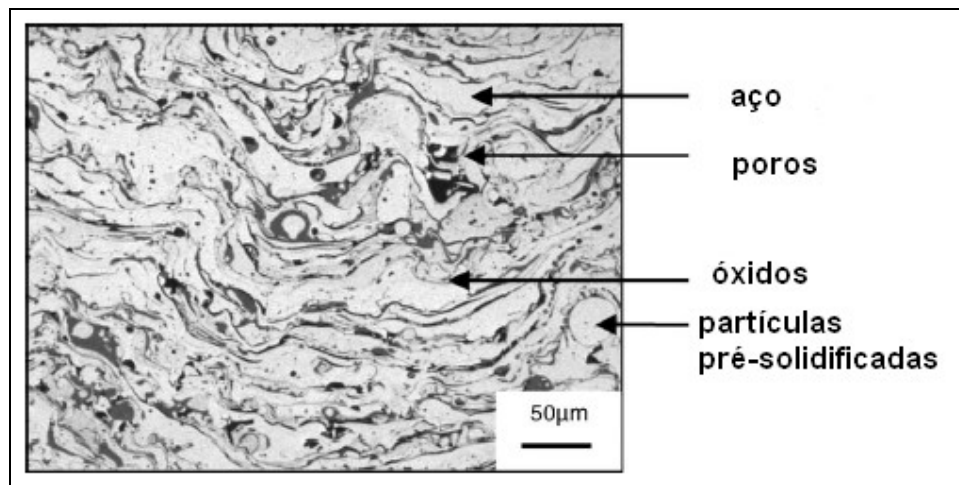


Figura 2.29- Micrografia de revestimento de aço carbono depositado por processo a arco.

Tabela 2.2- Classificação dos processos de aspersão térmica segundo modo de aquecimento na pistola. Adaptado de [12].

<i>Meio de Aquecimento</i>	<i>Processo de Aspersão Térmica</i>
Combustão	FS - a chama convencional ( <i>Flame Spraying</i> )
	HVOF – a chama de alta velocidade com pó ( <i>High Velocity Oxi-Fuel Spraying</i> )
	HVCW – a chama de alta velocidade com arame ( <i>High Velocity Combustion Wire Spraying</i> )
	D-gun™ – por detonação
Arco Elétrico	AS – a arco elétrico ( <i>Arc Spraying</i> )
	APS – plasma de arco não transferido ( <i>Air Plasma Spraying</i> )
	PTA – plasma de arco transferido ( <i>Plasma Transferred Arc</i> )
Resistência Elétrica	CS – a frio ( <i>Cold Spraying</i> )

Os processos que valem-se da combustão utilizam a queima de gases combustíveis para aquecer e fundir o material a ser aspergido. Na FS, as tochas podem ser adaptadas para usar diversas combinações de gases e ligas, tendo em vista a otimização dos custos e qualidade dos revestimentos, sendo comum o uso do acetileno, propano, gás metil-

acetileno-propadieno ou hidrogênio, combinados com o oxigênio [6]. Pelo baixo custo e possibilidades de altas temperaturas, o acetileno é certamente o gás mais utilizado.

Para compensar o baixo poder calorífico dos gases combustíveis, foram desenvolvidos no início dos anos oitenta, os processos de combustão com alta velocidade (HVOF e HVCW), onde a maior energia cinética das partículas e menor tempo de trajetória permitem obter revestimentos com maior aderência e menores teores de óxidos e poros. O campo de aplicação destes sistemas, apesar do custo ser ainda alto se comparado aos processos convencionais, tem se expandido muito nos últimos anos, além de receber grande atenção de pesquisadores no desenvolvimento de variantes.

Como processo com fonte de energia na combustão, tem-se ainda o D-gun<sup>TM</sup>, onde maiores velocidades são obtidas por seguidas explosões controladas (1 a 15 por segundo) no interior de um canhão carregado com partículas do material a ser aspergido e mistura de gases combustíveis, como acetileno ou propano-butano, com oxigênio [5].

Nos processos a arco elétrico, AS, onde o material de aspersão está na forma de arame, o aquecimento das partículas é obtido pela geração de um arco elétrico, proveniente do diferencial de potencial de dois arames, no bico da pistola. O desenvolvimento deste processo permitiu um aumento na temperatura de aquecimento do material, resultando em maiores taxas de deposição [67].

Os processos a plasma caracterizam-se pela geração de altas temperaturas, sendo indicados para a aspersão de cerâmicos e compósitos, além de metais. O aquecimento é obtido pela geração de um arco elétrico com energia térmica de alta densidade. Esta elevada densidade de energia deve-se a constrição do arco, forçando o mesmo a passar por um orifício em um anodo de cobre refrigerado a água. No caso do APS, o arco é estabelecido e mantido entre o eletrodo e o orifício constritor. Já no PTA, o arco atinge o substrato, que fecha o circuito elétrico, possibilitando a capacidade de aquecimento e fusão superficial do substrato, sendo desta forma uma combinação de processos de soldagem e aspersão térmica [5].

Um dos mais recentes processos, o CS foi desenvolvido por pesquisadores russos nos anos oitenta [68]. Nesta técnica, as partículas são injetadas em um fluxo supersônico de gás quente. As altas velocidades e relativas baixas temperaturas permitem obter depósitos de alta aderência e dureza com baixa oxidação.

A gama de processos desenvolvidos, e em aprimoramento, para a aspersão térmica permite uma variação bastante elevada dos parâmetros utilizados na aplicação da técnica. Para o desenvolvimento do trabalho proposto, serão utilizados os processos à chama convencional e arco elétrico, cujas características relevantes são descritas a seguir.

### 2.3.1 Chama convencional

É o mais antigo dos processos, sendo possível a utilização de uma grande variedade de materiais. Usa como fonte de aquecimento o calor proveniente da queima de uma mistura de oxigênio e gases combustíveis, preferencialmente o acetileno, que pode gerar chamas de temperaturas até 3160°C [5]. O material a ser aspergido (metal, cerâmica e plástico) pode estar na forma de pó ou arame. No caso do pó, o material é direcionado até a chama de forma axial por alimentadores remotos, ou por gravidade. Já o arame é conduzido axial ou radialmente de forma contínua até o bico da pistola por uma turbina movida geralmente a ar comprimido [69]. A mistura de gases permite somente o aquecimento das partículas, com a transferência até o substrato providenciada pelo ar comprimido (alternativamente um gás inerte como argônio ou nitrogênio). As Figs. 2.30 e 2.31 mostram fotografias de pistolas para FS com arame e pó, respectivamente, e a Fig. 2.32 desenhos esquemáticos dos processos FS com arame e pó.



Figura 2.30– Pistola de aspersão térmica por chama convencional para arame [70].

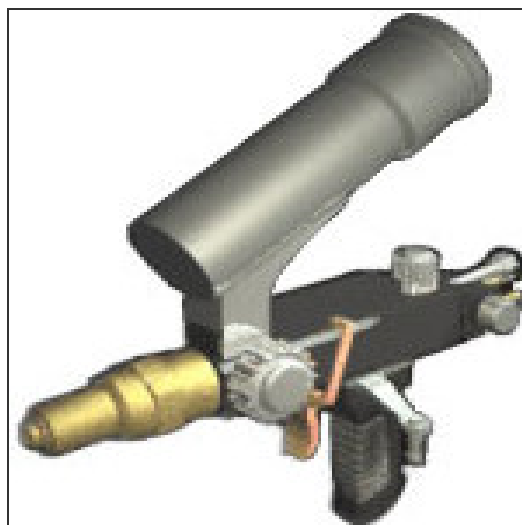


Figura 2.31– Pistola de aspersão térmica para processo a chama com pó [70].

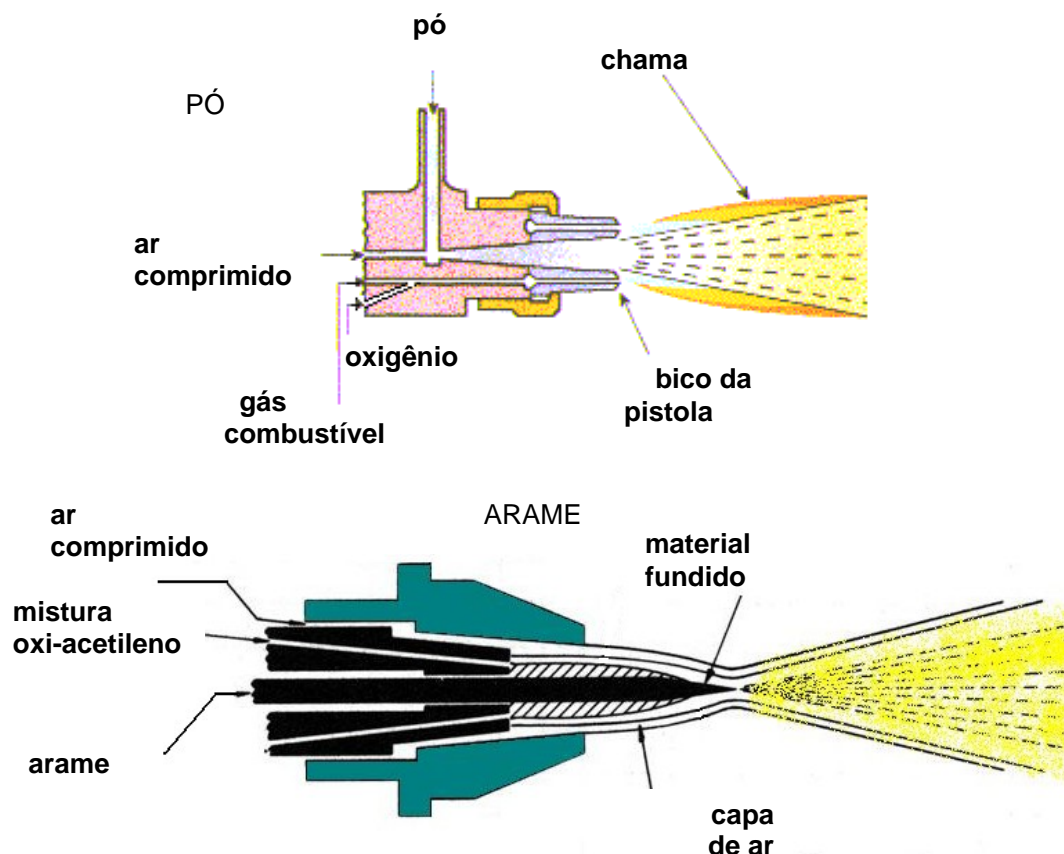


Figura 2.32– Desenho esquemático da seção transversal das pistolas de aspersão por chama com pó e arame. Adaptado de [70,71].

Se comparado a processos mais recentes, a velocidade das partículas no FS pode ser considerada baixa, com valores entre 80 e 100 m/s com pó [6], e entre 30 m/s (pó) e 180 m/s com arame [4], contra velocidades<sup>1</sup> bem superiores a 300 m/s no HVOF e HVCW. Esta baixa velocidade, principalmente na condição como pó, impõe um tempo maior de exposição ao ar durante a trajetória até o substrato, apresentando como consequência maior oxidação no revestimento. Estes óxidos impedem as partículas subsequentes de preencherem adequadamente os interstícios criados a sua volta, implicando em um grau de porosidade e oxidação mais elevado, além de perda de aderência, cujo mecanismo principal é a ancoragem mecânica. O uso de ligas autofluxantes (em geral a base de Ni ou Co com adição de B, P ou Si), que contém elementos que reagem com o oxigênio ou óxidos, formando óxidos de baixa densidade e que flutuam para a superfície após refusão do revestimento, possibilita maior densificação e aderência revestimento/substrato.

<sup>1</sup> Pelo exposto, observa-se uma alta variação entre pesquisadores em relação a velocidade das partículas, possivelmente pelo constante desenvolvimento das pistolas e processos.

Apesar destes inconvenientes, o processo propicia aderência satisfatória, podendo atingir 70 MPa para revestimentos autofluxantes, com valores em torno de 15 MPa para cerâmicos e 30 MPa em geral. O grau de porosidade está entre 10 a 20%, e próximo de zero para ligas autofluxantes. Com estas características, que podem ser consideradas adequadas para a maioria das aplicações, o processo permite espessuras de revestimento na faixa de 0,1 a 10,0 mm [72] que, somado a vantagens como custo relativamente baixo, versatilidade de aplicação (uso em situações sem energia elétrica), simplicidade na operação e manutenção e taxas de deposição relativamente altas, fazem com que o processo FS tenha um grande uso na indústria.

Na aplicação devem ser reguladas no equipamento algumas variáveis, como pressão e fluxo do ar comprimido, fluxo do gás combustível e oxigênio, e adequadamente determinados parâmetros como distância pistola-substrato, preparação da superfície e necessidade de pré-aquecimento.

### **2.3.2 Arco elétrico**

Neste processo, dois eletrodos consumíveis (arames) carregados eletricamente com cargas opostas são conduzidos por um alimentador de forma a se encontrarem no bico da pistola provocando um diferencial de tensão entre 18 e 40 Volts [5], abrindo desta forma um arco elétrico que provoca a fusão da ponta dos arames. As partículas são então impulsionadas por um jato de gás atomizante em direção ao substrato. O desenvolvimento deste processo ocorreu pela necessidade de maiores taxas de deposição que as oferecidas pelos processos a chama (16 kg/h contra 10 kg/h do FS [4]), conseguidas pela maior energia térmica oferecida pelo arco elétrico, onde as temperaturas podem atingir até 4000°C com velocidades em torno de 240 m/s [4]. O alto grau de energia das partículas pode provocar a decomposição do material aspergido pela oxidação seletiva e/ou vaporização.

As altas temperaturas são também responsáveis por uma melhor aderência do revestimento, com mecanismo de aderência predominantemente metalúrgico [5], atingido valores até 70 MPa para alguns materiais e em geral entre 28 e 41 MPa para metais ferrosos. Em contrapartida, a combinação de altas temperaturas com velocidades ainda baixas, provoca maior oxidação e porosidade [5], mas que podem ser controladas pela escolha correta dos parâmetros utilizados no processo, como corrente (contínua), pressão do gás de arraste, pressão do ar secundário (responsável por evitar que as partículas se aglomerem), tensão e taxa de alimentação dos arames, bem como as inerentes a todos processos.

Seu uso é bastante difundido, apesar das restrições de material em forma de arame e necessidade de energia elétrica. Nas Figs. 2.33 e 2.34 podem ser observados, respectivamente, um desenho esquemático do funcionamento e a fotografia de uma pistola com sistema de aspersão térmica pelo processo AS.

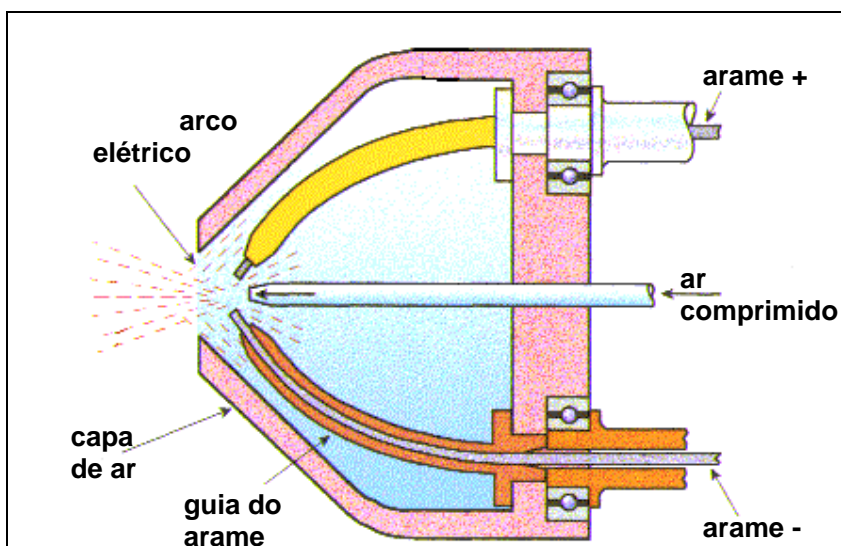


Figura 2.33– Desenho esquemático do corte de uma pistola utilizada no processo de aspersão a arco elétrico. Adaptado de [69].



Figura 2.34– Pistola para aspersão térmica a arco elétrico do Laboratório de Aspersão Térmica e Soldagens Especiais da UFPR.

### 2.3.3 Propriedades dos revestimentos aspergidos

As propriedades de um revestimento realizado por aspersão térmica estão relacionados diretamente com a adesão camada – substrato, e a coesão interna entre as partículas depositadas, que são influenciadas pela quantidade de defeitos presentes, como óxidos, poros e trincas. Dentre as propriedades mais relevantes para este trabalho, encontram-se a aderência, a porosidade e a oxidação.

### 2.3.3.1 Adesão

Pode ser considerada a propriedade essencial para um bom desempenho do revestimento. A análise da aderência normalmente considera três mecanismos fundamentais, segundo a natureza das forças atuantes: mecânico; químico-metalúrgico; e físico.

- a) o ancoramento mecânico deve-se à contração ocorrida no resfriamento das partículas aquecidas e aceleradas contra o substrato, após conformação sofrida no impacto segundo o perfil preparado da superfície (rugosidade);
- b) o mecanismo químico-metalúrgico atua em função da natureza do material e do calor transferido pela partícula ao substrato, promovendo um maior ou menor grau de microsoldagem (fusão localizada), difusão atômica com formação de soluções sólidas e compostos intermetálicos [5];
- c) o mecanismo de aderência físico, considerado secundário, é responsável pela interação entre os átomos sob a ação das forças de Van Der Waals, somente se concretizando em superfícies limpas e quando houver uma aproximação contínua a nível atômico, isto é, em torno de 0,5 nm [5];

A presença de óxidos, impurezas ou poros impede que exista um contato completo entre lamelas e substrato. Desta forma, as regiões onde efetivamente ocorre o contato correspondem entre 20 e 30% da superfície das lamelas [7]. Evidentemente que a adesão será tanto maior quanto mais abrangente forem estas regiões, que pode ser melhorada pela redução de óxidos, através do uso de gases inertes, redução da pressão ou mesmo vácuo, variação da rugosidade e uso de pré-quecimento [8].

O óxido pode estar presente no substrato antes do revestimento, o que exige uma limpeza da superfície, que juntamente com a texturização e eventual pré-aquecimento fazem parte da preparação do substrato. A limpeza deve produzir uma superfície isenta de ferrugem, crostas de óxidos, graxa, óleo e umidade [73]. Usualmente é realizada através de jateamento abrasivo, segundo padrões visuais das normas suecas SIS 0559900 [74] e da ABNT NBR 6405 [75]. O jateamento, além de providenciar a limpeza, proporciona à superfície a rugosidade necessária para a deposição do revestimento. Como material abrasivo, são usadas granalhas de aço ou óxido de alumínio, com preferência no formato angular, que proporciona maiores irregularidades na superfície que partículas esféricas, que tendem a aplainar a superfície jateada [37]. Eventualmente pode ser utilizada areia como abrasivo. Algumas superfícies, muito contaminadas com graxas ou óleos, necessitam adicionalmente uma limpeza química, através de detergentes, solventes a quente ou decapagem com ácidos inorgânicos seguida de passivação para neutralizar o efeito do banho ácido [73].

A avaliação da rugosidade é feita principalmente pelos parâmetros  $R_a$  (rugosidade média),  $R_y$  (altura pico-vale),  $R_z$  (altura das irregularidades de 10 pontos) e  $S_m$

(espaçamento médio das irregularidades), segundo valores recomendados pela norma ABNT NBR 6405 [75]. Nas aplicações típicas considera-se uma rugosidade adequada a que apresenta  $R_a$  entre 2,5 a 13  $\mu\text{m}$  [67], dependendo principalmente da espessura do revestimento, que exige maiores rugosidades segundo a espessura. O parâmetro  $R_a$  representa a média aritmética do desvio apresentado pelo perfil de rugosidade a partir da linha média.

Em revestimentos mais espessos, as tensões internas provenientes da contração de solidificação no resfriamento são maiores, contribuindo para a perda de aderência, que pode levar ao deslocamento entre revestimento e substrato.

Finalizando a etapa de preparação da superfície, o pré-aquecimento (se necessário) do substrato entre 90 e 150°C proporciona a queima e volatilização de graxas, óleos e umidade retida na superfície. Favorece ainda a redução e melhor distribuição das tensões que atuam de forma contrária na interface revestimento/substrato, melhorando desta forma a aderência. Porém sua aplicação deve ser pautada em critérios como a possibilidade de alteração de características do revestimento [5].

### **2.3.3.2 Porosidade**

Nos revestimentos por aspersão térmica, a porosidade pode representar até 15% [70] nos processos FS e AS (valor alto se comparado com HVOF, onde a maior velocidade de deslocamento das partículas colabora para uma menor porosidade). Depende de fatores como a velocidade, que pode provocar uma elevada compactação das partículas ao se chocar com o substrato, o que melhora a coesão e diminui a porosidade [11]; da temperatura, devendo ser suficiente para que a partícula possa se deformar no choque com o substrato, achatando-se com uma distribuição de área homogênea, por outro lado, se a temperatura for excessiva, a partícula se espalhará além do necessário, podendo não aderir ao substrato ou gerar ligações fortes, além de facilitar a oxidação [11]. Tem como causa ainda o aprisionamento de óxidos na sobreposição das plaquetas lenticulares durante a formação da estrutura lamelar.

Em processos onde o material a ser aspergido está na forma de pó, a morfologia também contribui, sendo que o uso de pós aglomerados sinterizados permite camadas menos porosas quando comparadas com as originárias de pós mais densos, que não atingem temperatura para que ocorra a deformação plástica. Da mesma forma, pós de granulometria superior a 45  $\mu\text{m}$  favorecem a formação de poros [76].

Um efeito direto da porosidade é a diferenciação nas propriedades entre o material como aspergido em relação a sua forma maciça, afetando a condutividade térmica e elétrica, assim como as propriedades mecânicas, pela menor área sólida de seção transversal do revestimento, o que afeta também a adesão e coesão.



### 2.3.3.3 Oxidação

Para os processos FS e AS, a presença de óxidos está entre 10 e 30% [5,70,99]. Esta oxidação pode ter influência sobre a formação de fases, microestrutura, propriedades e, conseqüentemente, comprometer a performance do revestimento [77]. Três mecanismos distintos, entre o aquecimento das partículas na pistola e sua deposição no substrato, são responsáveis pela oxidação e dependem basicamente do grau de fusão das partículas aspergidas, da atmosfera circundante e da velocidade de resfriamento. A oxidação pode ocorrer nas partículas: durante o aquecimento pela reação com o oxigênio provenientes do gás de arraste ou elementos oxidantes disponibilizados pelos produtos de combustão; pela reação com a atmosfera vizinha durante a trajetória pistola-substrato que entra em contato com as partículas aquecidas; e, ainda, pelo resfriamento da superfície do revestimento recém formado, que recebe influência direta da temperatura da base revestida, seja ela o substrato ou a camada anteriormente aspergida [78]. Os dois primeiros mecanismos produzem oxidação em tempos na ordem de 1 ms, enquanto no terceiro na ordem de 1 s [79]. Para o processo AS, Paredes [10] sugere ainda a oxidação ocorrida na fonte de calor pela dissociação do oxigênio, hidrogênio e nitrogênio no bico da pistola devido à alta temperatura, no caso o arco elétrico. A Fig. 2.35 mostra um esquema da atuação destes mecanismos e regiões de oxidação.

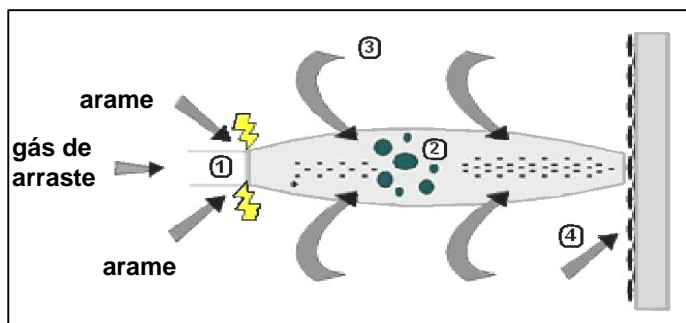


Figura 2.35- Mecanismos de oxidação para processo de aspersão térmica à arco elétrico. 1) no arco; 2) oxigênio do gás e produtos da combustão; 3) contato com o ambiente; 4) após impacto. Adaptado de [79].

Sobolev e Guilemany [78] propõe o cálculo da espessura oxidada da partícula durante o vôo através da equação abaixo :

$$\delta_{fl} = (D_e \times t_{fl})^{0,5} \quad (2.5)$$

onde:

$\delta_{fl}$  = profundidade de oxidação da partícula em vôo;

$D_e$  = coeficiente de difusão do oxigênio na fase líquida;

$t_{fl}$  = intervalo de tempo entre o início de fusão e de solidificação (geralmente considerado o tempo de vôo).

Pela equação 2.5 pode-se ver que, desde que a partícula não solidifique no trajeto, a diminuição da trajetória ou o aumento da velocidade contribuem para uma menor oxidação.

Análise similar é feita em relação à oxidação ocorrida logo após o impacto da partícula no substrato:

$$\delta_s = (D_e \times t_s)^{0,5} \quad (2.6)$$

onde:

$\delta_s$  = profundidade de oxidação da partícula após impacto;

$t_s$  = tempo de solidificação após impacto.

Um aumento na temperatura da superfície [80] ou da partícula provoca aumento em  $t_s$ , resultando em uma maior espessura oxidada. Estas duas análises mostram a dependência da temperatura e servem para explicar a maior oxidação em AS em relação a FS.

Pesquisa pertinente foi realizada por Newbery e Grant [81], relacionando a temperatura do substrato com a quantidade de oxigênio presente no gás de arraste. A Tab. 2.3 mostra que a temperatura da partícula na superfície após 150 s do início do processo é menor em deposições com teores baixos de oxigênio em mistura com nitrogênio. No mesmo trabalho foi medida a oxidação da superfície em diferentes espessuras de revestimento, até 1,0 mm de espessura. Os resultados apresentados na Fig. 2.36 indicam uma maior oxidação segundo a espessura.

Tabela 2.3- Temperatura da superfície aspergida após 150 s do início do processo segundo a % oxigênio no gás de arraste em mistura com nitrogênio [81].

% O <sub>2</sub>	temperatura (°C)
15,2	370
10,0	280
4,8	235
0,0	215

Principalmente pelo baixo custo e praticidade, o ar comprimido é o gás preferencialmente utilizado em operações de campo. Como seu uso favorece os mecanismos de oxidação, um estudo criterioso deve considerar o nível de comprometimento provocado na utilização da estrutura revestida. Opcionalmente, podem ser utilizados gases inertes, como argônio ou hélio, que naturalmente permitem um ganho de qualidade pela redução considerável dos efeitos nocivos da presença de óxidos, que ocorre pela ausência do oxigênio no fluxo aspergido responsável pelo deslocamento das partículas; menor temperatura diminuindo o tempo para solidificação; e formação de uma camada mais fina de óxidos durante o trajeto e após o impacto, colaborando para uma adesão mais eficiente [82].

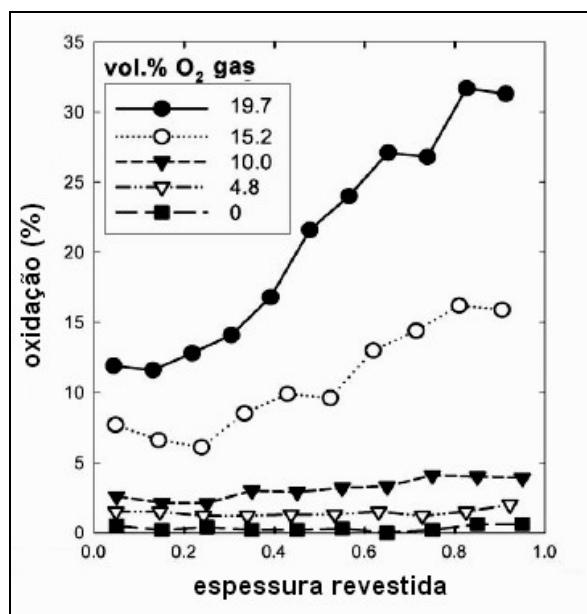


Figura 2.36- Oxidação na superfície aspergida segundo teor de oxigênio no gás de arraste e espessura do revestimento [81].

A Fig. 2.37 compara a oxidação segundo gás de arraste em revestimentos de aço inoxidável AISI 420.

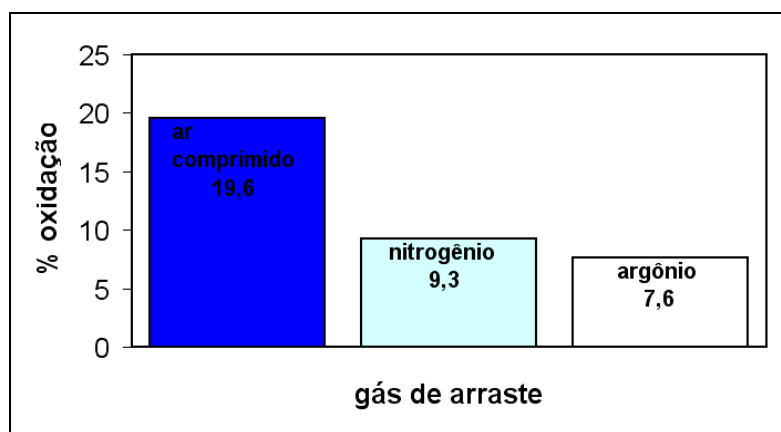


Figura 2.37- Oxidação em revestimentos de aço inoxidável AISI 420 segundo o gás de arraste em processo a arco. O uso de gás inerte reduz a formação de óxidos. Adaptado de [82].

De outra forma, menores teores de óxidos podem ser obtidos pela adequação dos parâmetros do processo, como pressão do gás e distância pistola-substrato. Em pesquisa desenvolvida no Laboratório de Aspersão Térmica e Soldagens Especiais – LABATS - da UFPR, a redução da pressão de 410 kPa para 280 kPa diminuiu a incidência de óxidos de 26% para 22% em revestimentos com AWS410NiMo em AS [83]. Resultados similares foram observados por Hoile *et al*, onde também variou-se a distância pistola-substrato [84]. No trabalho de Xiong *et al*, a mesma tendência foi observada [85].

O uso de processos como HVOF, onde o incremento de velocidade entre 5 e 10 vezes diminui o tempo de exposição da partícula ao ambiente oxidante, e o processo Cold Spraying, que alia ganho de velocidade com menor temperatura das partículas, são alternativas aos tradicionais FS e AS. Em pesquisa recente, o Cold Spraying apresentou uma relevante vantagem na menor incidência de porosidade e óxidos, quando comparados com HVOF, Plasma e FS [86].

## CAPÍTULO 3

### MATERIAIS E MÉTODOS

Para o desenvolvimento da pesquisa, foram realizados experimentos segundo um planejamento dividido em duas fases. Inicialmente este capítulo apresenta as fases deste planejamento. Na sequência são detalhados todos os materiais e descritos os métodos, ensaios e equipamentos utilizados nos experimentos.

#### 3.1 Planejamento experimental

A metodologia do trabalho, orientada em ensaios experimentais, contemplou as seguintes atividades específicas:

a) definição dos processos e parâmetros de aspersão térmica e soldagem em ensaios sobre chapas de aço carbono SAE 1020:

- escolha dos processos de aspersão térmica e seleção de arames de aço carbono;
- definição dos parâmetros de aspersão térmica (distância pistola-substrato, pressão, rugosidade, pré-aquecimento, faixa de espessura), tendo como critério o não deslocamento das camadas revestidas;
- análise microestrutural para caracterização das camadas quanto à porosidade e teor de óxidos;
- escolha do processo e parâmetros para a deposição de solda (material, corrente, polaridade, tensão, velocidade);
- desenvolvimento do projeto (tamanho da chapa, área revestida, comprimento e quantidade de cordões em cada amostra, número de ensaios) e preparação das amostras (revestimento segundo faixa de espessura definida);
- simples deposição de solda sobre revestimento aspergido e avaliação dos cordões (estabilidade do arco, aspecto visual) e penetração;
- estabelecimento da relação entre espessura revestida e penetração da zona fundida;
- estudo da influência das características do revestimento aspergido sobre a molhabilidade e penetração dos cordões de solda;
- testes de avaliação da perfuração segundo critérios do Instituto Battelle;
- desenvolvimento do procedimento para aplicação de revestimento como reparo.

b) aplicação da técnica sobre tubos da série API 5LX-70:

- correlação com os resultados de penetração observados sobre chapas SAE 1020;
- ensaios em amostras contendo ar ou água com fluxo ou pressão;
- avaliação da influência do fluido e condições de ensaio;
- aplicação de revestimento e deposição de solda 'como reparo';
- medição de microdureza como critério de susceptibilidade à TF;
- ensaios de pressurização;

-avaliação final da técnica proposta na recuperação de espessura e conclusões do trabalho.

### 3.2 Materiais

Para substrato foram utilizados chapas de aço carbono SAE 1020, e tubos API 5LX-70 e ASTM A53. Como material de aspersão, foi utilizado o arame AWS ER70S6, e para a deposição de solda, eletrodo revestido AWS E7018. Estes materiais não apresentam diferenças significativas de composição química, diminuindo a possibilidade de incompatibilidade metalúrgica. A Tab. 3.1 mostra a composição química dos diferentes materiais sugerida pelos fabricantes, ou de normas, nos casos do aço carbono SAE 1020 [87] e ASTM A53.

Tabela 3.1- Composição química dos materiais utilizados.

material	função	composição química (% max. em peso)					
		C	Mn	Si	P	S	Cu
SAE 1020	substrato	0,18-0,23	0,30-0,60	0,10-0,20	0,03	0,035	0,20
API 5LX-70	substrato	0,23	1,10	0,05-0,45	0,03	0,03	
AWS ER70S6	revestimento	0,06-0,15	1,4-1,85	0,80-1,15	0,025	0,025	0,50
AWS E7018	solda	0,05	1,30	0,50	0,01	0,01	

### 3.3 Revestimento por aspersão térmica

O arame AWS ER70S6 foi aspergido formando uma espessura entre 0,25 e 2,0 mm, com variação de 0,25 mm. Durante o processo de aspersão térmica, a espessura foi controlada através de paquímetro. A confirmação da espessura por software CAD em imagem da seção transversal permitiu relacionar a espessura com a quantidade de passes aspergidos. Como parâmetros nominais foram utilizados 150,0 mm para distância entre pistola e peça e 0,5 MPa para pressão do gás de arraste, porém com variações da distância e pressão para avaliação da estabilidade e penetração do arco voltagem quando da deposição de solda. Como gás de arraste foram utilizados ar comprimido ou argônio. A preparação do substrato para receber o revestimento foi realizada através do jateamento abrasivo de alumina ( $Al_2O_3$ ) grana 26, até atingir uma rugosidade  $R_a$  entre 4 e 5  $\mu m$ , o que garante a aderência necessária e limpeza da superfície. Os revestimentos foram sempre depositados logo após a texturização, não permitindo que um tempo de espera provocasse uma possível oxidação.

Para garantir a espessura nos revestimentos em tubos, os mesmos foram acoplados em um dispositivo que permite o controle da espessura através do número de voltas em conjunto com o deslocamento linear da pistola, mantendo naturalmente a distância pré-estabelecida entre pistola e substrato.

Quando necessário, o acompanhamento da temperatura da superfície aspergida ou do substrato pré-aquecido foi realizada a distância através de termômetro infravermelho da marca Raytek, modelo Raynger MX4.

### 3.3.1 Processo arco elétrico

Os revestimentos por AS foram realizados no Laboratório de Aspersão Térmica e Soldagens Especiais da UFPR, em uma fonte Sulzer Metco ValueArc 300E, apresentada na Fig. 3.1. A Tab. 3.2 mostra os parâmetros utilizados.



Figura 3.1- Fonte Sulzer Metco ValueArc 300E onde foram preparadas as amostras por AS.

Tabela 3.2- Parâmetros de regulação para a aspersão no processo AS.

arame	diâmetro arame	corrente	tensão	distância pistola-peça	pressão de arraste
AWS ER70S6	1,6 mm	100 A	32 volts	150 mm	0,5 MPa

### 3.3.2 Processo chama convencional

Realizados na empresa Revesteel, em Pinhais-PR, através de uma pistola Metco 012. A Tab. 3.3 apresenta os parâmetros utilizados.

Tabela 3.3- Parâmetros de regulação para a aspersão no processo FS.

arame	diâmetro arame	pressão do combustível	distância pistola-peça	pressão de arraste
AWS ER70S6	1,6 mm	oxigênio 0,5 acetileno 0,2 MPa	150 mm	0,5 MPa

### 3.4 Soldagem

Os experimentos conduzidos neste trabalho envolveram somente soldagens na direção longitudinal, considerando que as mesmas estão sujeitas ao dobro de tensão oriunda da pressão interna que as possíveis soldas circunferenciais em se tratando de tubos. Os cordões de solda foram realizados com eletrodos revestidos de baixo carbono AWS E7018 conservados em estufa a temperatura recomendada de 80°C [?] após desumidificação em forno a 250°C por duas horas. Toda a soldagem foi realizada em bancada construída no Laboratório de Soldagem da UFSC, que dispõe de um sistema automático para deslocamento do eletrodo e dispositivo de controle de velocidade para deslocamento linear da amostra, proporcionando uma maior eficácia no controle dos parâmetros se comparado a uma soldagem manual, além de permitir uma reprodutibilidade que assegura a comparação entre corpos de prova. Como o trabalho previa soldagens em amostras de tubos pressurizados, a característica da bancada não implicava em possíveis riscos a um soldador. A Fig. 3.2 mostra a bancada de soldagem com os dispositivos de deslocamento linear da peça e mergulho do eletrodo. Pela condição imposta pela bancada, as soldagens foram todas na posição plana, e sem inclinação do eletrodo.

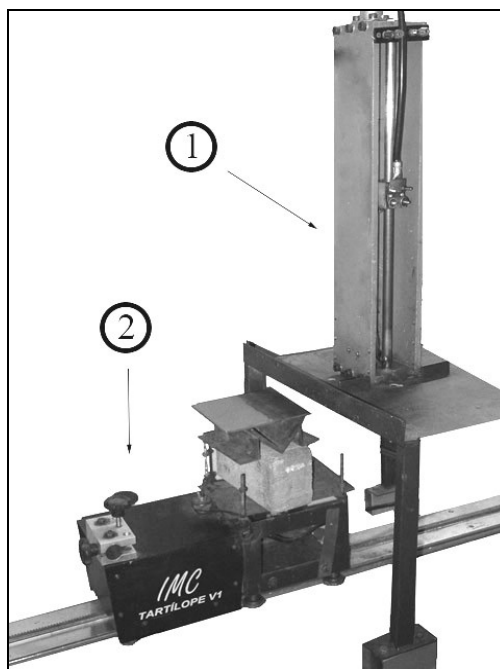


Figura 3.2- Vista de bancada para soldagem semi-automática do Laboratório de Soldagem da UFSC: 1) sistema para deslocamento automático do eletrodo; 2) controle da velocidade de soldagem.

A velocidade de soldagem, regulada através do painel de controle da fonte de soldagem, e que pode ser modificada durante o processo, é definida pelo deslocamento de um carro-comando de suporte da peça acoplado a um trilho. Já no sistema de mergulho automático, AVC (*Automatic Voltage Control*), o porta-eletrodo desliza em um eixo com



controle através da alimentação de um sem-fim por um cabeçote MIG adaptado, de modo a manter a tensão do arco constante, e desta forma também o comprimento do arco.

Para a soldagem foi utilizada uma fonte microcontrolada MTE DIGITEC 450, igualmente desenvolvida no laboratório, cuja operação pode ser realizada de forma remota através de painel de controle. Possui corrente nominal de 280 A para um fator de trabalho de 100%, sendo que a capacidade de corrente máxima é de 450 A. Trabalha com corrente contínua constante ou pulsada, tensão em vazio de 64 volts e potência máxima fornecida de 10 kVA [88]. A Tab. 3.4 apresenta os parâmetros de soldagem utilizados.

Como forma de avaliar o efeito do oxigênio sobre a penetração da zona fundida, foram realizados adicionalmente cordões com uma fonte Laser, onde pela ausência de corrente elétrica através da poça-peça, não existe o efeito eletromagnético, e a convecção fica na dependência da tensão superficial. O procedimento foi realizado no Laboratório de Mecânica de Precisão, da UFSC, em uma fonte Nd:YAG (cristal de *yttrium-aluminium-garnet* e elemento dopante *neodymium*) marca Rorn Sinar, modelo RSY 500 P (Fig. 3.3) com potência máxima de 10 kW e nominal média de 500 W. A Tab. 3.5 mostra os parâmetros utilizados, com a peça sendo posicionada no foco do Laser, 75 mm.

Tabela 3.4- Parâmetros regulados para a soldagem com eletrodo revestido AWS E7018.

<i>diâmetro</i>	<i>corrente</i>	<i>tensão</i>	<i>velocidade</i>
2,5 e 3,2 mm	70 a 110 A <sup>+</sup>	26 volts	17 e 22 cm/min

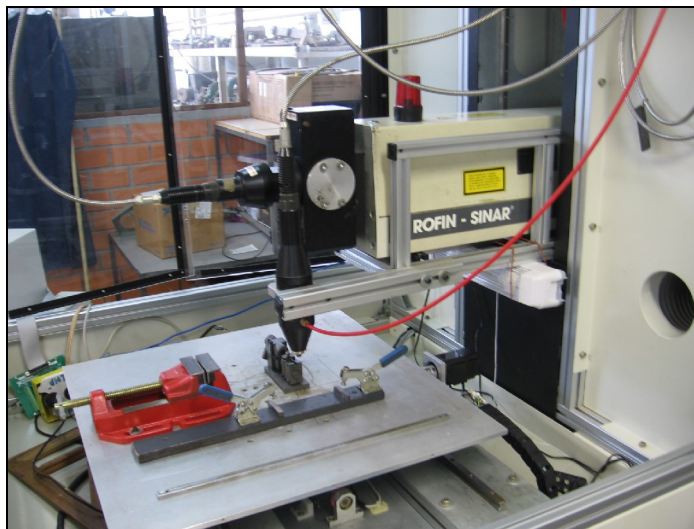


Figura 3.3- Fonte Laser do Laboratório de Mecânica de Precisão da UFSC.

Tabela 3.5- Parâmetros de soldagem com fonte Laser.

<i>potência</i>	<i>frequência de pulsação</i>	<i>pulso</i>	<i>gás de proteção</i>	<i>vazão do gás</i>	<i>velocidade de soldagem</i>
2000 W	35 Hz	6 ms	Hélio	5 l/min	27 cm/min

Para aumentar a segurança durante os ensaios pressurizados, a bancada de soldagem foi isolada em um *bunker* em aço, especialmente construído para esta finalidade. Duas janelas de vidro blindado com 25,0 mm de espessura permitem o acompanhamento visual, enquanto sistemas de aquisição de sinais e de temperatura fornecem dados para avaliação do processo. Na Fig. 3.4 pode ser observada uma vista geral do *bunker*, fonte de soldagem, e sistemas de aquisição de dados.

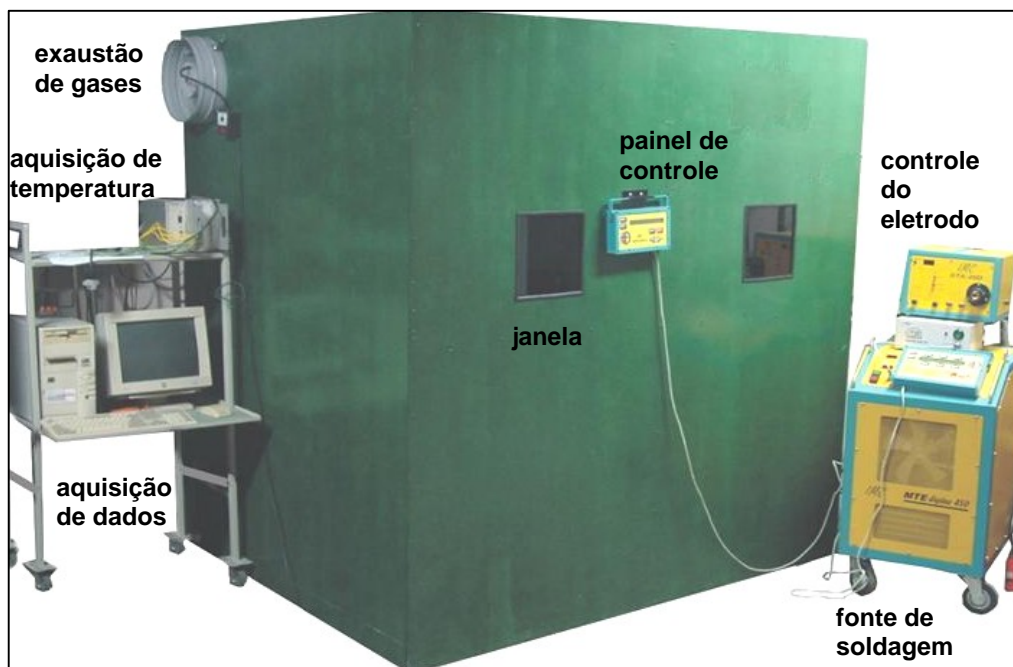


Figura 3.4- *Bunker* para soldagem em tubos pressurizados com fonte de energia, sistemas de aquisição e acessórios.

Na aquisição da temperatura foram utilizados termopares Chromel-Alumel (tipo K) preparados a partir de fios de 0,25 mm de diâmetro e fixos na superfície inferior dos corpos de prova por descarga capacitiva. Os termopares foram conectados a fios de extensão ligados aos terminais de um bloco SCXI-1322 da *National Instruments*, dotado de sensor de temperatura de junta fria. Por sua vez, o bloco foi ligado a placa de aquisição de dados AT-MIO16E-10, da mesma empresa. O sistema foi monitorado através de um programa gerado no aplicativo LABVIEW 4.1. A aquisição dos sinais dos termopares foi feita usando o multiplexador de módulo SCXI-1122. Este multiplexador não deve executar mais do que 100 chaveamentos por segundo, de acordo com o fabricante, o que limita a taxa de aquisição ao número simultâneo de termopares, que em algumas situações chegaram a quatro, com taxa definida em 20 sinais por segundo para cada um.

O acompanhamento dos sinais de tensão e corrente foi realizado através de uma placa de aquisição de dados inseridas na própria fonte de soldagem e conectada diretamente com o microcomputador mediante um cabo serial. Através do software OSCILOS [89],

desenvolvido pelo LABSOLDA/UFSC, o sinal é obtido da placa de aquisição inserida na fonte de soldagem.

### 3.5 Preparação dos corpos de prova

Para o desenvolvimento inicial, os ensaios foram orientados para chapas de aço carbono SAE 1020 com espessura de 3,0 mm, recortadas em dimensões de 150 x 150 mm e revestidas em 50% da área, permitindo desta forma que um mesmo cordão de solda sobreponha-se à duas regiões distintas. Em cada amostra foram depositados preferencialmente três cordões de solda iniciados sobre a área não revestida, respeitando uma distância de 12,5 mm entre borda da chapa e ponto de abertura do arco, terminando o cordão de solda igualmente à uma distância de 12,5 mm do final da chapa. Para as laterais foi respeitada uma distância de 22,5 mm. A Fig. 3.5 mostra um esquema da distribuição dos cordões de solda sobre os corpos de prova em chapa.

