

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

Norton Zanette Kejelin

**SOLDAGEM DE REVESTIMENTO DE AÇOS COMUNS C-Mn  
COM SUPERLIGA A BASE DE NÍQUEL INCONEL 625**

Florianópolis

2012



Norton Zanette Kejelin

**SOLDAGEM DE REVESTIMENTO DE AÇOS COMUNS C-Mn  
COM SUPERLIGA A BASE DE NÍQUEL INCONEL 625**

Tese submetida ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina para a obtenção do Grau de Doutor em Engenharia Mecânica.  
Orientador: Prof. Dr. Ing. Augusto José de Almeida Buschinelli

Florianópolis

2012

Catálogo na fonte elaborada pela biblioteca da  
Universidade Federal de Santa Catarina

K28s Kejelin, Norton Zanette  
Soldagem de revestimento de aços comuns C-Mn com superliga  
a base de níquel Inconel 625 [tese] / Norton Zanette Kejelin ;  
orientador, Augusto José de Almeida Buschinelli. -  
Florianópolis, SC, 2012.

1 v.: il., grafs., tabs.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Santa Catarina,  
Centro Tecnológico. Programa de Pós-Graduação em Engenharia  
Mecânica.

Inclui referências

1. Engenharia mecânica. 2. Soldagem. 3. Revestimentos. 4.  
Níquel. I. Buschinelli, Augusto José de A. (Augusto José de  
Almeida). II. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa  
de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU 621

Norton Zanette Kejelin

**SOLDAGEM DE REVESTIMENTO DE AÇOS COMUNS C-Mn  
COM SUPERLIGA A BASE DE NÍQUEL INCONEL 625**

Esta Tese foi julgada para obtenção do Título de “Doutor em Engenharia Mecânica”, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica.

Florianópolis, 05 de março de 2012.

---

Prof. Júlio César Passos, Dr.  
Coordenador do Curso

**Banca Examinadora:**

---

Prof. Augusto José de Almeida Buschinelli, Dr.  
Orientador  
Universidade Federal de Santa Catarina

---

Prof. Jesualdo Pereira Farias, Dr.  
Universidade Federal do Ceará

---

Alexandre Meirelles Pope, PhD.  
PETROBRAS

---

Prof. Carlos Iconomos Baixo, Dr.  
Universidade Federal de Santa Catarina

---

Prof. Carlos Enrique Niño Bohórquez, Dr.  
Universidade Federal de Santa Catarina

---

Prof. Ramón Sigifredo Cortés Paredes, Dr.  
Universidade Federal do Paraná



Dedico este trabalho à minha querida  
filha, Marina Ramos Kejelin.



## AGRADECIMENTOS

Primeiramente a Deus, Pai de toda criação, pelo dom da vida.

A minha família, por estar sempre ao meu lado.

Com muito orgulho, ao meu orientador, Prof. Augusto Buschinelli por ter acreditado em mim mais uma vez, pelo constante incentivo e pelo apoio incondicional durante a realização do doutorado.

Aos amigos Aldo Santos Pereira, Richard Roedel, Jean Senise Pimenta, Tiago Vieira da Cunha e Nilceu Novicki pelos bons momentos de estudo, trabalho e também de descontração.

A ANP pelo financiamento deste trabalho por meio do PRH-09/PosMec/UFSC.

A ZAMACO, em especial ao Eng. Vânio Zanette e Marcelo Zanette pelos auxílios nos cortes para remoção das amostras soldadas.

A Faculdade de Engenharia Mecânica SATC, por incentivar a execução deste trabalho.

A todos aqueles que direta ou indiretamente contribuíram para a realização deste sonho.



*"A melhor de todas as coisas é aprender.  
O dinheiro pode ser perdido ou roubado, a saúde  
e a força podem falhar, mas o que você dedicou à  
sua mente é seu para sempre. "*

*(Louis L. Amour)*



## RESUMO

*Uma alternativa à utilização de materiais resistentes a corrosão e de elevado custo para fins estruturais é o revestimento por soldagem dos aços C-Mn com superligas a base de níquel da série 625. Dentre os processos de soldagem a arco, os mais usualmente empregados para a confecção de revestimentos com estes materiais são por eletrodos revestidos, GTAW com uso da variante “hot-wire” e arco submerso. No processo de soldagem MIG/MAG, que propicia alta produtividade, verifica-se maior dificuldade na obtenção de cordões de solda com aceitáveis níveis de convexidade durante a transferência metálica com baixa potência de arco (curto-circuito e pulsado), sendo utilizada, na maioria das vezes, transferência por pulverização axial (spray), aumentando significativamente a diluição. Foi observado que elevados níveis de diluição impostos pelo processo de soldagem, podem, além de reduzir a resistência a corrosão dos revestimentos pela incorporação de ferro proveniente do metal de base, promover a formação de microestruturas definidas como zonas parcialmente diluídas (ZPD), fundamentalmente martensíticas, duras e frágeis sobre a linha de fusão. Este trabalho reúne uma série de resultados promissores, apresentando uma avaliação sistemática a partir do uso de técnicas estatísticas, dos efeitos dos parâmetros de soldagem sobre as características geométricas, de resistência à corrosão e sobre a formação das ZPD, resultando numa metodologia prática para a confecção de revestimentos de aços C-Mn com superligas de níquel, sob baixo consumo de material e em níveis satisfatórios de diluição e de convexidade. Verificou-se que a correta associação dos parâmetros de soldagem pelo processo MIG/MAG pulsado com o emprego da mistura binária constituída por Ar-5%H<sub>2</sub> como gás de proteção proporcionou a fabricação de soldas de revestimento com características geométricas e de resistência à corrosão satisfatórias, resultando em níveis de diluição tão baixos quanto 1-3%, suprimindo assim a formação das ZPD.*

*Palavras-chaves: Soldagem de revestimento, Diluição, Zonas Parcialmente Diluídas (ZPD), Inconel 625, Planejamento de Experimentos, Metodologia de Superfície de Respostas.*



## ABSTRACT

*An alternative to use of high cost corrosion resistant materials for structural purposes is the cladding of C-Mn steel with 625 series nickel-based superalloys. The most commonly arc welding processes employed for this operation are SMAW, hot wire GTAW and submerged arc. In the GMAW process, which provides high productivity, there is a greater difficulty in obtaining weld beads with acceptable convexity levels during low arc power metal transfer (short-circuiting and pulsed) being used in most times spray transfer, increasing significantly the base metal content (dilution) into the weld metal. High dilutions levels imposed by welding process can reduce the corrosion resistance of overlay (by the incorporation of iron from base metal) and to promote the formation of hard and brittle martensitic microstructures along the fusion line, named here as partially diluted zones (PDZ). This work presents promising results, with a systematic evaluation from statistical techniques, of the effects of welding parameters on the geometric characteristics, corrosion resistance and PDZ formation, resulting in a practical method for cladding C-Mn steel with nickel based superalloy at low material consumption and at satisfactory levels of dilution and convexity. Was verified that the correct association of welding parameters for pulsed GMAW and use of air-5%H<sub>2</sub> mixture as welding shielding gas provided the best overlay geometric characteristics and satisfactory corrosion resistance, resulting in dilution levels as low as 1-3%, thereby suppressing the formation of PDZ.*

*Keywords: Cladding, Dilution, Partially Diluted Zones, Inconel 625, Design of Experiments, Surface Response Methodology.*



## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1: Apresentação esquemática da zona fundida/metal de solda (A+B) e de base (C). A região (A) compreende a parcela oriunda do metal de adição e a região (B) compreende a parcela de metal de base fundida. ....	9
Figura 2.2: Diagrama de Schaeffler. ....	10
Figura 2.3: Soldagem ascendente e descendente .....	14
Figura 2.4: Superfície de uma pá de turbina erodida por cavitação e da recuperação da superfície através da soldagem por eletrodos revestidos.....	16
Figura 2.5: Diluição observada em soldas depositadas com Inconel 625 sobre aço API 5L X-60.....	16
Figura 2.6: Soldagem GTAW alimentado. Figura 2.6A: Sistema utilizado para soldagem pelo processo. Figura 2.6B: Depósitos com GTAW alimentado. ....	18
Figura 2.7: Fabricação de revestimento por soldagem na extremidade de tubos através do processo GTAW automático com controle adaptativo. ....	18
Figura 2.8: Revestimento interno por soldagem GTAW “hot wire” CNC.....	19
Figura 2.9: Aparato patenteado para a soldagem de revestimento de tubos e chapas planas pelo processo de soldagem GTAW <i>hot wire</i> .....	20
Figura 2.10: Aparato patenteado para a soldagem de revestimento em duplo passe .....	25
Figura 2.11: Fotografia do processo em operação. ....	25
Figura 2.12: propriedades do revestimento em duplo passe.....	26
Figura 2.13: Fase de corrente de base e de pulso .....	27
Figura 2.14: Influência das variáveis de pulso sobre a transferência metálica..	28
Figura 2.15: Comparação das geometrias do cordão utilizando-se arame maciço e arame tubular .....	31
Figura 2.16: Aspecto dos cordões em três diferentes gases de proteção: Ar, Ar (80%) + CO <sub>2</sub> (20%) e CO <sub>2</sub> .....	32
Figura 2.17 a) Processo de soldagem plasma com alimentação automática de arame. b) Camada de revestimento depositada pelo processo. ....	33
Figura 2.18: Equipamento para soldagem plasma-pó .....	34
Figura 2.19: revestimento com Stellite 6 depositado por PTAP e respectiva seção transversal .....	35
Figura 2.20: Macrografia de uma solda por PTAP .....	35
Figura 2.21: Micrografia obtida por microscopia ótica da interface da linha de fusão de uma solda depositada com 10,3 kJ/cm e sem preaquecimento. ....	37
Figura 2.22: Micrografia obtida por MEV da interface da linha de fusão de uma solda depositada com 11 kJ/cm e sem preaquecimento. 1-4: pontos de microanálise.....	37
Figura 2.23: Evolução da diluição local a partir da linha de fusão. ....	38
Figura 2.24: Zonas parcialmente diluídas com formação de martensita. (a) e (b) Morfologia praia; (c) e (d) Morfologia peninsular.....	39
Figura 2.25: Operação de revestimento interno de tubulação com ligas 625....	40
Figura 2.26: Falha em tubulação internamente revestida.....	41

Figura 2.27: Inspeção da falha.....	42
Figura 2.28: Aspecto <i>macrofractográfico</i> da falha.....	42
Figura 2.29: a) Incidência de microtrincas nucleadas na ZPD. b) Trinca atravessando a camada de revestimento. ....	43
Figura 2.30: Desenho esquemático mostrando a estrutura lamelar e heterogeneidades de um revestimento por aspersão térmica. ....	44
Figura 2.31: Decoação da camada de AISI 309L aspergida em substrato AISI 304 pelo processo FS convencional.....	49
Figura 2.32: Vista transversal de cordão de solda depositado com E7018 sobre revestimento aspergido por processo FS.....	50
Figura 2.33: Efeito negativo da camada aspergida sobre a penetração.....	51
Figura 2.34: Curvas da variação de tensão superficial com a temperatura em um metal líquido (Efeito Marangoni) .....	51
Figura 2.35: Micrografias comparativas da oxidação dos revestimentos aspergidos com gás de arraste ar-comprimido e argônio. ....	52
Figura 2.36: Macrografias comparativas de soldas depositadas sobre substrato aspergido com ar-comprimido e argônio. As setas indicam o movimento convectivo da poça de fusão .....	53
Figura 2.37: Manutenção de defeitos na zona fundida originados na camada aspergida.....	53
Figura 2.38: Permanência de material aspergido entre solda e chapa e incidência de poros. ....	54
Figura 2.39: Correlação entre variáveis de entrada e saída de um processo. ....	54
Figura 2.40. Representação da superfície de resposta em função de duas variáveis de entrada. ....	57
Figura 3.1: Bancada para soldagem de revestimento em chapas planas.....	67
Figura 3.2: Bancada para soldagem de revestimento em chapas planas.....	68
Figura 3.3: Validação da calibração do sistema de aquisição de corrente de soldagem.....	69
Figura 3.4: Repetitividade e precisão do sistema de aquisição de corrente de soldagem OSILOLOS.....	69
Figura 3.5: Detalhes da bancada para validação do sinal de tensão.....	70
Figura 3.6: Validação da calibração do sistema de aquisição de tensão de soldagem.....	71
Figura 3.7: Repetitividade e precisão do sistema de aquisição de tensão de soldagem OSILOLOS.....	71
Figura 3.8: Verificação da calibração do sistema de alimentação de arame. ....	73
Figura 3.9: Relação entre a velocidade selecionada na fonte de soldagem e a velocidade de soldagem efetivamente medida.....	74
Figura 3.10: Verificação da calibração do mecanismo de deslocamento linear da tocha de soldagem. ....	75
Figura 3.11: Repetitividade e precisão do sistema de deslocamento linear da tocha de soldagem .....	76
Figura 3.12: Bancada de aspersão térmica a chama.....	77
Figura 3.13- Revestimento por aspersão térmica sobre chapa plana. ....	78

Figura 3.14: Bancada de preparação metalográfica. ....	79
Figura 3.15: Características analisadas na geometria dos cordões. ....	79
Figura 3.16: a): Bancada de ensaios de microscopia ótica. 3.16b): Bancada de ensaios de microdureza Vickers. ....	80
Figura 3.17: Revestimentos depositados para avaliação do gás de proteção sobre o comportamento em corrosão. ....	88
Figura 4.1 a): Macrografias obtidas para o processo GTAW alimentado. ....	93
Figura 4.1 b): Macrografias obtidas para o processo GTAW alimentado (continuação). ....	94
Figura 4.2: Correlação entre os valores previstos e medidos para cada resposta de interesse. ....	98
Figura 4.3: Gráfico de efeitos principais sobre a tensão de soldagem. ....	99
Figura 4.4: Efeitos da taxa de alimentação de arame e/ou velocidade de soldagem sobre a tensão. ....	100
Figura 4.5: Efeitos do ângulo de afiação do eletrodo sobre a tensão. ....	100
Figura 4.6: Efeitos de interação entre o ângulo de afiação do eletrodo e a corrente de soldagem sobre a tensão. ....	101
Figura 4.7: Efeitos de interação entre o ângulo de afiação do eletrodo e a corrente de soldagem sobre a tensão. ....	102
Figura 4.8: Gráficos de efeitos principais para a largura das soldas. ....	102
Figura 4.9: Efeito do ângulo de afiação do eletrodo sobre a largura da solda. ....	103
Figura 4.10: Efeitos de interação entre velocidade de alimentação de arame e a corrente de soldagem sobre a largura da solda. ....	104
Figura 4.11: Efeitos de interação entre velocidade de soldagem e a corrente de soldagem sobre a largura da solda. ....	105
Figura 4.12: Efeitos de interação entre velocidade de alimentação de arame e o ângulo de afiação da ponta do eletrodo sobre a largura da solda. ....	105
Figura 4.13: Gráficos de efeitos principais para o reforço das soldas. ....	107
Figura 4.14: Superfície de resposta para os efeitos de interação entre a corrente de soldagem e a velocidade de soldagem sobre o reforço. ....	108
Figura 4.15: Superfície de resposta para os efeitos de interação entre a corrente de soldagem e a velocidade de alimentação de arame sobre o reforço. ....	108
Figura 4.16: Superfície de resposta para os efeitos de interação entre a velocidade de soldagem e a velocidade de alimentação de arame sobre o reforço. ....	109
Figura 4.17: Gráficos de efeitos principais para a diluição das soldas. ....	110
Figura 4.18: Superfície de resposta para os efeitos de interação entre a velocidade de soldagem e a corrente de soldagem sobre a diluição. ....	110
Figura 4.19: Gráficos de efeitos principais para a convexidade das soldas. ....	111
Figura 4.20: Efeitos de interação entre a velocidade de soldagem e a corrente de soldagem sobre o ângulo de convexidade. ....	112
Figura 4.21: Efeitos de interação entre velocidade de soldagem e velocidade de alimentação de arame sobre o ângulo de convexidade. ....	113
Figura 4.22: Ponderação das respostas para otimização do processo de fabricação. ....	114