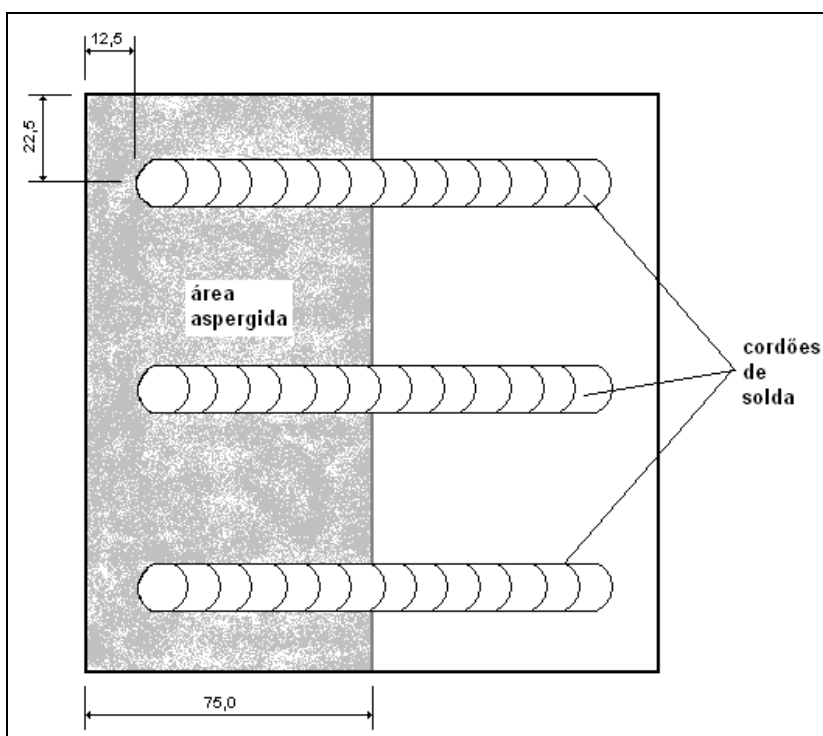


Figura 3.5- Esquema da orientação dos cordões de solda sobre chapa de aço carbono SAE 1020 de 150,0 x 150,0 mm e 3,0 mm espessura (medidas em mm).

Os tubos API, com 100,0 mm de diâmetro, foram aspergidos ao longo de 120,0 mm na parte central de tubos com parede reduzida para 3,0 mm e comprimento de 235,0 mm, permitindo, assim como o planejado para as chapas, que um mesmo cordão de solda longitudinal sobreponha-se ao revestimento e superfície não aspergida. O revestimento no centro, e não em uma das extremidades, evita a interferência no acoplamento das amostras em flanges, visando a vedação em soldagens com fluxo ou pressão. Para efeito de

organização quanto à distribuição dos cordões de solda, em cada amostra considerou-se a existência de quadrantes orientados em 90°, sendo depositado em cada um três cordões. A Fig. 3.6 mostra as dimensões do corpo de prova e divisão em quadrantes.

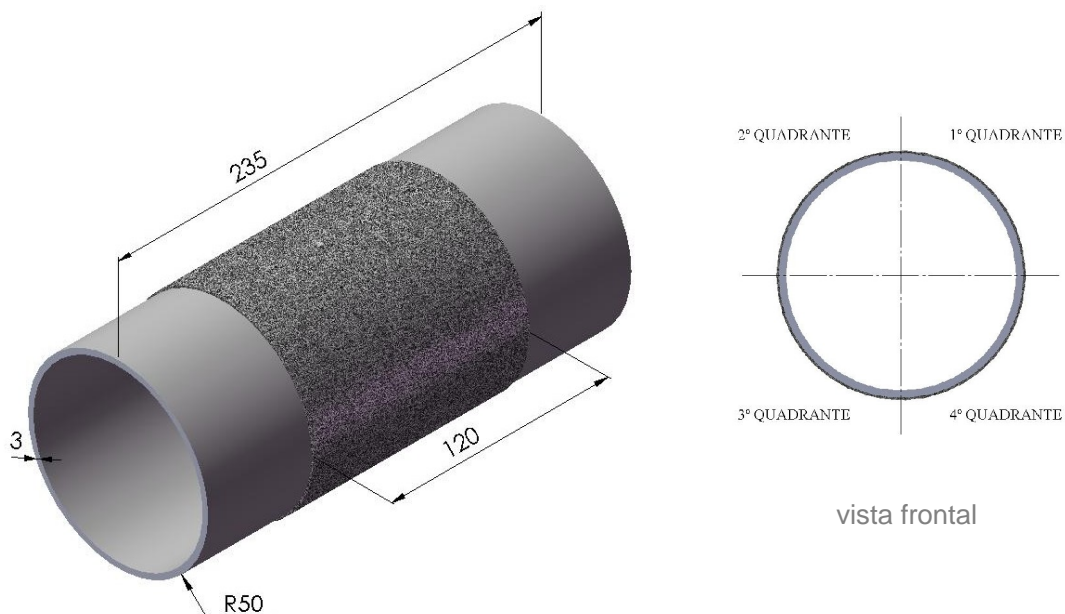


Figura 3.6- Esquema mostrando as dimensões (em mm) e região aspergida dos corpos de prova de tubos API, assim como a divisão em quadrantes.

Além das duas geometrias apresentadas, foram preparados corpos de prova que permitiram simular uma operação de reparo. Para tanto, foram realizados desbastes localizados de espessura em uma área de 60 x 120 mm, por sobre onde foi aspergido o revestimento com posterior deposição de solda. Nesta situação foi mantida a parede dos tubos com 6,5 mm, sendo reduzida a espessura para 3,0 mm somente na área de desbaste. A Fig. 3.7 mostra um desenho da geometria destas amostras.

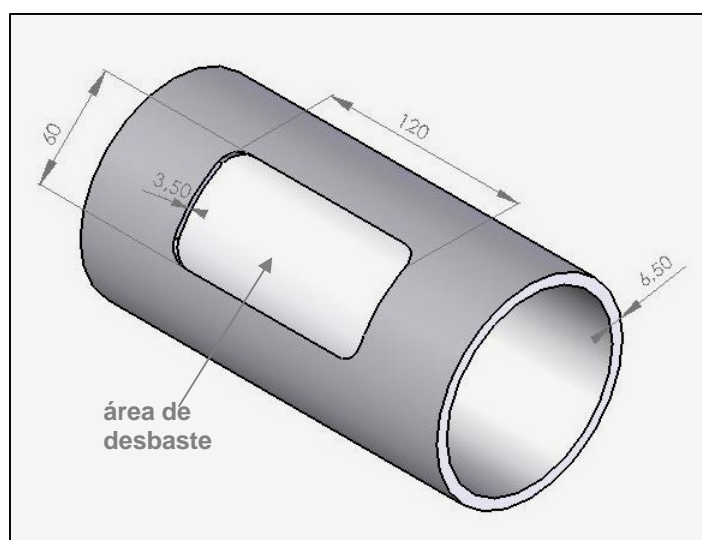


Figura 3.7- Desenho de corpo de prova para aplicação da técnica simulando uma operação de reparo em área desbastada (medidas em mm).

Para a aplicação do revestimento aspergido, um cuidado especial foi tomado quanto a manutenção do revestimento junto as laterais, cuidado este que deve começar já no processo de jateamento, devendo a pistola ser inclinada de forma a permitir o impacto das granalhas na superfície das laterais, proporcionando a rugosidade necessária. Evidentemente que em uma situação real de dano, estas laterais não existiriam. Uma outra opção, não adotada no trabalho, seria o desbaste destas paredes em um ângulo que facilite o acesso das granalhas para o jateamento.

Antes da deposição de solda, facilitando o acesso do eletrodo junto a região mais crítica, ou seja, a interface entre tubo e revestimento aspergido, está previsto um desbaste por esmerilhamento da parede em um ângulo aproximado de  $45^\circ$ , como mostra a Fig. 3.8.

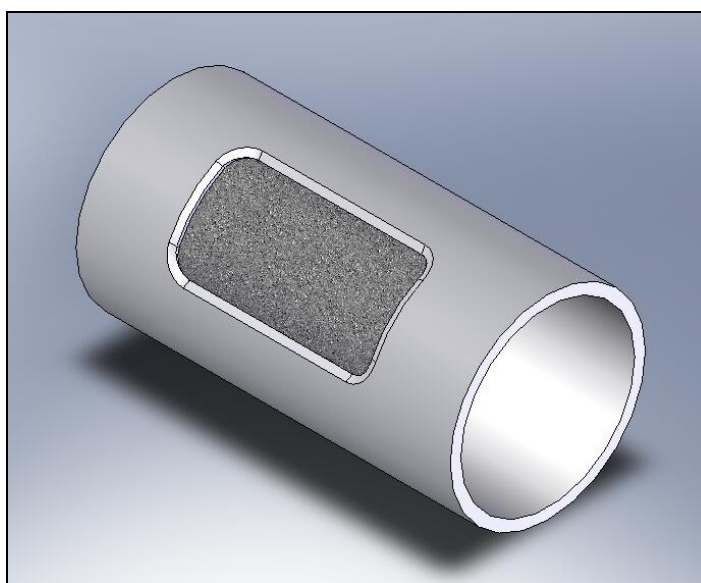


Figura 3.8- Desbaste da lateral em  $45^\circ$  para facilitar o acesso do eletrodo para a soldagem.

Após a eliminação dos ângulos retos, tem-se início a deposição de solda, com os cordões iniciais orientados sobre a região de desbaste junto ao contorno do revestimento, diminuindo a possibilidade de não fusão do revestimento em sua periferia, e de uma possibilidade de deslocamento. A Fig. 3.9 mostra um esquema destes primeiros cordões de solda.

No total foram preparados 123 corpos de prova, divididos da seguinte forma: 90 em chapas, 28 em tubos, e 6 em tubos com desbaste de dano simulado. Nas tabelas do Apêndice podem ser identificados todas as amostras extraídas a partir destes corpos de prova.

Os ensaios nos tubos foram realizados em 2,5 e 5,0 MPa de pressão interna. Para a pressurização prevista, com água, foi utilizada uma bomba hidrostática com capacidade de 5,0 MPa, mostrada na Fig. 3.10. Durante as soldagens, a pressão foi acompanhada pelo manômetro da bomba, que era diminuída manualmente por uma válvula de alívio toda vez



que aumentava mais que 0,5 MPa. Os experimentos não consideraram a condição de escoamento pressurizado, somente pressão atmosférica em vazão de torneira, 13,5 l/min.

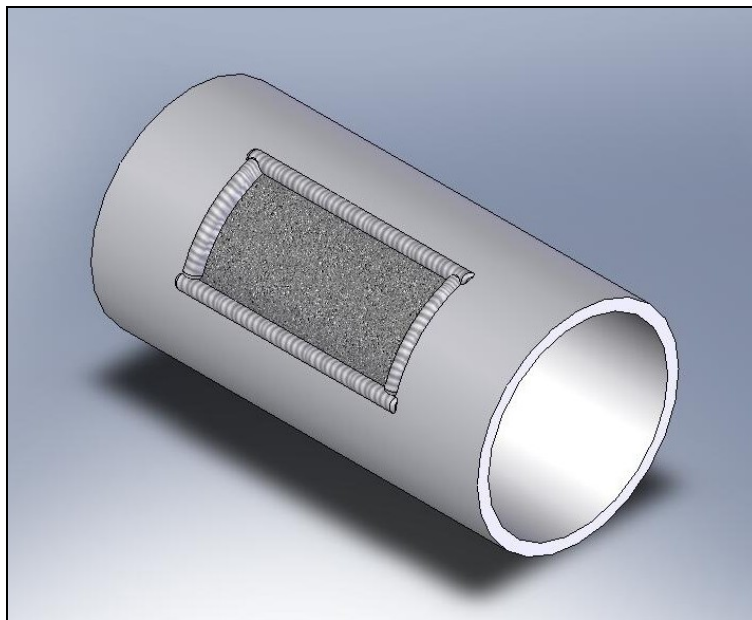


Figura 3.9- Deposição de solda sobre o contorno do revestimento.



Figura 3.10- Bomba para teste hidrostático utilizada na pressurização dos tubos.

A vedação foi realizada através do acoplamento dos corpos de prova entre flanges e o-rings, fixos por porcas através de quatro barras rosqueadas, como mostra o esquema da Fig. 3.11.

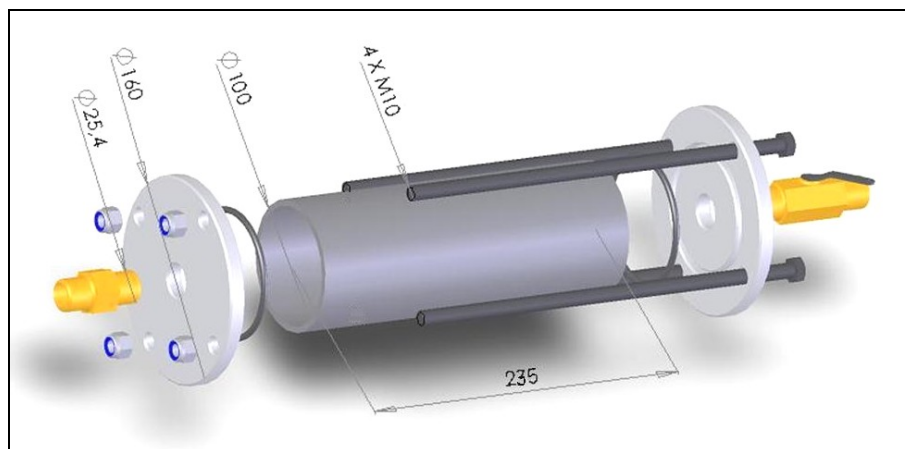


Figura 3.11- Conjunto de flanges previsto para vedação dos tubos (medidas em mm) [16].

### 3.6 Quadro-resumo dos corpos de prova

Considerando o planejamento proposto, os corpos de prova foram fabricados em diferentes materiais, geometrias, processos de aspensão térmica e soldagem. A Tab. 3.6 apresenta um quadro-resumo das variáveis envolvidas na fabricação. Em relação a soldagem, foram consideradas três condições. Cordões depositados isoladamente, cordões formando um revestimento, e uma situação de reparo simulado.

Tabela 3.6- Quadro-resumo dos corpos de prova fabricados sobre chapas de aço carbono SAE 1020 e tubos API 5LX70.

tipo	Aspensão		Soldagem	
	processo	gás	processo	tipo
chapa	FS	ar	ER	cordão
chapa	AS	ar	ER	cordão
chapa	FS	argônio	ER	cordão
chapa	AS	argônio	ER	cordão
chapa	FS	ar	ER	revestimento
chapa	AS	ar	ER	revestimento
chapa	AS	ar	laser	cordão
tubo	FS	ar	ER	cordão
tubo	FS	ar	ER	revestimento
tubo	AS	ar	ER	reparo

### 3.7 Caracterização dos resultados experimentais

Posteriormente à realização dos ensaios, ou em etapas intercaladas onde mostrou-se necessário uma avaliação, foram retiradas amostras dos corpos de prova. De uma forma geral, antes da caracterização foi realizada uma preparação metalográfica, envolvendo as seguintes etapas:

- corte grosseiro do corpo de prova em serra fita;
- retirada da amostra na região desejada com disco de corte abrasivo;
- embutimento em resina;
- lixamento progressivo;
- polimento automático;
- ataque químico em Nital (2%).

A seguir são listados os ensaios e análises realizados para o objetivo do trabalho.

### 3.7.1 Análise de imagem

Para avaliar quantitativamente a porosidade e oxidação nos revestimentos, foi utilizado o analisador de imagens Clemex em ampliações entre 200x e 500x obtidas em microscópio ótico Olympus BX60M. Os valores finais foram definidos após análise em três seções diferenciadas, e confirmadas por uma segunda avaliação no LABATS - UFPR.

### 3.7.2 Caracterização geométrica dos cordões de solda

Após o revestimento por aspersão térmica, duas características para a validação do corpo de prova proposto devem ser confirmadas de forma visual. Primeiro a aderência entre revestimento e substrato, comprovada pela não ocorrência de deslocamento; e segundo, com o auxílio de paquímetro, a espessura revestida. Considerando a soldagem, a estabilidade do arco é primeiramente avaliada pelo aspecto do cordão, da mesma forma que a molhabilidade.

Dos corpos de prova validados foram retiradas de cada cordão, três amostras da região revestida e três da chapa sem revestimento, para medição da *penetração da zona fundida* ( $p$ ), *largura do cordão* ( $L$ ), e *espessura revestida* ( $e$ ), mostradas na Fig. 3.12.

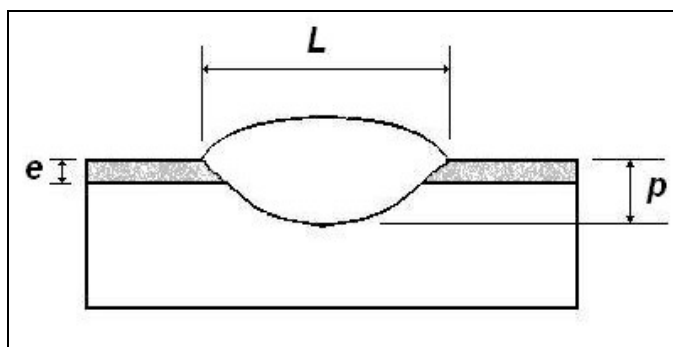


Figura 3.12- Nomenclatura da zona fundida dos cordões de solda e espessura do revestimento. *Largura do cordão* ( $L$ ), *penetração da zona fundida* ( $p$ ), *espessura revestida* ( $e$ ).

As medidas foram realizadas em software CAD sobre imagem macroscópica com aumento de 12x obtida em lupa estereoscópica Olympus-SZ-CTV equipada com câmera digital. Com estes valores foram levantados os diversos gráficos relacionando penetração e



largura dos cordões de solda com a espessura revestida e, principalmente, o conceito proposto de *espessura equivalente maciça* ( $ee$ ) [90], definido como o incremento de espessura maciça que seria necessário a uma chapa para provocar o mesmo risco de perfuração que o observado com o incremento através da espessura do revestimento aspergido. Este conceito, representado pela equação abaixo, correlaciona a espessura revestida com os valores obtidos de *penetração sobre a chapa revestida* ( $p_a$ ) e *penetração sobre chapa não revestida* ( $p_s$ ).

$$ee = e - (p_a - p_s) \quad (3.1)$$

Curvas de  $ee$  x  $e$  através de valores médios foram levantadas para ambos os processos de aspersão térmica estudados, em energias de soldagem de 5,0 e 6,5 kJ/cm, permitindo determinar em que faixas de espessura revestida a técnica diminuiria o risco de perfuração, representada por valores de  $ee > 0$ . Valores negativos demonstram que o revestimento está provocando um risco maior de perfuração, ou seja, é como se a soldagem estivesse sendo realizada sobre uma chapa maciça não revestida com espessura inferior a da chapa utilizada, ou seja, 3,0 mm.

### 3.7.3 Avaliação da instabilidade do arco voltagem

Além da inspeção visual dos cordões, a instabilidade também foi avaliada pelo acompanhamento dos parâmetros de soldagem (corrente e tensão), através da aquisição de dados durante o procedimento. A oxidação nos revestimentos formados pelos processos de aspersão térmica estudados, principalmente com ar comprimido como gás de arraste, pode influir na estabilidade do arco voltagem. Para poder relacionar uma possível instabilidade com esta característica dos revestimentos aspergidos, a incidência de óxidos na superfície foi avaliada em um difratômetro de raios-X da marca Phillips, modelo Xpert. Utilizou-se radiação Cu-K $\alpha$  com comprimento de onda 1,5418 Å para ângulos  $2\theta$  entre 20 e 130°. Foram avaliados revestimentos segundo a espessura aspergida, gás de arraste (ar comprimido ou argônio) e condições da superfície do revestimento aspergido, com e sem esmerilhamento.

### 3.7.3 Análise do teor de oxigênio no revestimento

Para avaliar se a oxidação contribui para alteração no movimento de convecção na poça de fusão, o trabalho contou com o apoio do Instituto de Tecnologia dos Materiais da *Universität der Bundeswehr Hamburg*, na Alemanha, onde o teor de oxigênio presente nos revestimentos foi medido em um equipamento do tipo LECO TC-436-DR, pela técnica da fusão em gás inerte. Na Tab. 3.7 pode ser vista a relação de amostras selecionadas para a análise, sendo que as relacionadas à zona fundida referem-se ao processo Eletrodo Revestido.

Tabela 3.7- Relação de amostras selecionadas para análise do teor de oxigênio.

local de extração	espessura revestida (mm)	processo de aspersão	gás de arraste
revestimento	0,25	AS	ar comprimido
revestimento	0,50	AS	ar comprimido
revestimento	0,65	AS	ar comprimido
revestimento	0,75	AS	ar comprimido
revestimento	0,25	AS	argônio
revestimento	0,75	AS	argônio
zona fundida	0,25	AS	ar comprimido
zona fundida	0,75	AS	ar comprimido
zona fundida	0,25	AS	argônio
zona fundida	0,75	AS	argônio
zona fundida	-	AS	ar comprimido
zona fundida	0,75	FS	ar comprimido
revestimento	0,75	FS	ar comprimido

Após a extração do material, 50 a 100 mg, através de dobramento para o caso de revestimento, e pela usinagem com fresa de topo na altura do reforço para os cordões de solda, o mesmo foi alojado em cadinhos de carbono e fundido em fluxo de níquel, sob atmosfera de proteção por gás Hélio. O procedimento baseia-se na reação do oxigênio contido na atmosfera com o carbono do cadinho, ocorrendo a formação de CO ou CO<sub>2</sub>, cujos teores de absorção são analisados por detectores de raios infravermelhos.

### 3.7.4 Avaliação do risco de perfuração

As principais análises do trabalho tem como fonte a maior ou menor penetração da zona fundida como critério para o risco de perfuração, respaldadas pelo conceito desenvolvido de *espessura equivalente maciça*. Mas uma análise envolvendo o critério proposto pelo Instituto Battelle, do controle do risco pela temperatura interna da superfície, e utilizado pela maioria das companhias, também fez parte das avaliações. O sistema de aquisição citado no ítem 3.4 foi utilizado para obter os valores de temperatura da superfície interna, e que para oferecer segurança deve ficar abaixo de 980°C considerando o uso de eletrodos revestidos básicos, no caso o AWS E7018.

### 3.7.5 Avaliação do risco de trincas à frio

Adicionalmente ao objetivo principal do trabalho, foram realizadas avaliações quanto a possibilidade de ocorrência de trincas à frio. Medidas de microdureza Vickers (HV0,3) foram

realizadas nas regiões mais críticas após a aplicação da técnica. O durômetro utilizado foi da marca Shimadzu, modelo HVM 2000.

A microdureza foi utilizada ainda na caracterização das camadas aspergidas que sofreram transformação térmica pelo aquecimento durante a soldagem, e, que portanto, tiveram alterada esta propriedade.

### 3.8 Ensaios de pressurização para ruptura

Como forma final de avaliação da técnica, para saber se realmente era válida e se um tubo por ela reparado apresentaria resistência coerente frente a um tubo sem dano, corpos de prova foram preparados e submetidos à pressurização até o rompimento. Os ensaios foram realizados no Laboratório de Metalurgia Física – LAMEF – da UFRGS, em Porto Alegre-RS. Foram ensaiados tubos reparados pela técnica proposta com pressão de 5,0 MPa, e com vazão de 13,5 l/min. Os valores foram comparados com os obtidos de ensaios em tubo sem dano e tubo com dano mas sem reparo. Adicionalmente foi ensaiado um tubo onde o dano foi totalmente preenchido através da aspersione térmica e sem deposição de solda posterior.

Para o ensaio, inicialmente foram fechadas as extremidades dos tubos pela soldagem de tampões usinados internamente em forma semi-esférica, para evitar que o rompimento ocorresse na solda de fechamento. A Fig. 3.13 mostra o projeto destes tampões, enquanto na Fig. 3.14 pode ser observado um desenho esquemático do tubo já vedado.

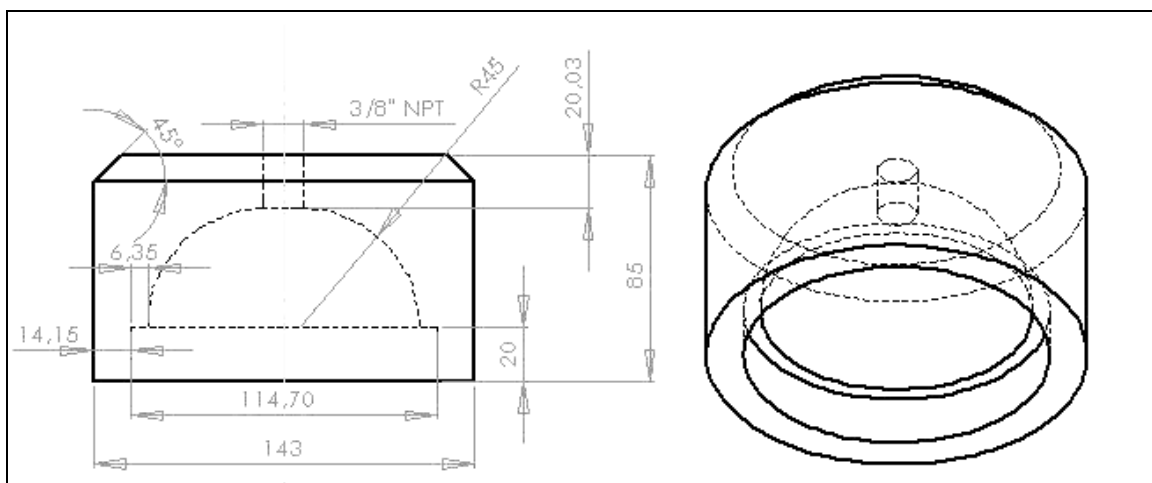


Figura 3.13- Projeto dos tampões utilizados para fechamento dos tubos para ensaio de pressurização até o rompimento (cedido pelo LAMEF-UFRGS).

A pressurização com óleo foi realizada por bomba de engrenagem com capacidade de 70 MPa, potência de 2 CV e reservatório de 36 l. Na Fig. 3.15 pode ser vista a bomba utilizada.

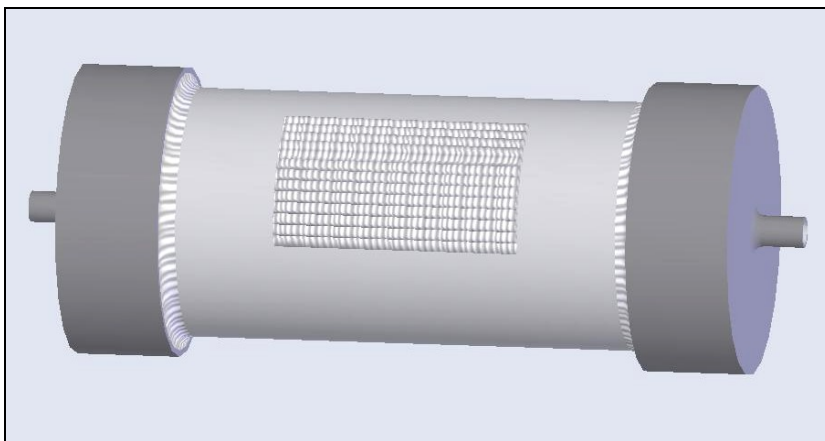


Figura 3.14- Desenho esquemático mostrando um corpo de prova preparado para o ensaio de pressurização.



Figura 3.15- Bomba utilizada para pressurização do óleo nos ensaios de pressurização.

## CAPÍTULO 4

### RESULTADOS OBTIDOS

Inicialmente este capítulo apresenta resultados dos ensaios realizados sobre chapas de aço carbono SAE 1020, previamente revestidas pelos processos de aspersão térmica a Chama Convencional e Arco Elétrico. Através destes resultados, procurou-se delinear o uso da aspersão térmica para recuperação prévia da espessura abordando aspectos como a comparação entre os dois processos estudados, relação espessura revestida e penetração do arco voltaico, presença de óxidos influenciando o movimento de convecção da poça de fusão, uso de um gás inerte como alternativa ao ar comprimido para o arraste das partículas, e controle da temperatura da superfície oposta à soldagem como critério de perfuração. Na seqüência são analisados os resultados da aplicação da técnica sobre tubos API 5LX-70, com a viabilidade comprovada em um teste de ruptura de uma amostra de tubo recuperada nas condições propostas neste trabalho. Adicionalmente, tem-se a análise do procedimento testado em chapas de aço inoxidável AISI 304.

#### 4.1 Avaliação dos revestimentos aspergido com arame AWS ER70S-6

##### 4.1.1 Rugosidade e aderência

Análises macroscópicas obtidas a partir de seções transversais de revestimentos aspergidos representativos para a faixa de espessura considerada, processos estudados e gases de arraste, não indicaram sinais de deslocamento em substratos com superfície preparada com rugosidade superior a 4  $\mu\text{m}$ , como mostra a Tab. 4.1.

Tabela 4.1- Condição de aderência segundo rugosidade  $R_a$  do substrato em revestimentos com espessuras entre 1,5 e 2,0 mm aspergidos pelos processos AS e FS.

<i>rugosidade <math>R_a</math> (<math>\mu\text{m}</math>)</i>	<i>aderência</i>
3 – 4	desplacada
4 – 5	mantida
5 – 6	mantida

Esta condição de aderência manteve-se mesmo com o aquecimento gerado quando da deposição de solda, o que permite concluir, de imediato, que uma rugosidade  $R_a$  produzida no substrato entre 4 e 5  $\mu\text{m}$  é suficiente para garantir a aderência necessária aos objetivos propostos para este trabalho. Esta faixa de valores foi estabelecida em testes onde foram depositados revestimentos com espessura entre 1,5 e 2,0 mm pelos dois processos estudados, sobre substratos com rugosidade  $R_a$  entre 3 e 6  $\mu\text{m}$ . Como a pesquisa tem por fim uma aplicação em campo, é desejável que sua operacionalidade seja facilitada, desde que naturalmente não prejudique os objetivos. Portanto, a rugosidade adotada foi a de faixa

mínima que mantivesse a aderência com a deposição de três cordões de solda em cada amostra, com energia de 8,25 kJ/cm. Em relação ao deslocamento observado na faixa de rugosidade entre 3 e 4  $\mu\text{m}$ , o mesmo ocorreu durante ou logo após o procedimento de aspersão térmica. Como estes valores estão próximos de uma condição aceita (4 – 5  $\mu\text{m}$ ), onde a aderência foi mantida mesmo após a deposição de solda, pode-se considerar que a etapa de aspersão térmica é mais crítica que a de deposição de solda, considerando o parâmetro rugosidade. Na Fig. 4.1 pode ser observado um exemplo de deslocamento ocorrido espontaneamente logo após a aplicação de revestimento aspergido em substrato com rugosidade  $R_a$  inferior a 3  $\mu\text{m}$ .

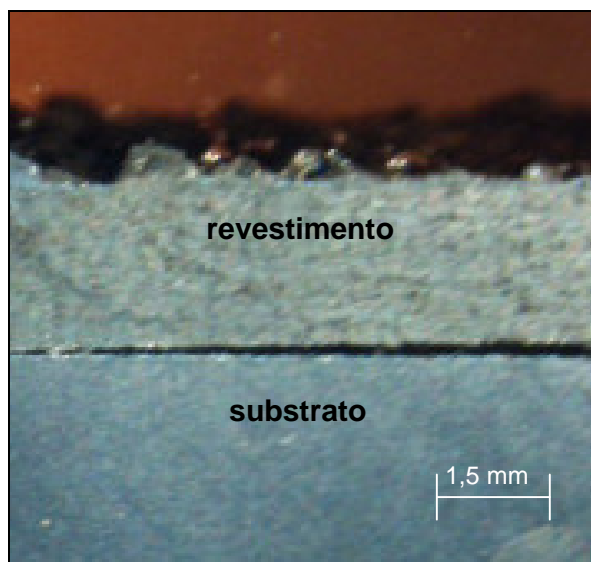


Figura 4.1- Deslocamento do revestimento de arame AWS ER70S-6 aspergido por processo arco elétrico sobre substrato de aço carbono SAE 1020 com rugosidade média  $R_a$  de 3,4  $\mu\text{m}$ .

Como complemento dos testes para definição da rugosidade, foram revestidos 8 chapas texturizadas com rugosidade da superfície inferior a 4  $\mu\text{m}$  e pré-aquecidas em temperatura de 150°C. O mesmo número foi preparado sem pré-aquecimento. O pré-aquecimento não provocou alteração nas condições de aderência anteriormente observadas, apenas que nesta situação a maioria das ocorrências de deslocamento, foi durante a deposição de solda, como registrado nos gráficos da Fig. 4.2. Este deslocamento ocorreu de forma grosseira, isto é, simplesmente o revestimento destacava-se do substrato, podendo ser facilmente identificada a perda de aderência a olho nu. Convém salientar que mesmo que os resultados indicassem a eficácia do pré-aquecimento, seria difícil manter a temperatura desejada quando de uma aplicação sobre tubos com escoamento de fluido, pois o fluxo provocaria um resfriamento rápido do substrato aquecido.

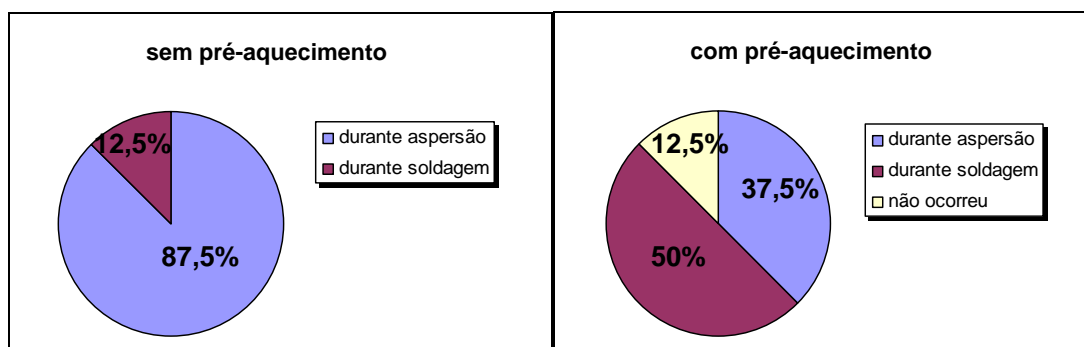


Figura 4.2- Ocorrência de deslocamento entre revestimento e substrato com rugosidade média  $R_a$  de  $2,4 \mu\text{m}$  em função da aplicação de pré-aquecimento de  $150^\circ\text{C}$ .

#### 4.1.2 Caracterização microestrutural

Revestimentos aspergidos por FS e AS são mostrados na Fig. 4.3, onde se observam as camadas dispostas na estrutura lamelar, característica de procedimentos por aspersão térmica.

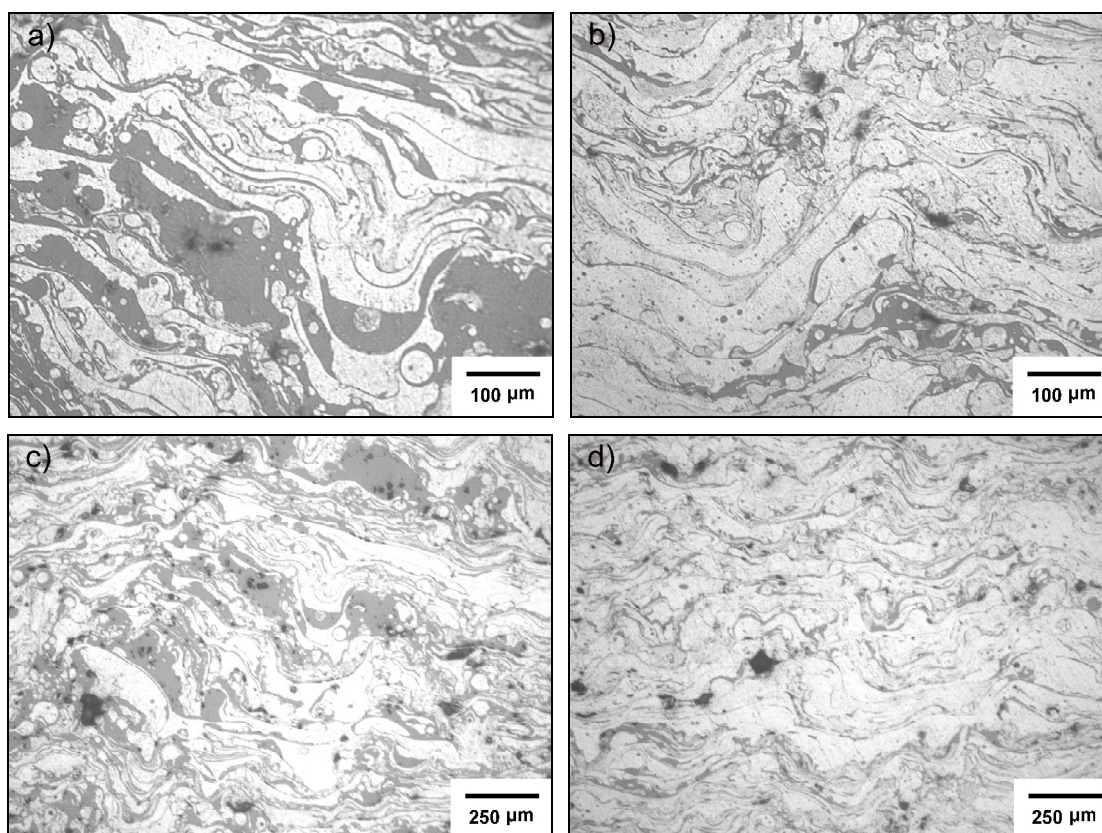


Figura 4.3- Micrografias ópticas de seções transversais de revestimento aspergido com arame AWS ER70S-6 em espessuras de 0,5 mm pelos processos FS e AS sobre substrato SAE 1020. a) FS, 500x; b) AS, 500x; c) FS, 200x; d) AS, 200x.

Tanto o teor de óxidos como a porosidade, apresentados na Tab. 4.2 (valores médios), retirados de revestimentos de mesma espessura (aproximadamente 0,5 mm), estão dentro



de níveis aceitáveis para estes processos [3,4], e podem ser considerados muito bons se comparados com os revestimentos aspergidos para aplicação industrial no Brasil. Os valores ligeiramente mais elevados no processo AS são resultado da presença de  $O_2$  e  $N_2$  dissociados na passagem do ar comprimido pelo arco e a maior energia térmica proveniente do arco elétrico se comparada à energia da combustão de gases no processo FS, o que leva a um maior tempo de resfriamento e maior quantidade de óxidos formados nas partículas, dificultando a acomodação quando do encontro com o substrato ou camadas anteriores, conseqüentemente gerando revestimentos mais irregulares [78].

Tabela 4.2- Teor médio de óxidos e porosidade presentes nos revestimentos aspergidos em espessura de 0,5 mm com arame AWS ER70S-6 pelos processos FS e AS com ar comprimido como gás de arraste.

<i>processo</i>	<i>porosidade (%/mm<sup>2</sup>)</i>	<i>óxidos (%/mm<sup>2</sup>)</i>
FS	2,7	23,5
AS	2,0	27,5

#### 4.2 Deposição de solda com eletrodo revestido AWS E7018 sobre revestimento aspergido

Segundo a metodologia proposta, os cordões de solda foram depositados sobre uma chapa de 3,0 mm de espessura com 50% de área revestida por aspersão térmica, permitindo que o mesmo cordão sobreponha-se as duas regiões distintas, conforme ilustra a Fig. 4.4. Desta forma torná-se possível comparar os efeitos que o revestimento provoca sobre a poça de fusão, através da análise de penetração, largura e estabilidade do arco.

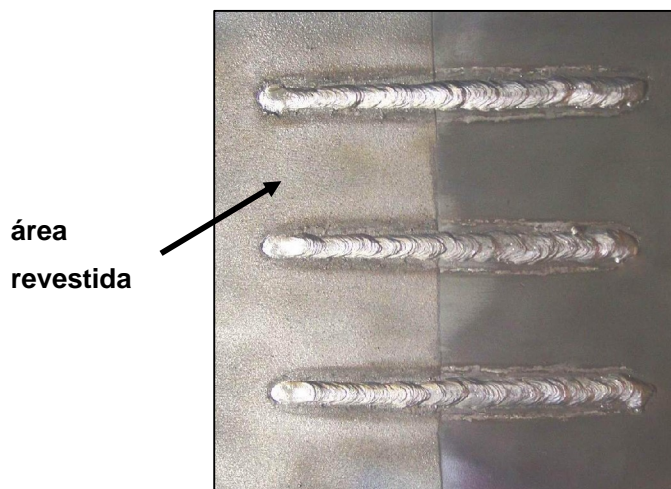


Figura 4.4- Esquema da distribuição dos cordões de solda sobre chapa com área revestida de 75 x 150 mm por aspersão térmica.



#### 4.2.1 Aspecto dos cordões de solda

Através de análise visual em seções transversais de cordões de solda depositados sobre revestimento aspergido, não foi constatado, a princípio, nenhum defeito que tornasse inaceitável a solda. Para avaliar se haveria ou não molhabilidade em cordões depositados sobre uma superfície com heterogeneidades que poderiam comprometer a soldagem, e também para avaliar se não haveriam desvios geométricos excessivos de penetração da zona fundida ( $p$ ) ou largura do cordão de solda ( $L$ ), foram medidos os valores de  $p$  e  $L$ , e do ângulo formado entre o reforço da solda e a superfície do revestimento ( $\beta$ ), assim como avaliada a relação  $p/L$  de cordões depositados sobre chapas de aço carbono aspergidas com espessura de revestimento de 0,50 mm pelos processos FS e AS. Os resultados apresentados na Tab. 4.3 não apresentam indícios de desvios geométricos.

Não se observam também indícios de descontinuidade na transição entre material aspergido e chapa maciça no local adjacente ao cordão de solda. As Fig. 4.5 e 4.6 mostram, respectivamente, micro e macrografia de seção transversal de um cordão depositado sobre uma espessura revestida de aproximadamente 1,30 mm, que ilustram as constatações acima apresentadas. Já na Fig. 4.7 pode ser observada a seção longitudinal do mesmo cordão, sem grandes desvios lineares. Esta regularidade mostra que a inevitável ocorrência de curto-circuitos, que impedem o colamento do eletrodo, porém elevam momentaneamente a corrente, não provocam picos de penetração do arco ao longo do cordão, o que permitiu adotar o valor utilizado de 180 A, como corrente de curto circuito.

Tabela 4.3- Ângulo ( $\beta$ ) entre o reforço da solda e superfície do revestimento, penetração ( $p$ ) da zona fundida, largura ( $L$ ) do cordão de solda e relação  $p/L$  de cordões de solda depositados com energia de soldagem de 6,5 kJ/cm sobre espessuras de revestimento  $e=0,5$  mm.

<i>amostra</i>	$\beta$ ( $^{\circ}$ )	$p$ (mm)	$L$ (mm)	$p/L$	<i>processo</i>
1A1	155,0	1,90	6,32	0,30	AS
1A2	157,5	1,85	6,77	0,27	AS
1A3	156,0	1,93	6,70	0,28	AS
2A1	159,1	2,02	6,57	0,30	AS
2A2	160,8	2,13	6,70	0,31	AS
2A3	166,4	2,04	7,28	0,28	AS
1C1	155,9	1,87	6,48	0,28	FS
1C2	163,4	2,13	6,82	0,31	FS
1C3	163,0	2,19	6,70	0,32	FS
2C1	159,0	2,00	6,59	0,30	FS
2C2	162,8	1,97	7,01	0,28	FS
2C3	156,5	1,90	6,50	0,29	FS

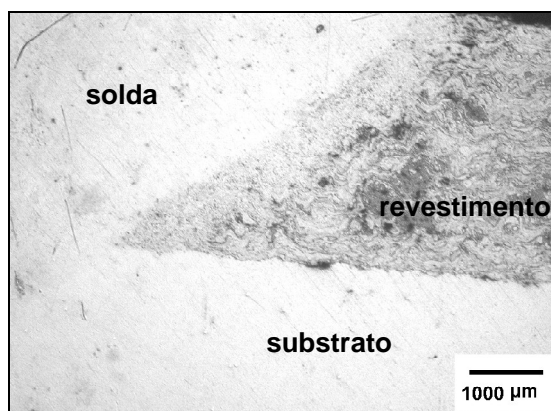


Figura 4.5- Micrografia óptica da zona fundida de cordão de solda mostrando a transição entre revestimento e chapa.

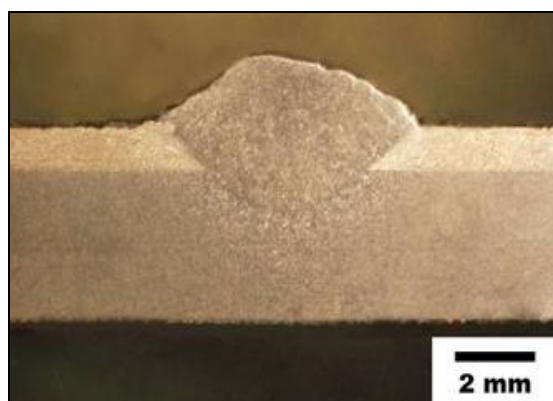


Figura 4.6- Vista de seção transversal de cordão de solda AWS E7018 depositado sobre revestimento aspergido por processo FS.

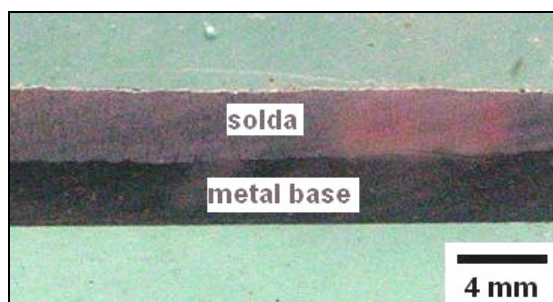


Figura 4.7- Vista de seção longitudinal de cordão de solda AWS E7018 depositado sobre revestimento aspergido por processo FS: penetração sem grandes desvios por corrente de curto-circuito.

#### 4.2.2 Influência do local de retirada das amostras ao longo do cordão de solda

Na geometria proposta para os corpos de prova, com distância útil para retirada das amostras de 4,0 cm de cada parte do cordão (com e sem revestimento), foi testada a possibilidade de alteração na geometria da zona fundida pelo aquecimento por efeito Joule do eletrodo ao longo do comprimento do cordão. Duas chapas de aço SAE 1020 foram aspergidas com espessura de revestimento de 0,6 mm estabelecida por usinagem. Sobre

cada chapa foram depositados três cordões de solda, sendo as amostras retiradas com espaçamento de 1,0 cm nos locais indicados como *planos de corte* 0, +1 e +2 (deslocamento do eletrodo do plano 0 para o +2, como mostrado na Fig. 4.8). Desta forma pode-se comparar lotes com seis amostras cada referentes a locais distintos de retirada ao longo do cordão. O resultado mostrou que não houve alteração nos valores de penetração (média) do arco que pudessem ser atribuídos ao efeito Joule e ao calor transferido do arco elétrico ao eletrodo, que provocam aumento da temperatura ao longo do eletrodo [91], com influência no modo de transferência metálica, composição química do revestimento do eletrodo e do metal depositado, e taxa de fusão [43,92,93,94].

A Tab. 4.4 mostra que para o nível de significância  $\alpha=0,05\%$  adotado, a análise de variância (ANOVA) estabelece um valor  $F_{observado}$  inferior ao  $F_{crítico}$ ,  $0,079 < 3,68$ , indicando que as médias das amostras, com uma confiabilidade de 95%, não são significativamente diferentes entre si. Esta uniformidade observada possibilita a retirada aleatória das amostras dentro do espaçamento útil disponibilizado. Os resultados completos estão disponibilizados na Tab. 1 do Apêndice.

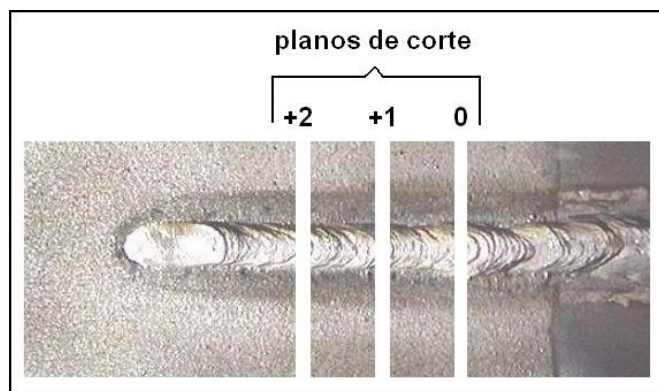


Figura 4.8- Orientação dos planos de corte para teste da influência do local de retirada da amostra sobre penetração da zona fundida.

Tabela 4.4- Análise de variância – influência do local de retirada da amostra na penetração da zona fundida entre lotes com espaçamento de 1,0 cm no cordão de solda.

lotes	Contagem	Soma	Média	Variância
0	6	12,38	2,063	0,0093
+1	6	12,51	2,085	0,0049
+2	6	12,42	2,070	0,0135

ANOVA						
Fonte da variação	SQ	gl	MQ	$F_{observado}$	valor-P	$F_{crítico}$
Entre grupos	0,001478	2	0,000739	0,079918	0,923582	3,682317
Dentro dos grupos	0,138683	15	0,009246			
Total	0,140161	17				

### 4.2.3 Instabilidade do arco voltáico e qualidade do cordão

Para os testes anteriores de molhabilidade do cordão e influência do local de retirada da amostra no cordão, não houve deposição de solda diretamente sobre a superfície 'como aspergida', pois a espessura aspergida foi reduzida para o valor estabelecido por usinagem. Desta forma o arco voltáico não apresentou sinais de instabilidade, mesmo quando da deposição de solda sobre espessura de 0,60 mm. Com os experimentos sendo orientados para espessuras maiores das até então testadas, e a deposição de solda sendo feita na superfície 'como aspergida', o comportamento do arco mostrou-se instável quando depositado sobre revestimentos aspergidos com espessura superior a 0,50 mm, refletindo na irregularidade dos cordões e salpicagem a ponto de ser evidente a não aceitação da soldagem em espessuras próximas a 1,00 mm. Esta situação antagônica de estabilidade do arco em espessuras similares, diferenciadas pelo acabamento superficial, suscitou o seguinte teste: comparar dois cordões de solda depositados sobre o mesmo revestimento aspergido, sendo um sobre região 'como aspergida', e outro sobre uma região levemente esmerilhada, sem efeito considerável sobre a espessura revestida. O resultado, que pode ser observado na Fig. 4.9, traduz a instabilidade pela irregularidade na transferência metálica quando sobre superfície 'como aspergida', com regiões do cordão apresentando diferentes valores de reforço e grandes variações de penetração. Convém adiantar que foi utilizada polaridade inversa, que pela emissão anódica promove a chamada limpeza catódica pela ação do bombardeio de íons positivos, que facilita a ruptura da camada óxida na peça.

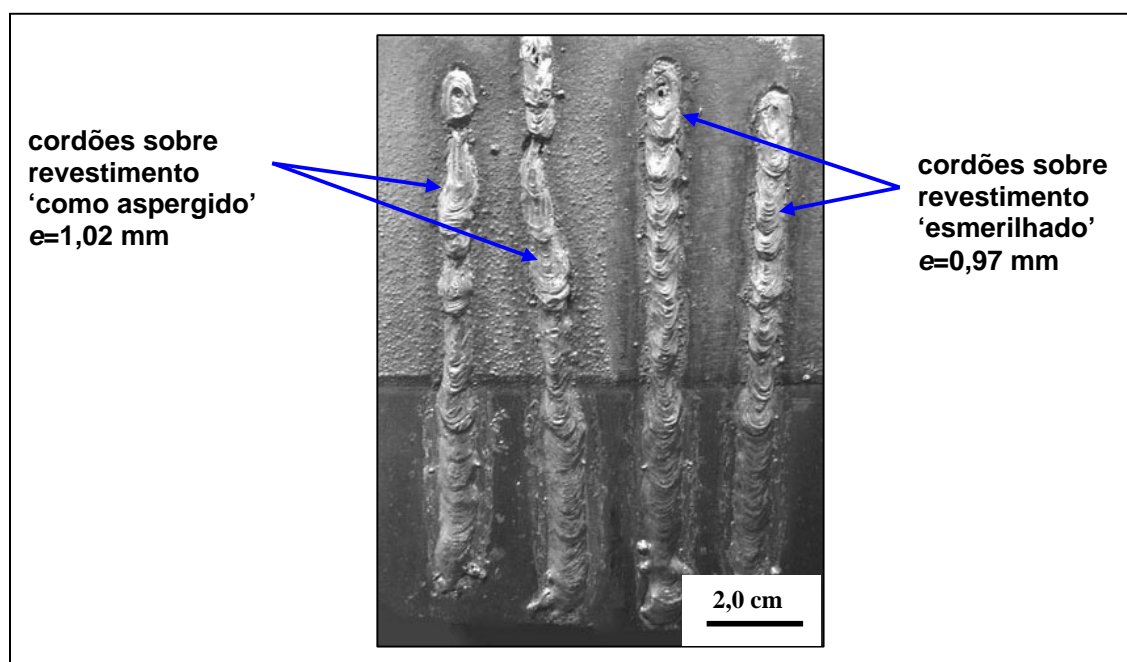


Figura 4.9- Cordões de solda (6,5 kJ/cm) depositados sobre revestimento 'como aspergido' e 'esmerilhado' com espessura revestida entre 0,95 e 1,10 mm.

Uma análise do oscilograma apresentado na Fig. 4.10-a, indica uma grande flutuação da tensão média, que não é observada na condição 'esmerilhada', visto na Fig.4.10-b, e logicamente quando da deposição de solda sobre chapa sem revestimento (Fig. 4.10-c).

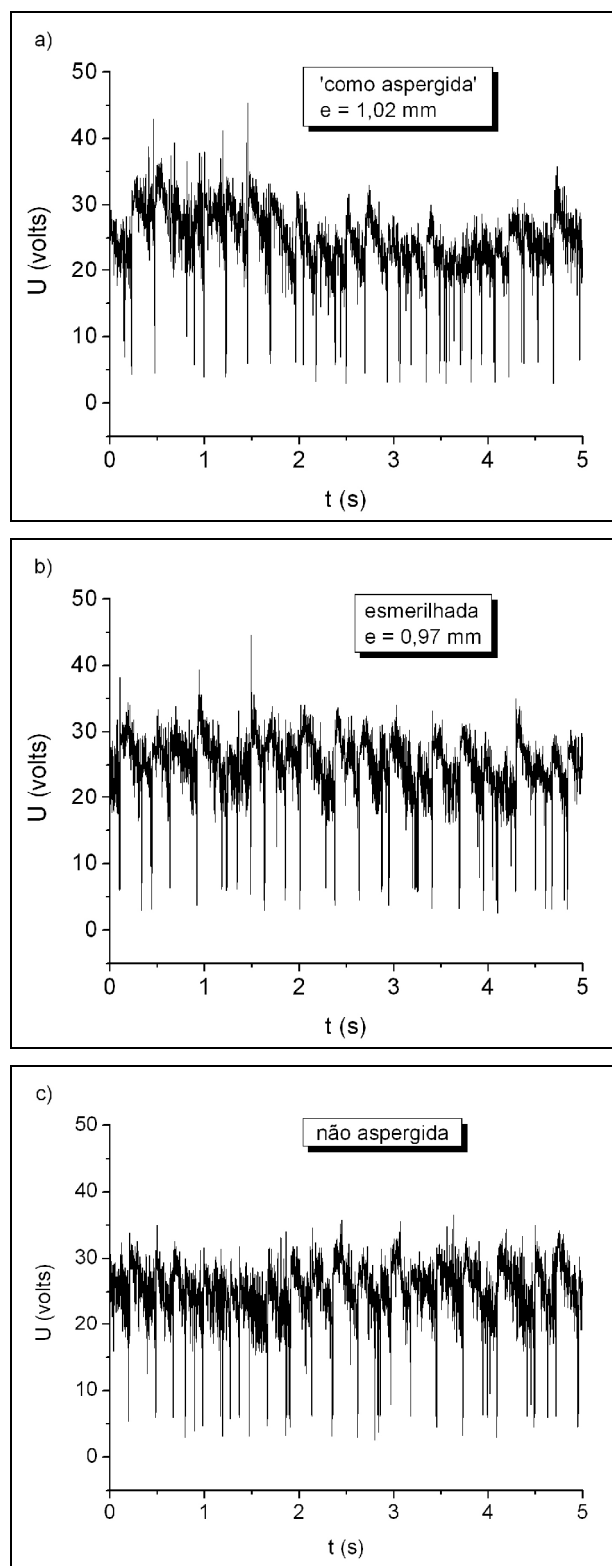


Figura 4.10- Flutuação da tensão média na deposição de solda AWS E7018 sobre superfície: a) 'como aspergida'; b) 'esmerilhada'; c) não revestida.

No gráfico apresentado na Fig. 4.11, que compara a tensão média em intervalos de 1s, em soldagens depositadas sobre chapa sem revestimento, 'como aspergido', e 'revestimento esmerilhado', fica evidente a flutuação na situação 'como aspergido'. Esta flutuação pode explicar as irregularidades geométricas observadas ao longo do cordão. Em relação às condições 'sem revestimento' e 'esmerilhada', a proximidade de valores e não flutuação da tensão média ao longo do cordão justificam a estabilidade do arco quando do revestimento esmerilhado, assim como obviamente quando da deposição de solda sobre superfície não revestida. Uma outra análise que reforça a irregularidade dos cordões na condição instável, pode ser feita observando os desvios padrões das tensões médias ao longo da deposição, e que, como mostra a Fig. 4.12, são maiores em soldagens sobre superfície 'como aspergida'

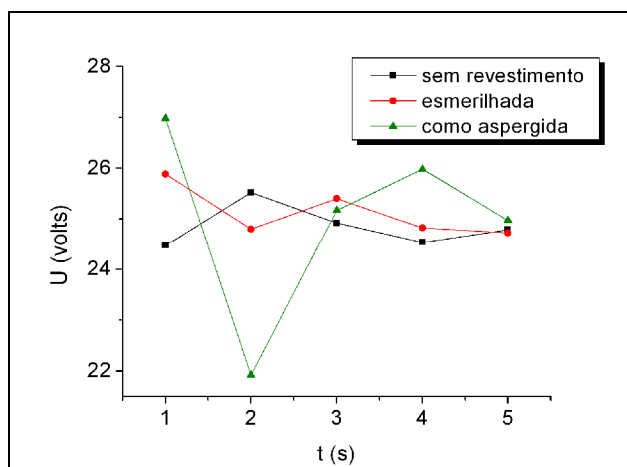


Figura 4.11- Tensão média ao longo da deposição de solda sobre chapa nas condições 'sem revestimento', 'esmerilhada' e 'como aspergida'.

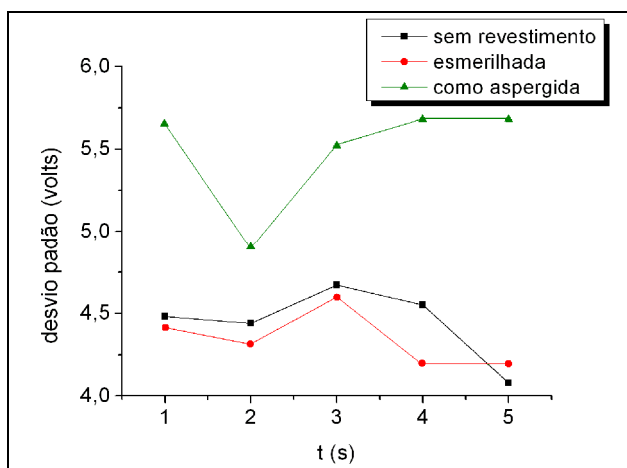


Figura 4.12- Desvio padrão relativo a variação da tensão média em deposição de solda sobre chapa nas condições 'sem revestimento', 'esmerilhada' e 'como aspergida'.

Considerando a irregularidade apresentada no aspecto do cordão e a flutuação de tensão em superfícies ‘como aspergida’, foi testada a hipótese que a instabilidade esteja sendo provocada pelo aumento da presença de óxidos na superfície dos revestimentos com a espessura [95]. Amostras da superfície de revestimentos nas condições ‘como aspergida’ e ‘esmerilhada’, ambas com espessuras revestidas próximas a 1,00 mm, e ‘como aspergida’ em uma espessura de 0,47 mm, foram avaliadas por difratometria de raios-X. Os resultados, apresentados na Fig. 4.13, confirmam a presença de óxidos diferenciada segundo textura e espessura de revestimento. A condição ‘como aspergida’,  $e=1,02$  mm (Fig. 4.13-b) é a que apresenta mais óxidos (FeO) em sua superfície, e que deve estar causando a instabilidade, apesar da soldagem ser realizada em polaridade inversa, implicando no efeito de limpeza da camada óxida na chapa. Comparando esta condição com a da Fig. 4.13-a, fica claro o efeito do esmerilhamento na redução superficial do teor de óxidos. Da mesma forma, considerando somente a variação da espessura, a diferença entre a amostra com 1,02 mm para a com 0,47 mm (Fig. 4.13-c), mostra uma maior quantidade de óxido na superfície de maior espessura aspergida.

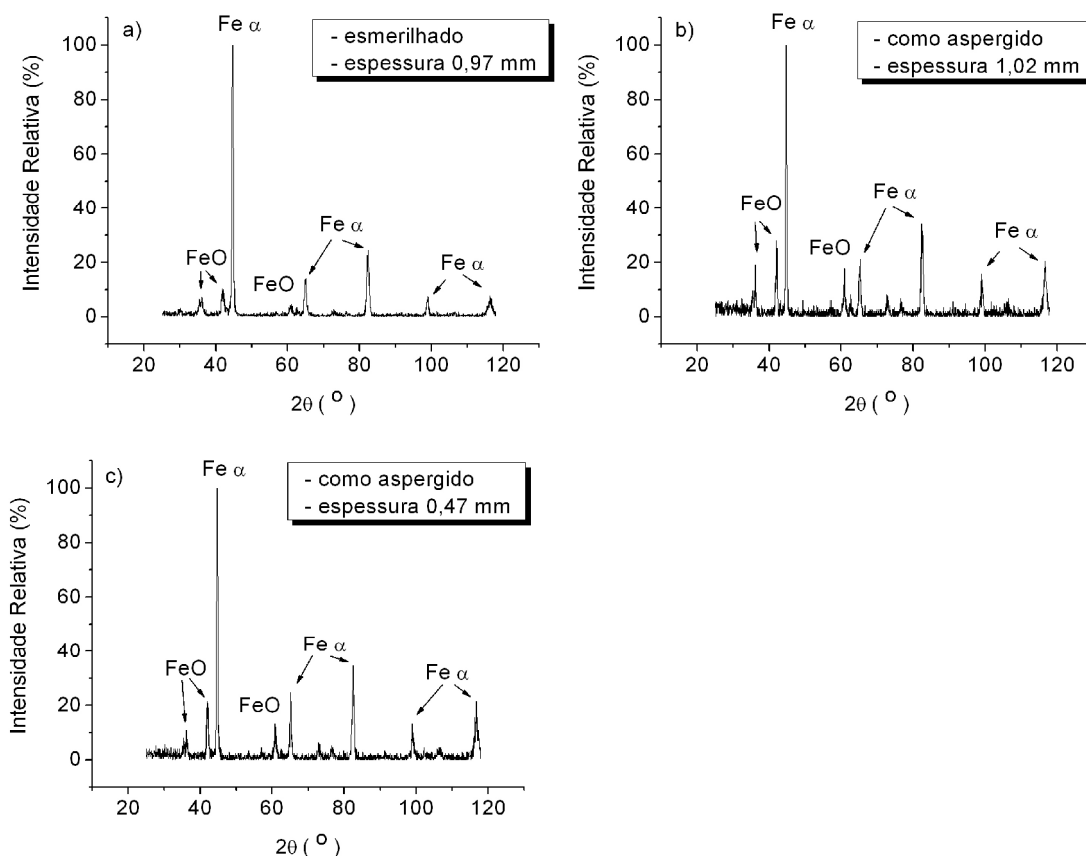


Figura 4.13- Difratogramas de raios-X obtidos em superfícies revestidas por processo a arco elétrico com ar comprimido como gás de arraste.

A relação entre a espessura de revestimento e oxidação superficial pode ser explicada pela temperatura da superfície após o procedimento de aspersão, que aumenta a cada

camada depositada. Com o revestimento realizado de forma contínua, as camadas vão sendo depositadas sobre as anteriores que estão aquecidas pelo próprio calor do processo, o que implica em maiores temperaturas superficiais e menores taxas de resfriamento [78]. A Tab. 4.5 mostra valores da temperatura superficial medida logo após aspersão do revestimento, relacionada com a condição de estabilidade do arco.

Tabela 4.5- Temperatura da superfície, procedimento de deposição e condição de estabilidade do arco voltáico segundo espessura de revestimento (processo AS).

<i>espessura do revestimento (mm)</i>	<i>forma de deposição</i>	<i>temperatura (°C)</i>	<i>condição do arco</i>
0,50	contínua	178	estável
1,00	contínua	248	instável
0,50 + 0,50	intermitente	143	estável

Para espessura de 0,50 mm, a temperatura superficial máxima foi 178°C. Após resfriamento natural, deu-se seqüência ao revestimento na mesma chapa até aproximadamente 1,00 mm, onde a temperatura atingiu 143°C. Cordões depositados sobre a chapa nas duas espessuras apresentam estabilidade do arco. Em uma nova chapa, onde foi depositado 1,00 mm de revestimento de modo contínuo, isto é, sem parada que permitisse o resfriamento intermediário, observou-se aumento na temperatura para 248°C, e a soldagem sobre a superfície ‘como aspergida’ apresentou instabilidade do arco.

Como os mecanismos responsáveis pela oxidação estão associados com a ação do gás de arraste, a substituição do ar comprimido, de uso tradicional, pelo argônio, com característica inerte, diminuiu consideravelmente a incidência de óxidos na superfície, conforme mostram os difractogramas apresentados na Fig. 4.14 Cordões depositados sobre estes revestimentos traduzem no aspecto visual o efeito da menor oxidação. Esta evidente melhora, observada na Fig. 4.15, deve-se obviamente não somente à característica superficial, mas, principalmente, à menor oxidação nas camadas formadoras do revestimento. O arco mostra-se estável também em espessuras superiores a 0,50 mm, e sem necessidade de esmerilhamento para redução do teor de óxidos na superfície.

A Fig. 4.16 mostra um quadro comparativo dos aspectos dos cordões de solda sobre revestimentos nas condições ‘como aspergido’ e ‘esmerilhado’, com variação de espessura e gás de arraste, que permite concluir ser necessário o esmerilhamento antes da deposição de solda quando o ar comprimido for utilizado em revestimentos aspergidos com espessura superior a 0,50 mm. O esmerilhamento, apesar de possibilitar a deposição de solda, não permite cordões da qualidade observada sobre revestimentos onde o uso do argônio proporciona uma menor oxidação, sendo neste caso dispensado o esmerilhamento.



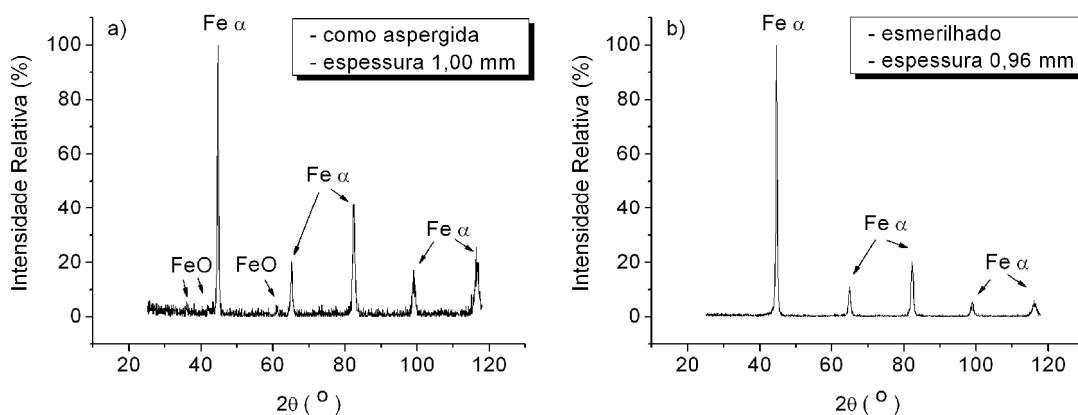


Figura 4.14- Difratograma de raios-X obtidos em superfícies revestidas por processo a arco elétrico com argônio como gás de arraste

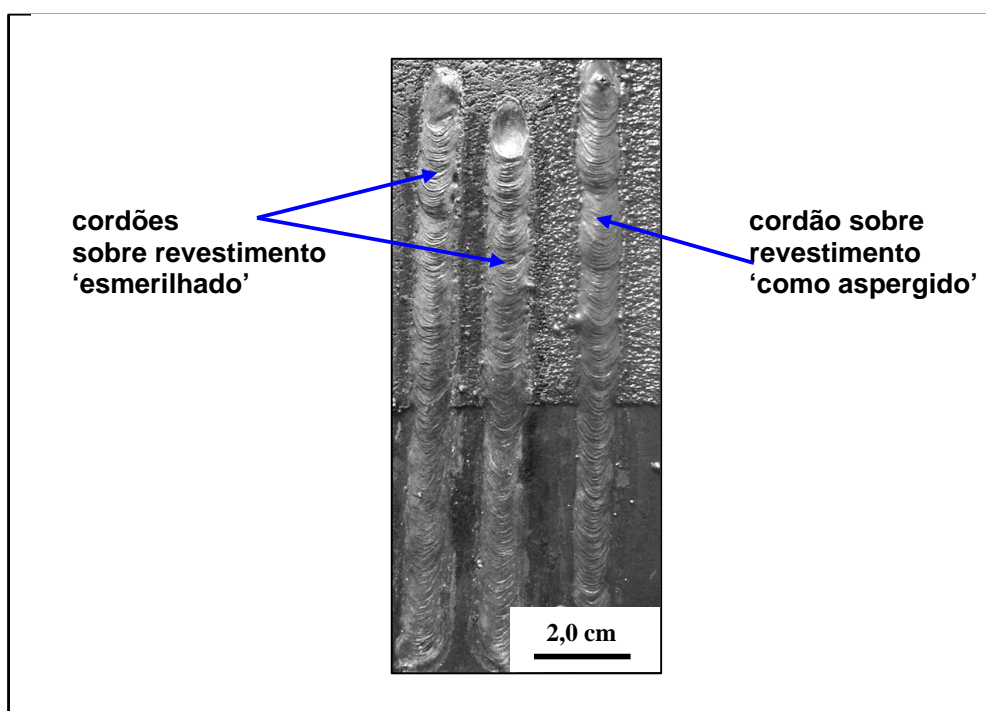


Figura 4.15- Cordões de solda (6,5 kJ/cm) depositados sobre revestimento 'como aspergido' e 'esmerilhado' com espessura entre 0,95 e 1,05 mm.

				
como aspergida ar comprimido e=0,47 mm arco estável	esmerilhada ar comprimido e=0,97 mm arco estável	como aspergida ar comprimido e=1,02 mm arco instável	como aspergida argônio e=1,1 mm arco estável	sem aspersão - - arco estável

Figura 4.16- Comparação do aspecto visual de cordões de solda (6,5 kJ/cm) segundo superfície de deposição da solda, gás de arraste e espessura.

A observação do aspecto dos cordões depositados ao longo da pesquisa permite concluir que a deposição de solda sobre um revestimento que não esteve submetido aos mecanismos de oxidação dependentes da presença de oxigênio no gás de arraste, apresenta uma condição estética superior inclusive aos cordões depositados diretamente sobre chapas. Sendo de conhecimento que a oxidação é afetada por parâmetros como distância pistola-peça e pressão do gás [77,83,84], novos revestimentos foram realizados mantendo o ar comprimido como gás de arraste mas com os parâmetros alterados, contribuindo para uma melhora na estabilidade do arco. A Tab. 4.6 mostra os valores dos parâmetros testados e resultado da avaliação, em revestimentos com espessura entre 1,1 e 1,3 mm por ambos processos enfocados. A avaliação foi pelo aspecto superficial de cordões e comportamento do arco voltagem, reforçada por difratometria de raios X na superfície, registrada no gráfico da Fig. 4.17.

Tabela 4.6- Avaliação visual da estabilidade do arco voltaico para valores testados de distância pistola-peça e pressão do ar comprimido em espessuras entre 1,1 e 1,3 mm como aspergidas.

<i>pistola-peça (mm)</i>	<i>pressão (MPa)</i>	<i>processo</i>	<i>aspecto do cordão</i>
145 a 155*	0,5*	AS e FS	irregular
145 a 155	0,4	AS e FS	irregular
95 a 105	0,5	AS e FS	irregular
95 a 105	0,4	AS e FS	irregular

\*valores padrões utilizados na pesquisa

Uma análise do difractograma mostra uma redução insignificante no teor de óxidos, 28,44% para 25,04% de intensidade relativa no seu pico máximo, não suficiente para alterar a condição de instabilidade do arco. Uma nova redução de pressão, para 0,3 MPa, foi testada, porém a baixa adesão provocava o deslocamento do revestimento. Se não logo após o processo de aspersão, ocorria durante a deposição de solda. Considerando estes resultados, pode-se deduzir que a formação de óxidos na superfície em teores que prejudiquem a estabilidade do arco depende preponderantemente da espessura revestida, considerando o uso do ar comprimido como gás de arraste.

Para garantir a deposição dos cordões de solda sem os inconvenientes decorrentes de uma eventual instabilidade do arco, os seguintes procedimentos devem ser observados:

- para espessuras de revestimento até 0,50 mm, o esmerilhamento não é necessário;
- em espessuras >0,50 mm, e uso de ar comprimido como gás de arraste, a superfície deve ser esmerilhada;
- se o ar comprimido for substituído por argônio (inerte), o esmerilhamento é dispensável considerando as espessuras testadas.

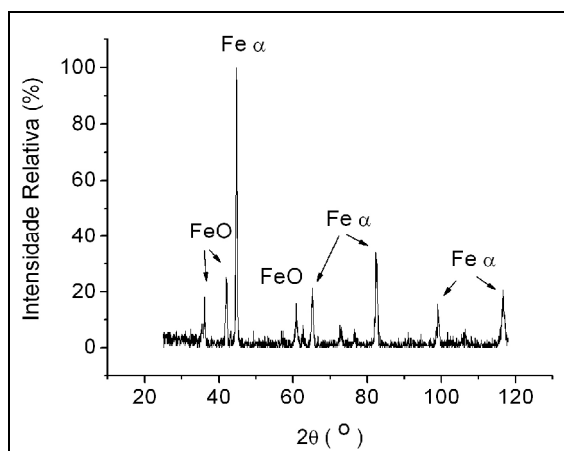


Figura 4.17- Diffractograma de raios-X obtido na superfície de revestimento ( $e=1,00$  mm) por processo AS com redução da pressão do ar comprimido para 0,4 MPa e distância pistola-peça para 100 mm.

#### 4.2.4 Penetração da zona fundida

##### 4.2.4.1 Espessura equivalente maciça

Em ensaios de simples deposição de cordão de solda, um amplo levantamento experimental acompanhado de controle estatístico permitiu relacionar a *espessura do revestimento* ( $e$ ) com a *penetração da zona fundida* ( $p$ ). Esta relação pode ser representada através do conceito da *espessura equivalente maciça* ( $ee$ ), definido na seção 3.8.2, que representa o incremento de espessura maciça que seria necessário a uma chapa para manter o mesmo risco de perfuração que o observado com o incremento através da espessura do revestimento aspergido.

O único parâmetro que diferencia as energias utilizadas foi a escolha de velocidades de soldagem, de 17 cm/min e 22 cm/min, respectivamente para 6,5 kJ/cm e 5,0 kJ/cm, que provocam uma *penetração média sobre a região não revestida* ( $p_s$ ), de 1,33 mm e 1,04 mm, com desvios padrões  $\sigma$  de 0,14 mm para as duas energias. Estes valores representam a média entre 93 amostras de um universo de 107, retiradas de cordões depositados com 5,0 kJ/cm, e 103 entre 127 amostras com 6,5 kJ/cm. A Fig. 4.18 mostra o histograma do universo de amostras para o cálculo de  $p_s$ .

O critério observado na seleção de amostras para o cálculo de  $p_s$  foi a exclusão dos grupos referentes às faixas de penetração onde o número de ocorrência fosse inferior a 6. Isto fez com que para a energia de 5,0 kJ/cm fossem excluídas as amostras com  $p_s$  inferior a 0,8 mm, e superior 1,2 mm. Para a energia de 6,5 kJ/cm, as inferiores a 1,1 mm e superiores a 1,6 mm. Para o cálculo de  $p_a$ , onde o critério foi a fixação do desvio padrão em 0,3 mm, nenhuma amostra foi excluída. Na Fig. 4.19 estão apresentados os desvios padrões da penetração segundo espessura do revestimento e energia de soldagem, onde não se percebe qualquer tendência, a não ser o fato dos três maiores valores pertencerem à mesma classe: 6,5 kJ/cm de energia de soldagem e processo FS. Novos ensaios seriam necessários para detectar se realmente é uma tendência ou aleatoriedade. Da mesma

forma, uma avaliação pela medida relativa *coeficiente de variação (CV)*, que relaciona o desvio padrão com a média das amostras, não apresenta evidência que identifique dispersão diferenciada em alguma condição. A Tab. 4.7 apresenta os valores de CV conforme processo de aspersão térmica e energia de soldagem

No total foram depositados 165 cordões de solda, conforme distribuição apresentada na Tab. 4.8, sendo desconsiderados 14 cordões, equivalente a 8,5%, por razões como extinção do arco, falha no dispositivo de deslocamento da amostra ou no mecanismo de controle do avanço do eletrodo, ajuste errado de parâmetros, e queda de energia elétrica. O volume de descartes, baixo, mostra que as amostras foram preparadas dentro de um processo consideravelmente estável. Os resultados completos estão nas Tabs. 2 do Apêndice.

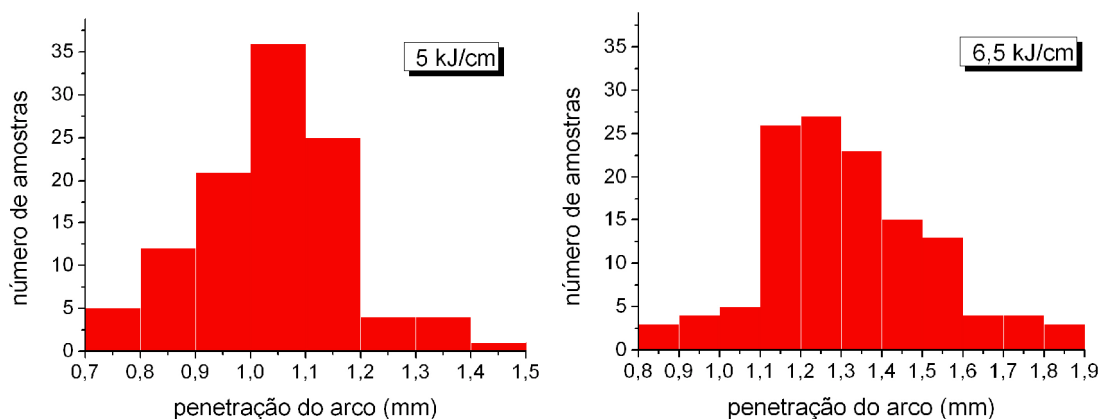


Figura 4.18- Histograma das amostras utilizadas no cálculo da *penetração média sobre a região não revestida ( $p_s$ )*, de 1,04 mm e 1,33 mm para energias de soldagem respectivas de 5,0 kJ/cm e 6,5 kJ/cm.

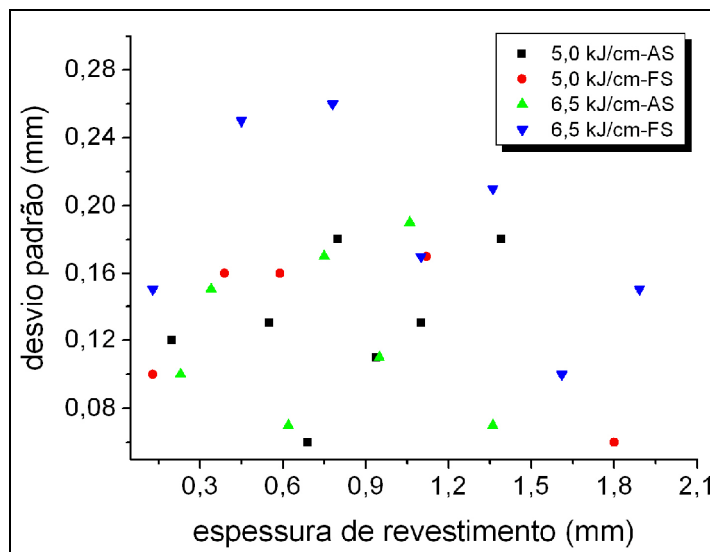


Figura 4.19- Desvios padrões das médias de penetração sobre a região aspergida segundo espessura de revestimento, energia de soldagem, e processo de aspersão térmica: a chama (FS) e a arco (AS).

Tabela 4.7- Coeficientes de variação (%) dos valores de penetração sobre região aspergida segundo espessura de revestimento, energia de soldagem, e processo de aspersão térmica: a chama (FS) e a arco (AS).

<i>processo-energia</i>	<i>espessura do revestimento (mm)</i>						
	<i>&lt; 0,3</i>	<i>0,3-0,6</i>	<i>0,6-0,9</i>	<i>0,9-1,2</i>	<i>1,2-1,5</i>	<i>1,5-1,8</i>	<i>&gt; 1,8</i>
AS – 5,0 kJ/cm	9,20	7,75	6,30	5,67	10,00	-	-
FS – 5,0 kJ/cm	8,50	10,30	8,38	9,70	8,20	-	3,40
AS – 6,5 kJ/cm	6,90	9,10	5,50	8,18	3,50	-	-
FS – 6,5 kJ/cm	10,30	14,70	12,30	7,31	10,8	5,57	7,35

Tabela 4.8- Distribuição dos cordões de solda segundo processo de aspersão térmica (AS e FS), e energia de soldagem; e porcentagem desconsiderada por extinção do arco (EA), falha no deslocamento da amostra (FA), falha no controle do eletrodo (FE), ajuste errado da fonte (EF) e queda de energia (QE).

<i>processo aspersão</i>	<i>energia (kJ/cm)</i>	<i>cordões depositados</i>	<i>cordões desconsiderados</i>				
			<i>EA</i>	<i>FA</i>	<i>FE</i>	<i>EF</i>	<i>QE</i>
AS	5,0	37	-	1	-	-	1
AS	6,5	44	2	1	-	3	-
FS	5,0	42	-	-	2	-	1
FS	6,5	42	1	1	1	-	-

A Fig. 4.20 mostra os gráficos  $ee$  x  $e$  para os dois processos estudados e duas energias de soldagem, e permite definir duas espessuras limites:  $e_i$ , que vem a ser a espessura na qual  $ee$  passa a ter crescimento positivo, denominada *espessura de inflexão*; e  $e_p$ , *espessura de viabilidade da técnica*, onde  $ee$  passa a ser positiva.

Observando os gráficos resultantes da relação  $e$  x  $ee$ , nota-se uma equivalência considerável na variação de  $ee$  independente do processo de aspersão e energia de soldagem. Em todas as condições adotadas, partindo de espessuras de revestimento próximas a 0,2 mm, inicialmente verifica-se uma faixa crítica na qual a espessura equivalente mostra uma queda para valores cada vez mais negativos, o que significa que o revestimento aspergido está provocando um resultado contrário ao objetivo da técnica: apesar da solda estar sendo depositada sobre uma espessura superior à de uma chapa sem revestimento, a espessura remanescente não fundida abaixo da zona de fusão é menor do que a observada no mesmo cordão depositado sobre a região não revestida da chapa, o que representa um risco maior de perfuração. A Fig. 4.21 ilustra esta situação.

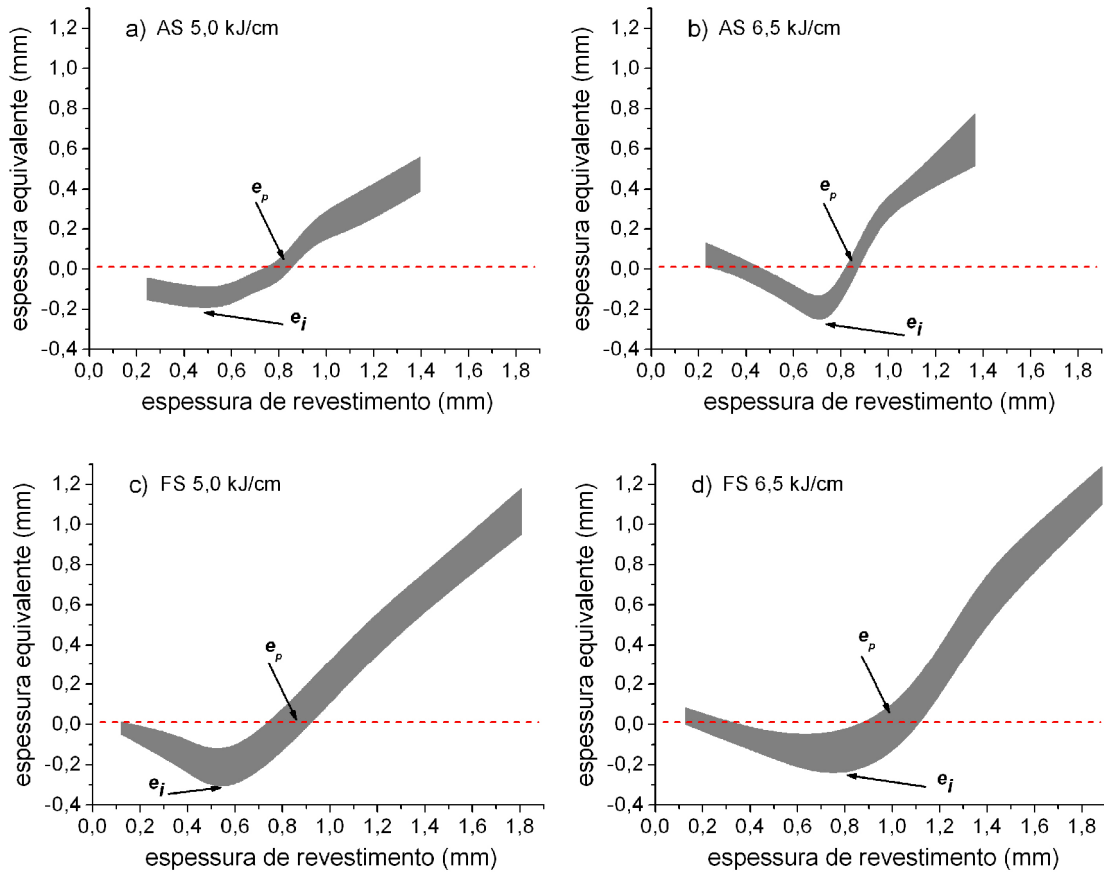


Figura 4.20- Valores de *espessura equivalente maciça* ( $ee$ ) segundo *espessura de revestimento* ( $e$ ), processo de *aspersão térmica* (AS e FS) e energia de soldagem (5,0 e 6,5 kJ/cm). As setas indicam a *espessura de inflexão* ( $e_i$ ) e a *espessura de viabilidade da técnica* ( $e_p$ ).



Figura 4.21- Maior risco de perfuração na região revestida por *aspersão térmica* com espessura da camada dentro da faixa crítica.

Recuperando a equação 3.1,  $ee = e - (\rho_a - \rho_s)$ , apresentada na seção 3.8.2, vê-se que o decréscimo é resultado do maior crescimento da parcela referente à diferença entre a penetração na região aspergida e sem revestimento ( $\rho_a - \rho_s$ ), em relação ao crescimento de  $e$ , provocando valores cada vez mais negativos da  $ee$ , conforme mostra a Tab. 4.9. Para esta situação específica, energia de soldagem de 6,5 kJ/cm e processo a arco elétrico, a tabela mostra os valores negativos de  $ee$  a partir de 0,3 mm até 0,8 mm de revestimento.

Porém, a partir de 0,7 mm, ( $e_i$ ), ocorre uma queda na penetração, provocando a inflexão da curva  $ee$  x  $e$ , e o crescimento da espessura equivalente, o que não representa ainda a viabilidade da técnica. Esta nova característica de crescimento das curvas vai ter seu caráter positivo revelado a partir de espessuras de revestimento onde a espessura equivalente passe a ser positiva ( $e_p$ ), isto é, quando  $e > (p_a - p_s)$ , o que representa menor risco na perfuração.

Tabela 4.9- Valores médios da espessura equivalente ( $ee$ ) e diferença da penetração do cordão entre a região revestida e sem revestimento ( $p_a - p_s$ ) para soldas depositadas com energia de 6,5 kJ/cm, segundo a espessura de revestimento aspergido por processo a arco sobre substrato de aço SAE 1020.

$e$ (mm)	$p_a$ (mm)	* $[p_a - p_s]$ (mm)	$ee$ (mm)
0,3	1,58	0,25	0,05
0,4	1,73	0,40	0
0,5	1,90	0,57	-0,07
0,6	2,07	0,74	-0,14
0,7	2,23	0,90	-0,20
0,8	2,22	0,89	-0,09
0,9	2,09	0,76	0,14

\*para esta energia de soldagem,  $p_s$  tem um valor médio de 1,33 mm

Na Tab. 4.10 podem ser observados os valores da *espessura de inflexão* ( $e_i$ ) das curvas  $ee$  x  $e$ , assim como a *espessura de viabilidade* ( $e_p$ ), nas quatro combinações estudadas. Os valores são maiores quando utilizado o nível de energia superior, o que representa maiores espessura para a viabilidade da técnica segundo esta condição. Porém, como trata-se de soldagem em operação, e uma das preocupações é a ocorrência de TF, esta aparente vantagem em menores energias deve ser absorvida com ressalvas, mesmo porque a diferença de espessura, em torno de 0,15 mm, pode até ser considerada desprezível.

Tabela 4.10- Valores aproximados da espessura de revestimento: que provocam a inflexão da curva ( $e_i$ ); e que tornam a espessura equivalente positiva ( $e_p$ ), segundo energia de soldagem (ES) e processo de aspersão (AS ou FS).

<i>energia (kJ/cm)</i>	<i>processo</i>	$e_i$ (mm)	$e_p$ (mm)
5	AS	0,50	0,85
6,5	AS	0,70	0,90
5	FS	0,55	0,85
6,5	FS	0,75	1,00

Analisando a relação  $p_a/p_s$  apresentada no gráfico da Fig. 4.22 para as duas velocidades de soldagem, pode-se perceber que o efeito da espessura do revestimento sobre a redução da penetração é mais pronunciado na menor velocidade, conseqüentemente na maior energia de soldagem, apesar do comportamento esperado: maior energia maior penetração. Em outras palavras, proporcionalmente  $p_a$  é maior em menores velocidades de soldagem, tendo como base  $p_s$ .

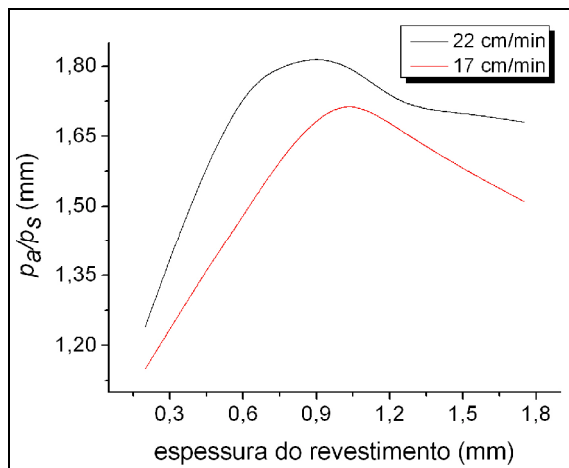


Figura 4.22- Relação  $p_a/p_s$  segundo espessura de revestimento por processo a chama, e energia variando com a velocidade de soldagem: 17 cm/min e 22 cm/min.

Uma análise similar foi realizada considerando agora o tipo de processo de aspersão térmica, com energia de soldagem de 6,5 kJ/cm. Os resultados estão apresentados no gráfico da Fig. 4.23. Evidentemente pelo comportamento observado nas curvas ee x e, a relação  $p_a/p_s$  deve ser equivalente para os dois processos, demonstrando a não influência das eventuais diferenças de processo nas camadas sobre a penetração da zona fundida, dentro das características do projeto em estudo.

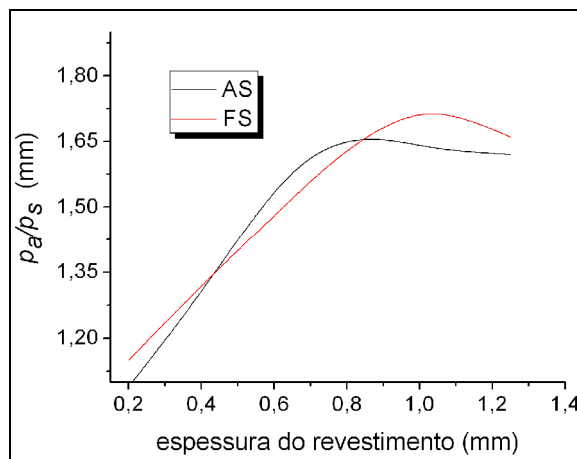


Figura 4.23- Relação  $p_a/p_s$  segundo espessura de revestimento por processo a chama convencional (FS) e arco elétrico (AS), para energia de soldagem de 6,5 kJ/cm.



Como complemento à análise das curvas  $ee \times e$ , e para testar o efeito do aumento da energia obtido pelo aumento da corrente, foram depositados cordões com 80 A e velocidade de 17 cm/min. A Fig. 4.24 mostra a curva  $ee \times e$ , com valores  $e_i$  e  $e_p$  respectivos de 0,90 e 1,10 mm, o que mantém a tendência de deslocamento para a direita já observada nas curvas anteriores quando do aumento da energia de soldagem. Este deslocamento confirma que o incremento da energia utilizada na deposição de solda, seja pela diminuição da velocidade ou aumento da corrente, exige espessuras maiores de revestimento para que a técnica apresente suas vantagens.

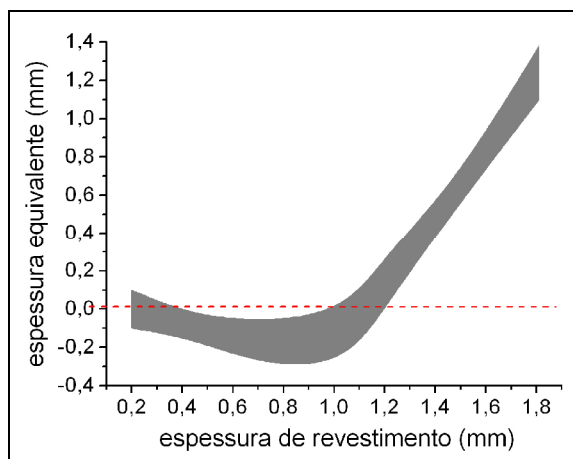


Figura 4.24- Curva  $ee \times e$  para corrente de 80 A e velocidade de soldagem de 17 cm/min de cordões depositados sobre revestimento a chama.

A Fig. 4.25 compara a média de valores da região positiva das curvas  $ee \times e$ , o que significa revestimentos com espessura superior a 1,0 mm, para os três níveis de energia de soldagem considerados, independente da variação de velocidade ou corrente. O que se observa analisando estas curvas, é que a espessura equivalente é inversamente proporcional ao nível de energia, porém a partir de espessuras revestidas próximas de 1,65 a energia não tem mais influência

O conhecimento proporcionado pela relação  $ee \times e$ , permite concluir que dentro das condições testadas até agora, a técnica apresenta vantagens somente a partir de espessuras próximas de 1,0 mm. A identificação deste valor é, portanto, um dos grandes benefícios do levantamento desta curva, que tem o foco na espessura.

Outra informação, retirada da comparação das curvas, diz respeito a uma maior espessura equivalente com menor energia de soldagem, mas não é demais lembrar que a aplicação destina-se a soldagem em operação, com seus requisitos próprios quanto a energia de soldagem. No tópico a seguir, são apresentados resultados de testes relacionando a penetração do arco com a corrente de soldagem, considerando evidentemente os efeitos desta variável para a soldagem em operação com revestimento prévio por aspersion térmica.