Figura 4.23: Otimização de múltiplas respostas para a determinação da geometria do cordão de solda. ....	115
Figura 4.24: Macrografia de um depósito feito com os parâmetros “Otimizados” através da MSR.....	115
Figura 4.26: Micrografia da camada de níquel aspergida (A), binarização da mesma imagem com poros representados em pixels pretos (B) e binarização com poros representados em pixels brancos (C).....	117
Figura 4.27: Refusão da camada termicamente aspergida de níquel puro sobre substrato de aço comum C-Mn através do processo de soldagem TIG.....	117
Figura 4.28: Contaminação do eletrodo GTAW devido à refusão da camada aspergida.....	118
Figura 4.29: Detalhes macro e microscópicos da solda de refusão R <sub>1</sub> com arco GTAW.....	119
Figura 4.30: Detalhes macro e microscópicos da solda de refusão R <sub>2</sub> com arco GTAW.....	119
Figura 4.31: Comparação de revestimentos fabricados utilizando-se o processo GTAW alimentado depositados sobre chapas na condição com e sem aspersão térmica.....	124
Figura 4.32: Macrografias de soldas depositadas em substratos aspergidos e não-aspergidos com níquel, utilizando-se diferentes gases de proteção (Ar puro e mistura de Ar – 25% CO <sub>2</sub> ).....	125
Figura 4.33: Macrografias das soldas depositadas pelo processo de soldagem FCAW.....	128
Figura 4.34: Gráfico de efeitos principais para as soldas depositadas pelo processo de soldagem FCAW.....	132
Figura 4.35: Efeitos interativos dos parâmetros de soldagem sobre as geometrias de interesse em soldas depositadas pelo processo FCAW.....	133
Figura 4.36: Otimização de respostas múltiplas.....	134
Figura 4.38: Intervalo de confiança para a largura.....	139
Figura 4.39: Intervalo de confiança para o reforço.....	139
Figura 4.40: Intervalo de confiança para o ângulo de molhabilidade.....	139
Figura 4.41: Intervalo de confiança para a diluição.....	140
Figura 4.43: Fotografias dos revestimentos depositados com diferentes gases de proteção.....	142
Figura 4.44: Influência do gás de proteção sobre a resistência à corrosão em testes de imersão.....	143
Figura 4.45: Influência da composição do gás de proteção sobre a microdureza.....	144
Figura 4.46: Fotografias dos cordões de solda depositados pelo processo P-GMAW utilizando-se Ar-5%H <sub>2</sub> , de acordo com os parâmetros de soldagem apresentados no planejamento experimental.....	146
Figura 4.48: Efeitos principais dos parâmetros de soldagem sobre a geometria das soldas fabricadas.....	152
Figura 4.49. Efeitos interativos dos parâmetros de soldagem sobre a geometria das soldas fabricadas.....	154

Figura 4.50: Revestimento fabricado com VS=13,2 cm/min, IS=140A e AE=90°. Reforço: 4mm. Diluição: 4%. .....	154
Figura 4.51: Revestimento fabricado com VS=40 cm/min, IS=140A e AE=115°. Reforço: 2,1mm. Diluição: 13%. .....	155
Figura 4.52: Otimização de respostas múltiplas.....	156
Figura 4.53: Revestimento fabricado com parâmetros otimizados pela MSR. VS=30 cm/min, IS=126A e AE=90°.....	157
Figura 4.54: Revestimento fabricado com VS=40 cm/min, IS=100A e AE=115°. Reforço: 3,0mm. Diluição: 4,8%. .....	157
Figura 4.55: Fabricação de revestimentos em tubos na posição plana .....	158
Figura 4.56: Macrografias das soldas de revestimentos depositadas sobre tubos na posição plana.....	158
Figura 4.57: Fabricação de revestimentos em tubos na posição vertical descendente.....	159
Figura 4.58: Macrografias das soldas de revestimentos depositadas sobre tubos na posição vertical descendente. ....	160
Figura 4.59: Medidas de microdureza na interface da linha de fusão para identificação da formação de microestrutura martensítica. Aumento: 50x. ....	161
Figura 4.60: Micrografias de soldas depositadas pelo processo MIG Pulsado. Carga utilizada no ensaio de microdureza: 0,1 kgf. ....	162
Figura 4.61: Micrografias de soldas depositadas pelo processo GTAW alimentado. Carga utilizada no ensaio de microdureza: 0,1 kgf.....	163
Figura 4.63: Perfis de composição química obtidos por microanálise por EDS de soldas depositadas em diferentes níveis de diluição. ....	165
Figura 4.64: Espectro de microanálise química pontual por EDS sobre a indentação de microdureza situada na ZPD da amostra 4.63C. ....	166
Figura 4.65: Interface da linha de fusão de um revestimento fabricado na posição vertical descendente em tubo com: IM= 100A, VS= 40 cm/min e AA=90°. Respostas: D= 3,2% e R= 2,5mm. Carga de microdureza: 0,2 kgf...	167
Figura 4.66: Interface da linha de fusão de um revestimento fabricado na posição vertical descendente em tubo com: IM= 140A, VS= 30 cm/min e AA=90°. Respostas: D= 1% e R= 3,0mm. Carga de microdureza: 0,2 kgf.....	168
Figura 4.67: Interface da linha de fusão de um revestimento fabricado na posição plana com: IM= 140A, VS= 40 cm/min e AA=115°. Respostas: D=13% e R= 2,1mm. Carga de microdureza: 0,2 kgf. ....	169
Figura 4.68: Interface da linha de fusão de um revestimento fabricado na posição plana: IM= 240A, VS= 15 cm/min e VA = 1m/min, AE=40°.Respostas: D= 73% e R= 1,2mm. Carga de microdureza: 0,2 kgf.....	170
Figura 4.69: Interface da linha de fusão de um revestimento fabricado na posição plana: IM= 200A, VS= 10 cm/min e VA = 3m/min, AE= 40°. Respostas: D= 8% e R= 4mm. Carga de microdureza: 0,2 kgf.....	171
Figura 4.70: Interface da linha de fusão de um revestimento fabricado na posição plana: IM= 240A, VS= 15 cm/min e VA = 1m/min, AE= 40°. Respostas: D= 65% e R= 1,8mm. Carga de microdureza: 0,2 kgf.....	171
Figura 4.71: Mecanismos de formação das ZPD. ....	173

Figura 4.72: Formação de ZPD contínua ao longo da linha de fusão na soldagem de um aço API 5L X-60 com Inconel 625. .... 173

## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1: Aplicações específicas do revestimento por soldagem com diferentes ligas.....	08
Tabela 2.2: Efeitos independentes das variáveis do processo de soldagem por eletrodos revestidos características das soldas der evestimento.....	17
Tabela 2.3: Efeitos independentes das variáveis do processo de soldagem GTAW nas principais características das soldas de revestimento.....	21
Tabela 2.4: Efeitos independentes das variáveis do processo de soldagem GMAW nas principais características das soldas de revestimento.....	23
Tabela 2.5: Composição química das regiões selecionadas na figura 2.22.....	38
Tabela 2.6: Classificação dos processos de aspersão térmica com relação ao modo de aquecimento.....	45
Tabela 2.7: Passos para a realização dos experimentos.....	55
Tabela 2.8: Principais Técnicas de Análise de Experimentos e características fundamentais.....	66
Tabela 2.9: Descrição das funções para modelos de primeira e segunda ordem.....	58
Tabela 2.10: Ilustração dos fatores, star points e center points em um CCD.....	59
Tabela 2.11 - Descrição dos tipos de CCD.....	60
Tabela 3.1: Composição química nominal dos materiais empregados para a realização deste trabalho.....	65
Tabela 3.2: Verificação da calibração do sistema de alimentação de arame.....	74
Tabela 3.3: Ensaios de verificação da calibração do mecanismo de deslocamento linear.....	76
Tabela 3.4: Parâmetros de soldagem utilizados nos ensaios exploratórios pelo processo GTAW alimentado.....	82
Tabela 3.5: Parâmetros de soldagem utilizados nos ensaios exploratórios pelo processo GMAW pulsado.....	82
Tabela 3.6: parâmetros de pulsação adotados.....	83
Tabela 3.7: Parâmetros de soldagem utilizados nos ensaios exploratórios pelo processo arame tubular.....	83
Tabela 3.8: Objetivos de Otimização no Método Desirability.....	86
Tabela 3.9: Objetivos de Otimização no Método Desirability.....	86
Tabela 3.10: Condições dos revestimentos fabricados para ensaio de corrosão por imersão.....	87
Tabela 3.11: Parâmetros de soldagem utilizados nos ensaios exploratórios de refusão da camada aspergida .....	87
Tabela 3.12: Parâmetros de soldagem utilizados nos ensaios exploratórios de refusão da camada aspergida pelo processo gmaw pulsado.....	93
Tabela 4.1: Matriz experimental para o processo GTAW-Alimentado.....	92
Tabela 4.2: Coeficientes dos modelos matemáticos completos e análises de significância ( $P_{value}$ ).....	95

Tabela 4.3: Coeficientes dos modelos matemáticos reduzidos e análises de significância ( $P_{value}$ ).....	96
Tabela 4.4: Análise de variância para os modelos obtidos.....	97
Tabela 4.5: Parâmetros de soldagem e macrografias.....	122
Tabela 4.6: Dimensões das soldas depositadas sobre a chapa de aço com e sem aspersão.....	123
Tabela 4.7: Características geométricas das soldas depositadas.....	126
Tabela 4.8. Matriz de experimentos e respostas para o processo de soldagem FCAW.....	127
Tabela 4.9: Coeficientes de regressão codificados estimados para o modelo matemático completo de previsão da geometria das soldas confeccionadas.....	129
Tabela 4.10. ANOVA dos modelos desenvolvidos.....	134
Tabela 4.11: Condições de soldagem com atmosfera de argônio puro.....	135
Tabela 4.12: Condições de soldagem com atmosfera de Ar-25% He .....	136
Tabela 4.13: Condições de soldagem com atmosfera de Ar-25% CO <sub>2</sub> .....	136
Tabela 4.14: Condições de soldagem com atmosfera de Ar-5% H <sub>2</sub> .....	136
Tabela 4.15: Análise de variância – influência do gás de proteção sobre a largura dos cordões de solda.....	138
Tabela 4.16 Análise de variância – influência do gás de proteção sobre o reforço dos cordões de solda.....	139
Tabela 4.17 Análise de variância – influência do gás de proteção sobre o ângulo de molhabilidade.....	139
Tabela 4.18: Análise de variância – influência do gás de proteção sobre a diluição dos cordões de solda.....	140
Tabela 4.19: Matriz de experimentos e respostas.....	145
Tabela 4.20: Coeficientes de regressão codificados estimados para o modelo matemático completo de previsão da geometria das soldas confeccionadas.....	148
Tabela 4.21: ANOVA dos modelos desenvolvidos.....	150

## LISTA DE SÍMBOLOS

<b>A</b>	Ampere [A]
<b>Ac<sub>1</sub></b>	Temperatura dinâmica de transformação austenítica, no aquecimento
<b>AISI</b>	American Iron and Steel Institute
<b>API</b>	American Petroleum Institute
<b>ASME</b>	American Society of Mechanical Engineers
<b>ASTM</b>	American Society for Testing Materials
<b>AWS</b>	American Welding of Society
<b>CC-</b>	Corrente contínua com polaridade direta
<b>CC+</b>	Corrente contínua com polaridade inversa
<b>CE</b>	Carbono equivalente
<b>CENPES</b>	Centro de pesquisa e desenvolvimento Leopoldo A. Miguez de Mello
<b>CP</b>	Corpo de prova
<b>CRC-WS</b>	Cooperative Research Centre For Weld Structure
<b>D</b>	Diâmetro interno da tubulação [m]
<b>E</b>	Espessura da parede
<b>E<sub>s</sub></b>	Energia de Soldagem
<b>EWI</b>	Edison Welding Institute
<b>GMAW</b>	Gás Metal Arc Welding
<b>GTAW</b>	Gás Tungsten Arc Welding
<b>H<sub>2</sub></b>	Hidrogênio
<b>Hd</b>	Hidrogênio difusível
<b>HV</b>	Dureza Vickers
<b>IMC- soldagem</b>	Indústria de Máquinas e Comércio de Produtos de Soldagem
<b>IIW</b>	Internacional Institute of Welding
<b>L</b>	Condutibilidade térmica do vapor. [W/(mK)]

<b>LABSOLDA</b>	Laboratório de Soldagem e Mecatrônica da UFSC
<b>m</b>	Metro
<b>MB</b>	Metal base
<b>min</b>	Minuto
<b>mm</b>	Milímetro
<b>MS</b>	Metal de solda
<b>PMS</b>	Penetração do cordão
<b>PRCI</b>	Pipeline Research Council International
<b>P<sub>ZAC</sub></b>	Penetração da ZAC
<b>s</b>	Segundo
<b>S</b>	Enxofre
<b><math>\Delta t_{8/5}</math></b>	Intervalo de tempo para resfriamento de 800 °C a 500 °C
<b>TF</b>	Trincas a frio
<b>TIG</b>	Tungsten Inert Gas
<b>TIH</b>	Trincas induzidas por hidrogênio
<b>U</b>	tensão
<b>UFSC</b>	Universidade Federal de Santa Catarina
<b>V</b>	Volt
<b>V<sub>s</sub></b>	Velocidade de soldagem
<b>ZAC</b>	Zona afetada pelo calor
<b>ZAC-GG</b>	Região de grãos grosseiros da zona afetada pelo calor
<b>ZAC-IC</b>	Região intercrítica da zona afetada pelo calor
<b>ZAC-GG-N</b>	Normalização por um passe de soldagem subsequente da região de grãos grosseiros da zona afetada pelo calor
<b>ZAC-N</b>	Região normalizada da zona afetada pelo calor
<b>ZPD</b>	Zona Parcialmente Diluída
<b>ZPM</b>	Zona Parcialmente Misturada

## ALFABETO GREGO

$\alpha$	Microestrutura ferrítica em baixas temperaturas
$\delta$	Microestrutura ferrítica em altas temperaturas
$\gamma$	Microestrutura austenítica
$\eta$	Eficiência térmica da fonte

## SIMBOLOGIA APLICADA AO MODELAMENTO ESTATÍSTICO

$\alpha$	Nível de significância
ANOVA	Análise de variância
DOE	Design of experiments
MSR	Metodologia de superfície de respostas
Desirability	Método de otimização de resposta múltiplas



# SUMÁRIO

<b>1 INTRODUÇÃO</b>	<b>1</b>
1.1 OBJETIVOS	4
1.1.1 Objetivo Geral.....	4
1.1.2 Objetivos Específicos .....	4
<b>2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	<b>7</b>
2.1 SOLDAGEM DE REVESTIMENTO	7
2.1.1 Controle da Diluição e o Diagrama de Schaeffler .....	9
2.2 PRINCIPAIS PROCESSOS DE SOLDAGEM DE REVESTIMENTO UTILIZADOS NA INDÚSTRIA	11
2.2.1 Variáveis de Soldagem que Afetam a Diluição.....	12
2.2.2 Soldagem de Revestimento pelo Processo SMAW .....	15
2.2.3 Soldagem de Revestimento pelo Processo GTAW.....	17
2.2.4 Soldagem de Revestimento pelo Processo GMAW .....	21
2.2.5 Fundamentos da Corrente Pulsada para Controle da Transferência Metálica no Processo MIG MAG Pulsado .....	26
2.2.5.1 Equacionamento das Variáveis .....	29
2.2.4 Soldagem de Revestimento com Arames Tubulares - FCAW.....	30
2.2.5 Soldagem de Revestimento pelo Processo Plasma.....	32
2.3 FRAGILIZAÇÃO DA INTERFACE EM SOLDAS DE REVESTIMENTO PARA PROTEÇÃO CONTRA CORROSÃO	36
2.4 ANÁLISE DE FALHAS EM SOLDA DE REVESTIMENTO DE TUBULAÇÃO COM INCONEL 625: UM ESTUDO DE CASO	40
2.5 ASPERSÃO TÉRMICA	43
2.5.1 Propriedades dos Revestimentos Aspergidos.....	46
2.5.1.1 Adesão .....	47
2.5.1.2 Porosidade.....	49
2.5.1.3 Oxidação.....	49
2.6 APLICAÇÃO DO AMANTEIGAMENTO POR ASPERSÃO TÉRMICA COMO ALTERNATIVA NA CONFEÇÃO DE REVESTIMENTOS POR SOLDAGEM	50
2.7 PLANEJAMENTO DE EXPERIMENTOS	54
2.7.1 Metodologia de Superfície de Repostas.....	57
2.7.2 Central Composite Design.....	58
2.7.3 Metodologia de Análise de Variância - ANOVA .....	61
2.7.4 Otimização de Respostas Múltiplas – O Método <i>Desirability</i> .....	62
<b>3 MATERIAIS E MÉTODOS</b>	<b>65</b>
3.1 MATERIAIS	65
3.1.1 Metais de Base.....	65
3.1.2 Metais de Adição.....	65