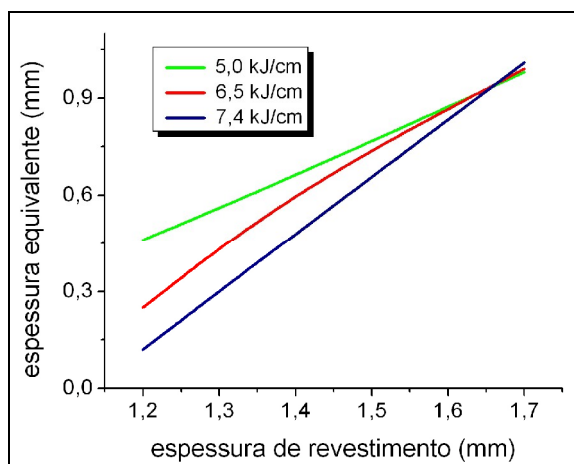


Figura 4.25- Espessura equivalente média ( $ee$ ) segundo espessura de revestimento ( $e$ ) por FS para três níveis de energia conforme variação de velocidade ou corrente de soldagem: 5,0 kJ/cm (22 cm/min-70 A); 6,5 kJ/cm (17 cm/min-70 A); 7,4 kJ/cm (17 cm/min-80 A).

#### 4.2.4.2 Influência da corrente elétrica

Como já exposto no capítulo 3, a penetração da zona fundida acompanha o incremento da corrente [43]. Pela menor taxa de resfriamento que maiores energias possibilitam, seu uso torna-se atraente. Como trata-se de soldagem em operação, devemos ter alguns cuidados na decisão de aumentar a corrente. Este possível aumento deve ter como limite o risco de perfuração, que, como abordado no item anterior, pode aumentar dependendo da espessura do revestimento. O gráfico apresentado na Fig. 4.26 mostra uma relação  $p_a/p_s$  considerando a variação da energia pelo aumento da corrente de soldagem. Comparando as duas condições, pode-se perceber que o efeito da corrente na penetração do arco sobre o revestimento é mais pronunciado no nível inferior de energia, assim como o observado na variação da velocidade de soldagem.

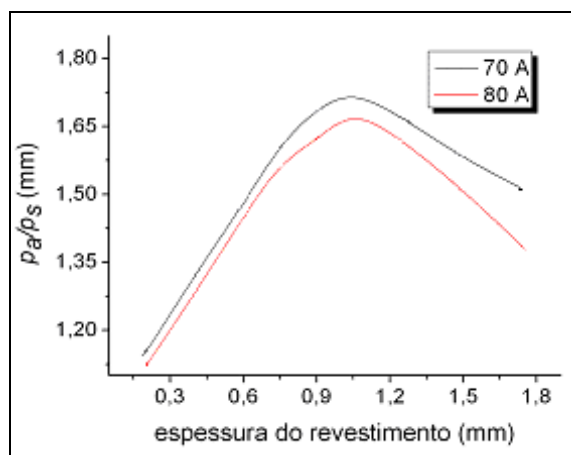


Figura 4.26- Relação  $p_a/p_s$  (penetração de cordões depositados sobre região aspergida/penetração sobre chapa maciça) segundo espessura de revestimento e energia variando com a corrente de soldagem: 70 A e 80 A.

Outro aspecto a ser observado diz respeito ao risco de perfuração na faixa de transição entre chapa e região revestida, onde existe uma variação brusca da espessura aspergida, que pode favorecer a sobrepenetração do arco, como observado na Fig. 4.27.

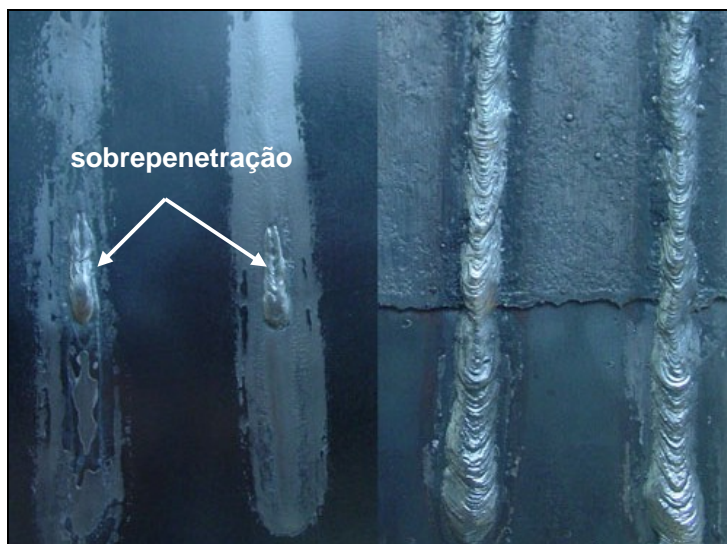


Figura 4.27- Cordões de solda (80 A, 26 volts, 17 cm/min) depositados diretamente sobre chapa SAE 1020 com 3 mm de espessura e sobre revestimento FS, mostrando a sobrepenetração ocorrida na transição entre regiões. À esquerda está a superfície oposta à de deposição dos cordões.

Se o efeito da penetração do arco não resultar em riscos, soldagens com correntes mais elevadas podem trazer além do benefício relacionado às TF, a possibilidade de revestimentos com maiores espessuras, que exigem zonas fundidas de maior penetração para garantir a fusão do revestimento até o substrato. A Fig. 4.28 mostra a seção transversal de um cordão de solda depositado com 80 A sobre um revestimento com espessura de 2,15 mm. Correntes menores poderiam provocar uma situação onde a zona fundida não adentrasse no substrato, deixando sem fundir uma região de material aspergido entre cordão e substrato, como mostra a Fig. 4.29.

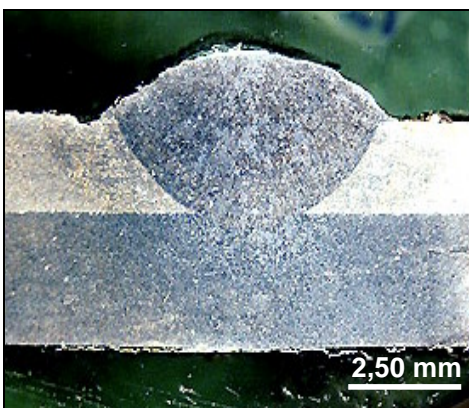


Figura 4.28- União metalúrgica entre solda, revestimento e substrato. Parâmetros de soldagem: 80 A; 26,1 volts; 17 cm/min.



Figura 4.29- Falta de fusão do revestimento em cordão de solda depositado com 70 A de corrente sobre espessura aspergida de 1,92 mm.

Testes ainda foram realizados na deposição de cordões com corrente de soldagem de 90 e 100 A. Nos procedimentos com corrente até 80 A, o diâmetro utilizado foi 2,5 mm, indo ao encontro do recomendado em trabalhos relacionados à soldagem em operação, como o de Bruce [2] para o EWI, que conclui que o uso de diâmetros menores permite a combinação mais adequada entre energia de soldagem, corrente elétrica e penetração, favorecendo tanto o controle de TF como a perfuração pelo arco voltaico. Para essas correntes mais elevadas, 90 A e 100 A, foram utilizados eletrodos revestidos de 3,25 mm de diâmetro. A sobrepenetração do arco nestes cordões, como indica a Fig. 4.30, reprovava o uso destas correntes em soldagens depositadas sobre revestimento aspergido com espessuras próximas a 1,0 mm sobre chapas de 3 mm de espessura, podendo ainda ocorrer perfuração.

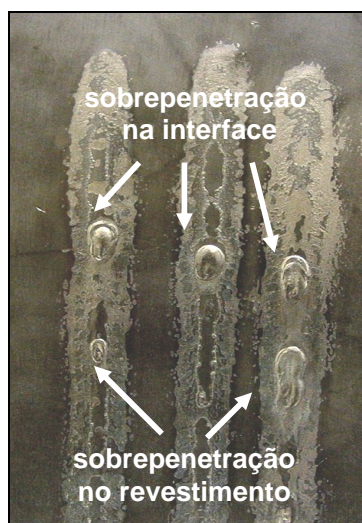


Figura 4.30- Vista da superfície inferior de chapa mostrando sobrepenetrações de cordões de solda depositados com 100 A de corrente sobre revestimento com 1,2 mm.

Todos os cordões depositados com corrente de 90 A sobre revestimento aspergido em espessura inferior a 1,0 mm perfuraram, e entre 1,0 mm e 1,25 mm a maioria. Já com 100 A, somente foram testadas espessuras superiores a 1,5 mm. A Tab. 4.11 mostra os resultados

dos ensaios com soldagem em corrente de 90 A e 100 A, que permitem concluir que soldagens com este nível de correntes, desde que sobre espessuras que não levem a risco, e dentro de um critério macroscópico de perfuração, podem e devem ser alternativas consideradas, principalmente diante de situações extremas de perda da parede, que exigem revestimento com maiores espessuras.

Tabela 4.11- Avaliação da penetração da zona fundida de cordões depositados com corrente de soldagem de 90 A e 100 A, sobre faixa de espessura média de revestimento ( $e$ ) aspergida por processo FS.

$e$ (mm)	corrente (A)	nº amostras	sobrepenetração	perfuração
< 1,0	90	9	3	6
1,0 e 1,2	90	9	5	1
1,2 e 1,5	90	9	2	-
> 1,5	90	9	-	-
1,5 e 1,8	100	6	-	-

Foi avaliada ainda a hipótese de influência da corrente de curto circuito ( $I_{cc}$ ) sobre a penetração. Cordões de solda foram depositados alterando a  $I_{cc}$  do valor nominal utilizado na pesquisa de 180 A para 90 A em soldagens com 5 kJ/cm de energia. Foram utilizadas 06 (seis) chapas revestidas por processo FS em espessuras entre 0,60 mm e 0,73 mm, sendo depositado um cordão de cada  $I_{cc}$  testada, e retiradas para análise duas amostras de cada cordão, totalizando desta forma um lote de 12 (doze) amostras em cada  $I_{cc}$ . Uma análise de variância, apresentada na Tab. 4.12, mostra para o nível de significância  $\alpha=0,05\%$  adotado, um valor  $F_{observado}$  inferior ao  $F_{crítico}$ ,  $0,142 < 4,30$ , indicando que as médias das amostras, com uma confiabilidade de 95%, não apresentam diferenças significativas para o trabalho que possam representar alguma influência deste parâmetro sobre a penetração do arco voltagem. Os resultados completos estão disponibilizados na Tab. 3 do Apêndice.

Tabela 4.12- Análise de variância – influência da variação da corrente de curto circuito ( $I_{cc}$ ) sobre a penetração do arco voltagem de cordões de solda depositados com energia de 5 kJ/cm e  $I_{cc}$  de 180 A e 90 A.

$I_{cc}$ (A)	Contagem	Soma	Média	Variância
180	12	22,4	1,866667	0,014497
90	12	22,6	1,883333	0,008842

ANOVA						
Fonte da variação	SQ	gl	MQ	$F_{observado}$	valor-P	$F_{crítico}$
Entre grupos	0,001667	1	0,001667	0,14282	0,709115	4,300944
Dentro dos grupos	0,256733	22	0,01167			
Total	0,2584	23				

#### 4.2.4.3 Influência do revestimento

Os resultados até agora apresentados mostram uma clara influência da espessura do revestimento aspergido sobre a penetração da zona fundida, independente de processo de aspersão térmica ou energia de soldagem. Na Fig. 4.31, que apresenta um gráfico relacionando a penetração e largura de cordões de solda segundo a espessura de revestimento, pode-se observar o aumento da capacidade de penetração do arco voltagem conforme deposição de cordões de solda em revestimentos mais espessos, o que leva a supor que as camadas que compõem os revestimentos por aspersão térmica estão provocando algum mecanismo que altera o movimento de convecção da poça de fusão, sendo mais incisivo quanto maior a espessura do revestimento. Este aumento de penetração está acompanhado de um decréscimo na largura dos cordões.

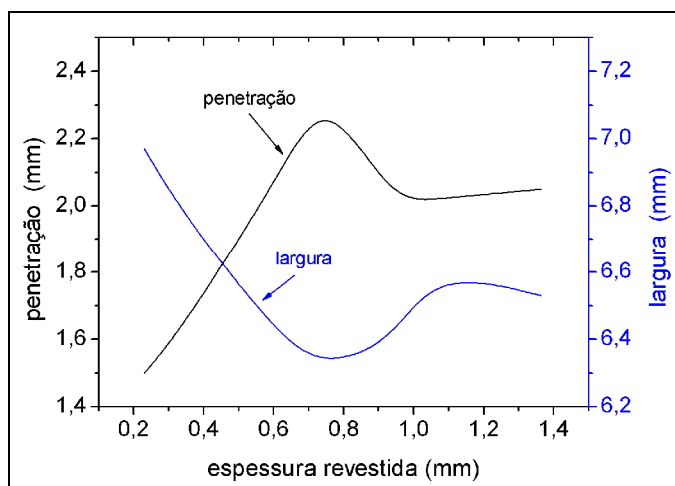


Figura 4.31- Penetração e largura de cordões de solda depositados com energia de 6,5 kJ/cm segundo a espessura de revestimentos aspergidos por processo a arco.

A Fig. 4.32 mostra a relação penetração/largura ( $p/L$ ) segundo a espessura revestida. Para 6,5 kJ/cm, as curvas apresentam inflexão mais acentuada e em valores superiores às de energia inferior, o que significa que com o aumento da energia de soldagem, o crescimento da penetração, em certa faixa de espessura revestida, é mais pronunciado que o da largura. Por outro lado, observando o gráfico apresentado na Fig. 4.33, que mostra o crescimento proporcional da penetração, vemos que o incremento da penetração em regiões aspergidas é maior para energias de soldagem menores, lembrando que o parâmetro de variação é a velocidade.

Recuperando os resultados relacionados à deposição de solda sobre regiões aspergidas, vemos que: a) a penetração é sempre maior do que a ocorrida em chapas maciças; b) existe uma forte relação entre espessura do revestimento e penetração; c) o efeito de incremento da penetração é mais pronunciado quanto menor a energia. O item seguinte procura explicar, através de resultados obtidos, aliados ao conhecimento proporcionado pela literatura, o mecanismo que provavelmente está provocando a alteração

no movimento de convecção da poça de fusão, e qual a relação com a característica das camadas, justificando o observado nos valores medidos de penetração.

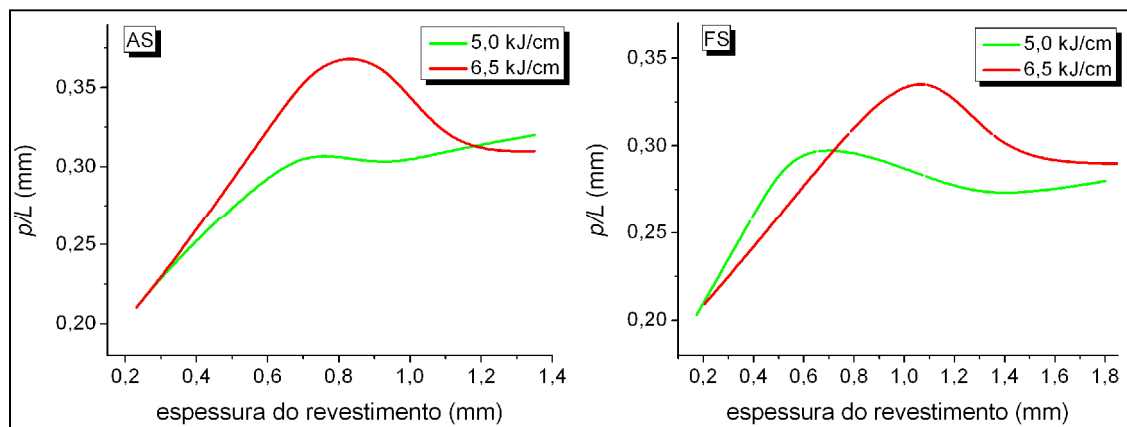


Figura 4.32- Relação penetração/largura ( $p/L$ ) de cordões depositados com energias de soldagem de 5 kJ/cm e 6,5 kJ/cm segundo espessura do revestimento por processo AS e FS.

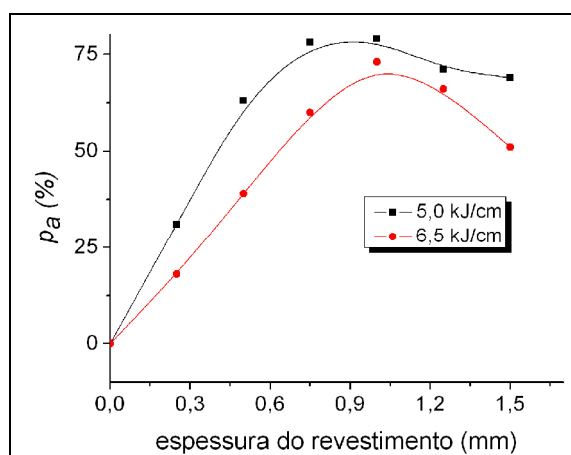


Figura 4.33- Crescimento proporcional da penetração sobre região aspergida comparada com a penetração do arco sem revestimento, segundo espessura de revestimento por processo AS e energia de soldagem.

#### 4.2.4.4 Efeito do movimento de convecção da poça de fusão

Como reportado na revisão da literatura, sobre a poça de fusão agem forças que comandam o movimento de convecção e que diretamente influenciam a geometria da zona fundida [43,45]. Destas forças, a pressão do arco e a força de Lorentz atuam de forma a provocar um aumento na penetração e, de modo contrário, isto é, evitando o aprofundamento da zona fundida, a força de flutuação e o jato de plasma. Quanto à força de Marangoni, o efeito depende da taxa de variação da tensão superficial com a temperatura ( $\partial\gamma/\partial T$ ), que torna-se positivo quando da presença de elementos dopantes como O, S, Se ou Te, contribuindo de forma significativa para o aumento da penetração. Uma análise sobre cada uma destas forças foi realizada procurando a causa que justificasse a variação de



valores da penetração do arco quando depositado sobre região aspergida, tanto em relação a uma chapa maciça quanto sobre revestimentos em espessuras variadas. Esta análise, que possibilitou um entendimento maior sobre o movimento de convecção na poça, está apresentada a seguir.

a) pressão do arco: a depressão na superfície do metal base provocada pela ação da pressão do arco, com reflexo no incremento da penetração da poça de fusão, tem efeito significativo somente em correntes elevadas, superiores a 200 A [43,55,56,59] Os procedimentos de soldagem limitaram-se a correntes de no máximo 110 A, o que sugere que não existe uma contribuição efetiva por parte da pressão do arco que possa estar afetando a geometria da poça de fusão. Porém, pode-se considerar este valor de corrente próximo de 200 A, o que pelo valor já não é usual, como um possível limitador na aplicação da técnica, visto que a penetração já se apresenta pronunciada sem influência da pressão do arco. Experimentos direcionados para esta faixa de corrente poderiam trazer maiores esclarecimentos, envolvendo também a ação das outras forças na combinação do movimento de convecção. Em relação ao objeto do trabalho em questão, a deposição de solda com correntes mais elevadas resultou, como era de se esperar, em completa perfuração, como o exemplo com corrente de 105 A, mostrado na Fig. 4.34. Portanto, alguma conclusão quanto ao efeito da pressão do arco sobre a penetração da poça de fusão em superfície aspergida necessita de um substrato com espessuras superiores as utilizadas neste trabalho, que admita o volume da poça de fusão estabelecida pela energia de soldagem em correntes elevadas sem que ocorra perfuração.

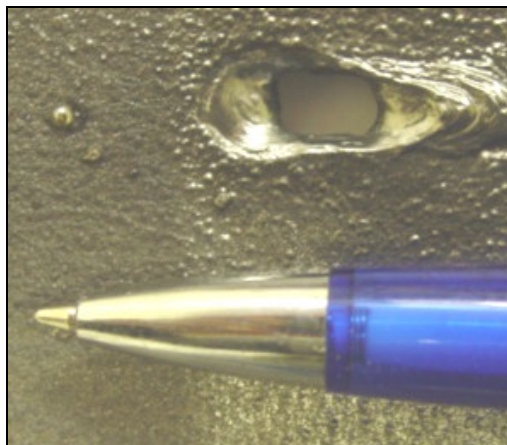


Figura 4.34- Perfuração na deposição de solda com corrente de 105 A sobre 1,40 mm de espessura revestida em substrato de chapa de aço SAE 1020.

b) força de flutuação: o fluxo causado neste caso atua limitando o avanço da penetração, pela diferença de densidade provocada pela distribuição de temperatura no volume da poça. Os experimentos mostram penetrações crescentes com a espessura revestida, o que pode indicar baixa influência da força de flutuação [43]. Como a poça atinge duas regiões com características distintas, substrato e região aspergida, pode-se supor que exista um



gradiente diferenciado de temperatura do que em uma condição de fusão de material exclusivamente maciço. Esta hipótese leva a uma outra: ou realmente a força de flutuação é de pouca atuação, ou ela está evitando uma penetração ainda maior da poça de fusão. Experimentos foram realizados invertendo a região de incidência do arco elétrico, como mostra a Fig. 4.35. Para tanto, após o processo de aspersão térmica, as chapas tiveram sua espessura original de 3,0 mm reduzida de forma gradual por usinagem, como mostra a Fig. 4.36. Desta forma, tem-se ao longo dos cordões de solda depositados sobre a nova superfície gerada, uma variação da espessura da chapa maciça. Porém, apesar da expectativa que a proposta pudesse ter êxito, a aderência não suportou a deformação imposta pelo calor da soldagem, ocorrendo deslocamento e conseqüente perfuração.



Figura 4.35- Configuração para deposição de solda em material maciço sobre revestimento aspergido.



Figura 4.36- Redução gradual por usinagem da espessura da chapa.

c) jato de plasma: pode ter influência em arco com comprimento elevado, quando o efeito do fluxo convectivo tende a tornar a poça mais larga e rasa, portanto oposto ao que ocorre considerando regiões aspergidas. Como já esclarecido, a deposição de solda está sendo feita por um sistema semi-automático onde a altura do arco é mantida constante pela fixação de tensão controlada por servomecanismo. A variação deste valor permitiu avaliar a

geometria da zona fundida gerada em arco mais longos, e ainda comparar o efeito desta variação sobre superfície com e sem revestimento. Para tanto, foram depositados 9 cordões com tensão de 29 volts e outros 9 considerando a tensão nominal do projeto, de 26 volts, todos sobre revestimento aspergido com espessura entre 0,7 e 0,8 mm, e pelo estabelecido na metodologia, iniciados sobre superfície maciça. Como complemento dos parâmetros de soldagem, usou-se uma corrente de 70 A com velocidade de 17 cm/min. Pelos resultados apresentados na Tab. 4.13, -valores da penetração média em cada cordão- comparados por uma análise de variância apresentada na Tab. 4.14 que indica não haver diferença significativa nos valores de penetração ( $F_{observado} < F_{crítico}$ ), o efeito que prevalece é o aumento da tensão em relação ao aumento da energia de soldagem, provocando, como era de se esperar, um incremento no valor médio da largura dos cordões, de 6,56 mm com 26 volts para 7,28 mm com 29 volts, o que representa 11%. Agora, considerando somente o valor médio sem uma análise estatística, a penetração é menor com 29 volts. Com esta tensão tem-se uma maior energia de soldagem, 7,1 kJ/cm contra 6,5 kJ/cm com 26 volts, porém não necessariamente uma maior energia imposta a peça, visto que um comprimento maior de arco implica em maiores trocas de calor com o ambiente, refletindo em poças mais largas e rasas.

Tabela 4.13- Penetração média da zona fundida de cordões de solda depositados com tensão de 26 e 29 volts sobre espessura aspergida entre 0,7 e 0,8 mm.

<i>tensão (volts)</i>	<i>penetração média (mm)</i>									
26	2,23	2,26	2,69	2,55	2,37	2,54	2,42	2,33	2,71	
29	2,29	2,13	2,65	2,34	2,14	2,57	2,29	2,67	2,34	

Tabela 4.14- Análise de variância – influência do aumento de tensão de soldagem sobre a penetração ( $p$ ) da zona fundida de cordões de solda depositados sobre superfície aspergida.

<i>tensão (volts)</i>	<i>Contagem</i>	<i>Soma</i>	$p_{médica}$	<i>Variância</i>			
26	9	22,1	2,455556	0,031153			
29	9	21,42	2,38	0,041575			
ANOVA							
<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>gl</i>	<i>MQ</i>	$F_{observado}$	<i>valor-P</i>	$F_{crítico}$	
<i>Entre grupos</i>	0,025689	1	0,025689	0,70644	0,413013	4,493998	
<i>Dentro dos grupos</i>	0,581822	16	0,036364				
<i>Total</i>	0,607511	17					

As Tabs. 4.15 e 4.16 mostram o valor da largura média dos cordões, e a análise de variância, indicando a influência do aumento de tensão ( $F_{observado} > F_{crítico}$ ). Este ganho de

produtividade, e que poderia representar ainda um menor risco de TF pela maior energia de soldagem, tem seu ônus: a incidência de poros, como mostra a Fig. 4.37, que torna a opção pelo aumento de tensão não aconselhável. Ressalte-se que na tensão nominal utilizada para o projeto, não se verificou porosidade com presença regular, somente em ocorrência eventual, assim como o aumento de tensão não apresentou esta característica quando da deposição de cordões sobre chapas maciças. Portanto, soldagens com arcos mais longos, que podem provocar porosidade pela maior área superficial da poça de fusão e turbulência, prejudicando a proteção da gota [96,97], apresentam uma sensibilidade maior sobre revestimentos com as características impostas pela aspersion térmica.

Tabela 4.15- Largura média dos cordões de solda depositados com tensão de 26 e 29 volts sobre espessura aspergida entre 0,7 e 0,8 mm.

tensão (volts)	Largura média (mm)								
26	7,08	6,65	6,39	6,83	6,13	6,32	6,56	6,35	6,73
29	7,27	7,13	6,94	7,45	7,31	7,36	7,19	7,45	7,42

Tabela 4.16- Análise de variância – influência do aumento de tensão de soldagem sobre a largura ( $L$ ) de cordões de solda depositados sobre superfície aspergida.

tensão (volts)	Contagem	Soma	$L_{Média}$	Variância
26	9	59,04	6,56	0,086975
29	9	65,52	7,28	0,028875

ANOVA						
Fonte da variação	SQ	gl	MQ	$F_{observado}$	valor-P	$F_{crítico}$
Entre grupos	2,3328	1	2,3328	40,27277	9,71E-06	4,493998
Dentro dos grupos	0,9268	16	0,057925			
Total	3,2596	17				

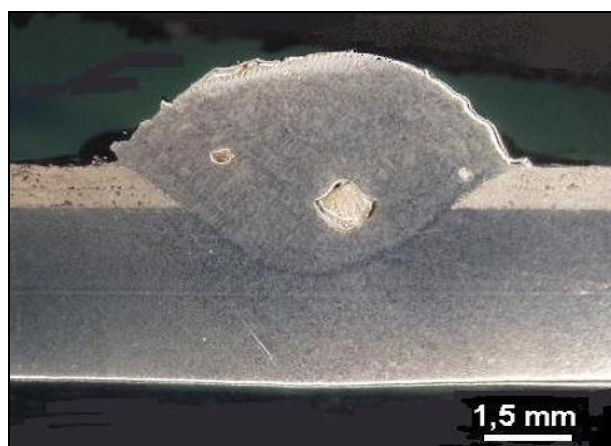


Figura 4.37- Presença de poros em macrografia de seção transversal de cordão de solda depositado com tensão de 29 volts sobre 0,72 mm de revestimento aspergido.

d) força eletromagnética: originada pela interação entre a corrente elétrica e o campo magnético induzido, colabora para o aprofundamento da poça de fusão. Esta característica é a observada na região aspergida. Para testar se o revestimento estaria de alguma forma facilitando a ação desta força, procurou-se afastar o efeito gerador – no caso a corrente elétrica – através de soldagens autógenas por meio de uma fonte laser. As mesmas foram realizadas sobre revestimentos com espessura variada, pelo processo AS. Inicialmente foram testadas somente amostras preparadas com ar comprimido como gás de arraste. A Fig. 4.38 mostra um cordão realizado por soldagem laser sobre revestimento aspergido, enquanto a Fig. 4.39 mostra os resultados da penetração da zona fundida nestas condições, com tendência de crescimento similar ao ocorrido em cordões depositados com soldagem por eletrodo revestido. O efeito da maior presença do oxigênio promovendo um aprofundamento da poça fica evidenciado pelo afundamento da superfície do cordão realizado sobre a maior espessura aspergida.

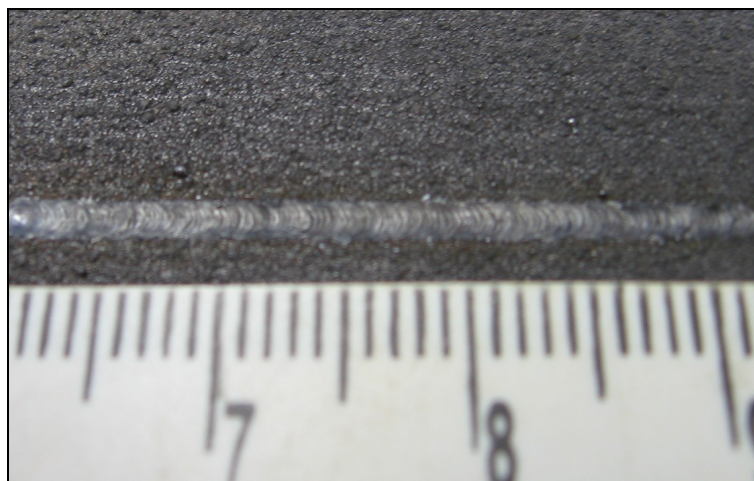


Figura 4.38- Aspecto de cordão por soldagem Laser com energia de 2000 W sobre revestimento aspergido com 0,45 mm de espessura.

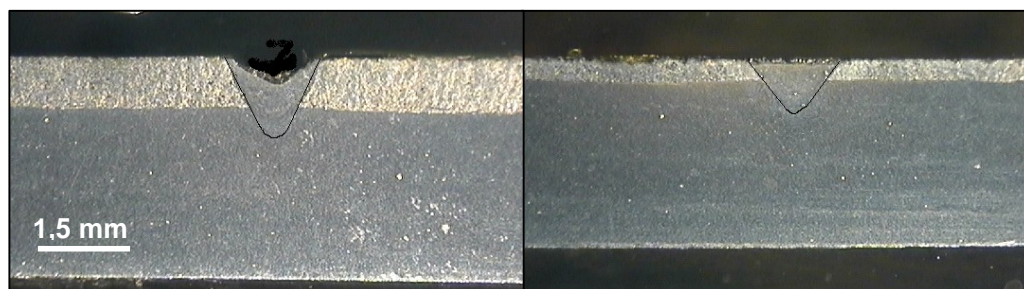


Figura 4.39- Macrografias de seções transversais de soldagem laser com 2000 W sobre revestimento aspergido com espessura de 1,0 mm e 0,4 mm.

Como parte final da análise, estes resultados foram comparados com a penetração obtida em chapas maciças, média de 0,7 mm, com mesma potência da fonte. Os testes mostram uma equivalência entre o ocorrido em soldagens com eletrodo revestido e laser:

crescimento da penetração segundo espessura revestida, com valores superiores à da zona fundida em chapas maciças. Portanto, não é o efeito da força eletromagnética o responsável pelo fluxo convectivo que resulta nos perfis observados após a solidificação da poça de fusão, mas pode estar contribuindo com o crescimento. A Tab. 4.17 apresenta os resultados da penetração média, com o conjunto total de amostras avaliadas na Tab. 4 do Apêndice.

Tabela 4.17- Penetração média da zona fundida em soldagens laser com 2000 W sobre revestimentos aspergidos e chapa não aspergida.

<i>espessura aspergida (mm)</i>	<i>amostras</i>	<i>penetração (mm)</i>
0,82 a 1,09	6	1,37
0,35 a 0,43	6	1,00
-	12	0,72

e) tensão superficial: como objetivo do trabalho, a recuperação da espessura para aumentar a segurança durante a soldagem foi obtida por processos de aspersão térmica, que em sua forma mais usual utiliza o ar comprimido como gás de arraste para a deposição de material sobre um substrato previamente preparado. Após o procedimento de soldagem, medidas da penetração da zona fundida mostram valores maiores em camadas mais espessas do revestimento, possivelmente pela presença do oxigênio proveniente da oxidação pelo processo de aspersão térmica, facilitado pelo uso de ar comprimido, em uma quantidade suficientemente elevada para promover a alteração no sentido de convecção da poça de fusão, tornando-a mais profunda e estreita. Esta hipótese fica reforçada quando se compara a penetração em soldagens sobre revestimento aspergido com ar comprimido e com argônio, onde o gás inerte da última opção permite valores inferiores de penetração. No gráfico da Fig. 4.40 pode-se observar claramente esta diferença. Chama a atenção a baixa variação da penetração segundo a espessura revestida quando o argônio é o gás utilizado. Outra informação que este gráfico oferece, e de grande importância para a soldagem em operação, é que a penetração quando do uso do gás inerte é inferior também às observadas em soldagens sobre chapas sem revestimento, o que permite considerar o controle de TF pelo aumento da energia de soldagem, sem ônus ao risco de perfuração.

Análises do teor de oxigênio presente tanto na zona fundida como nos revestimentos aspergidos considerando ambos os gases de arraste foram realizadas. Para chegar ao valor médio foram validadas, para cada análise, um número mínimo de três medidas, tendo como critério de aceitação um coeficiente de variação (CV) de 10%. Os resultados completos estão na Tab. 5 do Apêndice.

Inicialmente, para avaliar o efeito do gás de arraste, a Tab. 4.18 compara o teor de oxigênio em camadas aspergidas com ar comprimido ou argônio, enquanto a Fig. 4.41 mostra micrografias comparativas da oxidação em revestimentos com os respectivos gases.

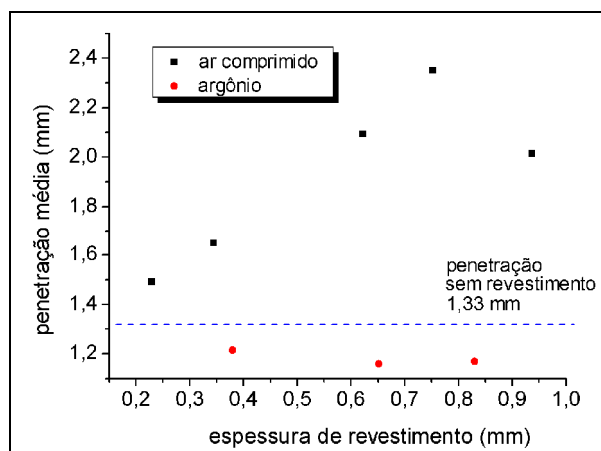


Figura 4.40- Penetração da zona fundida segundo espessura de revestimento e gás de arraste, para processo AS e energia de soldagem de 6,5 kJ/cm.

Tabela 4.18- Teor de oxigênio (ppm) em camadas aspergidas segundo gás de arraste e espessura por processo AS.

espessura (mm)	teor de oxigênio (ppm)	
	ar comprimido	argônio
0,25	42800	9230
0,50	33800	-
0,65	39000	-
0,75	40800	8090

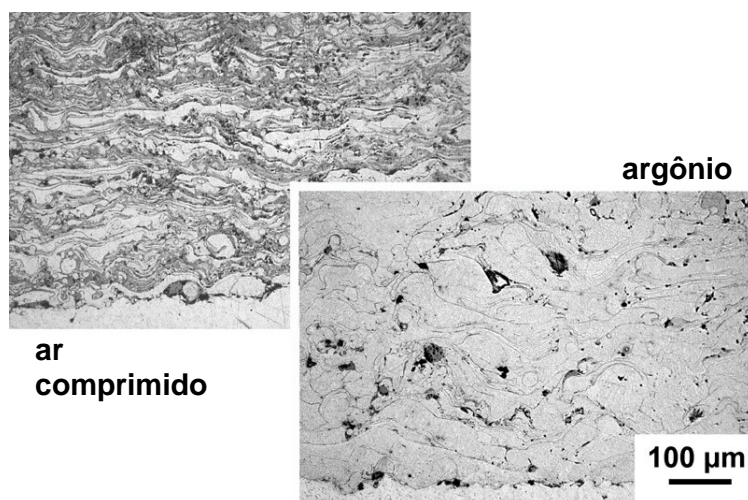


Figura 4.41- Micrografias transversais de revestimentos aspergidos por AS mostrando a maior oxidação quando utilizado ar comprimido se comparado ao argônio.



Evidentemente a diferença observada na Fig. 4.41 e Tab. 4.18 era esperada, com destacada menor presença de oxigênio quando da utilização do argônio, em uma taxa entre 4,5 e 5 vezes. Porém, independentes do gás utilizado, as análises mostraram a maior presença de oxigênio na menor espessura revestida. A explicação está no caráter qualitativo da medida, que em uma análise quantitativa naturalmente se revelará crescente com a espessura: em espessuras maiores, o volume total de oxigênio presente será maior. Uma leitura dos mecanismos promotores da oxidação em revestimentos aspergidos [10,79] mostra o efeito do oxigênio presente na superfície do substrato anteriormente à aspersão. Esta parcela de oxidação não depende da espessura a ser aspergida e representa uma parcela fixa, que no caso da menor espessura aspergida tem uma contribuição maior [77].

Outra evidência do efeito da presença do oxigênio, e que vai ao encontro do modelo proposto por Heiple [46], vem da comparação de perfis da zona fundida de cordões depositados sobre revestimentos aspergidos com ar comprimido ou argônio, como mostra a Fig. 4.42. O oxigênio altera o movimento de convecção deixando a poça solidificar-se de forma profunda e estreita, ao contrário do observado quando tal alteração não se manifesta pela presença insuficiente do elemento ativo.

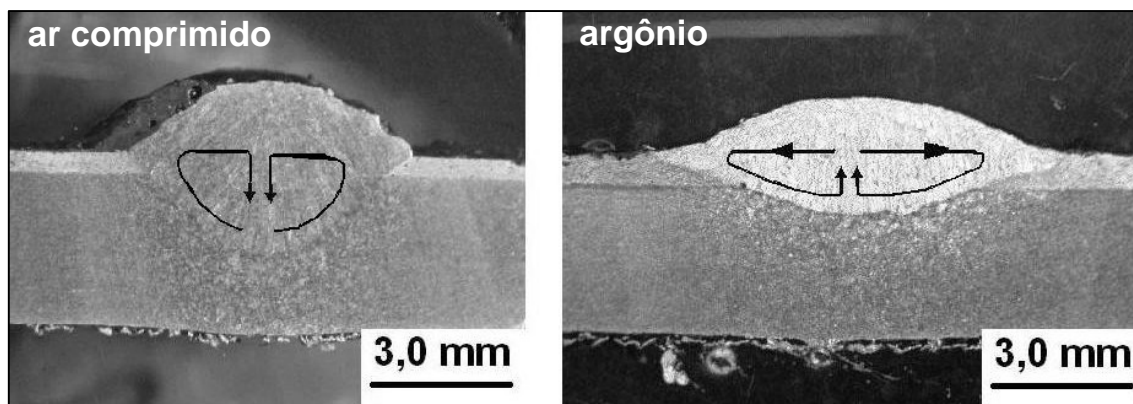


Figura 4.42- Macrografias de cordões de solda depositados sobre revestimento aspergido com ar comprimido ou argônio em soldagens com 6,5 kJ/cm. As setas sugerem o movimento de convecção na poça de fusão.

A alteração geométrica da zona fundida provocada pela inversão do sentido de convecção da poça de fusão pela presença diferenciada de oxigênio nos revestimentos tem evidente comprovação quando se analisa a presença deste elemento na zona fundida de cordões depositados em revestimentos de mesma espessura, porém diferenciados pelo gás de arraste: ar comprimido ou argônio. A Tab. 4.19 mostra o teor de oxigênio na zona fundida relacionado com a penetração ( $p_a$ ) e largura ( $L$ ) de cordões depositados sobre espessura revestida de 0,25 mm e 0,75 mm. Estes valores mostraram-se superiores aos limites necessários para alteração do movimento convectivo reportados nos trabalhos de referência [45,46,47,48,49,50,51,52,53,54,60,63,65]. Por exemplo, Heiple e Roper [46] indicam 60 ppm; Lu *et al* [51] 130 ppm; e Taimatsu *et al* [54] entre 150 e 350 ppm. Deve-se considerar

que as avaliações citadas foram obtidas em experimentos considerando processo TIG autógeno, diferente da situação deste trabalho, com eletrodo revestido (onde segundo Rein [98] a expectativa do teor de oxigênio é superior a 250 ppm) e sobre um substrato não maciço.

Os valores médios, retirados de preparação experimental exclusiva para análise do teor de oxigênio, não apresentam diferença significativa quando comparados com o lote completo de amostras utilizado para caracterização dimensional, como comprova a ANOVA apresentada na Tab. 4.20, com  $F_{observado}$  menor que  $F_{crítico}$ , o que permite validar a amostra como representativa.

Tabela 4.19- Características geométricas de cordões de solda segundo teor de oxigênio na zona fundida e espessura de revestimento ( $e$ ) aspergido com ar comprimido e argônio como gás de arraste.

<i>gás</i>	<i>e</i> (mm)	<i>penetração (<math>p_a</math>)</i> (mm)	<i>largura (L)</i> (mm)	<i>molhabilidade</i> ( $p_a/L$ )	<i>oxigênio</i> (ppm)
ar comprimido	0,25	1,48	7,12	0,20	640
ar comprimido	0,75	2,14	5,91	0,36	830
argônio	0,25	1,22	8,61	0,14	530
argônio	0,75	1,19	8,72	0,13	520

Tabela 4.20- Análise de variância – validação das amostras para análise do teor de oxigênio pela comparação da penetração média ( $p_a$ ) da zona fundida entre os dados considerados e a amostragem para caracterização dimensional.

<i>Grupo de análise</i>	<i>Contagem</i>	<i>Soma</i>	$p_a$	<i>Variância</i>
<i>teor de oxigênio</i>	7	10,12	1,445714	0,002762
<i>dimensões</i>	19	27,87	1,466842	0,004589

<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>gl</i>	<i>MQ</i>	$F_{observado}$	<i>valor-P</i>	$F_{crítico}$
<i>Entre grupos</i>	0,002283	1	0,002283	0,552543	0,464495	4,259675
<i>Dentro dos grupos</i>	0,099182	24	0,004133			
<i>Total</i>	0,101465	25				

Dando seqüência à análise, foi estudada a relação entre penetração, espessura revestida considerando ar comprimido, e teor de oxigênio na zona fundida dos cordões de solda, com os resultados mostrando uma dependência entre variáveis. Para ilustrar esta variação, a Fig. 4.43 mostra macrografias de cordões de solda depositados sobre espessuras de revestimento entre 0,20 e 0,70 mm. Os resultados indicam que o crescimento da penetração com o incremento da espessura revestida tem respaldo na concentração de



oxigênio na zona fundida, com evidente alteração no comportamento do perfil geométrico. Conforme os valores da relação  $p/L$  apresentados na Tab. 4.21, a poça torna-se mais profunda ao mesmo tempo em que sua largura diminui.

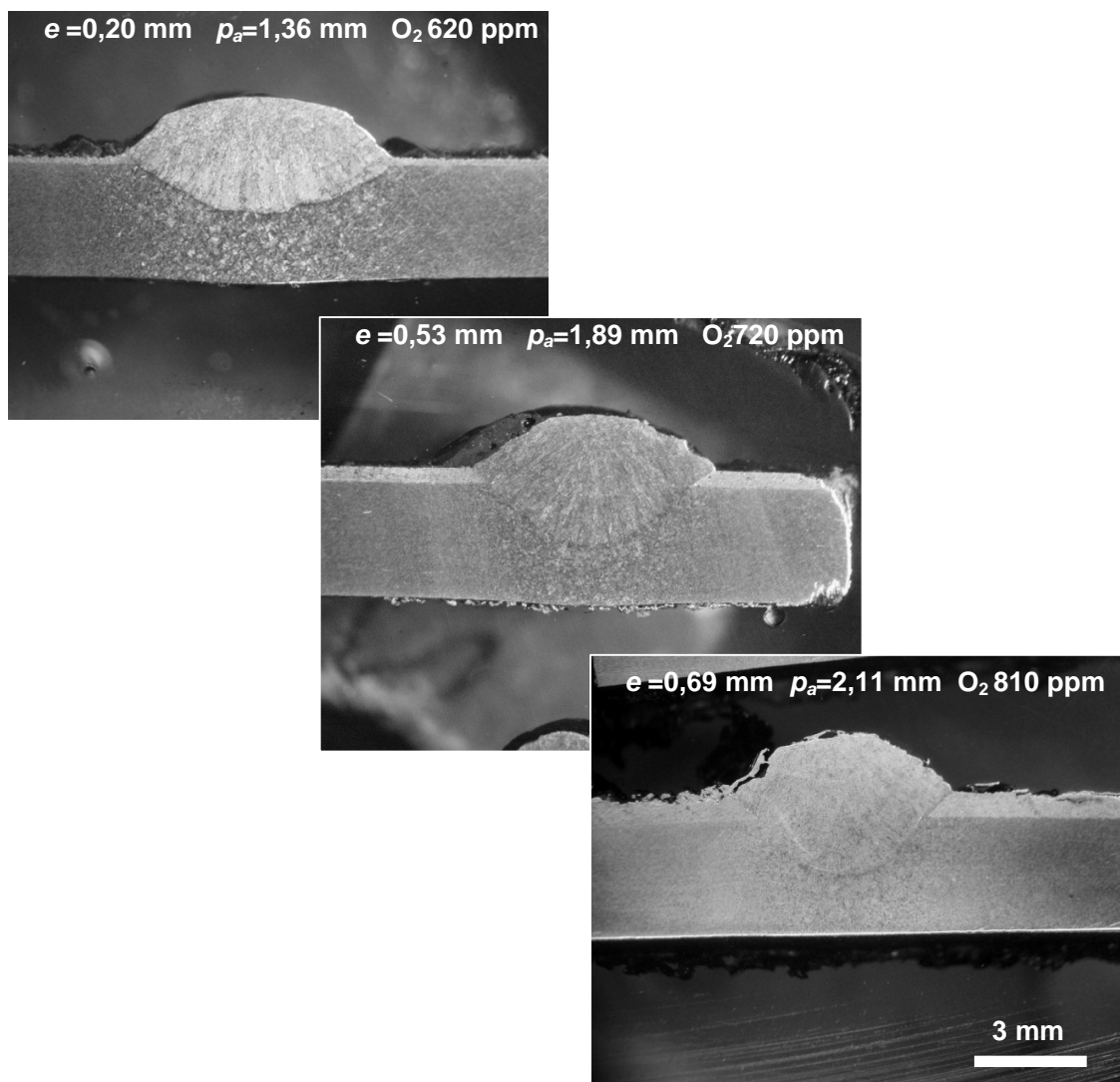


Figura 4.43- Macrografias de seções transversais de cordões de solda (E7018) relacionando a espessura revestida ( $e$ ) com a penetração ( $p_a$ ) e teor de oxigênio (ppm) na zona fundida usando ar comprimido como gás de arraste. Energia de soldagem de 6,5 kJ/cm.

Tabela 4.21- Relação penetração/largura ( $p/L$ ) e largura ( $L$ ) segundo concentração de oxigênio (ppm) na zona fundida de cordões de solda depositados sobre revestimento aspergido com ar comprimido como gás de arraste.

oxigênio (ppm)	$p/L$	$L$ (mm)
620	0,19	7,17
720	0,29	6,39
810	0,35	5,96

O crescimento de penetração promovido pelo aumento do teor de oxigênio ocorre somente até espessuras de revestimento próximas a 0,90 mm. A partir deste valor observa-se inicialmente um decréscimo com posterior estabilização, o que permite dividir o perfil da zona fundida nestas características de soldagem sobre revestimento por aspersion térmica em três regiões, segundo a penetração: I) crescente; II) decrescente; e III) estabilizada. A condição onde o mecanismo de convecção da poça parece não sofrer mais a influência do oxigênio, com decréscimo de  $p/L$ , foi observada também no trabalho de LU *et al* [53], que em soldagens TIG autógenas concluíram que a poça de fusão tinha um limite na absorção do oxigênio e que teores mais elevados provocavam a formação de uma camada de óxido espessa na periferia da superfície da poça, não existindo na parte central pela maior temperatura. Portanto, a parte central sofre a inversão do movimento de convecção pela inexistência da camada de óxido, que funciona como uma barreira na periferia da poça, impedindo a absorção de oxigênio proveniente do processo de soldagem. A influência da capa óxida no perfil diferenciado do movimento de convecção está ilustrada no modelo proposto por LU *et al* [53], apresentado na Fig. 4.44.

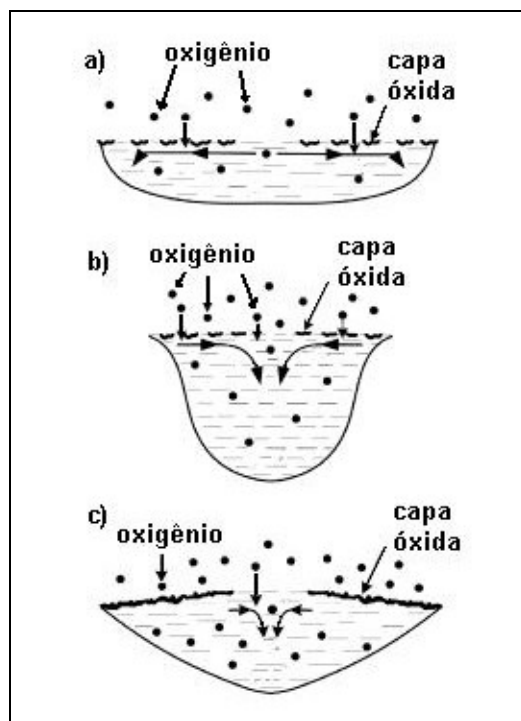


Figura 4.44- Modelo para convecção da poça de fusão mostrando a alteração do perfil provocado pela maior espessura da capa óxida em c). As camadas mais finas, em a) e b) não resistem a temperatura da soldagem. Adaptado de LU *et al* [53].

Na Fig. 4.45 pode ser observada a distribuição das três regiões de penetração do arco voltaico (I, II e III) definidas em gráficos penetração e largura de cordões de solda segundo a espessura de revestimento, com os macrografias das seções transversais características das regiões II e III respectivamente nas Figs. 4.46 e 4.47.

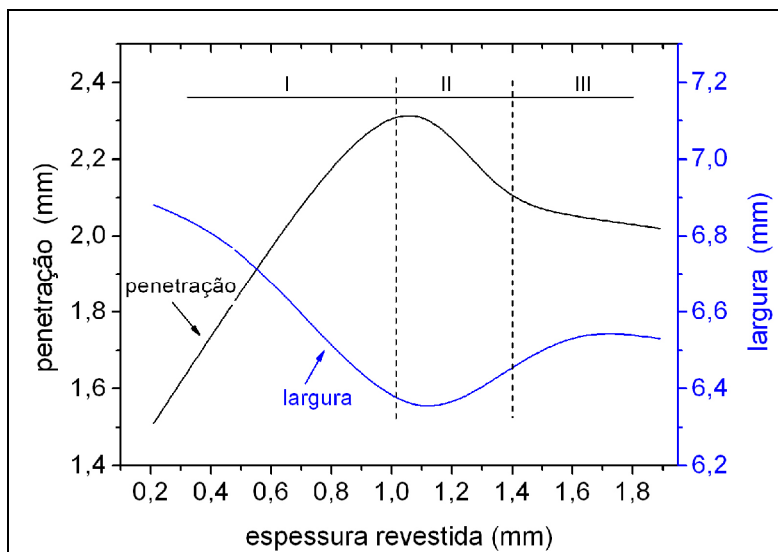


Figura 4.45- Distribuição das regiões de penetração (I, II, III) em gráficos penetração x espessura de revestimento e largura x espessura de revestimento para soldagens com energia de 6,5 kJ/cm sobre superfície aspergida por processo a chama convencional.

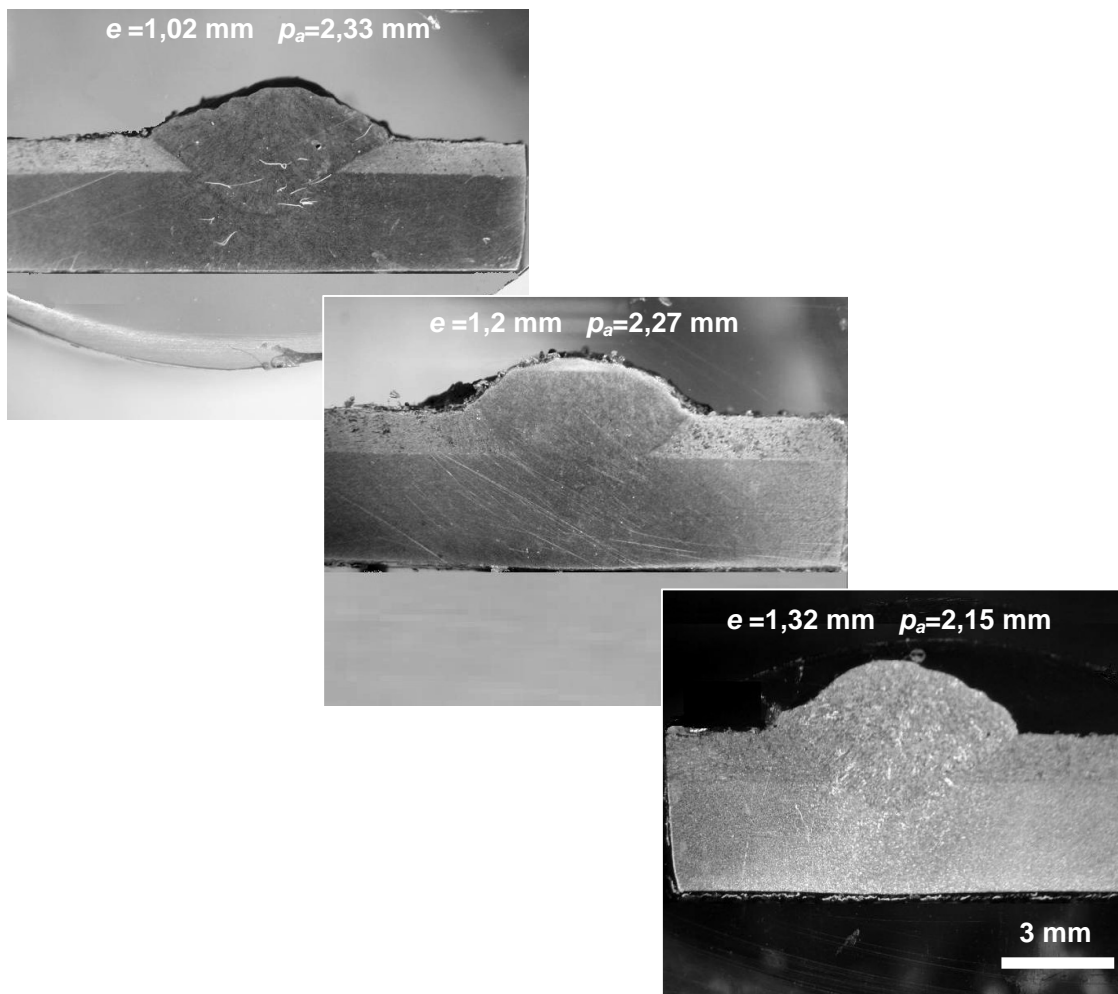


Figura 4.46- Macrografias de seções transversais de cordões de solda (E7018) para a região II: penetração ( $p_a$ ) decrescente segundo espessura de revestimento ( $e$ ). Energia de soldagem de 6,5 kJ/cm.

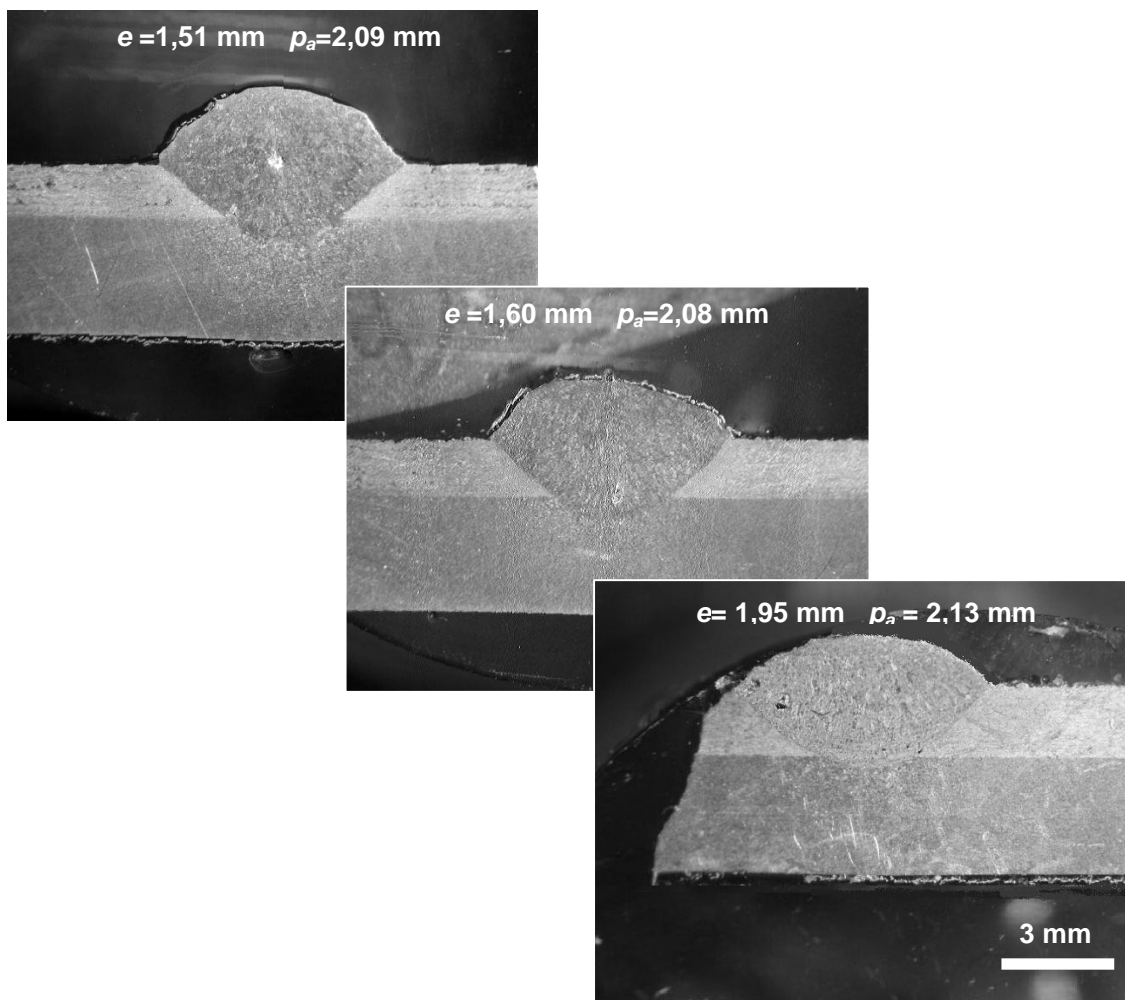


Figura 4.47- Macrografias de seções transversais de cordões de solda (E7018) para a região III: penetração ( $p_a$ ) estável segundo espessura de revestimento ( $e$ ). Energia de soldagem de 6,5 kJ/cm.

Medidas de oxigênio feitas dentro de cada região comprovam o perfil de penetração, com crescimento, tanto de oxigênio como penetração, acompanhando a espessura revestida para a região I; inversão do crescimento da penetração e estabilização do teor de oxigênio em II; e estabilização da penetração e oxigênio em III, como mostram os valores apresentados na Tab. 4.22.

Para a análise do teor de oxigênio, onde o número de amostras aceitas deve garantir um coeficiente de variação em torno de 10%, o menor número destas amostras para as regiões II e III indica uma variação que não se observa na região I. Esta dispersão ocorre justamente onde o mecanismo de convecção torná-se mais complexo pelo surgimento da capa óxida. Por outro lado, analisando o desvio padrão e o coeficiente de variação nas medidas da penetração apresentados na Tab. 4.23, vê-se que as duas últimas regiões apresentam um comportamento estável, superior a primeira, que apresenta CV maiores, evidentemente pela diluição estar razoavelmente equilibrada entre a região aspergida e substrato, e que com o aumento da espessura aspergida ocorre predominantemente no revestimento.

Tabela 4.22- Valores médios da espessura revestida ( $e$ ), penetração ( $p_a$ ) e teor de oxigênio (ppm) da zona fundida caracterizados conforme região de crescimento da penetração.

	$e$ (mm)	$p_a$ (mm)	oxigênio (ppm)	*número de amostras realizadas	aceitas
Região I	0,25	1,48	640	6	6
	0,75	2,14	830	7	6
Região II	1,10	2,27	890	7	3
	1,30	2,17	910	7	4
Região III	1,50	2,06	870	6	4
	1,75	2,04	890	7	4

\*o número de queimas procurava um coeficiente de variação (CV) de 10%

Tabela 4.23- Desvio padrão ( $\sigma$ ) e coeficiente de variação (CV) das medidas de penetração da zona fundida segundo região de espessura de revestimento ( $e$ ).

	$e$ (mm)	$\sigma$ (mm)	CV (%)
Região I	0,41 – 0,50	0,28	15
	0,65 – 0,91	0,26	12,3
Região II	1,00 – 1,20	0,17	7,08
	1,22 – 1,49	0,21	10,01
Região III	1,50 – 1,72	0,10	5,57
	1,79 – 1,98	0,15	7,35

Além da alteração no perfil da zona fundida provocada pelo teor de oxigênio em soldagens sobre revestimento aspergido conforme o gás de arraste, foi observada também uma diferença comparando a penetração sobre revestimento aspergido com chapa maciça: penetração superior nos revestimentos considerando ar comprimido, e inferior quando o gás utilizado é o argônio, como já evidenciado na Fig. 4.40. A Tab. 4.24 apresenta valores médios da penetração e teor de oxigênio na zona fundida, e pode-se observar que uma análise da presença do oxigênio não é mais válida para justificar a variação da penetração, principalmente considerando *superfície não revestida* comparada com *revestimento utilizando argônio*. O teor de oxigênio medido é superior na zona fundida sobre o revestimento aspergido, porém a penetração é menor. Apesar do material utilizado nos revestimentos ser de composição química próxima ao aço carbono da chapa, temos evidentemente uma estrutura diferente entre revestimento e chapa maciça e, portanto, a simples comparação da penetração considerando a presença de oxigênio entre estas duas condições é insuficiente.

Tabela 4.24- Penetração ( $p$ ) e teor de oxigênio (ppm) da zona fundida de cordões de solda depositados sobre superfície não revestida, sobre revestimento aspergido com ar comprimido ( $AT_{ar}$ ), e sobre revestimento aspergido com argônio ( $AT_{argônio}$ ). Espessura de revestimento média de 0,75 mm e energia de soldagem de 6,5 kJ/cm.

<i>superfície</i>	<i>p (mm)</i>	<i>oxigênio (ppm)</i>
$AT_{ar}$	2,14	830
<i>não revestida</i>	1,33	460
$AT_{argônio}$	1,19	520

Na seqüência de análises envolvendo a influência do oxigênio, testes foram realizados para esclarecer a equivalência entre valores de penetração independente do processo de aspersão térmica utilizado. Recobrando a literatura, o processo AS, pelas mais elevadas temperaturas envolvidas, promove nos revestimentos uma oxidação superior ao processo a chama convencional [4,5,6,99]. Portanto era de se esperar, visto a influência do oxigênio, que a aplicação da técnica em estudo apresentasse maiores penetrações no processo AS. Quanto ao teor de oxigênio, os experimentos confirmaram índices maiores tanto nos revestimentos por AS como na zona fundida de cordões depositados sobre estes mesmos revestimentos, com espessuras reduzidas de 0,75 mm. Da mesma forma observaram-se valores superiores da penetração quando sobre AS, como mostra a Tab. 4.25.

Tabela 4.25- Teor de oxigênio (ppm) no revestimento e na zona fundida, e penetração média ( $p_a$ ) da zona fundida de cordões depositados com energia de 6,5 kJ/cm sobre 0,75 mm de espessura revestida por processo a arco (AS) e chama (FS).

<i>processo</i>	<i>teor de oxigênio (ppm)</i>		<i>p<sub>a</sub> (mm)</i>
	<i>revestimento</i>	<i>zona fundida</i>	
AS	40800	0,083	2,33
FS	38800	0,080	2,29

Porém uma análise da penetração de cordões de solda depositados sobre espessuras entre 0,70 e 0,85 mm de revestimento, portanto sem controle da espessura por usinagem, não apresenta diferença significativa, como mostra a ANOVA apresentada na Tab. 4.26,  $F_{observado} < F_{crítico}$ , para um nível de significância de 95%. Sobre esta aparente discrepância, devem ser observados alguns detalhes: i) os dados referentes às análises de oxigênio foram obtidos de amostras com espessura controlada, portanto equivalentes e sem influência da variação de espessura; ii) a diferença pró AS é pequena, diluindo-se em uma amostragem pela média da espessura, explicando a independência, anteriormente evidenciada (Fig. 4.23), da penetração média em relação ao processo de aspersão térmica.

Tabela 4.26- Análise de variância – influência do processo de aspersão térmica (AS e FS) sobre a penetração média ( $p_a$ ) de cordões de solda depositados sobre espessuras revestidas entre 0,70 e 0,85 mm com energia de soldagem de 6,5 kJ/cm.

<i>Processo</i>	<i>Contagem</i>	<i>Soma</i>	$p_a$	<i>Variância</i>		
AS	11	25,04	2,276364	0,002625		
FS	7	15,70	2,242857	0,002924		
ANOVA						
<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>gl</i>	<i>MQ</i>	$F_{observado}$	<i>valor-P</i>	$F_{crítico}$
<i>Entre grupos</i>	0,004803	1	0,004803	1,754478	0,203924	4,493998
<i>Dentro dos grupos</i>	0,043797	16	0,002737			
<i>Total</i>	0,0486	17				

Os resultados indicam uma alteração do movimento de convecção da poça fundida, acompanhado da variação de oxigênio promovido pelo incremento da espessura. O maior teor de oxigênio provoca um estreitamento da poça, ao mesmo tempo que a profundidade aumenta, como resposta à inversão do gradiente de tensão superficial pelo aumento da temperatura – de negativo para positivo. Em outras palavras, na ausência do oxigênio, a tensão superficial é maior na borda da poça em relação ao centro, de maior temperatura, com a convecção ocorrendo em um movimento do centro para as bordas e do fundo para a superfície. A partir de um suficiente teor de oxigênio, a tensão superficial torna-se maior no centro, com o movimento de convecção tendendo a formação de uma poça mais profunda e estreita. Como as condições de soldagem ocorrem sobre uma estrutura morfológica que caracteristicamente, pela aspersão conduzida por ar comprimido, possui um teor considerável de oxigênio, desde as menores espessuras revestidas (0,07 mm) já foi observada a alteração do perfil da zona fundida.

A opção do uso de um gás inerte em substituição ao ar comprimido como gás de aspersão mostra vantagens em relação a penetração, evidentemente pelo baixo teor de oxigênio no revestimento. Porém, algumas características envolvendo o cordão de solda nestas condições devem ser consideradas, sob pena de transformar as evidentes vantagens oferecidas pela substituição em prejuízo. O item a seguir traz resultados quanto ao aspecto dos cordões de solda em deposições sobre revestimentos aspergidos usando argônio como gás de arraste.

#### 4.2.5 Aspecto dos cordões de solda depositados sobre revestimentos aspergidos com argônio

A evidente vantagem agregada à técnica pela substituição do ar comprimido pelo argônio, merece três considerações correlatas: i) as menores penetrações viabilizam a técnica com espessuras de revestimento inferiores às observadas quando utilizado ar

comprimido; ii) a possibilidade do aumento da energia de soldagem, diminuindo o risco de TF; iii) o cuidado para garantir a união metalúrgica entre os três materiais envolvidos: metal de adição, revestimento aspergido, e metal de base.

Em relação à primeira consideração, a técnica aplicada com ar comprimido como gás de aspersão, só apresentava viabilidade em espessuras revestidas próximas a 1,0 mm. Seguindo a metodologia observada no levantamento de curvas  $ee$  x  $e$ , foram calculados alguns valores de  $ee$  substituindo o gás convencional pelo inerte, para espessuras de revestimento entre 0,30 e 0,95 mm. Os resultados, apresentados na Tab. 4.27, mostram que além da técnica apresentar viabilidade já a baixas espessuras, o uso do argônio permite que o revestimento aspergido não ofereça somente o aspecto geométrico de incremento de espessura como menor risco à perfuração, mas, e principalmente, o efeito que a camada não oxidada vai exercer sobre o arco elétrico, provocando valores de  $ee$  superiores a  $e$ .

As menores penetrações sugerem uma variante da técnica: utilizar pequenas espessuras revestidas, o suficiente para provocar a maior molhabilidade do cordão de solda. Neste caso o revestimento teria como função a redução da penetração do arco e não mais a recuperação da espessura. Um estudo determinando, por exemplo, qual seria a espessura mínima a ser aplicada, daria consistência a esta possibilidade. Além evidentemente da variável econômica: o custo de uma aplicação de revestimento com argônio em substituição ao ar comprimido é evidentemente maior. Valores estes que aumentam progressivamente com maiores espessuras e áreas revestidas. A menor espessura revestida, portanto, compensaria os maiores custos e consumo do argônio.

Tabela 4.27- Valores de *espessura equivalente maciça* ( $ee$ ) segundo a média de *espessura revestida* ( $e$ ) usando argônio como gás de arraste em AS e energia de soldagem de 6,5 kJ/cm.

$e$ (mm)	$ee$ (mm)
0,38	0,46 a 0,55
0,65	0,76 a 0,92
0,83	0,93 a 1,10

Outra possibilidade permitida pelo uso do argônio, diz respeito ao risco de TF, que pode ser controlado através da escolha adequada da energia de soldagem. Um aporte maior permite uma taxa de resfriamento mais lenta, contribuindo diretamente para uma menor ocorrência do defeito. Isto torná-se factível pelas menores penetrações do arco voltaico.

A terceira consideração diz respeito a uma possível falta de fusão entre metal de solda, revestimento e substrato. Como a ação do arco voltaico tem uma profundidade menor, poderá não atingir o metal base, deixando um volume de material aspergido entre solda e substrato, como mostra a Fig. 4.48, com propriedades mecânicas sabidamente inferiores, e que pode dar origem à falhas, principalmente o deslocamento entre solda-revestimento e



substrato. Soldagens sobre espessura superior a 1,30 mm apresentaram ainda um agravante: os cordões de solda que não atingem o substrato tem uma incidência de porosidade junto ao pé da solda, como mostram as Figs. 4.49 e 4.50.

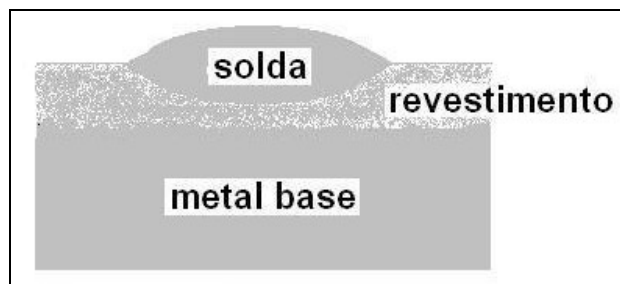


Figura 4.48- Ausência de união metalúrgica entre metal de solda, revestimento e metal base.

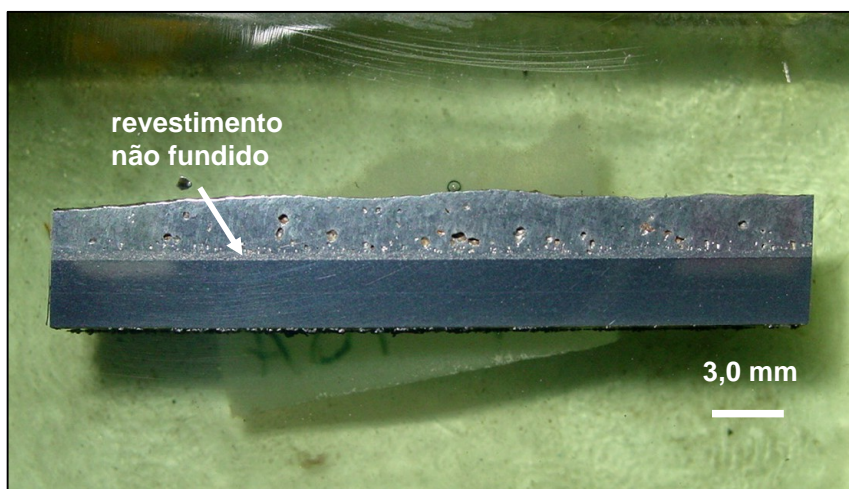


Figura 4.49- Corte longitudinal de cordão de solda mostrando revestimento aspergido por argônio não fundido e incidência de poros.

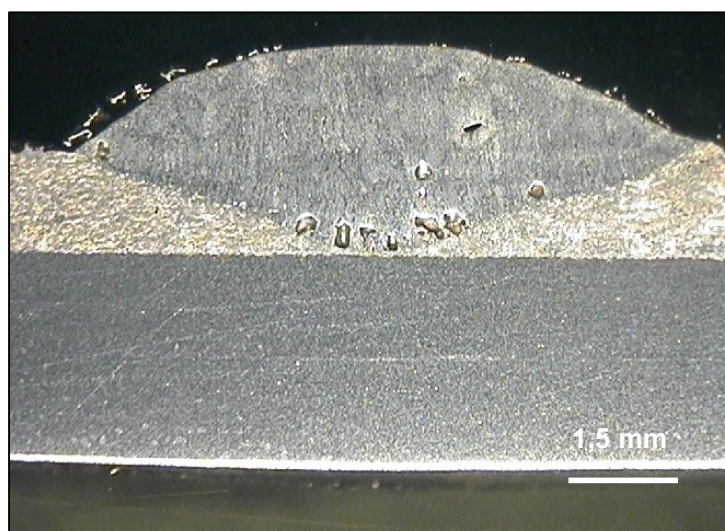


Figura 4.50- Corte transversal de cordão de solda mostrando revestimento aspergido por argônio não fundido e incidência de poros.

Esta porosidade não havia sido observada em cordões depositados sobre revestimentos com ar comprimido como gás de arraste, mesmo em espessuras similares. Isto pode ser explicado pelas maiores penetrações, que acabam fundindo o substrato, fazendo com que a diluição ocorra não mais exclusivamente com o revestimento, mas inclua o substrato, não existindo abaixo da poça líquida material aspergido, que pelo aquecimento poderia estar difundindo gases para a porção líquida, considerando a oxidação e porosidade das camadas aplicadas por aspersão térmica.

Cordões depositados com incremento da corrente mostraram duas possibilidades: menor ou maior incidência de poros, respectivamente, quando a zona fundida alcança ou não o substrato (Fig. 4.51 e 4.52). O aumento da energia por um insuficiente aumento de corrente que não promova o crescimento desejável da penetração, mostra-se prejudicial, uma vez que correntes maiores levam a um aumento da temperatura da poça de fusão e solubilidade dos gases, além de aumentar o volume da poça, resultando em uma solda com excessivo reforço, onde ocorre o aprisionamento de poros.

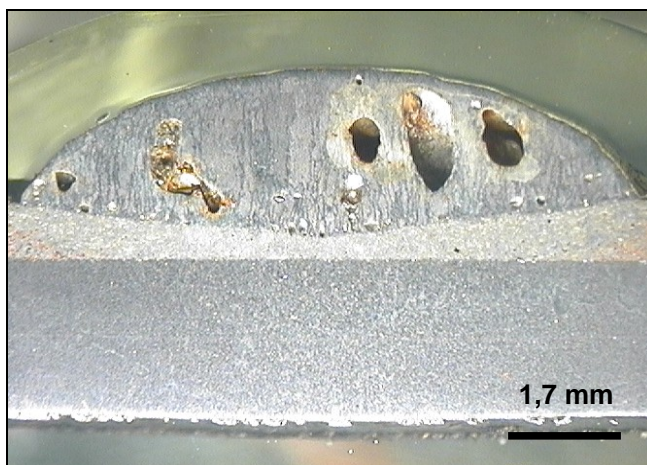


Figura 4.51- Aumento de incidência de poros em cordões de solda depositados com corrente de 100 A sem fusão do substrato.

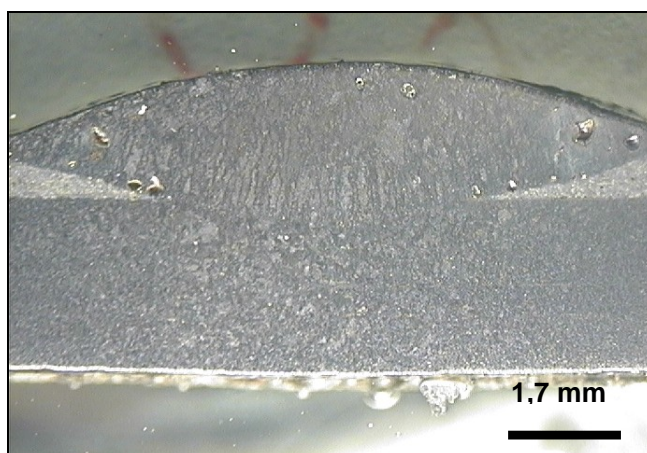


Figura 4.52- Menor incidência de porosidade em cordões com corrente de 100 A e fusão do substrato.

Novos testes procuraram avaliar a incidência de poros de cordões com energia equivalente aos anteriormente depositados com aumento de corrente até 100 A. Agora, porém, variando a velocidade de soldagem, de 17 cm/min para 12 cm/min, mantendo 70 A. Apesar da equivalência de energia na soldagem, a menor corrente colaborou para penetrações inferiores, que não atingiram o substrato.

#### 4.2.6 Controle da perfuração

Em testes realizados pelo Instituto Battelle, concluiu-se que o risco de perfuração é iminente quando a superfície interna da tubulação atinge a temperatura de 1260°C, considerando o uso de eletrodos básicos. Como margem de segurança ficou estipulado o valor de 980°C como limite a uma soldagem segura. Experimentos utilizando termopares fixos na superfície oposta à de soldagem e alinhados com o cordão, foram conduzidos para avaliar a temperatura em chapas de aço carbono SAE 1020 de 3,0 mm, revestidas com espessuras variadas. Os resultados, apresentados na Tab. 4.28 e no gráfico da Fig. 4.53, confirmam que a técnica nestas condições de soldagem e aspensão só teria viabilidade acima de 0,90 mm de revestimento, onde registraram-se temperaturas inferiores a 980°C. Espessuras menores a este limite, como já analisado, promovem maiores penetrações da zona fundida, colaborando diretamente para uma temperatura superior à estabelecida como segura para evitar o risco de perfuração.

Tabela 4.28- Valores de temperatura ( $T$ ) da superfície inferior de chapa durante a soldagem, segundo espessura de revestimento ( $e$ ) e penetração do arco ( $p_a$ ), para soldagens com energia de 6,5 kJ/cm (70 A, 26 volts, 17 cm/min) sobre revestimento por processo FS com ar comprimido.

$e$	$p_a$	$T$ (°C)
0,00	1,38	1057
0,43	1,81	993
0,55	1,89	1002
0,78	2,19	1061
0,91	2,26	978
1,13	2,19	951
1,27	2,13	896
1,48	2,10	802
1,69	2,09	795
1,82	1,99	813

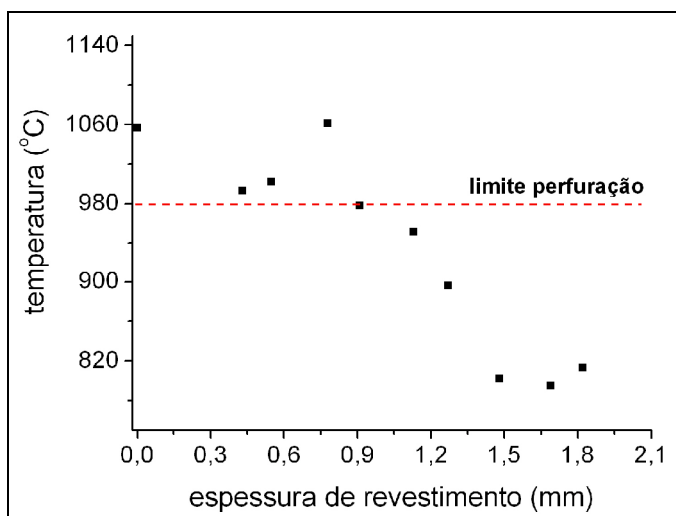


Figura 4.53- Gráfico espessura de revestimento (e) x temperatura da superfície inferior da chapa.

O uso de espessuras revestidas superiores a 1,00 mm, diminuindo o risco de perfuração, incentivou a deposição de cordões com energias de soldagem superiores a nominal utilizada na pesquisa, de 6,5 kJ/cm. Para tanto, novos cordões foram depositados com correntes de 80, 90 e 100 A, mantendo a velocidade em 17 cm/min e tensão em 26 volts, o que permitiu energias de soldagem respectivas de 7,4, 8,3 e 9,2 kJ/cm. Os resultados apresentados na Tab. 4.29 indicam que mesmo um aumento de 10 A não é seguro em espessuras até 1,50 mm. Já para espessuras maiores, no teste superiores a 1,75 mm, registraram-se para ES = 7,4 kJ/cm, temperaturas inferiores ao limite, o que validaria o aumento, naturalmente após maiores estudos que possam determinar os limites de espessura para um aumento gradual de corrente. Por outro lado, ES de 8,3 e 9,2 kJ/cm não seriam aconselhadas.

Tabela 4.29- Temperatura (T) da superfície inferior da chapa em deposição de solda com energia (ES) de 7,4, 8,3 e 9,2 kJ/cm.

ES (kJ/cm)	e (mm)	T (°C)
7,4	1,03	1111
7,4	1,22	1045
7,4	1,41	1031
7,4	1,78	924
8,3	1,25	perfurou
8,3	1,70	1033
9,2	1,84	1077

Como conclusão desta etapa, a perfuração através do limite de temperatura foi avaliada com revestimentos onde utilizou-se o argônio como gás de arraste, que contribui

substancialmente para menores penetrações do arco. Como anteriormente comentado, a técnica nestas condições de revestimento era viável independente da espessura, com critérios devendo ser estabelecidos pela temperatura limite de perfuração. A Tab. 4.30, com temperaturas medidas em soldagens com 6,5 kJ/cm, indicam que para esta energia uma espessura de viabilidade limite estaria entre 0,62 e 0,70 mm, valor este inferior a 1,00 mm, limite considerando ar comprimido.

O importante desta avaliação não é o valor, mas sim o fato da existência de um limite de espessura, que naturalmente deve ser dimensionado segundo material da tubulação e as condições de fluxo durante uma soldagem em operação.

Tabela 4.30- Temperatura ( $T$ ) da superfície inferior da chapa em deposição de solda com energia de soldagem ( $ES$ ) de 6,5 e 7,4 kJ/cm sobre espessura ( $e$ ) aspergida com argônio como gás de arraste.

$ES$ (kJ/cm)	$e$ (mm)	$T$ (°C)
6,5	0,47	1073
6,5	0,62	1013
6,5	0,69	955
6,5	0,82	742
7,4	0,79	737

#### 4.2.7 Deposição de solda 'como revestimento'

A análise até então apresentada considerava somente cordões de solda depositados isoladamente, diferentemente do que ocorre em um revestimento por soldagem, onde existe superposição e diluição entre cordões, o que implica em menor penetração da zona fundida no substrato. Por um lado isto favorece o controle da perfuração, porém deve existir o cuidado para evitar que material aspergido permaneça sem fusão, em uma situação similar à apresentada na Fig. 4.54, que dependendo das tensões atuantes, principalmente de forma cíclica, poderia provocar o deslocamento de revestimento aspergido + solda, do metal de base. Esta condição, como já comentado, provoca ainda a incidência de poros. Ensaios de dobramento mostram que a existência de material aspergido entre solda e chapa provocam a fratura do cordão, como mostra a Fig. 4.55.

A permanência de material no estado 'como aspergido', e suas implicações, mostra a necessidade de uma qualificação criteriosa envolvendo energia de soldagem e espessura aspergida, permitindo a completa fusão sem expor a estrutura ao risco de perfuração, respeitando, portanto, o limite de temperatura estabelecido pelo Instituto Battelle. Experimentos com soldagem sobre espessura aspergida de 1,25 mm, mostraram que um aumento de corrente de soldagem de 70 A para 90 A, mantendo tensão e velocidade, mostrou-se inócua na tentativa de garantir fusão do substrato e temperaturas da superfície interna inferior a 980°C. Abaixo do segundo e terceiro cordões foram registradas



temperaturas respectivas de 1049°C e 952°C, portanto acima ou muito próxima do valor seguro.

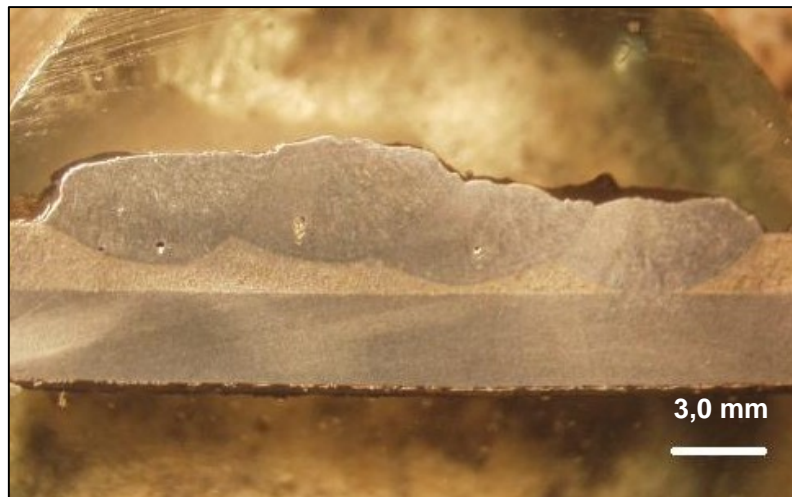


Figura 4.54- Permanência de material aspergido entre solda e chapa e incidência de poros.



Figura 4.55- Fratura, após dobramento, em cordões de solda provocados pela incompleta fusão do revestimento aspergido.

Para tentar garantir a fusão sem risco de perfuração, foi testado para a deposição da primeira camada um procedimento que prevê um desbaste de metade do cordão antes da deposição do próximo, aproximando desta forma a linha de percurso do eletrodo da região de ausência de fusão, em uma seqüência conforme o desenho da Fig. 4.56. Como cuidado para garantir a eficácia deve-se procurar manter uma distância entre o eletrodo e a parede formada no cordão anterior próxima de 1,0 mm. Um avanço sobre este valor leva a uma sobreposição à solda já depositada e baixa penetração. De outra forma, o afastamento do eletrodo impede a total fusão do material aspergido.

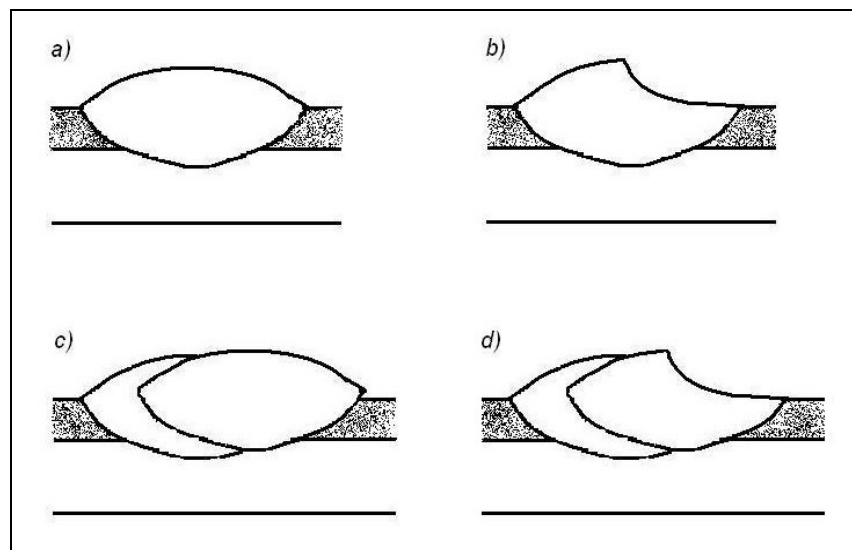


Fig. 4.56- Representação esquemática da seqüência de operações para revestimento com retirada parcial dos cordões de solda. a) deposição do primeiro cordão; b) esmerilhamento do primeiro cordão; c) deposição do segundo cordão; d) esmerilhamento do segundo cordão para deposição do próximo.

A Fig. 4.57 mostra o êxito na aplicação do procedimento de 'meio desbaste' dos cordões, sem permanência de material revestido e ausência de poros, situação esta desejável para um reparo, e que não ofereceria riscos em relação a possíveis deslocamentos. Este revestimento, submetido a um esforço de dobramento com posterior exame através de líquido penetrante, não apresentou indícios de trincas, como pode ser observado na Fig. 4.58. Após esta análise, concluiu-se que o desbaste parcial do reforço dos cordões permite uma fusão completa do material aspergido.



Figura 4.57- Ausência de poros e fusão completa do revestimento em cordões de solda depositados com procedimento de 'meio desbaste'.



Figura 5.58- Inspeção por Líquidos Penetrantes comprova ausência de trincas após dobramento em cordões de solda com completa fusão do revestimento aspergido.

Mesmo o 'meio desbaste' mostrando-se eficaz, em alguns revestimentos eventualmente pode permanecer material aspergido confinado em formas de ilhas, como mostra a Fig. 4.59. Esta situação não carrega os problemas apresentados por uma ausência de fusão contínua. Como essas 'ilhas' são pequenas quantidades de material, a proximidade da região de soldagem faz com que as altas temperaturas provoquem a recristalização de parte destas 'ilhas', com conseqüente perda da característica lamelar, conforme mostram as Figs. 4.60 e 4.61. Outra observação diz respeito à não incidência de porosidade pelo agora baixo volume de material. Reparos contendo material aspergido em forma de ilhas não apresentaram em ensaios e dobramento indícios de trinca ou deslocamento que pudesse comprometer a solda, permitindo, portanto, a coexistência de deposição de solda e ilhas de material aspergido. Porém, a possibilidade de existir zonas de material aspergido não fundido e/ou poros, indica a necessidade de algum método de inspeção não destrutivo e desenvolvimento de um critério de aceitação.

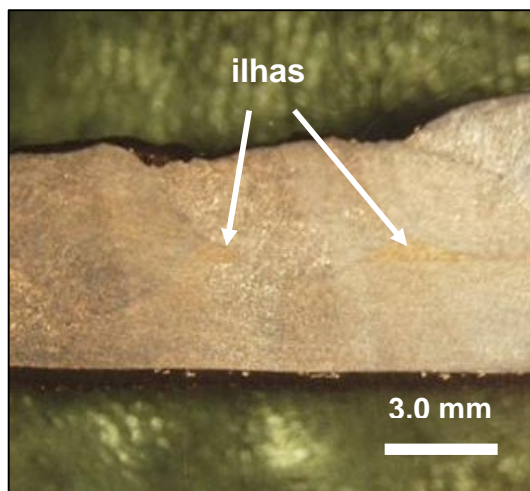




Figura 4.59- Deposição de solda mostrando 'ilhas' de revestimento aspergido sem fusão entre cordões e substrato.

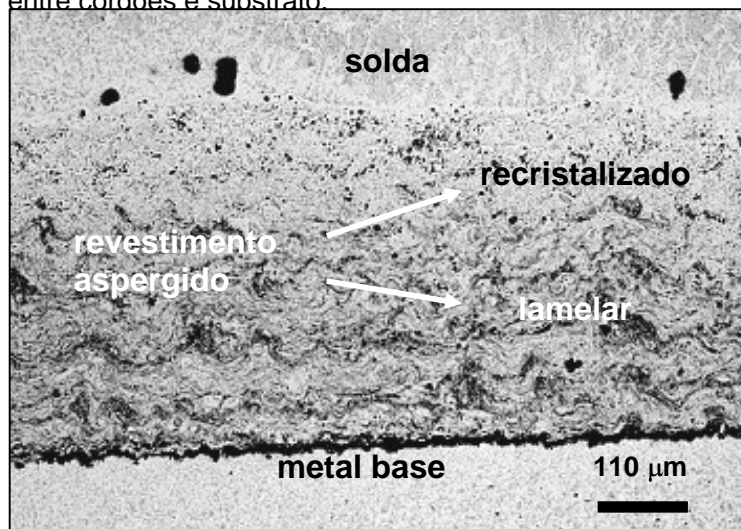


Figura 4.60- Micrografia mostrando a recristalização de parte do revestimento aspergido após deposição de solda.

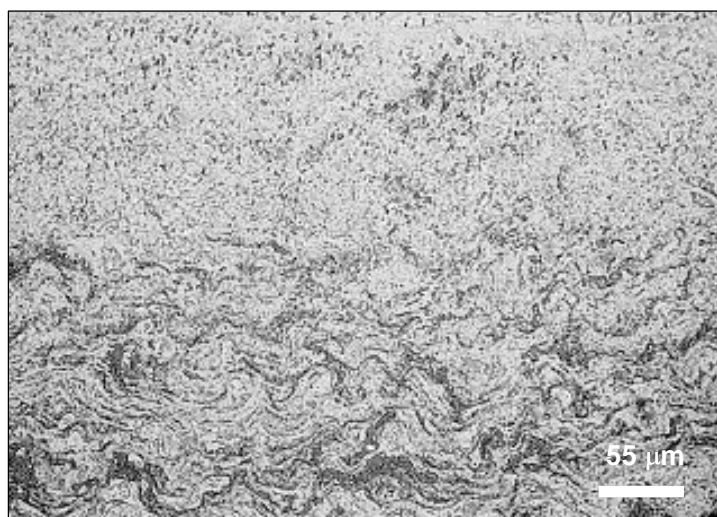


Figura 4.61- Micrografia mostrando transição entre região aspergida recristalizada e lamelar.

A alteração observada na estrutura do revestimento aspergido implica em variação das propriedades mecânicas. Um levantamento de microdureza realizado segundo a representação esquematizada na Fig. 4.62 evidencia esta transformação. Os pontos de medidas distantes 0,75 mm do substrato, portanto sobre uma região aspergida recristalizada, apresentaram microdureza (HV0.15) de  $113,5 \pm 6,5$ . De outra forma, pontos de medida próximos ao substrato, incidentes sobre uma região ainda lamelar, mostram valores maiores:  $227,5 \pm 14,5$ , mas inferiores aos obtidos sobre uma região lamelar não exposta à um ciclo térmico de soldagem, de  $251,0 \pm 23,0$ . Esta diferença, segundo Hamatami e Miyazaki [3], deve-se a difusão provocada pelo aquecimento gerado durante a soldagem, que diminui a dureza dos revestimentos sujeitos aos efeitos térmicos. A Fig. 4.63

mostra um gráfico com valores de microdureza ao longo da espessura da ilha, registrando desta forma a transição entre região lamelar e recristalizada.