<b>3.1.3 Gases de Proteção .....</b>	<b>66</b>
3.2 MÉTODOS .....	66
<b>3.2.1 Bancada de Soldagem.....</b>	<b>66</b>
<b>3.2.2 Caracterização da Bancada de Soldagem .....</b>	<b>68</b>
3.2.2.1 Verificação dos valores de corrente .....	68
3.2.2.2 Verificação dos valores de tensão.....	70
3.2.2.3 Verificação dos valores de velocidade de alimentação de arame.....	72
3.2.2.4 Verificação dos valores de velocidade de movimentação do mecanismo de deslocamento linear (Tartilope V1) .....	75
3.2.2.5 Verificação dos valores de velocidade tangencial ajustada na soldagem de revestimento em tubos de diâmetro nominal de 4” .....	76
<b>3.2.3 Bancada de Aspersão Térmica .....</b>	<b>77</b>
<b>3.2.4 Preparação Metalográfica.....</b>	<b>78</b>
<b>3.2.5 Macrografias .....</b>	<b>79</b>
<b>3.2.6 Caracterização Microestrutural .....</b>	<b>80</b>
3.3 PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS .....	81
<b>3.3.1 Aplicação da Metodologia de Superfície de Resposta.....</b>	<b>81</b>
3.3.1.2 Desenvolvimento das Matrizes Experimentais .....	83
3.3.1.3 Medição das Respostas de Interesse Prático .....	84
3.3.1.4 Desenvolvimento de Modelos Matemáticos .....	84
3.3.1.5 Teste de Adequação e Significância dos Modelos Propostos .....	84
3.3.1.6 Apresentação e Análise Gráfica dos Efeitos dos Parâmetros de Processo.....	85
3.3.1.7 Otimização das Respostas Múltiplas para os Processos de Soldagem Estudados.....	85
<b>3.3.3 Ensaios de Soldagem sobre Camada Aspergida.....</b>	<b>88</b>
<b>4 RESULTADOS .....</b>	<b>91</b>
4.1 APLICAÇÃO DA METODOLOGIA DE SUPERFÍCIE DE RESPOSTA NA SOLDAGEM DE CHAPAS DE AÇO CARBONO COM INCONEL 625 PELO PROCESSO GTAW ALIMENTADO E GÁS DE PROTEÇÃO AR-H <sub>2</sub> .....	91
<b>4.1.2 Efeitos dos parâmetros de soldagem sobre a tensão e sobre a geometria das soldas depositadas .....</b>	<b>98</b>
<b>4.1.1 Efeitos dos parâmetros de soldagem sobre a tensão .....</b>	<b>99</b>
<b>4.1.3 Efeitos dos parâmetros de soldagem sobre a largura dos cordões</b>	<b>102</b>
<b>4.1.4 Efeitos dos parâmetros de soldagem sobre o reforço dos cordões</b>	<b>106</b>
<b>4.1.5 Efeitos dos parâmetros de soldagem sobre a diluição.....</b>	<b>109</b>
<b>4.1.6 Efeitos dos parâmetros de soldagem sobre o ângulo de molhabilidade.....</b>	<b>110</b>
<b>4.1.7 Otimização de múltiplas respostas .....</b>	<b>113</b>
4.2 ESTUDO DA SOLDAGEM DE REVESTIMENTO DE CHAPAS DE AÇO AISI 1020 COM INCONEL 625 UTILIZANDO UMA CAMADA DE AMANTEIGAMENTO DEPOSITADA POR ASPERSÃO TÉRMICA A CHAMA .....	116
4.3 APLICAÇÃO DA METODOLOGIA DE SUPERFÍCIE DE RESPOSTA PARA OTIMIZAÇÃO DE REVESTIMENTOS COM INCONEL 625 .....	116

DEPOSITADOS SOBRE AÇO CARBONO PELO PROCESSO NA SOLDAGEM FCAW	126
4.4. APLICAÇÃO DA METODOLOGIA DE SUPERFÍCIE DE RESPOSTA PARA OTIMIZAÇÃO DE REVESTIMENTOS COM INCONEL 625 DEPOSITADOS SOBRE AÇO CARBONO PELO PROCESSO DE SOLDAGEM MIG/MAG	135
4.4.1 Efeitos dos Gases de Proteção sobre a Resistência a Corrosão de Revestimentos Depositados com E-NiCrMo-3 pelo Processo de Soldagem P-GMAW	142
4.4.2 Otimização dos Parâmetros de Soldagem para a Fabricação dos Revestimentos	144
4.2.3 Deposição de Revestimentos Externos em Tubos pelo Processo P-GMAW e Gás de Proteção Ar-5% H <sub>2</sub>	157
4.5 CARACTERIZAÇÃO MICROESTRUTURAL DAS SOLDAS DISSIMILARES DEPOSITADAS COM CONSUMÍVEIS EM INCONEL 625 PELOS PROCESSOS DE SOLDAGEM GMAW E GTAW SOBRE AÇO CARBONO	161
4.5.1 Análise dos Ensaio de Cordão Sobre Chapa	161
4.5.2 Análise dos Ensaio de Revestimento	166
4.6 CONSIDERAÇÕES FINAIS	174
4.6.1 Com relação ao processo GTAW alimentado	174
4.6.2 Com relação ao processo FCAW	174
4.6.3 Com relação ao processo GMAW pulsado	174
4.6.4 Com relação ao amantejamento por aspersão térmica	175
4.6.5 Com relação a utilização da metodologia de superfícies de resposta	176
4.6.6 Com relação à formação das zonas parcialmente diluídas	176
6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	181
REFERÊNCIAS	183



# 1 INTRODUÇÃO

A soldagem de revestimento de aços C-Mn com materiais resistentes à corrosão é uma aplicação muito comum na indústria. Os motivos para esta grande utilização incluem no lado dos aços C-Mn de grau estrutural, como por exemplo da série API X-60, o seu menor custo em relação aos aços inoxidáveis austeníticos, aliado a uma maior resistência mecânica, principalmente com relação ao limite de escoamento e, do lado dos aços inoxidáveis, a sua resistência à corrosão muito superior e muitas vezes necessária em aplicações em que um meio agressivo esteja em contato com parte do equipamento.

Assim, é uma prática comum projetar e fabricar equipamentos em aço carbono estrutural e revestir a sua superfície com um material mais nobre. No Brasil, isto é feito para diversos componentes de usinas hidrelétricas, tubulações de caldeiras que operam em elevadas temperaturas e dutos para o transporte de materiais de elevada corrosividade em plantas petroquímicas.

Outra técnica de revestimento amplamente utilizada na indústria para proteção contra corrosão e desgaste é a aspersão térmica. Nesta técnica, existe o benefício do baixo aquecimento do material a ser revestido durante o processo, uma vez que o material de revestimento fundido/semifundido é projetado com alta velocidade. Outra característica dos processos de aspersão térmica é o fato de que não ocorre fusão mútua dos pares metálicos envolvidos, diferentemente da soldagem de revestimento, resultando assim num revestimento com composição química nominal semelhante à do consumível empregado. Entretanto, pelo fato de não haver diluição, não há formação de ligações químicas entre o revestimento e o substrato, favorecendo assim, dependendo das circunstâncias envolvidas, o deslocamento do revestimento. Além disso, uma maior quantidade de defeitos (principalmente porosidade) é observada na microestrutura, prejudicando assim as propriedades mecânicas e anti-corrosivas do revestimento fabricado.

De acordo com *Welding Handbook (1998)*, os processos de soldagem de revestimento podem ser categorizados em quatro grupos fundamentais: revestimento de proteção contra corrosão (cladding), revestimento com metal duro (hard face), revestimento para reparo ou recuperação dimensional (buildup) e também de amanteigamento (buttering).

Na soldagem de revestimento para proteção contra corrosão, uma camada do material que constituirá o revestimento é depositada sobre metais de base em aço carbono ou aço baixa liga, com intuito de fabricar uma superfície resistente à corrosão. Como regra, a resistência mecânica do revestimento não é considerada no projeto do componente.

No revestimento duro, uma camada de material é depositada sobre a superfície para aumentar a resistência ao desgaste, podendo este atuar por mecanismos abrasivos, de impacto, erosão ou cavitação. Semelhante à proteção contra corrosão, a resistência mecânica do revestimento duro não é considerada no projeto dos componentes.

O termo soldagem de reparo ou recuperação da espessura (buildup) denota a adição de um material a superfície do metal de base, a um defeito ou a uma camada de solda previamente depositada para recuperação das dimensões de um dado componente. Nesse caso, a resistência mecânica da solda é necessariamente uma consideração no projeto do componente.

O amanteigamento similarmente denota a adição de uma ou mais camadas à superfície, mas nesse caso, essa é a superfície a ser soldada, ou seja, trata-se da preparação do substrato, se diferenciando da soldagem de reparo pelo fato de ser utilizado por razões metalúrgicas, e não para fins de recuperação dimensional.

Com relação aos processos de soldagem a arco, a utilização do TIG alimentado (GTAW) para aplicação de revestimento em peças de menores dimensões ou de maior dificuldade operacional no que tange à acessibilidade, é bastante difundida. Além disso, este processo é também utilizado no revestimento de grandes superfícies, inclusive em tubulações, principalmente na variante *hot wire* (arame pré-aquecido).