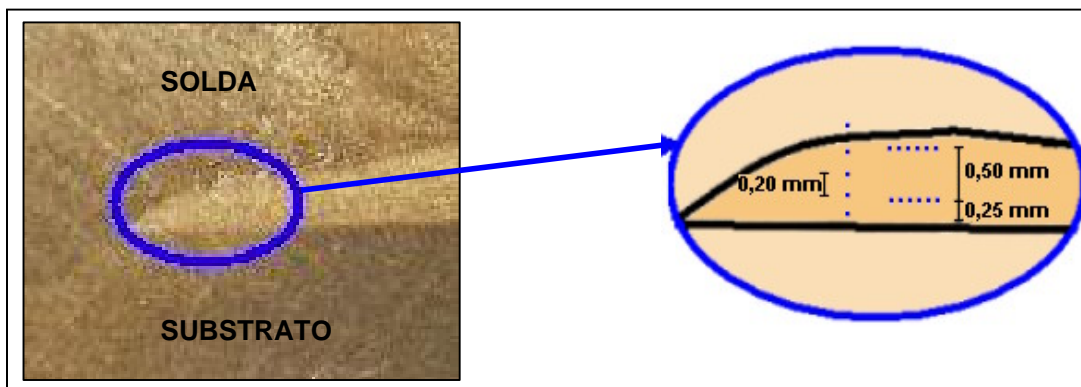


Figura 4.62- Esquema representativo da localização dos pontos de medidas de microdureza em uma região caracterizada como ilha de material aspergido.

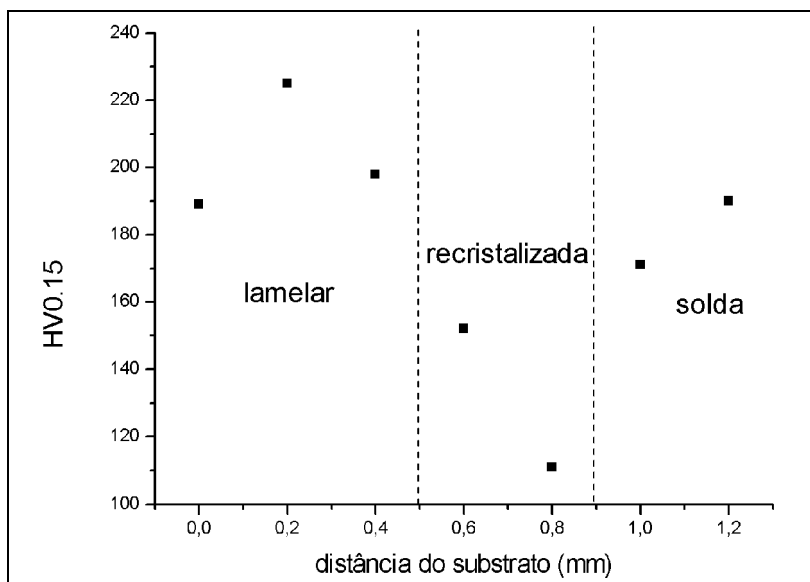


Figura 4.63- Valores de microdureza HV0,15 ao longo da espessura de uma ilha de material aspergido.

O procedimento de meio desbaste, se corretamente aplicado, garante a completa fusão do material aspergido, ou no máximo mantém ilhas. Ocorre que o procedimento mostrou-se muito sensível à distância eletrodo-parede durante a soldagem e ao controle do desbaste, que por naturalmente ser feito de forma manual, pode, principalmente em cordões mais longos, apresentar regiões com diferentes retiradas de material, implicando em uma diluição maior ou menor dos cordões posteriormente depositados. Esta variação na diluição pode acarretar falta de penetração adequada. Como alternativa, foi testado o desbaste total após deposição de cada cordão. Da mesma forma que para o procedimento anterior, os resultados indicam seu uso, como pode ser observado na Fig. 4.64. Apresenta como desvantagens o maior consumo de material de solda, que não implica em custos elevados,

posto que se trata de pequenos reparos, mas principalmente o risco de realizar operações de esmerilhamento em uma chamada 'linha viva', ou seja, uma tubulação pressurizada e com fluxo. Estes procedimentos naturalmente se aplicam somente a primeira camada de solda, que vem a ser a responsável pela fusão do revestimento. As demais camadas, até o completo restabelecimento da espessura perdida, não necessitam do mesmo.



Figura 4.64- Deposição da primeira camada de solda pelo procedimento de desbaste total dos cordões.

Com o conhecimento adquirido através dos experimentos sobre chapas, a técnica foi estendida para a aplicação em tubos API 5LX-70. Os resultados podem ser avaliados no capítulo a seguir.

#### 4.3 Aplicação da técnica em tubos API 5LX-70

Após os ensaios sobre chapas, a técnica foi aplicada em tubos, seguindo a mesma metodologia para soldagem e processo de aspersão térmica, com as amostras de tubos sendo revestidos em sua parte central, conforme mostra a Fig. 4.65.



Figura 4.65- Corpo de prova de tubo API 5LX-70 com diâmetro de 100 mm e espessura reduzida de 3,0 mm. A amostra é revestida em 120 mm na parte central.

Inicialmente foram comparados os resultados para avaliar a influência do material. Na seqüência foram depositados cordões em situações de resfriamento como água em vazão de torneira, água pressurizada sem fluxo e água sem fluxo e sem pressão, além do resfriamento provocado pelo ar ambiente. Convém esclarecer que estas condições de fluxo somente foram estabelecidas para a soldagem, sendo o revestimento por aspersão térmica realizado antes, em condições ambiente. As Tabs. 6 do Apêndice trazem os resultados de penetração da zona fundida e espessura do revestimento conforme resfriamento

O capítulo finaliza com testes comparativos de rompimento de amostras de tubos reparados com tubos sem danos.

#### 4.3.1 Penetração da zona fundida em amostras de tubos

Como as chapas eram de aço carbono SAE 1020, foi testada a correlação entre valores de penetração do arco volcânico em condições e parâmetros de soldagem e aspersão equivalentes para os dois materiais, chapa SAE 1020 e tubos API 5LX-70, incluindo o resfriamento, que como para as chapas, dependeu exclusivamente do ar ambiente. Pela equivalência já observada na penetração em relação aos processos de aspersão térmica, os ensaios foram realizados por FS.

Além da comparação entre chapa e tubo não revestido, foram testadas quatro faixas de espessura de revestimento, entre 0,43 e 0,48 mm, 0,72 e 0,87 mm, 0,97 e 1,20 mm, e também entre 1,35 e 1,63 mm. Pelos resultados médios, apresentados no gráfico da Fig. 4.66 e Tab. 4.31, pode-se observar que a penetração tem uma similar dependência da espessura do revestimento. Entretanto, os valores são menores que os observados sobre chapas. Estes resultados iniciais sugerem a possibilidade de um aumento da energia de soldagem e viabilidade da técnica em menores espessuras, dependendo evidentemente da temperatura limite de perfuração.

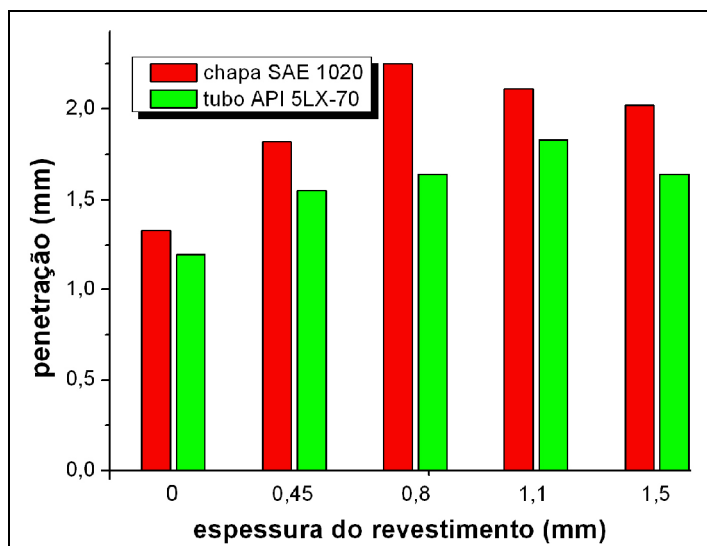


Figura 4.66- Histograma comparativo dos valores de penetração da zona fundida sobre chapas SAE 1020 e seções de tubos API 5LX-70 com ES=6,5 kJ/cm.

Tabela 4.31- Valores médios da penetração do arco voltagem segundo espessura de revestimento ( $e$ ) sobre chapa SAE 1020 e tubos API 5LX-70 com resfriamento ao ar. ES=6,5 kJ/cm e processo FS.

$e$ (mm)	penetração - desvio padrão (mm)	
	chapa	tubo
0	1,33 – 0,14	1,20 – 0,04
0,40 – 0,51	1,82 – 0,25	1,55 – 0,08
0,72 – 0,87	2,25 – 0,22	1,64 – 0,10
0,97 – 1,20	2,21 – 0,17	1,83 – 0,08
1,35 – 1,63	2,02 – 0,13	1,64 – 0,11

Como se trata de material diferente, um novo cálculo de *espessura equivalente maciça* ajuda a definir limites de viabilidade. Para estas mesmas faixas de espessuras consideradas, a Tab. 4.32 traz os resultados de  $ee$  para tubos API 5LX-70. A comparação com os valores observados em chapas SAE 1020 podem ser conferidos no gráfico apresentado pela Fig. 4.67. Os valores superiores de  $ee$  nas amostras de tubos mostram uma maior eficiência da técnica quando aplicada neste material.

Tabela 4.32- *Espessura equivalente maciça* ( $ee$ ) segundo *espessura de revestimento* média ( $e$ ) para tubos API 5LX-70 com energia de soldagem de 6,5 kJ/cm e resfriamento ao ar.

$e$ (mm)	$ee$ (mm)
0,45	0,05 a 0,15
0,79	0,31 a 0,46
1,08	0,37 a 0,60
1,53	0,94 a 1,22

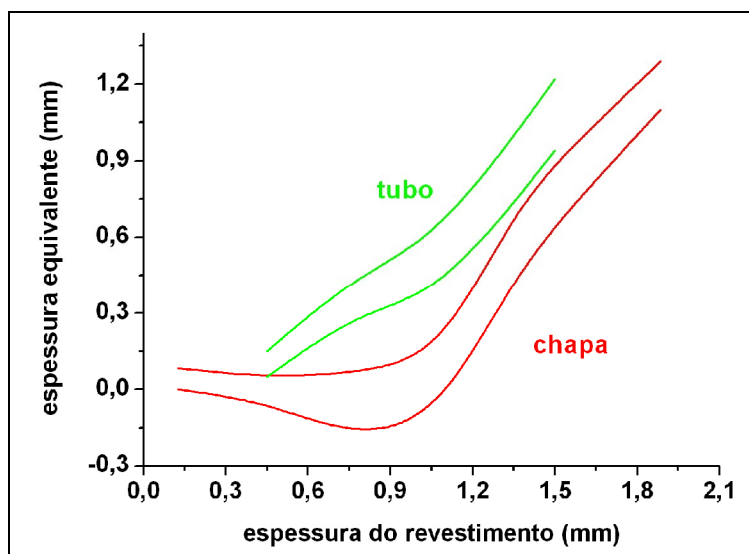


Figura 4.67- Curvas  $ee$  x  $e$  para chapas SAE 1020 e tubos API 5LX-70 com energia de soldagem de 6,5 kJ/cm e resfriamento ao ar.

Esta análise comparativa tem por objetivo mostrar a influência do substrato na definição dos limites de espessura para aplicação da técnica, e até pode gerar alguma dúvida de validade, afinal estão sendo comparados geometrias diferentes. Para responder esta questão, a técnica foi aplicada também em tubos ASTM A53, revestidos com espessura média de 1,00 mm, tendo duas finalidades: i) avaliar se os valores de penetração teriam equivalência com os observados em chapas; ii) comparar a eficiência da técnica com os resultados do trabalho de Guerrero Pérez [16], onde foram definidos critérios para soldagem em operação por deposição direta em tubos ASTM A53.

Foram depositados dezoito cordões divididos entre dois tubos, segundo disposição similar a observada em chapas. De cada cordão foram tiradas quatro amostras, duas de cada região, com e sem revestimento, totalizando trinta e seis amostras para cada superfície. Posteriormente à preparação metalográfica, foram medidos os valores de espessura de revestimento e penetração da zona fundida. Para superfície não revestida, a penetração média encontrada foi 1,28 mm, com desvio padrão de 0,08 mm, valor muito próximo da penetração de 1,33 mm em chapas. A equivalência entre chapa e tubo ganha consistência se analisarmos os valores de penetração sobre revestimento: considerando uma espessura média de 1,03 mm, tem-se em chapa penetração de 2,33 mm, valor este retirado de gráfico da Fig. 3.45 e em tubos 2,32 mm. Novamente valores praticamente iguais independente da geometria, permitindo desta forma validar a análise sobre chapa SAE 1020 em uma comparação com tubos API 5LX-70, e em uma analogia, dizer que sobre os tubos API tem-se uma eficiência maior da técnica em relação a tubos ASTM A53.

Quanto ao segundo objetivo, Guerrero Pérez, estabeleceu como limite à perfuração uma relação entre corrente ( $I$ ) e velocidade de soldagem ( $v_s$ ),  $I^{1,5}/v_s^{0,7}$ . Valores superiores a este parâmetro, definido através de ensaios, inevitavelmente provocavam a perfuração. Em uma situação com resfriamento ao ar, o valor deste limite é 138, para tubos com espessura de parede de 3,2 mm. Valendo-se da mesma metodologia, observa-se que este valor seria conservador se preliminarmente à soldagem fosse revestido o tubo em 1,20 mm de espessura, o que acrescenta uma *espessura equivalente maciça* entre 0,15 e 0,35 mm. Sobre um corpo de prova de tubo com esta espessura de revestimento, foram depositados, sem perfuração, seis cordões de solda com corrente de 95 A e velocidade de soldagem de 15 cm/min, gerando um  $I^{1,5}/v_s^{0,7}$  de 139, suficiente para provocar a perfuração em um tubo sem revestimento. Esta superação do limite proposto por Guerrero Pérez alimenta a certeza que a recuperação preliminar da espessura diminui os riscos de perfuração, mesmo em uma situação onde a penetração, considerada de forma isolada, mostra-se maior nos tubos com revestimento.

#### **4.3.2 Efeito do fluido e condições de escoamento**

Os resultados até então apresentados mostram que o revestimento prévio por aspersão térmica aumenta a segurança em uma soldagem em operação. Porém estes experimentos



resumiram-se até então a uma condição de resfriamento livre, isto é, ao ar ambiente. Na seqüência apresentam-se resultados com resfriamento forçado.

Para permitir a soldagem dentro das condições de fluido estabelecidas, os corpos de prova foram fixos entre flanges. Este conjunto foi inserido em uma linha que permite o escoamento de água em vazão de torneira, ou a pressurização até 5,0 MPa. A Fig. 4.68 apresenta um corpo de prova já preparado com os flanges e mangueiras.



Figura 4.68- Corpo de prova de tubo já montado com flanges e mangueiras pronta para pressurização ou escoamento de água.

Como fluido foi utilizada a água, que por suas propriedades térmicas representa uma taxa de resfriamento mais severa, se comparada aos hidrocarbonetos operacionalmente utilizados. Abaixo estão as condições de fluido avaliadas:

- sem fluxo e pressão
- vazão de torneira (13,5 l/min)
- sem fluxo a 2,5 MPa
- sem fluxo a 5 MPa

#### 4.3.2.1 Formação de camada de vapor

Uma preocupação em escoamento de líquidos é a possibilidade de ebulição e sua influência na perfuração. O isolamento pelo vapor alterará a taxa de resfriamento consideravelmente se essa ebulição for em filme, com conseqüente aumento da temperatura do tubo. Em experimentos realizados ainda sobre chapas, foi possível identificar essa camada de vapor. Para o ensaio foram depositados cordões sobre uma chapa em contato com água, provocando a evaporação. Como o objetivo era visualizar a camada, foi confeccionada uma estrutura em acrílico que permitia ao mesmo tempo reservar

a água e observar os efeitos provocados pelo calor na superfície da chapa oposta a de soldagem. Apoios na estrutura permitiam o contato chapa-líquido, enquanto a interface era filmada através do acrílico transparente. A Fig. 4.69 mostra o conjunto experimental com a chapa apoiada, no instante em que se forma a camada de vapor.

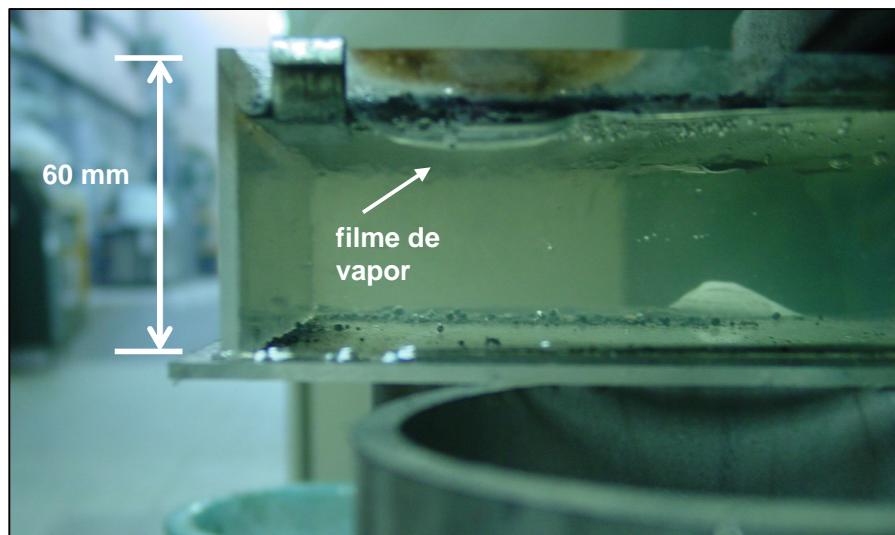


Figura 4.69- Deposição de solda sobre chapa em contato com água mostrando a formação da camada de vapor.

O conjunto experimental elaborado, sem fluxo do fluido, facilita a formação do filme de vapor, que acompanha o deslocamento do eletrodo. A Fig. 4.70 mostra uma imagem do filme de vapor junto à superfície da chapa em contato com a água.

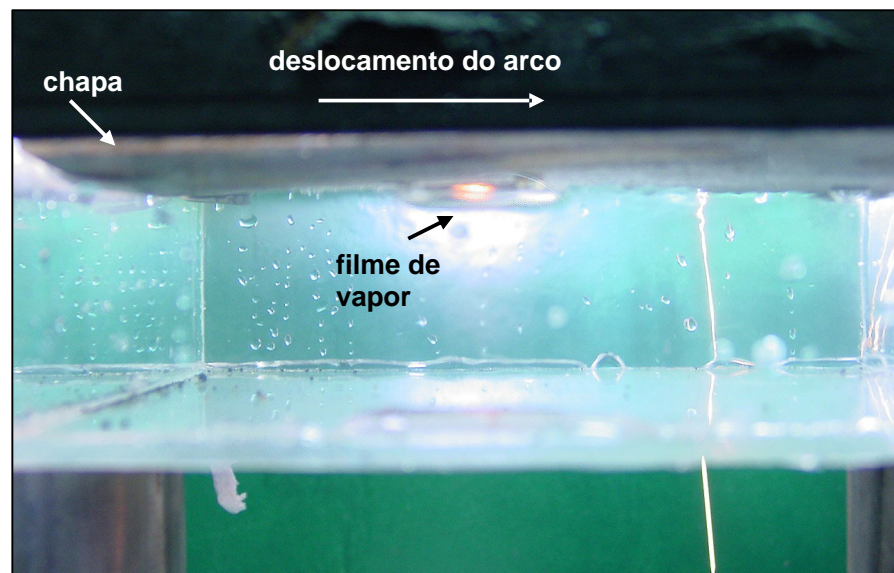


Figura 4.70- Deslocamento de filme de vapor junto à superfície da chapa em contato com a água.



#### 4.3.2.2 Resfriamento com água despressurizada e sem fluxo.

Foram depositados cordões sobre revestimentos com espessura média de 0,44, 0,82, 1,11 e 1,50 mm, com somente uma amostra sendo retirada de cada cordão a 40 mm da abertura do arco, em um total de oito para cada espessura. Este procedimento procura evitar a influência de uma possível pressurização provocada pelo aquecimento da água. O valor médio sem revestimento foi obtido em tubo exclusivo para este objetivo.

O gráfico da Fig. 4.71 permite comparar a penetração da zona fundida com uma de soldagem em condição de resfriamento ao ar. A proximidade de valores indica não haver influência significativa a este nível de energia que possa justificar uma influência da água na penetração. Porém, não se pode desprezar o fato de que em todas as espessuras avaliadas, a média sempre foi superior nos lotes com amostras referentes ao resfriamento natural, mesmo nos dois últimos pontos avaliados, onde ocorre quase uma sobreposição de valores. Da análise desta equivalência, conclui-se que o revestimento até a espessura de 1,5 mm não é suficiente para alterar a capacidade de penetração do arco para a energia dispendida e, portanto, a água estática, em uma situação hipotética, não teria influência sobre a técnica nesta espessura de parede + revestimento.

Como complemento para avaliar se realmente não ocorre influência, foram medidas as temperaturas em duas espessuras: 0,78 e 1,1 mm.

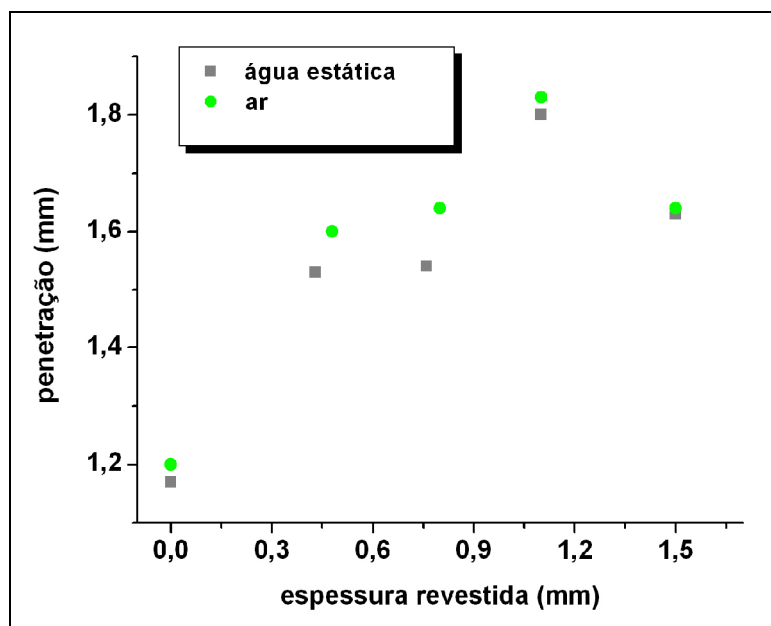


Figura 4.71- Penetração da zona fundida segundo espessura de revestimento para condições de resfriamento ao ar e com água sem fluxo.

A Tab. 4.33 mostra que os valores máximos de temperatura, assim como a penetração da zona fundida, foram próximos, e indicam que pelo critério de temperatura não há risco de perfuração.

Tabela 4.33- Temperatura máxima da superfície interna de tubos submetidos a uma energia de soldagem de 6,5 kJ/cm com resfriamento ao ar e água sem fluxo.

<i>espessura (mm)</i>	<i>temperatura (°C)</i>	
	<i>ar</i>	<i>água</i>
0,78 a 0,82	915	927
1,39 a 1,50	669	642

#### 4.3.2.3 Resfriamento com fluxo de água.

Com os resultados indicando que a água, em sua condição estática, não altera os valores de penetração, foram realizados experimentos prevendo o escoamento da água em vazão de torneira, 13,5 l/min. Pelo diâmetro das amostras, tem-se uma velocidade de 0,028 m/s pela relação entre vazão e área da seção transversal do tubo. Os valores de penetração estão apresentados na Tab. 4.34.

Tabela 4.34- Valores médios da penetração da zona fundida com energia de 6,5 kJ/cm segundo espessura de revestimento em amostras de tubo API 5LX-70 com fluxo de água a 13,5 l/min.

<i>espessura (mm)</i>	<i>penetração – desvio padrão (mm)</i>
0	1,18 – 0,12
0,40 a 0,47	1,55 – 0,11
0,70 a 0,84	1,57 – 0,12
0,96 a 1,13	1,78 – 0,13
1,42 a 1,56	1,60 – 0,15

Uma análise dos resultados mostra que esta condição também não altera os valores de penetração, quando comparados com o resfriamento ao ar ou em água estática. Previa-se que a existência do escoamento pudesse arrastar a camada de vapor, ou mesmo não permitir a sua formação, com conseqüente atuação sobre a penetração, como atestado no trabalho de Kiefner [100], que apresenta uma diferença de 36% na penetração em uma condição com fluxo de propano com velocidade de 1,0 m/s em relação a de uma soldagem sobre amostra sem fluxo. A proximidade na penetração, já observada no trabalho de Guerrero Pérez [16], mostra que esta perturbação não ocorre, isto é, a velocidade da água não é suficientemente elevada para provocar uma alteração no fluxo capaz de agir sobre os valores da penetração do arco. A norma PETROBRAS N 2163 Rev. C [17] estabelece a necessidade de uma velocidade mínima do fluido para a soldagem, que deve ser determinada experimentalmente. Possivelmente a velocidade nos experimentos foi baixa, o que explica a não influência do fluxo nos valores observados de penetração.

Nas três condições de resfriamento testadas: ao ar, água estática e escoamento de água em vazão de torneira, não se observou uma variação na penetração do arco. Como

em uma soldagem sobre um duto em operação, existe ainda a variável pressão, foram realizados experimentos considerando a influência da pressurização.

#### 4.3.2.4 Resfriamento com água pressurizada.

Em tubulações de parede entre 3,0 e 5,0 mm, a norma PETROBRÁS 2163 Rev. C [17] admite a soldagem em operação com pressão máxima de 6,2 MPa. Neste trabalho, onde a deposição de solda ocorre sobre amostra com parede maciça de 3,0 mm, duas pressões foram testadas, 2,5 e 5,0 MPa, visando observar a influência da pressão comparativamente às condições anteriores.

Para o caso de um duto ou tubulação com escoamento de fluidos líquidos, onde a condutividade térmica não varia significativamente com a pressão, não existe influência sobre a transferência de calor [20]. Porém, como já exposto na metodologia, as amostras foram pressurizadas através de uma bomba hidrostática. A ausência de escoamento permite a interferência da pressão sobre a taxa de resfriamento, como mostram os resultados do trabalho de Belanger e Patcchett [28].

A primeira constatação nestes ensaios, já observada por Guerrero Pérez [16], foi o aumento da pressão durante a deposição de solda, indicada pelo manômetro da bomba, evidenciando a formação da camada de vapor. A pressão foi mantida próxima ao valor nominal através de regulagem manual da válvula de alívio.

Uma análise do gráfico da Fig. 4.72, que apresenta os valores de penetração nas cinco condições testadas, mostra que em revestimentos com espessura até 1,0 mm, a pressão provoca uma redução nos valores de penetração da zona fundida. Esta redução ocorre também nas soldagens realizadas diretamente sobre tubo, isto é, sem revestimento. Em espessuras maiores, existe uma clara aproximação dos valores, evidenciando o efeito do revestimento sobre a transferência de calor. Pode-se concluir que a partir de 1,0 mm o revestimento permite uma soldagem sem influência das variáveis de fluxo testadas, o que permitiria, por exemplo, testar um procedimento em condições mais favoráveis de ensaio, como resfriamento ao ar ou vazão de torneira, evidentemente considerando a mesma energia de soldagem.

A pressão, que não apresenta influência em espessuras superiores a 1,0 mm, permite menores penetrações com 5,0 MPa nas demais espessuras. Estes resultados possivelmente estão atrelados a relação pressão-temperatura de ebulição, que em menores pressões formam uma camada de vapor de maior volume pela menor temperatura de ebulição, que provoca a ebulição em contato com uma área maior de chapa, dificultando ainda mais a troca de calor. O menor risco de perfuração mostra que a prática de se recomendar uma redução de pressão deve ser uma decisão criteriosa, que pode as vezes atuar de forma contrária se, por exemplo, considerar-se apenas o aspecto psicológico que uma redução exerce sobre o procedimento, principalmente no escoamento de gases, onde diferentemente dos líquidos, existe uma dependência da condução de calor com a pressão

[28], porém não observado no trabalho de Brêda Mascarenhas [14]. A redução para um nível de pressão correspondente a 80% da nominal é prática tradicional em operações de soldagem em operação, o que não obrigatoriamente implica em menores riscos. Este gráfico permite ainda uma análise em relação à definição de uma espessura ótima de revestimento, tendo como critério diminuir o risco de perfuração com garantia de completa fusão do material aspergido. Para a definição desta espessura, foi montada a Tab. 4.35, relacionando o risco de perfuração pela *espessura equivalente maciça* e a *profundidade fundida do substrato* (*pfs*) como índice de não deslocamento. Dentro desta necessidade, e considerando a energia de soldagem utilizada, pode-se eliminar de pronto espessuras da ordem de 1,5 mm, onde, já em simples deposição de cordão, os valores de penetração praticamente tangenciam o substrato, mesmo considerando ser esta espessura a que proporcionou maior espessura equivalente. Esta boa performance serve como indício para aumento da energia de soldagem, o que suscita a idéia de testes futuros para obter curvas semelhantes às deste trabalho.

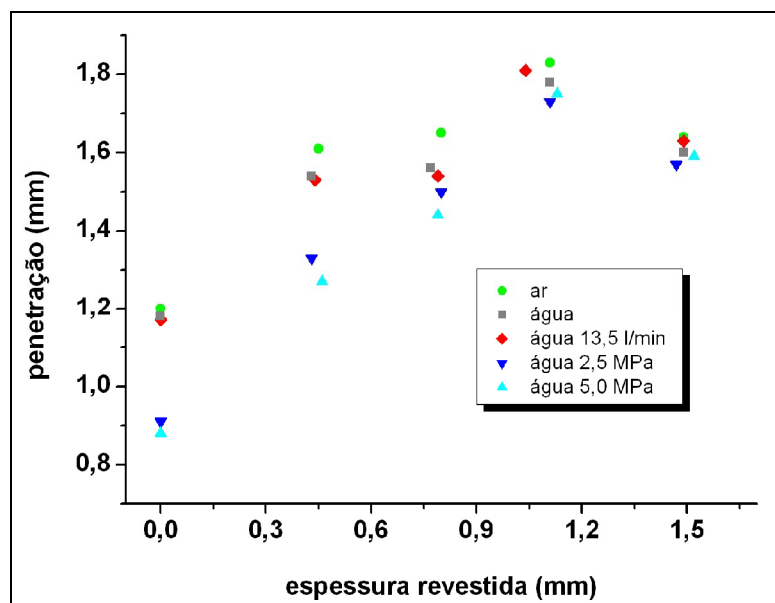


Figura 4.72- Penetração da zona fundida segundo espessura de revestimento e condições de resfriamento das amostras de tubos.

Tabela 4.35- *Espessura equivalente maciça (ee)* e *profundidade fundida do substrato (pfs)* segundo espessura do revestimento para fluido pressurizado a 5,0 MPa e energia de soldagem de 6,5 kJ/cm.

	<i>espessura do revestimento (mm)</i>				
	0,00	0,46	0,79	1,13	1,52
<i>ee (mm)</i>	-	0,07	0,23	0,26	0,90
<i>pfs (mm)</i>	0,88	0,81	0,65	0,62	0,02

Uma análise pelos dois critérios (*espessura equivalente maciça e profundidade fundida do substrato*) mostra que um valor ótimo se encontra entre as espessuras de 0,79 e 1,13 mm. Como os valores são muito próximos, e quanto maior a espessura revestida por aspersão térmica cresce a possibilidade de deslocamento, foi adotado o valor de 0,80 mm como espessura nominal de revestimento. A deposição de solda foi então realizada sobre uma espessura de 3,80 mm (3,00 do tubo mais 0,80 do revestimento) que equivale, considerando cordão isolado, a uma *espessura equivalente maciça* de 3,25 mm. Esta aparente ‘pequena’ vantagem (0,25 mm) é reflexo do baixo  $p_s$  (0,88 mm), mas permite uma reflexão pertinente: será que nestas condições seria vantajoso aplicar a técnica, envolvendo todo um procedimento e preparo para aspersão térmica, sendo que os valores não parecem apontar ganho substancial? A proposta do trabalho alivia esta interrogação lembrando que a finalidade era avaliar a possibilidade de aplicação da técnica como alternativa no reparo de dutos ou tubulações em operação com pequena espessura remanescente. E que, naturalmente, deverá ser qualificado o procedimento em condições que reflitam às operacionais, o que implicaria em valores distintos de  $ee$ ; aí sim poderia ser avaliada a possibilidade ou não da utilização da técnica.

Os valores observados na condição de fluido pressurizado principalmente na espessura de 1,5 mm motivaram o uso de energias de soldagem mais elevadas, obtidas pelo incremento de corrente. A Tab. 4.36 mostra resultados da penetração do arco em correntes de 80 e 90 A e indica o aumento percentual em relação a corrente nominal de 70 A.

Tabela 4.36- Comparação dos valores de penetração da zona fundida em correntes de 80 e 90 A em relação aos testes nominais com 70 A, considerando água em pressões de 2,5 e 5,0 MPa, ou despressurizada com vazão de 13,5 l/min. Espessura média do revestimento de 1,50 mm.

<i>corrente (A)</i>	<i>água</i>	<i>penetração (mm)</i>	<i>aumento (%)*</i>
80	5,0 MPa	1,71	14,0
80	2,5 MPa	1,87	24,6
80	13,5 l/min	1,93	28,6
90	5,0 MPa	1,98	32,0
90	2,5 MPa	1,96	30,6

\*o aumento refere-se aos ensaios com corrente de 70 A.

Adicionalmente também foram consideradas amostras na condição de escoamento de fluido em vazão de torneira. Os resultados confirmam uma situação mais favorável em relação à completa fusão do revestimento, devendo ser testado seu comportamento em uma situação de reparo, onde as condições de tensão decorrentes da soldagem atuando sobre o material aspergido contido em um volume confinado podem provocar situações de deslocamento ou mesmo incidência de trincas entre revestimento e parede da amostra.

Por outro lado, não esquecendo o risco de perfuração, foram medidas as temperaturas da superfície interna, lembrando que as condições de fluido em escoamento ou pressurizado não permitiram manter os termopares fixos durante a soldagem. A Tab. 4.37 traz as temperaturas em condições de resfriamento ao ar ou sobre água estática, em correntes de 70, 80 e 90 A e mostra, pelos valores inferiores ao limite de 980°C, não haver restrições quanto ao critério de perfuração pela temperatura.

Tabela 4.37- Temperatura máxima (°C) da superfície interna de tubos em soldagens com 70, 80 e 90 A sobre revestimento de 1,5 mm de espessura média e resfriamento ao ar e água sem fluxo .

<i>fluido</i>	<i>corrente (A)</i>	<i>temperatura (°C)</i>
ar	70	669
	80	674
	90	949
água	70	642
	80	713
	90	922

#### 4.3.3 Aplicação da técnica

Para testar a eficiência da técnica, foi produzido um desbaste reduzindo a espessura da parede dos corpos de prova, originalmente com 6,5 mm para 3,0 mm, em uma área de 60 x 120 mm, reproduzindo desta forma uma situação de reparo. A Fig. 4.73 mostra um corpo de prova já desbastado e com a superfície texturizada para o procedimento de aspersão térmica.



Figura 4.73- Corpo de prova com área para reparo efetuada por usinagem (medidas em mm).

Seguindo o procedimento proposto, a espessura foi recuperada por processo de aspersão térmica AS e o preenchimento restante de material com solda por eletrodo revestido AWS E7018. Estas amostras reparadas foram então submetidas a um teste hidrostático até a ruptura.

Em relação ao dano induzido, foram testadas amostras em quatro condições: sem dano (SD), com dano sem reparo (SR), com preenchimento total do dano por revestimento aspergido (RA), e com dano e deposição de solda sobre revestimento. Sendo que para a condição 'com deposição de solda', a técnica foi aplicada considerando duas possibilidades de resfriamento: fluxo de água (RV) ou pressão de 5,0 MPa com água estática (RP).

#### 4.3.3.1 Revestimento e deposição de solda

Após o desbaste para o reparo, a área foi jateada segundo os mesmos parâmetros dos ensaios anteriores, garantindo  $R_a$  mínimo de 3,0  $\mu\text{m}$  para o revestimento por aspersão térmica. Nesta etapa, um cuidado especial deve ser dado ao jateamento das laterais formadas pelo desbaste, evitando um eventual deslocamento do material nesta região quando da deposição de solda, ou mesmo durante a aspersão. Após a texturização foi depositado um revestimento com 0,8 mm de espessura, valor este definido pelos resultados dos ensaios anteriores, e que permite um ganho de 0,25 mm de espessura equivalente maciça sem apresentar risco de falta de fusão do material aspergido que possa comprometer o reparo quando da deposição de solda. Para garantir a espessura revestida, o processo foi controlado por um gabarito que apoiado longitudinalmente na superfície externa da amostra junto às extremidades da área desbastada permitia uma profundidade livre equivalente à necessidade de recuperação de espessura, de 0,8 mm. Para evitar que a região de apoio fosse revestida, impedindo a funcionalidade do controle, a mesma era recoberta com fita crepe, que ao ser retirada carregava o material aspergido, mantendo o local de apoio sem revestimento. Na Fig. 4.74, um desenho mostra como foi utilizado o gabarito, enquanto que o corpo de prova já com a espessura parcialmente recuperada pela etapa de aspersão térmica pode ser observado na Fig. 4.75.

O revestimento, não indicando sinais de deslocamento, pode ser observado na Fig. 4.76, enquanto que a Fig. 4.77 mostra o deslocamento, ocorrido ainda durante a aspersão e provocado pela aderência insuficiente na superfície das laterais. Esta ocorrência foi observada somente em um corpo de prova, provocada pela ocorrência simultânea do efeito da região lateral somada a espessura do revestimento aspergido, que se mostrou elevado, no caso 1,35 mm. Vale frisar que nos experimentos sobre chapas ou tubos com revestimento total (sem dano simulado) não se observou em nenhum corpo de prova o deslocamento, mesmo considerando espessuras superiores a 2,0 mm.

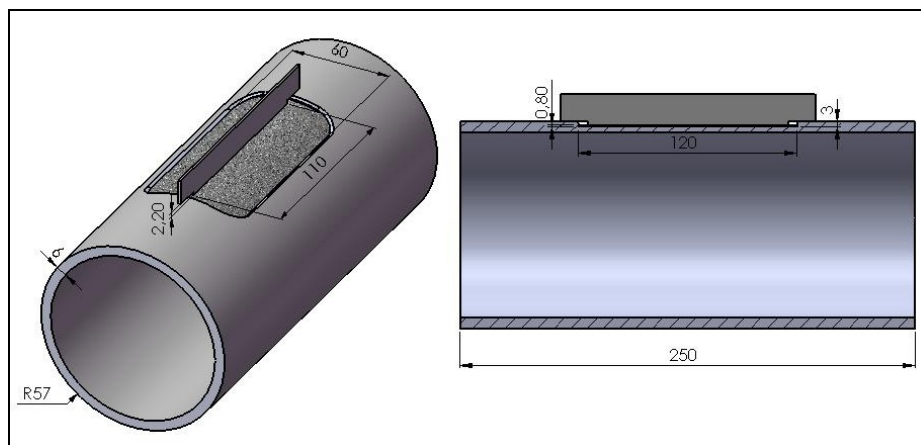


Figura 4.74- Controle da espessura revestida através do uso de gabarito.



Figura 4.75- Corpo de prova com espessura parcialmente recuperada em 0,8 mm por processo FS.

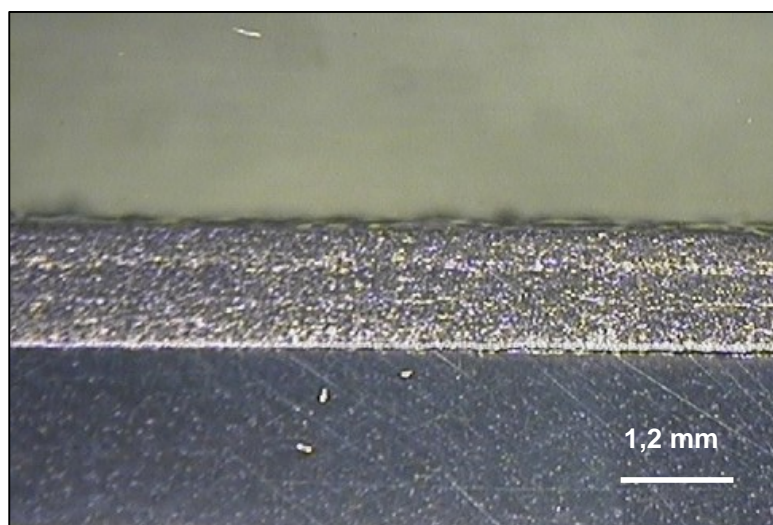


Figura 4.76- Macrografia mostrando revestimento com 1,35 mm de espessura aspergido sobre tubo.



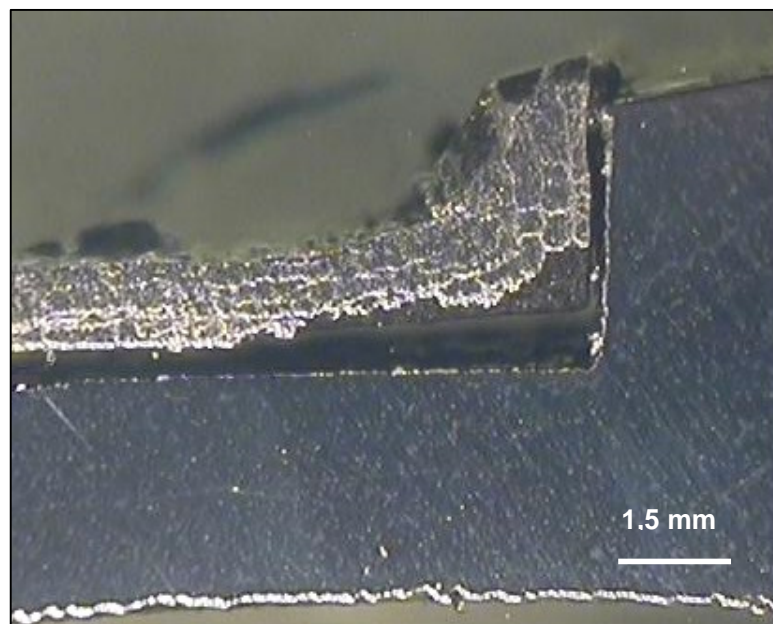


Figura 4.77- Deslocamento de revestimento com 1,35 mm de espessura junto à lateral do desbaste.

Como já comentado, outra preocupação é evitar a permanência de material aspergido sem fundir. Novamente, o ângulo reto formado entre a lateral do desbaste a ser preenchido com solda e o revestimento de recuperação da espessura forma uma região de difícil acesso, que poderia comprometer a fusão do material aspergido. Para evitar a falta de fusão, este ângulo reto foi desfeito pelo esmerilhamento das laterais, como mostra a Fig. 4.78, facilitando assim a aproximação do eletrodo junto à região mais crítica.

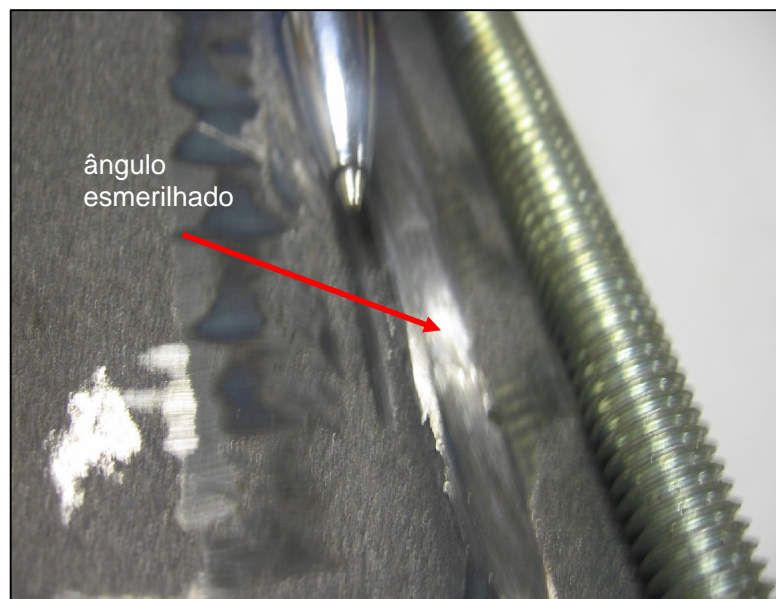


Figura 4.78- Esmerilhamento em 45° do ângulo reto entre lateral da região desbastada e revestimento aspergido.

Dando seqüência ao procedimento, foi feita a deposição de solda sobre o revestimento aspergido, iniciando pelo contorno do desbaste. Na Fig. 4.79 pode ser observado o primeiro cordão de solda, depositado sobre a região limítrofe entre revestimento aspergido e tubo.

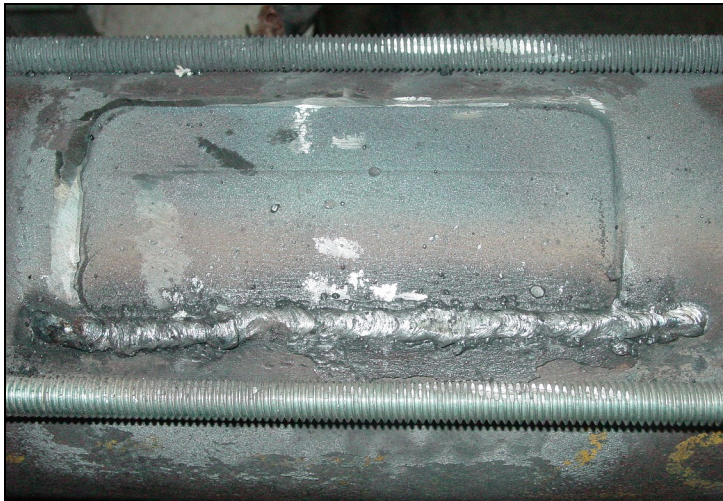


Figura 4.79- Deposição de cordão de solda sobre o contorno do dano simulado, previamente revestido por aspersão térmica.

Para a deposição da primeira camada, foi adotada a técnica de esmerilhamento total do cordão, diminuindo a possibilidade de permanência de material sem fundir. A Fig. 4.80 apresenta a primeira camada depositada. Para as demais camadas, até o preenchimento completo da área de dano, o esmerilhamento dos cordões é dispensável. A Fig. 4.81 mostra o dano simulado totalmente preenchido com solda, e na Fig. 4.82 o reparo já com a retirada por esmerilhamento do reforço da solda.



Figura 4.80- Primeira camada de solda depositada sobre o revestimento aspergido na área de dano e primeiro cordão da segunda camada.



Figura 4.81- Corpo de prova com total preenchimento com solda na região de dano simulado.



Figura 4.82- Corpo de prova com retirada por esmerilhamento do reforço de solda.

#### 4.3.3.2 Preparação do corpo de prova para ensaio

Para os ensaios de ruptura, realizados no Laboratório de Metalurgia Física –LAMEF– da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS), o corpo de prova é pressurizado com óleo até a ruptura do tubo. Tampões, com geometria adequada foram usinados conforme Fig. 4.83 e posteriormente soldados para garantir a vedação. Junto aos tampões, foram acopladas as mangueiras para entrada e saída do óleo. A Fig. 4.84 mostra um conjunto tubo-tampões já pronto para a pressurização e fixo por cabos de aço para evitar a movimentação durante o ensaio, e na Fig. 4.85 o mesmo conjunto dentro de um *bunker* subterrâneo.





Figura 4.83- Tampão com geometria interna de calota utilizado para fechamento.



Figura 4.84- Corpo de prova com tampões e acoplamentos para entrada e saída do óleo.



Figura 4.85- Corpo de prova a ser ensaiado dentro de *bunker* subterrâneo.