O processo de soldagem por eletrodos revestidos (SMAW) também é muito utilizado para a fabricação de componentes revestidos. Entretanto, devido a sua inerente intermitência necessária para a troca dos eletrodos e principalmente na remoção da escória, resulta numa menor produtividade. Seu uso é bastante difundido em operações de reparos, devido à sua simplicidade e menor custo operacional.

Devido à necessidade de se recobrir grandes superfícies, processos de soldagem automáticos, mecanizados ou semi-automáticos e com elevada taxa de deposição como arco submerso (SAW) e arame tubular (FCAW), são muitas vezes utilizados. Para se garantir uma alta produtividade, um valor elevado de corrente de soldagem deve ser utilizado, o que pode levar a níveis de diluição muito altos (de até 70%) e, assim, alterar significativamente a composição do metal de solda, induzindo a problemas de ordem metalúrgica.

O aprimoramento dos processos e a busca por condições de soldagem otimizadas são elementos fundamentais para que as operações de revestimento de aços carbono com materiais resistentes à corrosão e ao desgaste sejam capazes de produzir cordões com as características geométricas desejadas, apresentando ao mesmo tempo bons índices de produtividade e ausência de defeitos. Tais aspectos contribuem diretamente para que as propriedades finais dos revestimentos, representadas principalmente pela integridade da interface e resistência à corrosão, sejam as melhores possíveis.

*Murugan, (2007)*, demonstrou, através do emprego da Metodologia de Superfície de Resposta, a eficiência da utilização de técnicas estatísticas com modelamento matemático derivados de resultados experimentais para relacionar os efeitos dos parâmetros de soldagem com a geometria dos cordões de solda, explorando principalmente a interdependência das variáveis de processo.

A falta de planejamento muitas vezes é a causa do insucesso de uma investigação, e no entanto raros são os pesquisadores que pensam em estatística antes de realizar seus experimentos. Em geral eles costumam achar que a análise dos seus dados, não importa como tenham sido obtidos, eventualmente levará sua pesquisa a um bom termo. Havendo dificuldades, pensam eles, basta recorrer a um entendido nessas coisas que o problema estará resolvido (BARROS NETO, SCARMINIO E BRUNS, 1995).

De posse de todos estes fatos, o presente trabalho vem propor a melhoria do processo de fabricação de revestimentos de aços comuns C-Mn com superligas a base de níquel na forma de arames contínuos por meio da aplicação da técnica do Projeto e Análise de Experimentos, baseando-se na Metodologia de Superfície de Resposta (MSR), que segundo Montgomery (1991) é fundamentalmente utilizada na otimização de respostas afetadas por diversas variáveis. Além de melhorias no processo de fabricação de revestimentos, o trabalho busca também estabelecer uma criteriosa metodologia capaz de associar parâmetros de soldagem e gás de proteção para a fabricação de soldas com arame em Inconel 625 através dos processos TIG alimentado (GTAW) MIG/MAG pulsado (P-GMAW), e com arame tubular (FCAW).

## 1.1 OBJETIVOS

### 1.1.1 Objetivo Geral

Este trabalho teve por objetivo avaliar e otimizar os parâmetros de processo para a fabricação de revestimentos por soldagem a arco de aços C-Mn em baixos níveis de diluição, empregando-se como material de adição a superliga a base de níquel da série Inconel 625 na forma de arames contínuos através dos processos de soldagem TIG alimentado (GTAW) e MIG/MAG pulsado (P-GMAW) e arame tubular (FCAW).

### 1.1.2 Objetivos Específicos

Com relação ao processo GTAW com alimentação de arame frio:

- Avaliar os efeitos dos parâmetros de soldagem sobre a geometria dos cordões depositados para a confecção de revestimentos de aços C-Mn com Inconel 625;
- Avaliar a viabilidade da utilização do amanteigamento com uma camada de níquel puro depositada por aspersão térmica previamente à confecção do revestimento por soldagem visando a redução dos níveis de diluição. Nestes casos, a camada aspergida deve ser completamente fundida e incorporada ao revestimento soldado.

Com relação ao processo FCAW:

- Avaliar a viabilidade da confecção de revestimentos de aços C-Mn com Inconel 625 e os efeitos dos parâmetros de soldagem sobre a geometria das soldas confeccionadas por este processo;

Com relação ao processo MIG/MAG pulsado (P-GMAW):

- Avaliar os efeitos dos parâmetros de soldagem e gás de proteção em relação à geometria dos cordões e a resistência à corrosão durante a confecção de revestimentos de aços C-Mn com Inconel 625;
- Otimizar, através da Metodologia de Superfície de Respostas e da técnica conhecida como "desirability", os parâmetros de soldagem de forma a fabricar revestimentos com níveis mínimos de diluição e de consumo de material de adição,

garantindo a integridade estrutural ao revestimento confeccionado.

- Avaliar a influência dos parâmetros de soldagem sobre a formação de zonas parcialmente diluídas em ensaios de deposição sobre chapa e de revestimento.



## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo descreve as características dos processos empregados na soldagem de revestimento para proteção contra corrosão, envolvendo alguns métodos de utilização, histórico e pesquisas relevantes. Apresenta de forma superficial os processos e fundamentos da aspersão térmica e sua possível utilização no amanteigamento como técnica proposta para a posterior soldagem de revestimento de tubulações.

São também apresentadas características referentes a normas, códigos, procedimentos, patentes e guias a serem seguidos em soldagens dessa modalidade.

### 2.1 SOLDAGEM DE REVESTIMENTO

Geralmente, os aços estruturais que fornecem as propriedades mecânicas necessárias aos projetos não possuem a resistência à corrosão muitas vezes requerida. Em grande parte destes casos, a resistência à corrosão do componente projetado somente pode ser atingida a partir da especificação de materiais mais nobres, como aços inoxidáveis e mesmo ligas de níquel, aumentando significativamente os custos.

Uma possível solução para fornecer aos componentes estruturais uma melhor resistência à corrosão é revestir, por soldagem, a superfície do aço com uma liga que satisfaça mutuamente dois critérios: resistência a corrosão e compatibilidade metalúrgica. As características desejáveis nestas ligas para revestimento são razoável resistência mecânica, boa soldabilidade em conjunto com o aço estrutural, resistência ao ataque geral e localizado por corrosão, e pelo processo associado de corrosão-fadiga.

Materiais resistentes à corrosão comumente aplicados como revestimento por soldagem, sobre aços C-Mn estruturais, são os aços inoxidáveis austeníticos da série 300, aços duplex e as ligas de níquel de uma forma geral. A tabela 2.1 mostra alguns dos principais materiais utilizados como revestimento contra corrosão e suas aplicações específicas.

**Tabela 2.1: Aplicações específicas do revestimento por soldagem com diferentes ligas.**

Material / Liga	Aplicação para o componente revestido por soldagem
AISI 309 L	Revestimento por soldagem externo para proteções atmosféricas
AISI 312, 317 L	Revestimento por soldagem de vasos de pressão Corrosão por ácido naftênico
Monel 400	Revestimento de vasos de pressão Em meio contendo HF (ácido fluorídrico)
Inconel 622 Inconel 625	Corrosão por ácido sulfúrico, baixo Ph e aplicações em desgaste por erosão
Hastelloy	Proteção em processos químicos agressivos em baixos ph
UNS S31803	Duplex e super-duplex para o revestimento de vasos de pressão

*Fonte: Welding Handbook.*

A principal diferença da soldagem de revestimento em relação às aplicações convencionais de soldagem (soldagem de união) diz respeito à geometria do cordão de solda. Ao contrário das aplicações convencionais, em que é desejável alta penetração para garantir a resistência da junta soldada, na soldagem de revestimento o perfil geométrico desejado se resume a grandes larguras do cordão, baixos reforços<sup>1</sup>, baixas penetrações e baixos percentuais de diluição. A obtenção deste perfil geométrico característico é importante para que o processo permita recobrir a maior área possível com o menor número de passes, resultando em economias significativas de materiais e tempo. Assim, um dos maiores desafios da soldagem de revestimento consiste no ajuste adequado dos parâmetros do processo para que o material depositado adquira a geometria desejada.