### 4.3.3.3 Pressão de ruptura

A Tab. 4.38 mostra a pressão que provocou a ruptura, nas condições 'tubo sem dano'; 'com dano sem reparo'; 'com dano reparado', com a técnica de reparo sendo aplicada em duas condições: água pressurizada a 5,0 MPa, e água em vazão de torneira; e uma última, onde todo o espaço simulando a falha foi preenchido pelo revestimento por aspersão térmica. Esta amostra foi chamada de 'tubo com dano revestido' e teve por finalidade mostrar a necessidade da deposição de solda, pela inevitável perda de resistência que um reparo considerando somente o revestimento aspergido teria.

Tabela 4.38- Pressão de ruptura em ensaios de explosão de tubos sem dano (SD), dano sem reparo (SR), reparado com técnica aplicada em tubo com água a 5,0 MPa (RP) ou com água com vazão de 13,5 l/min (RV), e dano totalmente preenchido por aspersão térmica (RA).

	<i>Condições do Tubo</i>				
	<i>SD</i>	<i>SR</i>	<i>RP</i>	<i>RV</i>	<i>RA</i>
<i>Pressão (MPa)</i>	56,8	26,8	51,5	49,1	39,0

Os resultados mostram que a técnica, dentro das condições aplicadas, permite uma recuperação de até 90% da resistência a ruptura por pressurização de um corpo de prova sem dano. Por outro lado, se considerarmos um reparo total somente através do revestimento aspergido, esta recuperação cai para 68%. Analisando o corpo de prova sem reparo, onde os testes indicam uma manutenção da resistência de 47%, mostra que a opção do uso somente da aspersão térmica acrescentaria um ganho de 21%. Já com a aplicação da técnica este acréscimo é de 43%, o que representa pelo menos o dobro.

Considerando a fórmula ASME [equação 2.1] para pressão de trabalho no tubo sem dano, com diâmetro externo de 114 mm, espessura da parede de 6,5 mm, fator de projeto 0,4 e demais fatores considerados 1 (o que representa um fator de segurança de 2,5), tensão de escoamento especificada API 5LX70 de 482 MPa, (para o cálculo 0,72 x tensão de escoamento [36]), o limite de pressão nominal é 15,82 MPa. Analisando agora as tensões de ruptura observadas nos ensaios, tem-se como coeficientes de segurança os valores apresentados na Tab. 4.39.

Tabela 4.39- Coeficientes de segurança dos ensaios de ruptura apresentados pelos tubos sem dano (SD), dano sem reparo (SR), reparado com técnica aplicada em tubo com água a 5,0 MPa (RP) ou com água com vazão de 13,5 l/min (RV), e dano totalmente preenchido por aspersão térmica (RA).

	<i>Condições do Tubo</i>				
	<i>SD</i>	<i>SR</i>	<i>RP</i>	<i>RV</i>	<i>RA</i>
<i>coeficiente de segurança</i>	3,59	1,69	3,25	3,1	2,46

Nas situações de reparo acima do valor estabelecido de 2,5. Convém salientar que a tensão de escoamento foi retirada de norma, e não de um ensaio de tração, o que poderia alterar os valores da Tab. 4.39. Porém, considerando os resultados próximos entre condição 'sem dano' com as de reparo, fica evidente a eficácia do reparo.

A Fig. 4.86 mostra os gráficos dos ensaios, onde além da pressão pode ser observado o tempo que o tubo suportou até o colapso, que variou de 118 s para o corpo de prova com dano sem reparo, até 288 s para o corpo de prova com reparo em condições de pressão a 5,0 MPa. Em relação aos tempos, merece uma consideração o fato de uma certa diferença entre as duas condições onde a técnica foi aplicada, ou seja, na condição com 5,0 MPa o tempo foi 20% superior ao do corpo de prova em vazão (242 s), ficando mais próximo do tempo do corpo de prova sem dano, que fraturou em 300 s, apenas 4% a mais. Porém essa diferença não implicou em maior resistência à pressão na mesma ordem (49,1 MPa e 51,5 MPa), e pode ter ocorrido por uma aceitação maior de crescimento de trinca estável antes da falha.

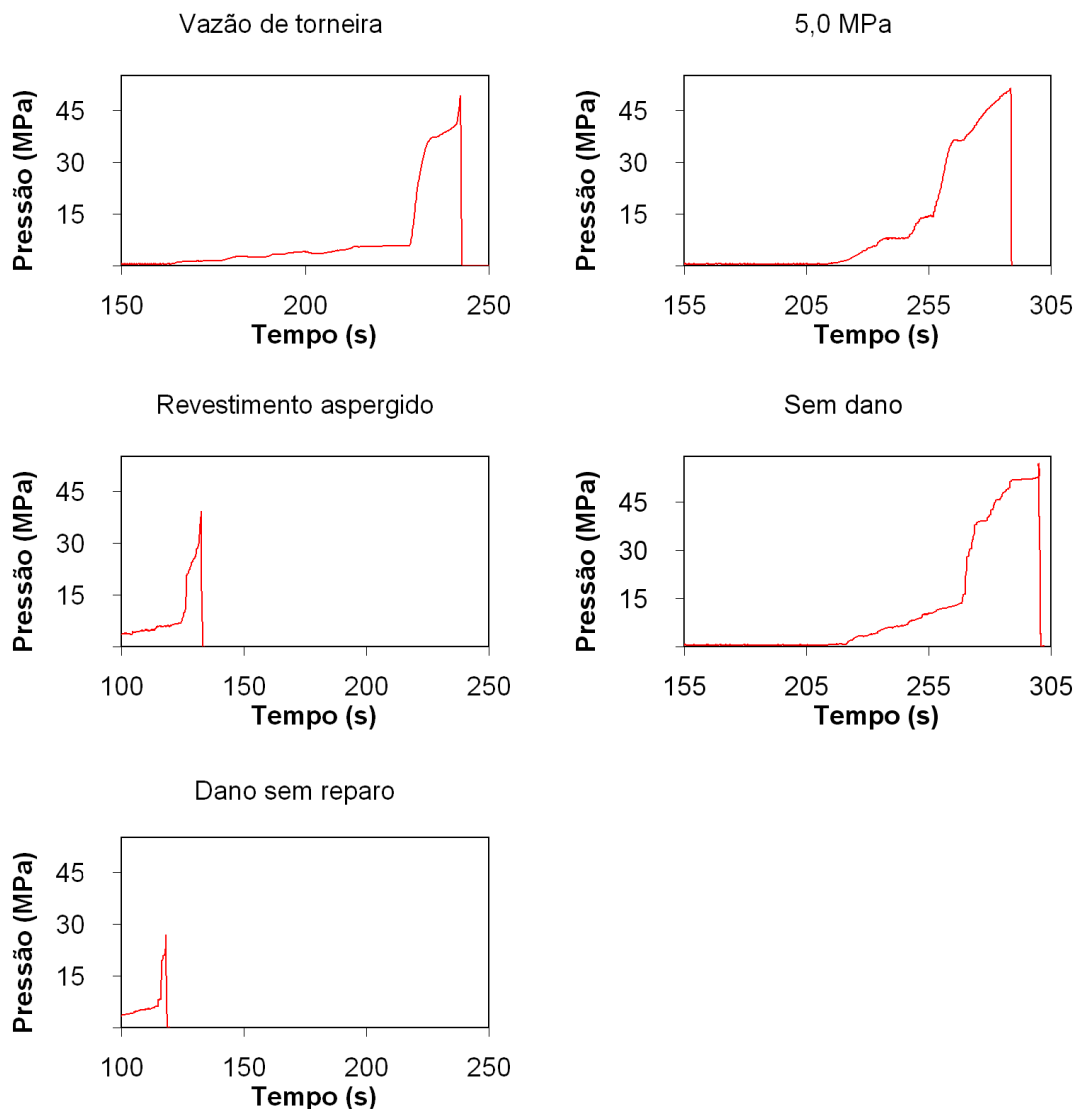


Figura 4.86- Curvas dos testes de pressurização segundo condição de reparo.



A Fig. 4.87 apresenta os corpos de prova rompidos. Comprovando a ductilidade esperada do material, a amostra sem dano apresenta uma deformação plástica saliente. De igual modo, os corpos de prova com dano sem reparo e com dano preenchido exclusivamente por aspersão, com a trinca se desenvolvendo ao longo do concentrador de tensões formado entre parede do dano usinado e tubo. Particularmente, na condição somente com revestimento aspergido, o mesmo simplesmente desprendeu-se (Fig. 4.88), numa clara indicação de baixa aderência para suportar uma deformação desta relevância.

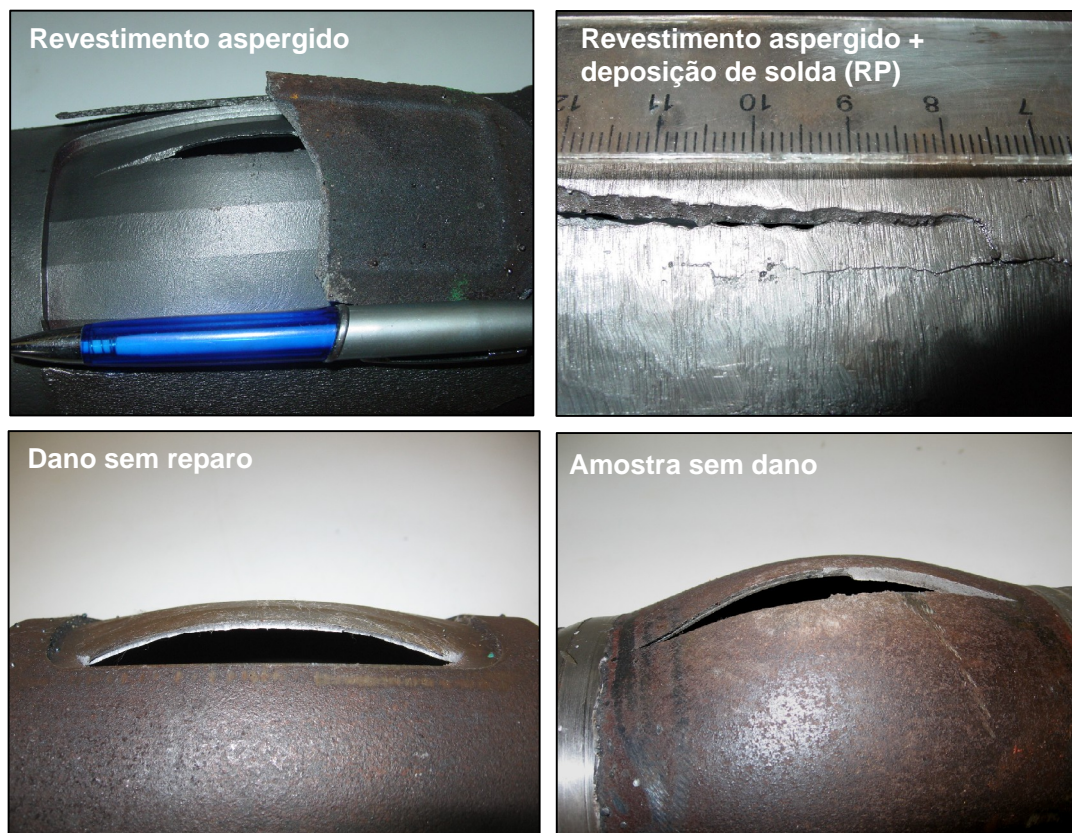


Figura 4.87- Corpos de prova após teste de ruptura segundo condição de reparo.



Figura 4.88- Revestimento despreendido do tubo durante a pressurização.

Para os corpos de prova representativos da técnica, seja RP ou RV, a trinca desenvolve-se ao longo da ZTA, paralela ao perfil do dano anteriormente usinado, como mostra a Fig. 4.89.



Figura 4.89- Desenvolvimento da trinca ao longo da ZTA em ensaio de ruptura de corpo de prova RP com deposição de solda sobre revestimento aspergido com 0,8 mm de espessura.

Adicionalmente, apesar da definição da espessura de revestimento em 0,8 mm, foi preparado um corpo de prova com revestimento de 1,1 mm. Como a soldagem deu-se nos mesmos níveis de energia, fatalmente em grande parte do reparo a zona fundida não atingiria o tubo, permanecendo material aspergido entre solda e substrato, como mostra a Fig. 4.90. Esta não fusão tem como consequência ainda a incidência de poros na primeira camada de solda.

A amostra em questão, ao ser submetida a pressurização rompeu com 45,1 MPa, o que representa 84% da tensão suportada por uma amostra com 0,8 mm de revestimento, totalmente fundido durante a soldagem, e apenas 11% superior a uma amostra somente com material aspergido. Estes números, apesar de não comprometerem o procedimento, mostra que a não fusão do revestimento implica em perda de eficiência, além de possivelmente permitir uma condição mais favorável para incidência de trincas de fadiga, fenômeno não abordado neste trabalho, mas de relevância considerada para a soldagem em operação. Quanto à fratura, apresentada na Fig. 4.91, houve um total deslocamento do revestimento, facilitando desta forma o rompimento.



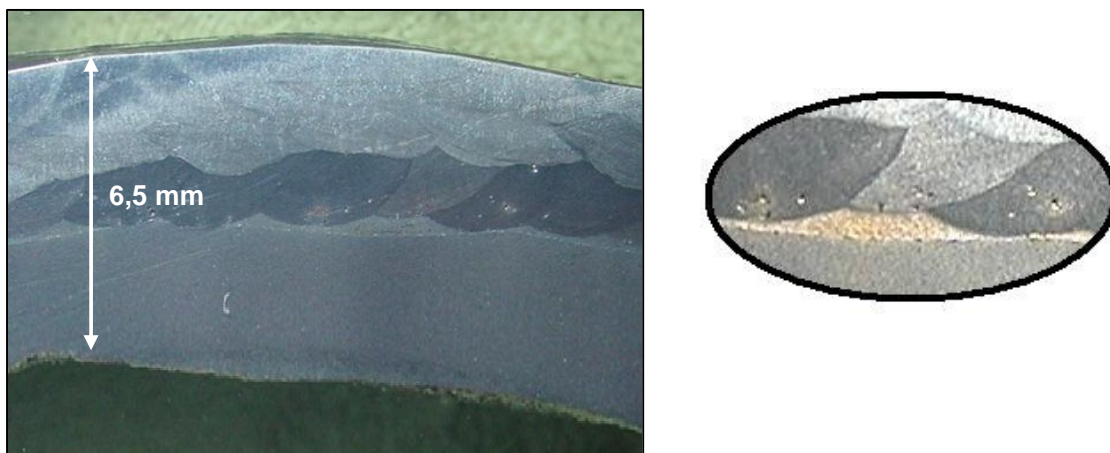


Figura 4.90- Macrografia de seção transversal indicando a permanência de material aspergido como camada e incidência de poros (no detalhe), em deposição de solda sobre 1,1 mm de revestimento.

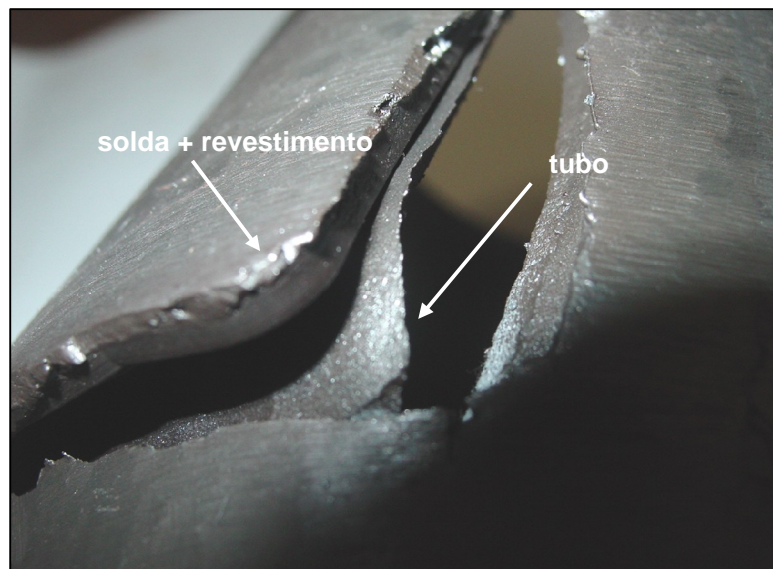


Figura 4.91- Deslocamento entre revestimento e substrato em ensaio de ruptura de corpo de prova revestido com 1,1 mm de espessura de material aspergido, provocado pela permanência de material aspergido entre tubo e solda.

#### 4.3.3.4 Avaliação de microdureza

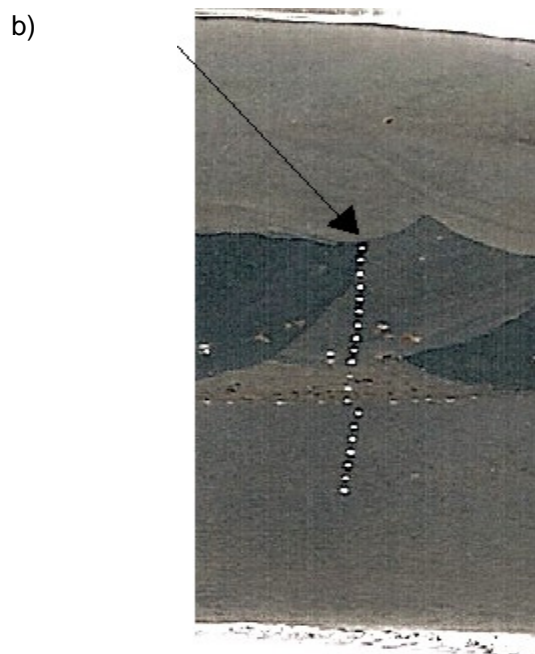
Ao lado da perfuração, a ocorrência de trincas à frio é a outra grande causa de riscos na soldagem em operação. Portanto, requer cuidados que evitem a sua incidência, sendo o controle da dureza das áreas afetadas pela soldagem o mais eficiente. Valores de microdureza Vickers com carga de 0,3 g foram medidas em regiões envolvendo revestimento aspergido, zona fundida, zona afetada pelo calor e metal base. Para evitar TF, considerou-se o limite de 350 HV, valor este normalmente observado nos procedimentos.

A avaliação inicial foi realizada sobre um corpo de prova com revestimento de 1,1 mm, onde material na forma aspergida permaneceu mesmo após a soldagem, isto é, não houve fusão total do revestimento. A Fig. 4.92 mostra valores obtidos ao longo de duas linhas: a

primeira, a), de um cordão que provocou fusão total; e na segunda, b), estão os valores envolvendo uma região de revestimento não fundida.



região	HV	HV <sub>m</sub>	$\sigma$
solda	214	198,4	9,83
	205		
	187		
	191		
	195		
1º cordão	208	192,8	13,28
	208		
	206		
	199		
	188		
	184		
	174		
ZTA	210	226,4	12,01
	240		
	225		
	221		
	236		
metal base	183	184	-
	185		



região	HV	HV <sub>m</sub>	$\sigma$
solda	209	198,6	7,58
	196		
	191		
1º cordão	185	179,7	9,92
	160		
	173		
	176		
	188		
	190		
	186		
material aspergido	169	-	-
	230		
	188		
metal base	180	176,7	2,81
	179		
	171		
	178		
	178		
	175		
176			

Figura 4.92- Medidas de microdureza HV0,30 após deposição de solda com energia de 6,5 kJ/cm sobre corpo de prova revestido com 1,1 mm e pressurizado a 5,0 MPa. a) fusão total do revestimento; b) permanência de material aspergido.

Dentro destes perfis obtidos na mesma amostra de tubo, pode-se observar, como esperado, a não alteração nos valores de dureza do metal base na condição representada

por *b*. O efeito da soldagem, porém, pode ser observado sobre o material aspergido, o que indica a variação microestrutural do revestimento. Já para a situação *a*, a presença de uma ZTA é evidenciada pelo incremento de dureza. Nesta condição, o 1º cordão não provocou fusão de nenhum outro, permanecendo material aspergido em suas laterais. Considerando agora o 1º cordão, a diferença da dureza média explica-se pela análise do desvio padrão, superior na condição *b* pela existência de pontos com queda de dureza, mais precisamente o segundo, terceiro e quarto. Observando a linha escolhida para as medidas, nota-se que estes pontos podem ter sofrido um revenimento dos cordões superiores, visto estarem posicionados em uma região de alcance dos efeitos do calor produzido por dois cordões de solda, o que não ocorre no 1º cordão de *a*. Quanto aos valores sobre a solda, mantiveram-se equivalentes aos observados na análise apresentada na Fig. 4.92.

Prosseguindo a avaliação, foram feitas medidas de dureza em um corpo de prova com espessura revestida de 0,8 mm, igualmente com deposição de solda nas mesmas condições. Esta espessura, considerando um procedimento normal, garante a fusão completa do revestimento. O local escolhido para as medidas, permite um perfil em linha sobre quatro cordões, além da ZTA. Os resultados podem ser observados na Fig. 4.93. Assim como os valores de microdureza da Fig. 4.95 ficaram seguramente distantes do limite da susceptibilidade às TF.



região	HV	HV <sub>m</sub>	$\sigma$
cordão superior	190	190	-
3º cordão	218	200	14,19
	208		
	206		
	190		
	178		
2º cordão	210	201,6	6,23
	200		
	195		
1º cordão	211	197,2	15,21
	223		
	207		
	191		
	182		
	180		
ZTA	233	224,8	6,76
	228		
	216		
	220		
	227		
metal base	201	199	-
	197		

Figura 4.93- Medidas de microdureza HV0,30 após deposição de solda com energia de 6,5 kJ/cm sobre corpo de prova revestido com 0,8 mm e pressurizado a 5,0 MPa.

#### 4.4 Experimentos adicionais em aço inoxidável austenítico AISI 304

A aplicação da técnica na proposta do trabalho foi sobre aço carbono SAE 1020 e API 5LX70. Mas seu uso pode ser expandido para outros campos que necessitem a recuperação dimensional. Prevendo esta possibilidade, testes foram realizados sobre aço inoxidável austenítico AISI 304, tendo como objetivo principal motivar futuros estudos e aplicações da refusão de camadas aspergidas. Foram testadas três ligas como material para os revestimentos aspergidos, sendo duas a base de Níquel (menos oxidável), além de um material similar AWS E309L.

Diferente do comportamento observado sobre os aços ferríticos, a deposição de solda com eletrodo revestido AWS E309L sobre revestimento aspergido de mesmo material por AS, apresenta cordões estreitos e com alta penetração, com um ângulo entre reforço e superfície próximo de 90°, como mostra a Fig. 4.94.

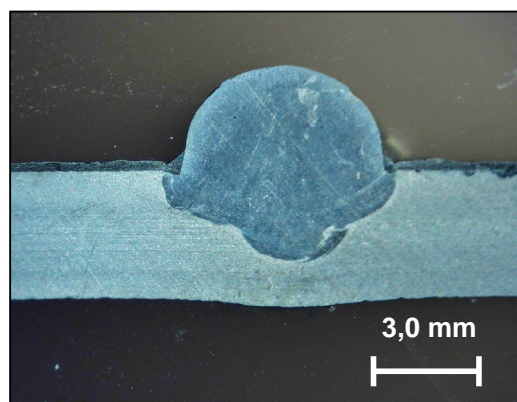


Figura 4.94- Macrografia de seção transversal de cordão de solda com eletrodo revestido AWS E309L sobre revestimento aspergido com arame AWS E309L por AS com espessura de 0,21 mm. Energia de soldagem 6,5 kJ/cm (70 A, 26 volts, 17 cm/min). Ataque Villela.

Por outro lado, ainda no âmbito de experiências, foi substituído o material aspergido por uma liga de Níquel 99% com traços de C, Si, Fe, S, Co e Cu (06T Nickel), mantendo o material de solda. O resultado mostra um aumento da penetração e ângulo entre reforço e superfície tornando-se menor que 90° (Fig. 4.95).

Uma terceira liga foi testada como material para a aspersão, AS-751, também a base de Níquel mas contendo FTC (*Fused Tungsten Carbide*), destinada a proteção contra o desgaste. Nesta combinação de eletrodo revestido E309L, camada aspergida AS-751, e substrato AISI 304, tem-se menor penetração e maior largura, o que diminui a elevada relação  $p/l$  observada com as outras ligas testadas, além do ângulo reforço-superfície ser maior que 90°, indicando boa molhabilidade, como mostra a Fig. 4.96.

A diferença entre as ligas escolhidas para a aspersão térmica aguça a possibilidade que a técnica estudada oferece, seja no âmbito de análise dos materiais, parâmetros e processos de aspersão térmica e soldagem, ou no campo de aplicação da técnica.



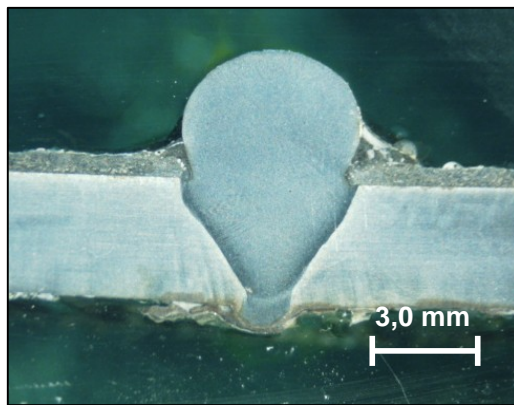


Figura 4.95- Macrografia de seção transversal de cordão de solda com eletrodo revestido AWS E309L sobre revestimento aspergido com arame de liga de Níquel 99% (06T Nickel) por AS com espessura de 0,45 mm. Energia de soldagem 6,5 kJ/cm. Ataque Villela.

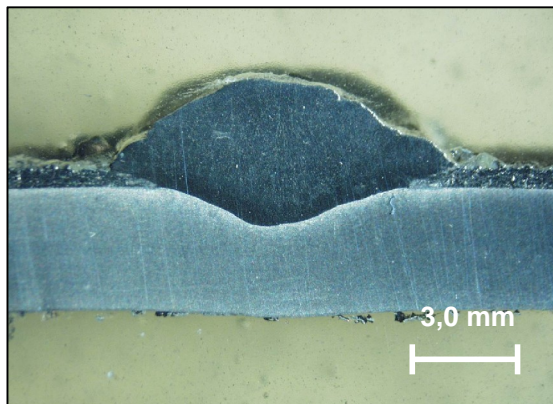


Figura 4.96- Macrografia de seção transversal de cordão de solda com eletrodo revestido AWS E309L sobre revestimento aspergido com arame de liga de Níquel AS-751 por AS com espessura de 0,50 mm. Energia de soldagem 6,5 kJ/cm. Ataque Villela.



## CAPÍTULO 5 CONCLUSÕES

Os resultados e decorrentes avaliações neste trabalho conduziram às seguintes conclusões:

### **Quanto a viabilidade técnica da recuperação da espessura por processos de aspersão térmica:**

- o revestimento por aspersão térmica para recuperação prévia da espessura da parede de dutos ou tubulações, é recurso tecnicamente viável e interessante, visto que permite a subsequente deposição de solda com menores riscos de perfuração;
- resultados similares foram obtidos por ambos os processos testados: arco elétrico e chama convencional. As diferenças devem se dar quanto a aplicabilidade em campo;
- as características impostas pelos processos de aspersão térmica aos revestimentos, principalmente a oxidação pelo uso do ar comprimido como gás de arraste afetam a estabilidade do arco voltáico e perfil da poça de fusão. O esmerilhamento da superfície aspergida para remoção da camada de óxidos apresenta-se como solução para a ocorrência de instabilidade; enquanto que uma substituição do ar comprimido por um gás inerte, como argônio, além de garantir a estabilidade, provoca baixa penetração. Este perfil largo e raso da poça de fusão pela baixa presença de oxigênio pode não alcançar o substrato, o que exige uma qualificação quanto a espessura revestida para evitar o deslocamento facilitado pela manutenção de material aspergido;

### **Quanto a definição da espessura da camada aspergida:**

- a escolha da espessura de revestimento deve ser norteadada em critérios bem definidos, como mostrou o conceito da *espessura equivalente maciça*, sob pena de ação contrária com o aumento do risco de perfuração. A dependência do material do substrato também fica evidente com valores superiores de *ee* em tubos API 5LX70 se comparados com SAE 1020.
- as condições de escoamento – pressão, fluido e velocidade – mostraram-se influentes somente em baixas espessuras.
- uma espessura ótima deve ser definida a partir de experimentos em condições de escoamento próximas as reais, evitando um aumento do risco de perfuração pela baixa espessura revestida ou a possibilidade de deslocamento com espessuras acima da necessária;

### **Quanto aos critérios estabelecidos de controle de riscos:**

- pelo critério do Instituto Batelle de controle da perfuração pelo limite de temperatura, novamente a técnica mostrou-se eficiente, com temperaturas inferiores ao limite de 980°C nas espessuras de revestimento viáveis. Os experimentos mostraram uma maior

necessidade do critério quando do uso do argônio, onde pelas baixas penetrações, o aumento da energia de soldagem pode provocar temperaturas acima do limite admissível;

- a ocorrência de trincas a frio, controladas pelo limite de dureza em 350 HV, não seria favorecida, com valores medidos inferiores ao limite.

**Quanto a resistência dos tubos reparados:**

- através de ensaios de pressurização dos tubos até o rompimento, o valor da pressão de ruptura indicou uma resistência equivalente a 90% da observada em um tubo sem dano;

- o coeficiente de segurança obtido pelos ensaios de ruptura dos tubos reparados foram superiores ao estabelecido para a pressão nominal de trabalho.



## CAPÍTULO 6

### SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- avaliar novos processos de aspersão térmica que permitam uma menor oxidação da camada aspergida, como HVOF e Coldspray; assim como uma maior variação dos parâmetros e alternativas como o *shoot peening* na acomodação das camadas e redução da porosidade;
- aplicar a técnica utilizando processos como TIG autógeno na refusão intermediária das camadas revestidas, com posterior aplicação de camada sobreposta, permitindo revestimentos mais espessos;
- ampliar o estudo referente a física do arco voltaico e seu comportamento em soldagens sobre camadas com elevado teor de oxigênio como as provenientes de processos de aspersão térmica;
- avaliar os aspectos referentes a metalurgia da soldagem relacionada às variações nas propriedades mecânicas nas regiões envolvidas, principalmente considerando tenacidade à fratura e incidência/crescimento de trincas por fadiga;
- estudar a aplicação da técnica sobre aço inoxidável austenítico, aproveitando os resultados preliminares observados nas análises finais deste trabalho, assim como o uso em outras atividades além da soldagem em operação.



## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] PAES, M. T. P., POPE, A. M., FILHO, B. G. S. Soldagem em operação de dutos e tubulações: revisão do estado da arte. In: **I ENSOLD – ENCONTRO TÉCNICO DE SOLDAGEM – PETROBRÁS**, Rio de Janeiro/RJ, 2004.
- [2] BRUCE, W. A. Welding onto in-service thin-wall pipelines. **PRC International, Project PR-185-9908**. Edison Welding Institute, Columbus/OH, 2000.
- [3] HAMATAMI, H., MIYAZAKI, Y. Optimization of an electron beam remelting of HVOF sprayed alloys and carbides. **Surface and Coating Technology**, v.154, p.176-181, may 2002.
- [4] THORPE, M. L. Thermal spray – industry in transition. **Advanced Materials & Process**, v.5, p.50-61, 1993.
- [5] PAWLOWSKI, L. **The science and engineering of thermal spray coatings**. England: John Wiley & Sons, 1995.
- [6] LIMA, C. C., TREVISAN, R. **Aspersão térmica: fundamentos e aplicações**. São Paulo/SP: Artliber editora, 2001.
- [7] HOUBEN, J. M. Future developments in thermal spraying. Thermal Spray Coatings – New Materials, Processes and Applications. **Proceedings of the 2nd National Conference on Thermal Spray**, p.1-20, OH, 1984.
- [8] KREPSKI, R. P. **Coating applications in the chemical process industries**. USA: Materials Technology Institute of the Chemical Process Industries, 1993.
- [9] 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**, Battelli Memorial Institute, Columbus/OH, 1981.
- [10] PAREDES, R. S. C. **Estudo de revestimentos de alumínio depositados por três processos de aspersão térmica para proteção do aço contra a corrosão marinha**. 1998. Tese de Doutorado – Depto. Eng. Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis/SC.
- [11] FREIRE, F. **Avaliação de revestimentos aplicados por aspersão térmica para proteção contra o desgaste de ponteiros de risers**. 2002. Dissertação de Mestrado – Depto. Eng. Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis/SC,
- [12] SCHIEFLER, M. F. O. **Estudo microestrutural e eletroquímico de diferentes revestimentos metálicos aspergidos para proteção do aço contra a corrosão marinha**. 2004. Tese de Doutorado – Depto. Eng. Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis/SC.

- [13] COMELLI, F. W. **Estudo de revestimento por HVOF contra o desgaste em hastes de válvulas de turbinas termelétricas.** 2006. Dissertação de Mestrado – Programa de Pós-Graduação em Ciências e Engenharia de Materiais, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis/SC.
- [14] BRÊDA MASCARENHAS, L. A. **Estudo da aplicação do processo TIG alimentado para a soldagem em operação.** 2005. Dissertação de Mestrado Profissional- Depto. Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis/SC.
- [15] SILVA, A. C. **Reparo por deposição de solda aplicada a tubulações de petróleo e gás em serviço com pequena espessura remanescente.** 2004. Dissertação de Mestrado – Depto. Eng. Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis/SC.
- [16] GUERRERO PÉREZ, E. G. **Estabelecimento de critérios para evitar a perfuração na soldagem de tubulações em operação de pequena espessura.** 2005. Dissertação de Mestrado – Depto. Eng. Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis/SC.
- [17] NORMA PETROBRÁS. **N2163: Soldagem e trepanação em equipamentos, tubulações e dutos em operação – Revisão C.** Brasil, Julho 2002.
- [18] PAES, M. T. P., TEIXEIRA, J. C. G., FILHO, B. G. S. Procedimentos para soldagem de dutos e tubulações industriais em operação. **Relatório Técnico Final – PETROBRÁS,** Rio de Janeiro/RJ, 2000.
- [19] FREIDRICH, J., SMITH, J. Sleeve installations speed pipeline defect repair. **Pipeline & Gas Journal**, pp 36-38, december 1995.
- [20] KIEFNER, J. F., BRUCE, W. A., STEPHENS, D.R. Pipeline in-service repair manual. **Final Report, Project PR-218-9307, Catalog No. L51716,** Worthington/OH, 1994.
- [21] VERGES, A. S., KAVASAKI, C. H., PASSOS, D. O., SILVEIRA, J. L. Soldagem de derivações em tubulação em serviço: experiência da REVAP. In: **I ENSOLD – ENCONTRO TÉCNICO DE SOLDAGEM – PETROBRÁS,** Rio de Janeiro/RJ, 2004.
- [22] BRUCE, W. A. Guidelines for weld deposition repair on pipelines. **Final Report, Project PR-185-9734, Catalog No. 51782,** Columbus/OH, 1998.
- [23] AMERICA PETROLEUM INSTITUTE. **API 1104: In-service Welding - Appendix B.** USA, 1999.
- [24] OTEGUI, J. L., RIVAS, A., MANFREDI, C., MARTINS, C. Weld failures in sleeve reinforcements of pipelines. **Engineering Failure Analysis**, ed.8, p.57-73, 2001.
- [25] GRACE, P. Safe work practice for in-service welding: field experiences, successes and problems with in-service welding. In: **FIRST INTERNATIONAL CONFERENCE ON**

**WELDING ONTO IN-SERVICE PETROLEUM GAS AND LIQUID PIPELINES,**

Australia, march 2000.

- [26] [www.millerwelds.com/education/article\\_docs/Alyeska.pdf](http://www.millerwelds.com/education/article_docs/Alyeska.pdf). Acessado em 18 de março de 2004.
- [27] KIEFNER, J. F., FISCHER, R. D., MISHLER, H. W., GERTLER, R. C. Experimental verification of hot tap welding thermal analysis. **Final Report, Phase 2**, Battelli Memorial Institute, Columbus/OH, 1983.
- [28] BELANGER, R. J., PATCHETT, B. M. The influence of working fluid physical properties on weld qualification for in-service pipelines. **Welding Research – Supplement to the Welding Journal**, p.209s – 214s, august 2000.
- [29] COLA, M. J., THREDGILL, P. L. Criteria for hot tap welding: further studies. **Final Report, Project NJ-71119 for AGA Pipeline Research Committee**, EWI, Columbus/OH, may 1989.
- [30] BRUCE, W. A., DORLING, D. V. *PRCI thermal analysis model for hot tap welding and other recent advances in in-service welding technology*. **Software Documentation PR-185-9232**, [www.prci.com](http://www.prci.com), , may 2002.
- [31] GRAVILLE, B. A., READ, J. A. Optimization of fillet weld sizes. **Welding Research – Supplement to the Welding Journal**, v.53, n.4, p.161s-169s, april 1974.
- [32] COLA, M. J., BRUCE, W. A., KIFNER, J. F., FISCHER, R. D., BUBENIK, T. A., JONES, D. J. Development of simplifield weld cooling rate models for in-service gas pipelines. **PR-185-914**, Battelle Memorial Institute and Edison welding Institue, Columbus/OH, 1991.
- [33] CRC-WS. In-service welding on gas pipelines. **Software Documentation**, [www.crcws.com.au](http://www.crcws.com.au), february 2003.
- [34] WIC. Fillet weld development programme. **Report M480/6/86 to Interprovincial pipe Lines Limited**, Welding Institute of Canada, Ontario, december 1986.
- [35] SABAPATHY, P, N., WAHAB, M. A., PAINTER, M. J. The prediction of burnthrough during in-service welding of gas pipelines. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v.77, p.669-677, 2000.
- [36] AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. **ASME B31-G: Method for determining the remaining strength of corroded pipelines**. USA, 1984.
- [37] WADE, J. B. Hot tap of pipelines. **Proceeding of AWRA Symposiun**, p 9-11, Melbourne, may 1973.

- [38] BANG, I. W., SON, Y. P., OH, K. H., KIM, W. S. Numerical simulation of sleeve repair welding of in-service gas pipelines. **Welding Journal**, v.81, n.12, p.273s-282s, december 2002.
- [39] AMERICAN WELDING SOCIETY. **Welding Handbook**: welding process. USA, 1991.
- [40] [www.lincolnelectric.com/knowledge/articles/content/storing.asp](http://www.lincolnelectric.com/knowledge/articles/content/storing.asp). Acessado em 13 de novembro de 2004.
- [41] HOWDEN, D. G. Welding on pressurized pipe. **Loss Prevention in Chemical Engineering Progress**, p 8-10, New York, 1975.
- [42] JONES, J. W. The welding of hot tap connections to high pressure gas pipelines. **Pipelines Industries Guide**, october 1974.
- [43] KOU, S. **Welding Metallurgy**. USA: John Wiley & Sons, 2nd ed, 2003.
- [44] [www.gordonengland.co.uk](http://www.gordonengland.co.uk) acessado em 03 de março de 2004.
- [45] MILLS, K. C., KEENE, B. J., BROOKS, R. F., SHIRALI, A. Marangoni effects en welding. **Philosophical Transactions of The Royal Society, A**, v.356, n.1739, p.911-925, 1998.
- [46] HEIPLE, C. R., ROPER, J. R. Mechanism for minor element effect on GTA fusion zone geometry. **Welding Research – Supplement to the Welding Journal**, v.61, n.4, p.97s-102s, april 1982.
- [47] PIERCE, S. W., BURGARDT, P., OLSON, D. L. Thermocapillary and arc phenomena in stainless steel welding. **Welding Research – Supplement to the Welding Journal**, v.78, n.2, p.45s–52s, february 1999.
- [48] GUPT, K. M., YAVOISKI, V. I., VISHKARYOV, A. F., BLIZNUKOV, S. A. Study of the effect of oxygen and sulfur on the surface tension of liquid iron. **Indian Institute of Technology**, v.4, p.39-45, 1972-1973.
- [49] SAVAGE, W. F., NIPPES, E. F., GOODWIN, G. M. Effect of minor elements on fusion zone dimensions of Inconel 600. **Welding Journal**, v.56, n.4, p.126s-132s, 1977.
- [50] GLICKSTEIN, S. S., YENISCAVICH, W. A review of minor element effects on the welding arc and weld penetration. **Welding Research Council, Bulletin 226**, may 1977.
- [51] LU, S., FUJII, H., NOGI, K. Marangoni convection and weld shape variations in Ar-O<sub>2</sub> and Ar-CO<sub>2</sub> shielded GTA welding. **Materials Science & Engineering A**, v.380, p.290-297, 2004.
- [52] XU, Y. L., DONGI, Z. B., WEI, Y. H., YANG, C. L. Marangoni convection and weld shape variations in A-TIG welding process. **Theoretical and Applied Fracture Mechanics**, v.48, p.178-186, 2007.

- [53] LU, S., FUJII, H., MANABU, T., NOGI, K. Marangoni convection and gas tungsten arc weld shape variations on pure iron steel. **Iron Steel Institute of Japan**, v.46, n.2, p.276-280, 2006.
- [54] TAIMATSU, H., NOGI, K., OGGINO, J. Surface tension of liquid Fe-O alloy. **Journal High Temperature Society of Japan**, v.18, n.1, p.14-19, 1992.
- [55] LIN, M. S., EAGAR, T. W. Influence of arc pressure on weld pool geometry. **Welding Journal**, v.64, p.163s-169s, june 1985.
- [56] MENDEZ, P. F., EAGAR, T. W. Penetration and defect formation in high-current arc welding. **Welding Journal**, v.82, n.10, p.296s-306s, october 2003.
- [57] CHO, M. H., LIM, Y. C., FARSON, D. F. Simulation of weld pool dynamics in the stationary pulsed gas metal arc welding process and final weld shape. **Welding Research – Supplement to the Welding Journal**, v.85, n.12, p.271s-283s, december 2006.
- [58] KUMAR, A., DebROY, T. Calculation of three-dimensional electromagnetic force field during arc welding. **Journal of Applied Physics**, n.94, p.1267-1297, 2003.
- [59] KO, S. H., CHOI, S. K., YOO, C. D. Effects of surface depression on pool convection and geometry in stationary GTAW. **Welding Journal**, v.80, n.2, p.39s-45s, february 2001.
- [60] MILLS, K. C., KEENE, B. J. Factors affecting variable weld penetration. **International Materials Review**, v.35, n.4, p.185-216, 1990.
- [61] KUMAR, A., DebROY, T. Guaranteed fillet weld geometry from heat transfer model and multivariable optimization. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v.47, p.5793-5806, 2004.
- [62] TSAI, M. C., KOU, S. Electromagnetic-force-induced convection in weld pools with a free surface. **Welding Research – Supplement to the Welding Journal**, v.69, n.6, p.241s-246s, june 1990.
- [63] MATSUNAWA, A., YOKOYA, S., ASAKO, Y. Convection in weld pool and its effect on penetration shape in stationary arc welds. **Transactions of JWRI**, v.16, n.2, p.1-8, 1987.
- [64] OREPER, G. M., SZEKELY, J. Heat and fluid flow phenomena in weld pools. **Journal of Fluid Mechanics**, v.147, p.53-79, 1984.
- [65] KOU, S., SUN, D. K. Fluid flow and weld penetration in stationary arc welds. **Metallurgical Transactions**, v.16A, p.203-213, 1985.

- [66] KIM, C. H., ZHANG, W., DebROY, T. Modeling of temperature field and solidified surface profile during gas-metal arc fillet welding. **Journal of Applied Physics**, v.94, p.2667-2679, 2003.
- [67] AMERICA WELDING SOCIETY. **Thermal spraying practice: theory and applications**. USA, 1985.
- [68] ALKHIMOV, A. P., PAPYRIN, A. N., KOSAREV, V. F., NESTOROVICH, N. I., SHUSHPANOV, M. M. . **U. S. Patent 5,302,414**, april 1994.
- [69] [www.airproducts.com](http://www.airproducts.com). Acessado em 07 de maio de 2004.
- [70] [www.sulzermetco.com](http://www.sulzermetco.com). Acessado em 07 de maio de 2004.
- [71] [www.spray-itsa.com/site\\_wireflame.asp](http://www.spray-itsa.com/site_wireflame.asp). Acessado em 21 de julho de 2004.
- [72] [www.twi.co.uk](http://www.twi.co.uk). Acessado em 29 de janeiro de 2008.
- [73] MARANHO, O. **Influência da preparação da superfície na aderência de revestimentos de alumínio depositados por aspensão térmica a chama**. 1996. Dissertação de Mestrado – Depto. de Eng. Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis/SC.
- [74] SWEDISH STANDARDS INSTITUTION. **SIS 0559900: Pictorial surface preparation Standard for painting steel surfaces**. Stockholm, 1975.
- [75] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR-6405: Rugosidade das superfícies**. Rio de Janeiro/RJ, 1988.
- [76] SCHWETZKE, R., KREYE, H. High velocity oxy-fuel spraying of tungsten carbide-based coatings. **Schweissen & Schneiden, DSV, G 6253**, p.E29-E34, february 2000.
- [77] DESHPANDE, S., SAMPATH, S., ZHANG, H. Mechanisms of oxidation and its role in microstructural evolution of metallic thermal spray coatings-case study for Ni-Al. **Surface & Coatings Technology**, v. 200, p.5395-5406, 2006.
- [78] SOBOLEV, V. V., GUILMANY, J. M. Oxidation of coatings in thermal spraying. **Material Letters**, v. 37, p.231-235, april 1998.
- [79] KREYE, H. Vergleich der hvoh systeme-werkstoffverhalten und schichteigenschaften. **Ptoceed. of the 4 Kolloquium Hochgeschwindigkeits-Flammspritzen**, p.13-21, Erding, Deustcland 1997.
- [80] SARIKAYAI, O. Effect of the substrate temperature on properties of plasma sprayed of Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> coatings. **Material & Design**, v.26, p.53-57, april 2005.
- [81] NEWBERY, A. P., GRANT, P. S. Oxidation during electric arc spray forming of steel. **Journal of Materials Processing Technology**, v.178, p.259-269, march 2006.



- [82] KAISER, J. J., MILLER, R. A. Inert gas improve arc-sprayed coatings. **Advanced Materials and Processes**, v.136, p.37-40, december 1989.
- [83] PUKASIEWICZ, A. G. M., CAPRA, A. R., CHANDELIER, J. G., PAREDES, R. S. C. Aspersão térmica ASP das ligas AWS309L e AWS410NiMo e sua resistência à cavitação. In: **XXXII CONSOLDA – CONGRESSO NACIONAL DE SOLDAGEM**, Belo Horizonte/MG, outubro de 2006.
- [84] HOILE, S., RAYMENT, T., GRANT, P. S., ROCHE, A. D. Oxide formation in the sprayform tool process. **Materials Science & Engineering A**, v 383, p50-57, 2004.
- [85] XIONG, H. B., ZHENG, L. L., VAIDYIA, A. Melting and oxidation behavior of in-flight particles in plasma spray process. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v.48, p.5121-5133, july 2005.
- [86] SCHMIDT, T., GAERTNER, F., KREYE, H., KLASSEN, T. State of the art in cold spraying coating microstructure and properties. In: **I EBAT - ENCONTRO BRASIL-ALEMANHA DE ASPERSÃO TÉRMICA**, Florianópolis/SC, março 2007.
- [87] SOUZA, S. A. **Composição química dos aços**. Brasil: Edgar Blücher, 1989.
- [88] IMC. MTE MINITEC 450 – 600, **Manual de instruções**, Brasil 2002.
- [89] IMC. MANUAL DO OSCILOS, **Manual de instruções**, Brasil 2002.
- [90] NOVICKI, N., MENDONÇA, J. H., BUSCHINELLI, A. J. A., PAREDES, R. C. Aplicação da aspersão térmica na soldagem em operação de tubos API 5LX70 com pequena espessura remanescente. **Rio Oil & Gás**, Rio de Janeiro/RJ, setembro 2006.
- [91] FELIZARDO, I. **Estudo experimental e numérico do aquecimento do eletrodo revestido durante a soldagem**. 2003. Tese de Doutorado – Depto. Eng. Mecânica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte/MG,.
- [92] QUINN, T. P., BRACARENSE, A. Q., LIU, S. A melting rate and temperature distribution model for shielded metal arc welding electrodes. **Welding Journal**, v.76, n.12, p.532-538, 1997.
- [93] WASZINK, J. H., PIENA, M. J. Thermal process in covered electrode. **Welding Journal**, v. 64, n. 2, p.37-48, 1985.
- [94] FEDELE, R. A., DAMASCENO, J. M., BRANDI, S. D. Influência dos parâmetros de soldagem por eletrodo revestido na transferência de elementos químicos. **Revista Soldagem & Inspeção**, ano 7, nº 2, p.39-46, dezembro 2002.
- [95] NEMCHINSKY, V. A. The role of thermocapillary instability in heat transfer in a liquid metal pool. **International Journal of Heat Mass Transfer**, v. 40, p.881-891, 1997.
- [96] WOODS, R. A. Porosity and hydrogen absorption in aluminum welds. **Welding Journal**, v.53, n.3, p.97s-109s, 1974.