---

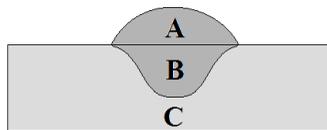
<sup>1</sup> Alguns autores sugerem que soldas de revestimento sejam fabricadas visando a maximização do reforço. Todavia, esta conduta, que resulta numa excessiva quantidade de material depositado, se deve ao tradicional emprego de processos de soldagem que impõem altos níveis de diluição, necessitando de mais de uma camada para garantir que a composição química do revestimento tenha mínima contaminação por ferro proveniente do metal de base. Ao longo deste trabalho, adotou-se, como premissa básica para a confecção de revestimentos, a obtenção de soldas com baixos índices de diluição e reforço, permitindo assim a implementação de um procedimento que garanta a resistência à corrosão associada a um custo de fabricação relativamente baixo.

### 2.1.1 Controle da Diluição e o Diagrama de Schaeffler

Na soldagem de revestimento para proteção contra corrosão, onde necessariamente envolvem-se metais dissimilares, a composição química da solda será intermediária entre as composições químicas do metal de base e do metal de adição. Entretanto, na medida em que se alteram os parâmetros de soldagem empregados, podem ocorrer alterações também na composição química da solda depositada, uma vez que a capacidade de fusão dos metais de base e de adição, que contribuem para a formação da solda, é dependente da potência de arco utilizada.

Torna-se então de fundamental importância, para estimar-se a composição química de uma solda dissimilar, o conhecimento da diluição imposta pelo procedimento de soldagem adotado. Diluição é definida como uma alteração na composição do metal de adição depositado por soldagem causada pela mistura com o metal de base. É usualmente considerada como o percentual de metal de base contido no metal de solda.

A diluição pode ser determinada por uma relação entre áreas (equação 2.1) a partir do seccionamento transversal de uma simples deposição por soldagem. A figura 2.1 ilustra o método de determinação da diluição para ensaios de simples deposição.



**Figura 2.1:** Apresentação esquemática da zona fundida/metal de solda (A+B) e de base (C). A região (A) compreende a parcela oriunda do metal de adição e a região (B) compreende a parcela de metal de base fundida.

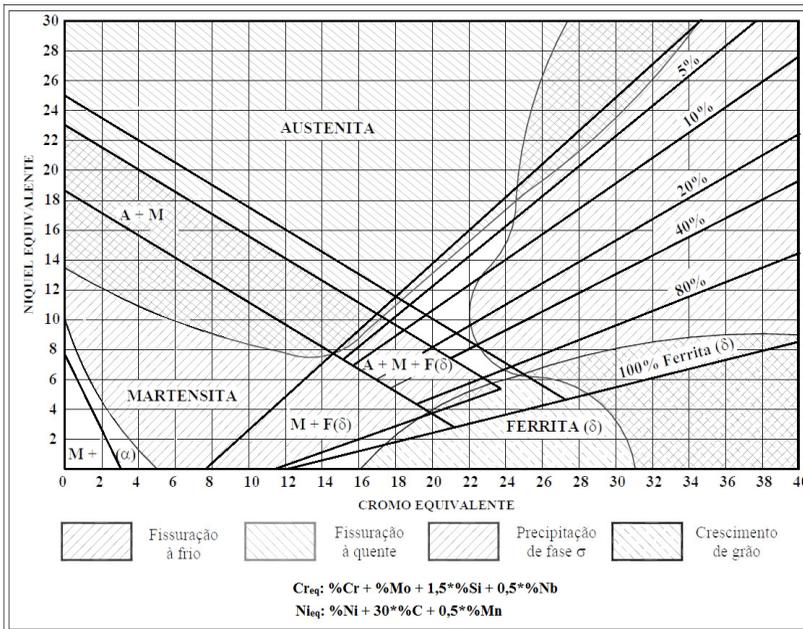
$$D = \frac{B}{A + B} \cdot 100\% \quad \text{Eq. 2.1}$$

De forma análoga, pode-se estimar a quantidade de um elemento específico (X) na solda a partir da diluição e da composição química dos metais de base e de adição, de acordo com equação 2.2.

$$X_{MS} = DX_{MB} + X_{MA}(I-D) \quad \text{Eq. 2.2}$$

onde:  $X_{MS}$  = percentual mássico do elemento X no metal de solda;  
 D = Diluição;  
 $X_{MB}$  = percentual mássico do elemento X no metal de base;  
 $X_{MA}$  = percentual mássico do elemento X no metal de adição.

A habilidade em determinar a composição aproximada do metal de solda é importante para que se possa estimar algumas propriedades da junta fabricada, como: resistência à corrosão, tendência à formação de microestruturas fragilizadas, e inclusive as propriedades mecânicas. Uma importante ferramenta, empregada na soldagem de aços inoxidáveis e na soldagem de materiais dissimilares, para se prever tanto a microestrutura resultante da solda, quanto possíveis problemas de soldabilidade, em função da composição química analisada são os diagramas constitucionais, dentre eles o tradicional diagrama de Schaeffler (Figura 2.2).



**Figura 2.2: Diagrama de Schaeffler.**

Segundo *Welding Handbook (2006)*, a correta seleção do metal de adição não deve jamais ser subestimada, uma vez que a solda fabricada deve ser compatível com o metal de base. Neste sentido, quatro requisitos fundamentais devem ser atendidos:

- 1) Compatibilidade metalúrgica;
- 2) Propriedades mecânicas;
- 3) Propriedades físicas;
- 4) Propriedades anti-corrosivas.

O metal de adição selecionado deve estar apto a produzir uma solda capaz de acomodar a diluição do metal de base evitando a formação de uma microestrutura susceptível à nucleação e propagação de trincas tanto no metal de solda, quanto no metal de base.

Deve também ser produzido um depósito com aceitáveis níveis de porosidade e inclusões. Além disso, a solda deverá permanecer estruturalmente estável, inclusive sob severas condições de serviço especificadas pelo projeto. A precipitação de novas fases ou alterações nas fases originais podem levar a degradação das propriedades mecânicas e anti-corrosivas.

Inadvertidamente, a soldagem de metais dissimilares está susceptível a alguns problemas de fabricação e metalúrgicos que podem levar a falhas em serviço do componente fabricado. O problema de fabricação mais pronunciado está na seleção incorreta dos consumíveis a serem utilizados, podendo resultar na formação de um metal de solda com estrutura inaceitável sob o ponto de vista de integridade estrutural e de resistência à corrosão devido à diluição.

## 2.2 PRINCIPAIS PROCESSOS DE SOLDAGEM DE REVESTIMENTO UTILIZADOS NA INDÚSTRIA

A soldagem de revestimento é amplamente utilizada em plantas nucleares e petroquímicas, na indústria automobilística bem como na agricultura e indústrias de processamento de alimento. Devido a esta demanda, uma grande quantidade de processos e procedimentos para soldagem de revestimento vêm sendo desenvolvidos e aprimorados ao longo principalmente das duas últimas décadas. Conforme *Welding Handbook (1998)*, os principais processos de soldagem empregados na indústria de soldagem de revestimento são:

- Soldagem com eletrodos revestidos – SMAW;
- Soldagem TIG – GTAW;
- Soldagem MIG/MAG – GMAW;
- Soldagem com arames tubulares – FCAW;
- Soldagem plasma – PAW;
- Soldagem por arco submerso – SAW;
- Soldagem por explosão.

### 2.2.1 Variáveis de Soldagem que Afetam a Diluição

A maioria dos revestimentos são fabricados utilizando processos de soldagem a arco com eletrodos consumíveis. Por causa da importância da diluição, é necessário que o efeito de cada variável de soldagem a arco com eletrodos consumíveis seja conhecido.

Muitas das variáveis de soldagem que afetam a diluição, e consequentemente requerem estrito controle para fabricação do revestimento, são por vezes ignoradas na soldagem de união de uma junta. Segundo Welding Handbook (VOL.3), as variáveis fundamentais que afetam a diluição das soldas de revestimento são:

**Corrente:** Aumentando a corrente de soldagem (densidade de corrente) aumenta a diluição. O arco se torna mais espesso e quente, penetrando mais profundamente fundindo mais metal de base.

**Extensão do eletrodo:** Uma longa extensão de eletrodo diminui a diluição (para processo com eletrodos consumíveis) pelo aumento na taxa de fusão do eletrodo ( $I^2R$ ). Contrariamente, uma pequena extensão do eletrodo tende a aumentar os níveis de diluição.

**Espaçamento entre Cordões:** O pequeno espaçamento entre cordões (maior sobreposição) reduz a diluição porque uma maior quantidade do cordão de solda previamente depositado é refundido e misturado na poça de soldagem, ao mesmo tempo que uma menor quantidade de metal de base é fundida e incorporada à solda. O maior espaçamento entre cordões (menor sobreposição) aumenta a diluição.