- [97] RAMIREZ, J. E., HAN, B., LIU, S. Effect of welding variables and solidification substructure on weld metal porosity. **Mettalurgical and Materials Transactions**, v.25A, n.10, p.2285-2294, 1994.
- [98] REIN, R. H. Proceedings of a workshop on welding research opportunities. **B. A. McDonald, Office of Naval Research**, Washington 1974.
- [99] UREVICH, D. The ABCs of thermal spraying. **The American Welder - Supplement to the Welding Journal**, p.16-18, november-december 2000.
- [100] KIEFNER, J. F. Effects of flowing product on line weldability. **Oil & Gas Journal**, v. 18, p.49-54, july 1988.

## APÊNDICE

Tabela 1- Amostras utilizadas na análise da influência do local de retirada da amostra no cordão sobre a penetração do arco.

<i>lote</i>	<i>cordão</i>	<i>p (mm)</i>
0	1	2,04
0	2	2,12
0	3	2,06
0	4	2,17
0	5	1,89
0	6	2,10
+1	1	2,03
+1	2	2,20
+1	3	2,00
+1	4	2,11
+1	5	2,10
+1	6	2,07
+2	1	2,06
+2	2	1,92
+2	3	2,20
+2	4	2,11
+2	5	2,18
+2	6	1,95

Tabela 2.1- Conjunto de amostras para o cálculo de  $p_s$  com energia de soldagem de 5 kJ/cm. As amostras em vermelho não foram consideradas para o cálculo.

<i>amostra</i>	$p_s$	<i>L</i>
10AA1-1	1,06	6,68
10AA1-2	1,02	6,55
10AA1-3	0,88	7,46
10AA2-1	1,03	6,59
10AA2-2	0,96	7,27
10AA2-3	1,15	5,96
10AA3	1,00	6,77
11AA1-1	0,91	7,48
11AA1-2	0,85	7,12
11AA1-3	0,93	7,13
11AA2-1	0,87	6,33

---

11AA2-2	1,04	5,89
11AA2-3	0,95	6,79
11AA3-1	0,93	6,97
11AA3-2	1,12	6,80
11AA3-3	1,19	7,13
11AA3-4	0,97	7,05
12AA1-1	1,01	7,05
12AA1-2	1,26	6,99
12AA1-3	0,79	6,70
12AA2-1	0,85	6,07
12AA2-2	1,22	7,74
12AA2-3	1,05	6,57
12AA3-1	0,92	6,32
12AA3-2	1,17	7,16
12AA3-3	1,16	6,41
13AA1-1	1,02	6,72
13AA1-2	1,02	7,33
13AA1-3	0,88	6,97
13AA2-1	0,98	6,69
13AA2-2	1,18	7,55
13AA2-3	0,92	8,02
13AA2-4	0,83	6,57
14AA1	1,15	6,61
14AA2	1,16	7,08
14AA3-1	0,95	6,27
14AA3-2	1,08	6,24
14AA3-3	1,07	6,68
17AA1	0,96	6,17
17AA2	1,02	6,48
17AA3-1	1,05	6,96
17AA3-2	0,98	6,70
17AA3-3	1,03	6,72
18AA1	1,37	6,53
18AA2	0,72	7,05
18AA3-1	1,12	6,92
18AA3-2	1,12	7,00
18AA3-3	1,16	6,67
33AA1	0,99	6,50

---

---

33AA2	1,00	7,45
33AA3	1,15	6,57
34AA1	0,89	6,50
34AA2	1,00	6,31
34AA3	0,74	6,57
35AA3	0,97	6,48
35AA2	0,75	6,44
35AA1	1,00	6,69
3AC1-1	1,07	6,60
3AC1-2	1,16	6,00
3AC1-3	0,91	6,55
3AC2-1	0,94	7,62
3AC2-2	0,97	6,72
3AC2-3	1,07	6,80
3AC3-1	0,89	7,19
3AC3-2	1,01	6,46
3AC3-3	0,93	7,22
3AC4-1	0,80	6,98
3AC4-2	1,06	5,95
3AC4-3	1,09	7,12
4AC1-1	1,01	6,85
4AC1-2	1,33	6,13
4AC2	1,03	7,36
4AC3-1	0,97	6,57
4AC3-2	1,03	6,99
4AC3-3	1,15	6,17
4AC4	0,78	7,38
7AC2	0,99	6,72
7AC3-1	1,24	6,50
7AC3-2	1,06	6,19
7AC3-3	0,90	7,75
7AC3-4	1,00	6,75
9AC1	1,18	6,41
9AC2	1,07	5,91
9AC3	1,13	6,43
19AC1	1,03	5,31
19AC2	1,13	6,89
19AC3-1	1,02	6,44

---

19AC3-2	1,07	6,17
19AC3-3	1,16	6,30
25AC1	0,87	6,67
25AC2	1,00	6,97
25AC3	1,17	6,43
23AC1	1,71	6,10
23AC2	1,00	6,39
23AC3-1	1,13	6,71
23AC3-2	0,84	6,37
23AC3-3	1,01	6,11
26AC1	0,86	6,80
26AC2	1,07	6,58
26AC3-1	1,00	6,39
26AC3-2	1,15	6,50
26AC3-2	1,12	6,70
13AA6	1,24	6,65
21AA2	1,35	7,06
21AA3-1	1,17	7,31
21AA3-2	1,15	7,46
21AA3-3	1,32	7,38

Tabela 2.2- Conjunto de amostras para o cálculo de  $p_s$  com energia de soldagem de 6,5 kJ/cm. As amostras em vermelho não foram consideradas para o cálculo.

<i>amostra</i>	<i>p (mm)</i>	<i>L (mm)</i>
1AA1-1	1,31	8,16
1AA1-2	1,53	8,76
1AA1-3	1,89	8,03
1AA2-1	0,96	8,51
1AA2-2	1,30	8,13
1AA2-3	1,55	7,60
2AA1-1	1,48	-
2AA1-2	1,61	-
2AA1-3	1,52	-
2AA2-1	1,28	7,33
2AA2-2	1,20	8,98
2AA2-3	1,18	7,92
2AA3-1	1,38	8,43
2AA3-2	1,30	7,58

---

2AA3-3	1,36	8,94
3AA1-1	1,31	8,87
3AA1-2	1,50	8,58
3AA2-1	1,35	8,80
3AA2-2	1,31	7,77
3AA3-1	1,27	8,30
3AA3-3	1,30	8,38
3AA3-3	1,30	8,04
4AA1-1	1,27	8,64
4AA1-2	1,27	8,41
4AA1-3	1,26	7,96
4AA3-1	1,22	8,50
4AA3-2	1,26	8,27
4AA3-3	1,26	8,40
5AA1-1	0,87	7,71
5AA1-2	1,22	7,76
5AA1-3	1,40	8,25
5AA2-1	1,08	7,75
5AA2-2	1,78	8,13
5AA3-1	1,67	8,89
5AA3-2	1,45	8,45
5AA3-3	1,27	8,24
6AA1-1	1,16	7,98
6AA1-2	1,15	8,42
6AA1-3	1,51	8,71
6AA2-1	1,15	7,65
6AA2-2	1,37	7,88
6AA2-3	1,17	7,96
7AA1-1	1,07	8,35
7AA1-2	1,64	9,31
7AA1-3	1,43	8,67
7AA2-1	1,13	8,10
7AA2-2	2,05	8,03
7AA2-3	1,74	8,68
7AA3-1	1,46	8,38
7AA3-2	1,18	8,49
7AA3-3	1,46	7,94
9AA1-1	1,14	8,43

---

---

9AA1-2	1,33	8,21
9AA2	1,25	7,46
9AA3	1,57	8,21
13AA1	1,54	8,02
13AA2	1,45	7,07
13AA3	1,45	9,17
16AA1-1	1,25	7,25
16AA1-2	1,30	7,98
16AA2	1,55	7,76
16AA3	1,33	7,40
17AA1	1,25	8,34
17AA2-1	1,58	7,68
17AA2-2	1,29	8,12
33AA1	1,13	7,63
33AA2	1,25	7,65
33AA3	1,51	6,91
34AA1	1,31	7,17
34AA2	1,19	7,32
34AA3	1,17	6,73
35AA1-1	1,23	7,78
35AA1-2	1,36	7,79
35AA2	1,31	7,30
35AA3	0,99	8,25
1AC1	1,71	8,13
1AC2	1,48	8,68
5AC1	1,21	7,88
5AC2-1	1,18	7,74
5AC2-2	1,34	8,23
5AC3-1	1,26	7,35
5AC3-2	1,15	7,91
8AC1-1	1,86	8,70
8AC1-2	1,35	8,61
20AC1-1	1,33	7,30
20AC1-2	1,13	7,52
20AC2	1,05	7,62
20AC3-1	1,81	7,45
20AC3-2	1,48	6,92
20AC3-3	1,11	6,96

---



---

24AC1-1	1,41	7,30
24AC1-2	1,40	8,21
24AC2-1	1,33	6,71
24AC2-2	0,96	7,04
24AC2-3	1,11	7,36
25AC1	1,06	7,44
25AC2	1,03	7,21
25AC3-1	1,10	7,12
25AC3-2	1,30	7,88
25AC3-3	1,33	8,12
27AC1-1	1,22	7,36
27AC1-2	1,20	7,52
27AC3-1	1,20	7,95
27AC3-2	1,34	7,61
27AC3-3	1,36	6,50
13AA2-1	1,24	7,66
13AA2-2	1,20	8,23
13AA2-3	0,87	7,76
13AA3-1	1,17	8,06
13AA3-2	1,54	7,78
13AA3-3	1,18	7,53
13AA1-1	0,91	8,20
13AA1-2	0,89	8,24
13AA1-3	1,11	8,03
14AA1-1	1,38	6,92
14AA1-2	1,11	7,99
14AA1-3	1,48	7,83
15AA1-1	1,46	7,19
15AA1-2	1,25	8,34
15AA2	1,39	7,06
15AA3	1,12	7,92
22AA1	1,18	7,29
22AA2-1	1,17	7,49
22AA2-2	1,32	7,92
22AA3-1	1,76	8,01
22AA3-2	1,65	8,13
22AA3-3	1,28	7,83

---

Tabela 2.3.1- Valores de  $p_a$  (penetração da zona fundida de cordões depositados sobre revestimento aspergido) e  $L$  (largura) com energia de soldagem de 6,5 kJ/cm e AS com ar comprimido como gás de arraste, segundo e (espessura do revestimento).

<i>amostra</i>	<i>e (mm)</i>	<i>p<sub>a</sub> (mm)</i>	<i>L (mm)</i>
1AA1-a	0,20	1,53	7,02
1AA1-b	0,20	1,45	7,27
1AA1-c	0,24	1,54	7,50
2AA1-a	0,22	1,40	6,95
2AA1-b	0,24	1,42	7,21
2AA1-c	0,20	1,40	7,26
2AA2-a	0,27	1,56	7,22
2AA2-b	0,20	1,44	7,34
2AA3-a	0,18	1,29	7,37
2AA3-b	0,17	1,32	7,63
3AA1-c	0,25	1,50	7,30
3AA2-a	0,18	1,76	6,51
3AA2-b	0,19	1,70	7,15
3AA2-c	0,19	1,70	6,80
3AA3-a	0,20	1,76	6,43
3AA3-b	0,19	1,70	6,54
3AA3-c	0,21	1,46	6,58
4AA3-b	0,28	1,38	7,46
4AA3-c	0,25	1,53	7,45
5AA1-a	0,29	1,50	6,92
5AA1-b	0,29	1,59	6,43
5AA1-c	0,28	1,43	6,38
5AA3-a	0,23	1,40	6,92
5AA3-b	0,23	1,53	6,13
6AA1-b	0,26	1,59	6,36
7AA2-a	0,23	1,23	6,73
7AA2-b	0,25	1,41	6,93
7AA3-a	0,27	1,53	7,47
7AA3-b	0,20	1,38	7,21
7AA3-c	0,25	1,40	7,08
3AA1-a	0,36	1,43	7,30
3AA1-b	0,34	1,55	6,54
4AA3-a	0,31	1,60	7,78
5AA2-a	0,31	1,46	6,95

---

5AA2-b	0,30	1,65	7,23
5AA2-c	0,30	1,62	6,04
6AA1-a	0,33	1,71	6,03
6AA1-c	0,30	1,84	6,21
6AA2-a	0,33	1,45	6,91
6AA2-b	0,33	1,72	6,93
6AA2-c	0,33	1,71	6,59
8AA1-a	0,57	2,04	6,31
8AA1-b	0,59	2,11	6,33
8AA1-c	0,58	2,06	6,70
8'AA1-a	0,61	2,19	6,68
8'AA1-b	0,66	2,12	6,38
8'AA1-c	0,65	2,12	6,52
8AA2-a	0,62	2,04	6,72
8AA2-b	0,66	2,12	6,49
8AA2-c	0,60	2,08	6,39
8AA3-b	0,66	2,14	6,10
8AA3-d	0,60	1,90	6,37
16AA3-b	0,67	2,11	6,58
8AA3-a	0,70	2,06	6,08
8'AA3-a	0,73	2,13	7,08
8'AA3-b	0,69	2,19	6,61
9AA3-a	0,74	2,26	5,65
9AA3-b	0,79	2,69	6,39
9AA3-c	0,81	2,55	6,83
16AA1-a	0,78	2,15	6,32
16AA1-b	0,81	2,24	6,27
16AA2-a	0,72	2,05	6,56
16AA2-b	0,74	2,24	6,35
16AA2-c	0,80	2,27	6,13
16AA3-a	0,70	2,37	5,72
16AA3-c	0,70	2,16	6,73
16'AA1-b	0,80	2,28	5,89
16'AA1-c	0,76	2,44	6,51
16'AA2-b	0,81	2,23	6,05
33AA1-b	0,95	1,96	6,29
33AA1-c	0,98	2,04	6,61
33AA3-a	0,98	2,02	6,25

---

33AA3-b	0,90	1,92	6,50
33AA3-c	1,00	2,13	6,34
34AA1-b	0,93	2,11	6,09
34AA1-c	0,97	2,16	6,55
34AA2-a	0,94	2,05	6,45
34AA2-b	0,87	1,77	6,57
34AA2-c	0,95	1,98	6,59
33AA1-a	1,05	2,03	6,47
33AA2-a	1,05	1,65	7,12
33AA2-b	1,05	2,09	6,56
33AA2-c	1,04	1,80	6,46
34AA1-a	1,02	2,14	6,10
34AA3-a	1,10	2,25	6,44
34AA3-b	1,07	1,97	6,67
34AA3-c	1,06	2,25	6,38
35AA1-a	1,44	1,94	6,50
35AA1-b	1,49	2,15	6,59
35AA1-c	1,42	2,02	6,37
35AA2-a	1,37	2,01	7,03
35AA2-b	1,24	2,06	6,51
35AA2-c	1,23	2,01	6,55
35AA3-a	1,24	2,18	6,65
35AA3-b	1,36	2,04	6,64
35AA3-c	1,44	2,14	6,14

Tabela 2.3.2- Valores de  $p_a$  (penetração da zona fundida de cordões depositados sobre revestimento aspergido) e  $L$  (largura) com energia de soldagem de 5,0 kJ/cm e AS com ar comprimido como gás de arraste, segundo  $e$  (espessura do revestimento).

<i>amostra</i>	<i>e (mm)</i>	<i>p<sub>a</sub> (mm)</i>	<i>L (mm)</i>
14AA1-a	0,28	1,26	5,92
14AA1-b	0,30	1,39	6,26
14AA1-c	0,27	1,38	5,68
14AA2-a	0,29	1,34	5,61
14AA2-b	0,26	1,70	6,02
14AA2-c	0,22	1,54	5,82
14AA3-a	0,27	1,38	6,13
14AA3-b	0,24	1,38	5,97
14AA3-c	0,27	1,29	5,79

---

14'AA1-a	0,19	1,24	5,76
14'AA1-b	0,23	1,32	5,88
14'AA1-c	0,23	1,56	5,90
14'AA2-a	0,20	1,28	5,98
14'AA2-b	0,23	1,43	5,92
14'AA2-c	0,21	1,22	5,55
11AA2-a	0,56	1,87	6,12
11AA2-b	0,60	1,66	6,17
17AA1-c	0,56	1,53	5,86
17AA2-a	0,52	1,68	5,02
17AA2-b	0,49	1,65	5,75
17AA2-c	0,51	1,75	5,52
17AA3-a	0,57	1,61	6,03
17AA3-b	0,59	1,74	6,32
17AA3-c	0,52	1,59	5,62
17'AA1-a	0,53	1,94	5,32
17'AA1-b	0,52	1,81	5,27
17'AA2-a	0,52	1,69	6,11
17'AA2-b	0,54	1,67	5,91
17'AA2-c	0,56	1,82	5,33
11AA2-c	0,64	1,75	5,38
11AA3-a	0,66	1,83	6,01
18AA1-a	0,71	1,86	5,59
18AA1-b	0,70	1,81	5,46
18AA1-c	0,67	1,65	6,04
18AA3-a	0,73	1,81	6,01
18AA3-c	0,65	1,71	6,03
18'AA1-b	0,69	1,79	6,12
18'AA2-a	0,70	1,82	6,07
18'AA2-b	0,68	1,83	5,20
11AA1-b	0,85	1,93	5,67
11AA3-b	0,78	1,97	6,01
11AA3-c	0,78	1,96	6,40
11'AA1-a	0,80	1,60	5,50
11'AA1-b	0,81	2,20	5,62
11'AA1-c	0,79	1,70	5,79
18AA2-a	0,77	1,91	6,03
18AA2-b	0,75	1,82	6,06

---

---

18AA2-c	0,77	1,75	5,63
18'AA1-a	0,75	1,61	6,01
18'AA1-c	0,79	2,06	5,72
18'AA2-c	0,77	1,91	5,69
40AA2-b	0,85	1,64	6,59
10AA1-a	0,99	1,85	5,86
10AA3-a	0,88	1,87	5,63
11AA1-a	0,88	1,97	5,87
12AA1-b	0,95	1,67	5,82
12AA1-c	0,94	1,88	5,82
12AA2-c	0,99	1,98	6,19
12AA3-a	0,88	1,87	6,21
40AA1-c	0,94	1,72	5,73
40AA2-c	0,91	1,68	6,04
40AA3-b	0,88	1,65	5,67
40AA3-c	0,95	1,87	6,04
41AA1-a	0,96	1,81	5,91
41AA1-c	0,95	1,74	6,24
41AA2-a	0,97	1,71	6,10
41AA2-b	0,92	1,81	5,99
41AA2-c	0,93	1,73	5,85
41AA3-c	0,91	1,54	6,00
10AA1-b	1,03	1,69	5,78
10AA1-c	1,05	1,96	5,60
10AA2-a	1,02	1,91	6,21
10AA2-b	1,08	1,84	5,81
10AA2-c	1,12	1,75	6,43
10AA3-b	1,09	1,91	6,17
10AA3-c	1,07	1,80	5,69
12AA1-a	1,01	1,63	6,06
12AA2-a	1,09	1,97	6,09
12AA3-b	1,16	1,92	6,10
40AA1-a	1,03	1,77	5,28
40AA1-b	1,01	1,72	5,99
40AA2-a	1,03	1,75	5,38
40AA3-a	1,10	1,75	5,97
41AA1-b	1,01	1,66	6,23
42AA1-b	1,19	1,63	5,52

---

42AA1-c	1,17	1,71	6,19
13AA1-a	1,32	1,86	6,00
13AA1-b	1,31	1,82	6,18
13AA2-a	1,48	1,90	6,32
13AA2-b	1,46	1,86	6,19
13AA2-c	1,40	1,85	5,98
43AA2-a	1,33	1,88	5,34
43AA2-b	1,33	1,92	5,91

Tabela 2.3.3- Valores de  $p_a$  (penetração da zona fundida de cordões depositados sobre revestimento aspergido) e  $L$  (largura) com energia de soldagem de 6,5 kJ/cm e FS com ar comprimido como gás de arraste, segundo  $e$  (espessura do revestimento).

<i>amostra</i>	<i>e (mm)</i>	<i>p<sub>a</sub> (mm)</i>	<i>L (mm)</i>
20AC1-a	0,09	1,32	6,82
20AC1-b	0,10	1,73	6,90
20AC1-c	0,11	1,32	7,09
20AC2-a	0,09	1,38	6,69
20AC2-b	0,09	1,53	7,08
20AC2-c	0,10	1,64	6,91
20AC3-a	0,13	1,50	7,12
20AC3-b	0,13	1,56	6,79
20AC3-c	0,17	1,24	6,95
20'AC1-a	0,15	1,60	6,40
20'AC1-b	0,14	1,27	7,49
20'AC1-c	0,13	1,33	6,76
20'AC2-a	0,09	1,23	6,60
20'AC2-b	0,16	1,48	6,73
20'AC2-c	0,15	1,38	6,88
1AC1-a	0,41	1,72	6,48
1AC1-b	0,41	1,36	6,43
1AC2-a	0,43	1,90	6,71
1AC2-b	0,50	1,88	6,44
1AC2-c	0,44	1,94	6,19
2AC2-b	0,37	2,10	7,11
2AC1-a	0,38	1,82	6,95
2AC1-b	0,38	1,97	6,97
2AC1-c	0,41	2,03	6,51
5AC1-b	0,88	2,44	6,73

---

24AC1-a	0,66	2,10	6,88
24AC1-c	0,78	2,41	6,60
24AC2-b	0,89	2,17	6,25
24AC2-c	0,75	2,22	6,86
24AC3-a	0,88	2,27	6,59
24AC3-b	0,84	2,09	7,00
24AC3-c	0,65	1,79	7,19
25AC1-a	0,71	2,19	6,08
25AC1-c	0,82	1,98	6,43
25AC3-c	0,91	1,68	7,11
5AC1-c	1,20	2,32	7,00
5AC2-b	1,19	2,15	6,88
5AC3-a	1,20	2,44	6,26
5AC3-b	1,18	2,14	6,96
5AC2-a	1,08	2,15	6,29
24AC1-b	0,97	1,84	6,63
5'AC1-b	1,17	2,08	5,96
25AC3-c	1,02	2,13	6,14
25AC2-a	1,00	1,98	6,57
25AC2-b	1,11	1,89	7,34
5AC1-a	1,25	2,60	7,16
24'AC3-a	1,22	2,04	6,70
27AC1-a	1,46	2,32	6,67
27AC2-b	1,37	2,01	6,67
27'AC2-a	1,33	1,84	6,53
27'AC2-b	1,49	2,04	6,96
27'AC2-c	1,19	2,20	6,40
30AC1-b	1,47	1,82	7,70
30AC2-a	1,37	1,88	7,94
30AC2-b	1,29	2,00	6,48
30AC2-c	1,43	2,05	6,10
31AC3-b	1,43	2,13	6,99
28AC1-b	1,64	2,00	6,96
28AC1-c	1,66	2,22	6,57
28AC2-a	1,72	1,95	6,87
28AC2-b	1,56	2,04	6,62
28AC3-a	1,50	2,04	6,53
28AC3-b	1,64	2,12	7,20

---



28AC3-c	1,50	2,00	7,20
29AC1-a	1,70	2,12	7,33
29AC1-b	1,63	1,86	6,22
29AC1-c	1,52	2,05	7,14
32AC1-a	1,79	2,03	6,96
32AC1-b	1,79	2,05	6,40
32AC2-a	1,97	2,24	6,75
32AC2-b	1,93	1,98	6,92
32AC2-c	1,98	1,89	6,82
33AC3-a	1,95	1,82	7,21
33AC3-c	1,81	2,26	6,80
34AC1-a	1,87	1,91	6,93
34AC1-b	1,95	1,88	6,85
34AC1-c	1,94	2,09	6,81
34AC2-a	1,91	2,05	6,92
34AC3-b	1,89	2,20	6,32

Tabela 2.3.4- Valores de  $p_a$  (penetração da zona fundida de cordões depositados sobre revestimento aspergido) e  $L$  (largura) com energia de soldagem de 5,0 kJ/cm e FS com ar comprimido como gás de arraste, segundo  $e$  (espessura do revestimento).

<i>amostra</i>	<i>e (mm)</i>	<i>p<sub>a</sub> (mm)</i>	<i>L (mm)</i>
19AC1-a	0,12	1,25	6,42
19AC1-b	0,11	1,25	5,65
19AC1-c	0,13	1,18	6,30
19AC2-a	0,13	1,27	6,81
19AC2-b	0,11	1,27	6,25
19AC2-c	0,13	1,25	6,97
19AC3-a	0,11	1,24	6,13
19AC3-b	0,14	1,24	5,94
19AC3-c	0,13	1,17	5,93
21AC1-a	0,15	1,13	6,41
21AC1-b	0,13	1,27	6,11
21AC1-c	0,13	1,52	5,68
21AC2-a	0,14	1,33	5,95
21AC2-b	0,09	1,21	6,08
21AC2-c	0,09	1,48	5,83
8AC1-b	0,47	1,54	5,67
8AC1-a	0,36	1,79	6,21

---

4AC1-c	0,38	1,25	6,72
4AC2-a	0,32	1,62	5,69
4AC2-b	0,35	1,44	6,10
4AC3-a	0,31	1,74	6,27
4AC3-b	0,37	1,28	6,92
2AC3-a	0,45	1,50	6,25
3AC3-b	0,46	1,68	5,78
8AC1-c	0,42	1,51	6,14
7AC1-a	0,33	1,52	5,57
7AC1-b	0,37	1,37	5,56
7AC1-c	0,39	1,35	5,83
3AC1-a	0,48	1,24	6,47
3AC1-b	0,45	1,77	6,55
3AC2-a	0,45	1,55	6,14
3AC3-c	0,45	1,43	6,28
4AC1-a	0,41	1,42	5,53
4AC1-b	0,43	1,47	6,73
4AC2-c	0,44	1,23	6,35
10AC2-a	0,59	1,83	6,88
10AC2-b	0,50	1,95	6,13
10AC2-c	0,53	1,76	5,75
10AC3-a	0,69	2,11	6,08
10AC3-b	0,63	2,10	6,82
10AC3-c	0,62	1,88	5,96
11AC1-a	0,57	1,73	6,10
11AC1-b	0,58	2,29	5,47
11AC1-c	0,66	2,06	6,41
11AC2-a	0,64	2,07	5,87
11AC2-b	0,63	1,75	6,10
11AC2-c	0,63	1,81	6,19
11AC3-a	0,53	1,83	5,85
11AC3-b	0,65	2,12	5,92
11AC3-c	0,56	1,90	6,47
6AC1-a	1,01	1,53	6,34
6AC1-b	1,13	1,87	5,90
6AC1-c	1,06	1,73	6,73
6AC2-a	1,10	1,76	5,93
6AC2-b	1,14	1,88	5,88

---

---

6AC2-c	1,16	1,74	6,02
6AC3-a	1,17	1,91	6,33
6AC3-b	1,03	1,57	6,47
6AC3-c	1,21	1,51	5,64
9AC1-a	1,18	1,64	6,47
9AC1-b	1,13	1,75	5,64
9AC1-c	1,14	1,76	6,23
9AC2-a	1,13	1,48	5,95
9AC2-b	1,15	1,59	5,80
9AC2-c	1,20	1,56	6,17
9AC3-b	1,18	1,58	6,21
9AC3-c	1,23	1,58	6,68
12AC1-c	1,07	1,30	6,45
23AC1-a	1,11	1,56	6,69
23AC1-b	1,09	1,33	6,57
23AC1-c	1,11	1,32	6,36
23AC2-a	1,11	1,63	6,39
23AC2-b	1,13	1,38	5,95
23AC2-c	1,02	1,39	6,20
23AC3-b	1,21	1,57	6,18
23AC3-c	1,17	1,38	6,09
9AC3-a	1,30	1,57	6,67
35AC1-a	1,45	2,00	5,94
35AC1-c	1,30	2,01	6,35
35AC2-a	1,41	1,78	6,43
35AC2-b	1,36	1,69	6,66
35AC3-a	1,47	2,00	6,92
35AC3-b	1,33	1,88	6,30
36AC1-a	1,45	1,69	6,08
36AC1-b	1,43	1,75	6,73
36AC1-c	1,30	1,63	6,06
36AC2-a	1,38	1,73	5,75
36AC2-b	1,28	1,57	6,74
36AC3-a	1,41	2,01	6,32
36AC3-b	1,36	1,81	6,68
36AC3-c	1,31	1,77	6,01
37AC1-a	1,41	1,77	5,97
37AC1-b	1,32	1,73	6,37

---

37AC1-c	1,28	1,82	6,48
37AC2-b	1,35	1,56	6,13
37AC2-c	1,34	1,52	6,54
37AC3-a	1,30	1,75	6,52
37AC3-c	1,31	1,80	6,18
26AC1-a	1,88	1,87	6,66
26AC1-b	1,69	1,76	5,98
26AC1-c	1,89	1,93	6,68
26AC2-1	1,91	1,88	6,18
26AC2-b	1,85	1,80	6,23
26AC2-c	1,77	1,71	6,62
26AC3-a	1,87	1,80	6,03
26AC3-b	1,92	1,90	6,85
26AC3-c	1,88	1,84	6,64

Tabela 3- Amostras utilizadas para a análise de variância em relação a corrente de curto circuito.

<i>I<sub>cc</sub></i> (A)	
90	180
2,03	1,83
1,77	1,95
1,81	1,76
2,01	1,88
1,90	1,73
1,77	2,10
1,85	2,07
1,79	1,75
1,92	1,81
2,01	1,83
1,85	1,90
1,89	1,79

Tabela 4- Valores de penetração da zona fundida ( $p$ ). Soldagem Laser (2000 W); processo de aspersão térmica AS com ar comprimido como gás de arraste.

<i>cordão</i>	<i>e (mm)</i>	<i>p (mm)</i>
1	0,37	0,92
1	0,39	0,83
2	0,37	1,06
2	0,40	1,17
3	0,43	0,98
3	0,40	1,09
4	0,85	1,39
4	0,82	1,36
5	0,95	1,42
5	1,07	1,50
6	1,09	1,32
6	0,98	1,25
7	-	0,70
7	-	0,59
8	-	0,65
8	-	0,69
9	-	0,76
9	-	0,69
10	-	0,75
10	-	0,73
11	-	0,84
11	-	0,74
12	-	0,60
12	-	0,69

Tabela 5- Análise do teor de oxigênio (ppm).

<i>local de extração</i>	<i>espessura revestida (mm)</i>	<i>processo de aspersão</i>	<i>gás de arraste</i>	<i>teor de oxigênio (ppm)</i>
				42320
revestimento	0,25	AS	ar comprimido	43490
				42740
				34790
revestimento	0,50	AS	ar comprimido	33570
				33230
				39290
revestimento	0,65	AS	ar comprimido	39620
				38280
				40020
revestimento	0,75	AS	ar comprimido	41030
				41540
				9115
revestimento	0,25	AS	argônio	9008
				9560
				7883
revestimento	0,75	AS	argônio	7992
				8405
				509
				411
				409
zona fundida	-	-	-	521
				436
				513
				461
				713
zona fundida	0,25	AS	ar comprimido	619
				574
				664
				888
zona fundida	0,75	AS	ar comprimido	803
				791
				474
zona fundida	0,25	AS	argônio	543
				578

				594
				489
zona fundida	0,75	AS	argônio	480
				543
				487
				39010
zona fundida	0,75	FS	ar comprimido	38990
				38570

Tabela 6.1- Valores de penetração  $p_s$  (cordões depositados sobre chapa),  $p_a$  (cordões depositados sobre revestimento aspergido) e  $e$  (espessura de revestimento em cada amostra referente a  $p_a$ ) em tubos ASTM A53. ES = 6,5 kJ/cm

<i>cordão</i>	<i>e (mm)</i>	<i>p<sub>a</sub> (mm)</i>	<i>p<sub>s</sub> (mm)</i>
1	0,98 – 0,95	2,24 – 2,29	1,27 – 1,39
2	0,99 – 0,95	2,27 – 2,38	1,32 – 1,27
3	1,03 – 1,00	2,22 – 2,25	1,41 – 1,37
4	0,95 – 0,98	2,37 – 2,34	1,13 – 1,19
5	1,03 – 1,10	2,40 – 2,32	1,30 – 1,43
6	1,03 – 1,05	2,29 – 2,34	1,24 – 1,13
7	0,95 – 0,95	2,37 – 2,36	1,35 – 1,37
8	0,95 – 0,97	2,21 – 2,30	1,24 – 1,19
9	1,13 – 1,10	2,29 – 2,25	1,20 – 1,19
10	1,00 – 1,01	2,36 – 2,30	1,24 – 1,23
11	1,00 – 1,05	2,22 – 2,40	1,18 – 1,35
12	0,95 – 0,96	2,39 – x	1,24 – 1,34
13	0,95 – 0,97	2,34 – 2,37	1,41 – 1,40
14	1,07 – 1,03	2,27 – 2,19	1,33 – 1,33
15	1,01 - 1,06	2,27 – 2,33	1,24 – 1,35
16	1,10 – 1,03	2,34 – 2,38	1,25 – 1,31
17	1,05 – 1,08	2,29 – 2,19	1,30 – 1,18
18	1,00 – 1,03	2,30 – 2,25	1,25 – 1,23

Tabela 6.2- Valores de penetração  $p_s$  (cordões depositados sobre chapa),  $p_a$  (cordões depositados sobre revestimento aspergido) e  $e$  (espessura de revestimento em cada amostra referente a  $p_a$ ) em tubos API 5LX-70 sem fluido (resfriamento ao ar). ES = 6,5 kJ/cm

<i>tubo</i>	<i>cordão</i>	<i>e (mm)</i>	<i>p<sub>a</sub> (mm)</i>	<i>p<sub>s</sub> (mm)</i>
1	1	0,74 – 0,84 – 0,83	1,75 – 1,32 – 1,57	1,18 – 1,15
1	2	0,76 – 0,75 – 0,78	1,73 – 1,61 – 1,80	1,12 – 1,25
1	3	0,72 – 0,87 – 0,79	1,67 – 1,69 – 1,56	1,15 - x
1	4	0,83 – 0,82 – 0,80	1,63 – 1,60 – 1,63	1,19 – 1,17
2	1	0,81 – 0,84 – 0,84	1,62 – 1,60 – 1,59	1,21 – 1,25
2	2	0,78 – 0,83 – 0,87	1,62 – 1,61 – 1,74	1,18 – 1,21
2	3	0,84 – 0,80 – 0,78	1,73 – 1,66 – 1,52	1,20 – 1,29
2	4	0,87 – 0,82 – 0,83	1,70 – 1,74 – 1,67	1,17 – 1,25
3	1	1,05 – 0,97 – 1,05	1,65 – 1,79 – 1,75	1,13 – 1,24
3	2	1,10 – 1,06 – 1,09	1,78 – 1,72 – 1,89	1,21 – 1,23
3	3	1,00 – 1,06 – 1,03	1,80 – 1,74 – 1,83	1,20 – 1,15
3	4	1,05 – 1,10 – 1,11	1,98 – 1,86 – 1,75	1,24 – 1,18
4	1	1,15 – 1,15 – 1,18	1,90 – 1,74 – 1,82	1,23 – 1,30
4	2	1,20 – 1,13 – 1,13	1,87 – 1,89 – 1,89	1,14 – 1,18
4	3	1,10 – 1,16 – 1,13	1,92 – 1,90 – 1,77	1,20 – 1,23
4	4	1,12 – 1,15 – 1,16	1,84 – 1,85 – 1,92	1,18 – 1,15
5	1	1,45 – 1,48 – 1,47	1,45 – 1,59 – 1,53	1,20 – 1,16
5	2	1,49 – 1,40 – 1,44	1,50 – 1,73 – 1,77	1,23 - x
5	3	1,35 – 1,49 – 1,47	1,66 – 1,80 – 1,52	1,16 – 1,19
5	4	1,42 – 1,41 – 1,47	1,62 – 1,59 – 1,54	1,27 – 1,21
6	1	1,55 – 1,50 – 1,59	1,71 – 1,73 – 1,63	1,18 – 1,23
6	2	1,52 – 1,49 – 1,60	1,51 – 1,60 – 1,62	1,21 – 1,24
6	3	1,63 – 1,57 – 1,53	1,64 – 1,70 – 1,79	1,23 – 1,19
6	4	1,55 – 1,49 – 1,57	1,49 – 1,75 – 1,82	1,17 – 1,13
7	1	0,48 – 0,43 – 0,45	1,49 – 1,55 – 1,47	-
7	2	0,45 – 0,49 – 0,44	1,52 – 1,59 – 1,73	-
7	3	0,51 – 0,46 – 0,47	1,54 – 1,52 – 1,47	-
7	4	0,41 – 0,40 – 0,48	1,63 – 1,60 – 1,49	-



Tabela 6.3- Valores de penetração  $p_s$  (cordões depositados sobre chapa),  $p_a$  (cordões depositados sobre revestimento aspergido) e  $e$  (espessura de revestimento em cada amostra referente a  $p_a$ ) em tubos API 5LX-70 com água despressurizada. ES=6,5 kJ/cm

<i>tubo</i>	<i>cordão</i>	<i>e (mm)</i>	<i>p<sub>a</sub> (mm)</i>	<i>p<sub>s</sub> (mm)</i>
1	5	0,78	1,60	1,13
1	6	0,77	1,38	1,22
2	5	0,88	1,54	1,17
2	6	0,85	1,63	1,25
3	5	1,06	1,79	1,29
3	6	1,09	1,75	1,16
4	5	1,15	1,95	1,09
4	6	1,14	1,71	1,18
5	5	1,54	1,52	1,19
5	6	1,49	1,66	1,15
6	5	1,50	1,61	1,23
6	6	1,48	1,72	1,17
7	5	0,42	1,45	-
7	6	0,45	1,55	-
7	7	0,45	1,59	-

Tabela 6.4- Valores de penetração  $p_s$  (cordões depositados sobre chapa),  $p_a$  (cordões depositados sobre revestimento aspergido) e  $e$  (espessura de revestimento em cada amostra referente a  $p_a$ ) em tubos API 5LX-70 com água pressurizada a 2,5 MPa. ES=6,5 kJ/cm

<i>tubo</i>	<i>cordão</i>	<i>e (mm)</i>	<i>p<sub>a</sub> (mm)</i>	<i>p<sub>s</sub> (mm)</i>
1	8	0,80 – 0,82 – 0,80	1,45 – 1,43 – 1,37	1,06 – x
1	9	0,83 – 0,75 – 0,77	1,48 – 1,39 – 1,58	0,91 – 0,79
2	8	0,75 – 0,83 – 0,81	1,57 – 1,50 – 1,48	0,90 – 0,82
2	9	0,84 – 0,78 – 0,82	1,53 – 1,54 – 1,59	0,88 – 0,98
3	8	1,12 – 1,14 – 1,02	1,65 – 1,68 – 1,68	1,01 – 0,81
3	9	1,11 – 1,13 – 1,02	1,76 – 1,69 – 1,75	0,92 – x
4	8	1,17 – 1,14 – 1,11	1,70 – 1,79 – 1,71	0,97 – 0,92
4	9	1,15 – 1,13 – 1,15	1,68 – 1,63 – 1,69	0,85 – 1,05
5	8	1,45 – 1,47 – 1,50	1,68 – 1,67 – 1,59	0,83 – 0,97
5	9	1,47 – 1,44 – 1,51	1,60 – 1,54 – 1,22	0,90 – 0,92
6	8	1,48 – 1,40 – 1,49	1,50 – 1,65 – 1,69	0,94 – 0,78
6	9	1,49 – 1,49 – 1,48	1,50 – 1,46 – 1,43	0,82 – 0,80
7	8	0,45 – 0,40 – 0,44	1,35 – 1,22 – 1,33	-
7	9	0,46 – 0,39 – 0,40	1,37 – 1,34 – 1,25	-

Tabela 6.5 - Valores de penetração  $p_s$  (cordões depositados sobre chapa),  $p_a$  (cordões depositados sobre revestimento aspergido) e  $e$  (espessura de revestimento em cada amostra referente a  $p_a$ ) em tubos API 5LX-70 com água pressurizada a 5,0 MPa. ES=6,5 kJ/cm

<i>tubo</i>	<i>cordão</i>	<i>e</i>	$p_a$	$p_s$
1	14	0,80 – 0,80 – 0,85	1,39 – 1,37 – 1,39	0,88 – 0,94
1	15	0,74 – 0,80 – 0,69	1,44 – 1,50 – 1,53	0,91 – 0,96
1	16	0,69 – 0,71 – 0,73	1,52 – 1,60 – 1,59	0,92 – 1,02
1	17	0,78 – 0,80 – 0,78	1,49 – 1,42 – 1,44	0,83 – 0,87
2	14	0,76 – 0,76 – 0,71	1,65 – 1,57 – 1,52	0,79 – 0,89
2	15	0,89 – 0,83 – 0,77	1,60 – 1,59 – 1,50	0,84 – 0,93
2	16	0,76 – 0,87 – 0,83	1,48 – 1,49 – 1,44	0,88 – 0,91
2	17	0,76 – 0,71 – 0,69	1,50 – 1,45 – 1,41	1,05 – 0,98
3	14	1,10 – 1,05 – 1,07	1,79 – 1,83 – 1,70	0,93 – 0,99
3	15	1,06 – 1,04 – 1,15	1,80 – 1,75 – 1,83	0,96 – 0,93
3	16	1,12 – 1,08 – 1,15	1,67 – 1,71 – 1,62	0,85 – 0,92
3	17	1,12 – 1,09 – 1,15	1,75 – 1,85 – 1,64	0,91 – 0,81
4	14	1,16 – 1,12 – 1,13	1,79 – 1,72 – 1,79	1,03 – 0,95
4	15	1,15 – 1,13 – 1,16	1,59 – 1,61 – 1,60	0,91 – 0,89
4	16	1,19 – 1,15 – 1,13	1,74 – 1,64 – 1,73	0,82 – 0,94
4	17	1,12 – 1,09 – 1,14	1,86 – 1,83 – 1,85	0,97 – 0,91
5	14	1,48 – 1,53 – 1,52	1,53 – 1,59 – 1,67	1,05 – 0,95
5	15	1,46 – 1,49 – 1,46	1,62 – 1,49 – 1,54	0,91 – 0,98
5	16	1,50 – 1,53 – 1,53	1,65 – 1,52 – 1,63	1,00 – 0,92
5	17	1,44 – 1,45 – 1,49	1,59 – 1,53 – 1,50	0,88 – 0,95
6	14	1,50 – 1,52 – 1,52	1,61 – 1,65 – 1,52	0,91 – 0,93
6	15	1,46 – 1,54 – 1,49	1,58 – 1,50 – 1,67	1,05 – 0,91
6	16	1,51 – 1,52 – 1,48	1,69 – 1,65 – 1,58	0,85 – 0,84
6	17	1,49 – 1,55 – 1,50	1,67 – 1,60 – 1,58	0,82 – 0,87
7	14	0,48 – 0,44 – 0,49	1,19 – 1,18 – 1,20	-
7	15	0,47 – 0,45 – 0,39	1,27 – 1,20 – 1,23	-
7	16	0,49 – 0,44 – 0,50	1,29 – 1,37 – 1,32	-
7	17	0,42 – 0,45 – 0,42	1,20 – 1,27 – 1,27	-

Tabela 6.6- Valores de penetração  $p_s$  (cordões depositados sobre chapa),  $p_a$  (cordões depositados sobre revestimento aspergido) e  $e$  (espessura de revestimento em cada amostra referente a  $p_a$ ) em tubos API 5LX-70 com fluxo de água (13,5 l/min). ES = 6,5 kJ/cm

<i>tubo</i>	<i>cordão</i>	<i>e</i>	$p_a$	$p_s$
1	10	0,77 – 0,80 – 0,81	1,88 – 1,67 – 1,52	1,03 – 1,31
1	11	0,73 – 0,77 – 0,72	1,64 – 1,62 – 1,38	1,23 – 1,17
1	12	0,70 – 0,81 – 0,73	1,70 – 1,65 – 1,67	1,09 – 1,03
1	13	0,77 – 0,78 – 0,82	1,59 – 1,57 – 1,65	1,18 – 1,07
2	10	0,80 – 0,79 – 0,70	1,48 – 1,39 – 1,51	1,31 – 1,08
2	11	0,77 – 0,84 – 0,83	1,49 – 1,62 – 1,67	1,13 – 1,26
2	12	0,72 – 0,77 – 0,83	1,63 – 1,56 – 1,34	1,10 – 1,02
2	13	0,78 – 0,72 – 0,75	1,60 – 1,38 – 1,45	1,30 – 1,21
3	10	1,12 – 1,05 – 0,99	1,80 – 1,93 – 1,70	1,18 – 1,11
3	11	1,10 – 1,13 – 1,05	1,72 – 1,95 – 1,90	1,42 – 1,17
3	12	0,96 – 1,03 – 1,03	1,64 – 1,71 – 1,76	1,13 – 1,50
3	13	1,02 – 1,10 – 1,11	1,72 – 1,94 – 2,01	1,24 – 1,13
4	10	1,11 – 1,10 – 1,11	1,85 – 1,81 – 1,69	1,15 – 1,20
4	11	1,10 – 1,13 – 1,13	1,73 – 1,71 – 1,90	1,36 – 1,11
4	12	0,99 – 1,12 – 1,12	1,75 – 1,85 – 1,85	1,11 – 1,21
4	13	1,12 – 0,95 – 1,09	1,68 – 1,39 – 1,72	1,13 – 1,01
5	10	1,47 – 1,50 – 1,46	1,55 – 1,59 – 1,71	1,43 – 1,12
5	11	1,43 – 1,44 – 1,49	1,52 – 1,38 – 1,44	1,11 – 1,10
5	12	1,48 – 1,55 – 1,43	1,80 – 1,89 – 1,61	1,10 – 1,15
5	13	1,44 – 1,49 – 1,49	1,75 – 1,52 – 1,45	1,17 – 1,09
6	10	1,50 – 1,50 – 1,51	1,56 – 1,66 – 1,72	1,40 – 1,21
6	11	1,53 – 1,55 – 1,48	1,80 – 1,88 – 1,72	1,18 – 1,14
6	12	1,50 – 1,50 – 1,55	1,36 – 1,35 – 1,49	1,45 – 1,21
6	13	1,52 – 1,56 – 1,50	1,48 – 1,59 – 1,58	1,13 – 1,10
7	10	0,43 – 0,42 – 0,41	1,69 – 1,48 – 1,35	-
7	11	0,47 – 0,40 – 0,41	1,65 – 1,62 – 1,58	-
7	12	0,46 – 0,43 – 0,42	1,48 – 1,38 – 1,57	-
7	13	0,47 – 0,46 – 0,42	1,64 – 1,67 – 1,48	-



# Livros Grátis

( <http://www.livrosgratis.com.br> )

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)  
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)  
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)  
[Baixar livros de Matemática](#)  
[Baixar livros de Medicina](#)  
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)  
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)  
[Baixar livros de Meteorologia](#)  
[Baixar Monografias e TCC](#)  
[Baixar livros Multidisciplinar](#)  
[Baixar livros de Música](#)  
[Baixar livros de Psicologia](#)  
[Baixar livros de Química](#)  
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)  
[Baixar livros de Serviço Social](#)  
[Baixar livros de Sociologia](#)  
[Baixar livros de Teologia](#)  
[Baixar livros de Trabalho](#)  
[Baixar livros de Turismo](#)