**Oscilação do Eletrodo (tecimento):** Maiores amplitudes na oscilação do eletrodo reduzem a diluição. Cordões filetados (sem tecimento) produzem máxima diluição. A frequência da oscilação também afeta a diluição. Como regra, quanto maior a frequência de oscilação, menor a diluição.

**Velocidade de Soldagem:** Uma redução na velocidade de soldagem diminui a quantidade de metal de base fundida e aumenta a quantidade de metal de revestimento por unidade de tempo ou distância,

diminuindo a diluição. Esta redução da diluição ocorre como resultado da alteração na geometria do cordão e da espessura da camada de revestimento, e pelo fato de que a força do arco atua mais na poça de fusão do que no próprio metal de base.

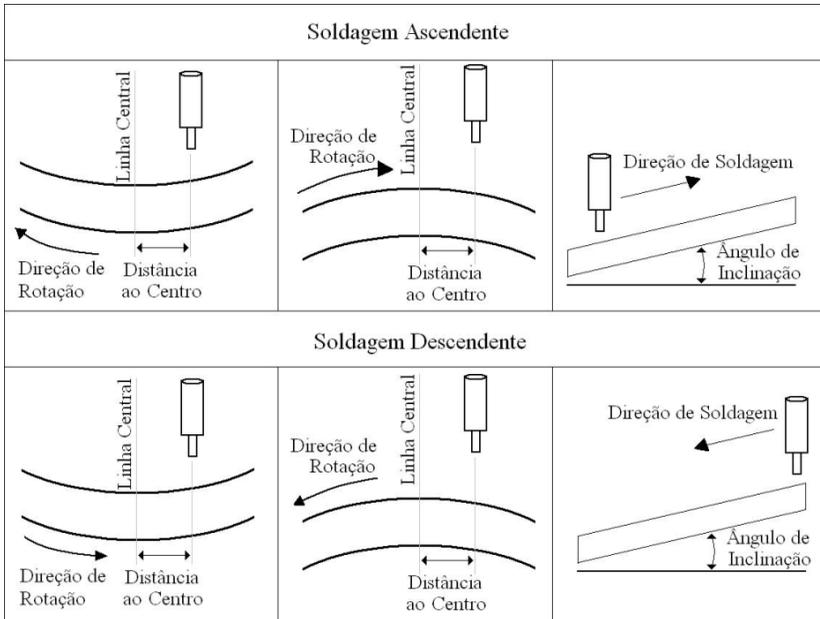
**Posição de Soldagem e Inclinação do Eletrodo:** A posição de soldagem na qual o revestimento é aplicado exerce um importante papel na diluição. Dependendo da posição de soldagem e sua inclinação (considera-se os ângulos de trabalho e ângulo de deslocamento), a gravidade irá favorecer com que a poça de soldagem em relação a atuação do arco esteja: sempre a frente, andando junto ou sempre atrás. Quanto mais a poça esteja à frente ou junto a frente do arco, menor será a penetração no metal de base e conseqüentemente menor será a diluição. Isto porque, a poça fundida age como um “coxim” recebendo bastante energia do arco antes que este atinja o metal de base.

A ordem de decréscimo da diluição em relação às posições de trabalho podem ser definidas da seguinte maneira:

1. Vertical ascendente – máxima diluição;
2. Horizontal;
3. Plana com inclinação – ascendente (aprox.  $15^\circ$ );
4. Plana sem inclinação;
5. Plana com inclinação – descendente – mínima diluição.

As classificações anteriores representam casos típicos. Com procedimentos especializados, a diluição obtida numa determinada posição pode ser significativamente alterada, com respectiva alteração nessa classificação.

A maioria dos revestimentos é depositada na posição plana, muito embora a soldagem ascendente ou descendente pode ser obtida mediante inclinação do metal de base a ser revestido ou colocação do arco em posições descentralizadas em peças rotativas, de acordo com a figura 2.3.



**Figura 2.3: Soldagem ascendente e descendente nas posições planas e rotativas. Fonte: *Welding Handbook vol. 3*.**

**Meio de Proteção:** O meio de proteção tem também um significativo efeito sobre o comportamento do arco, alterando a diluição. A lista a seguir mostra uma classificação genérica sobre a influência de diferentes meios de proteção sobre a diluição:

1. Hélio (máxima diluição);
2. Fluxos granulares sem adição de elementos de liga;
3. Dióxido de carbono;
4. Argônio;
5. Fluxos granulares com adição de elementos de liga (mínima diluição).

**Metal de Revestimento Auxiliar:** A adição de um metal de revestimento além do eletrodo consumível apresenta um efeito significativo sobre a diluição, influenciando também a fluidez e a tensão superficial da poça de soldagem. O metal extra, adicionado separadamente na forma de pó, arame ou mesmo com o fluxo, reduz a diluição através do aumento da quantidade de material depositado e da redução de metal de base fundido, uma vez que parte da energia do arco é consumida na fusão deste material suplementar. Quanto maior a

quantidade de material de revestimento depositada, necessariamente menor será a diluição.

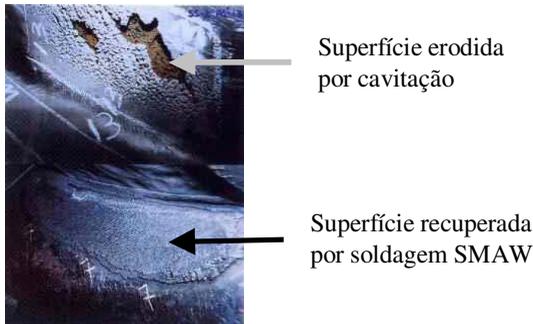
### **2.2.2 Soldagem de Revestimento pelo Processo SMAW**

O baixo custo do equipamento, a versatilidade e a operacionabilidade tornam o processo de soldagem por eletrodos revestidos muito popular. A corrente de soldagem utilizada pode ser tanto contínua quanto alternada, e as soldas podem ser usualmente depositadas em todas as posições. Este processo pode ser aplicado para uma variedade de trabalhos de soldagem de revestimento, desde peças muito pequenas até peças de maiores dimensões.

Entretanto, a inerente intermitência do processo de soldagem para remoção de escória e para trocas de eletrodos implica numa acentuada perda de produtividade quando comparado aos demais processos de soldagem. Este processo é usado extensivamente para revestimentos duros, amanteigamento, reparos e revestimento contra corrosão.

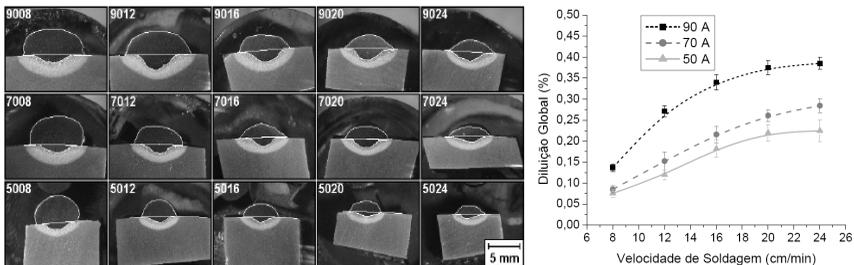
Cada vez mais, a utilização de eletrodos revestidos como processo para revestimento por soldagem destina-se principalmente em reparos aos danos ocorridos por processos acentuados de corrosão, corrosão sob tensão e danos por cavitação em turbinas e pás hidráulicas, conforme pode ser observado na figura 2.4. Em muitos casos, devido a sua simplicidade, se torna o principal processo sendo utilizado para revestimento em peças pequenas dimensões e regiões inacessíveis ou irregulares, impraticáveis por outros processos de soldagem. Este processo usualmente atinge uma taxa de deposição entre 0,5 e 3 kg/h (*Welding Handbook, 1998*).

Eletrodos revestidos utilizados em operações de revestimento irão usualmente conter uma significativa quantidade de elementos de liga no revestimento. Seria, portanto, um erro remover-se o revestimento de um eletrodo e usar a alma como vareta (metal de adição) em outro processo de soldagem, como por exemplo o GTAW.



**Figura 2.4: Superfície de uma pá de turbina erodida por cavitação e da recuperação da superfície através da soldagem por eletrodos revestidos.**

Os níveis de diluição geralmente observados, para soldas com eletrodos revestidos satisfatórias sob o ponto de vista de fabricação, situam-se numa faixa entre 15 e 40 %, dependendo do material e dos parâmetros de soldagem utilizados, conforme pode ser observado na figura 2.5 para soldas depositadas com eletrodos revestidos de Inconel 625 sobre chapa de aço API 5L X-60 de 20 mm de espessura.



**Figura 2.5: Diluição observada em soldas depositadas com Inconel 625 sobre aço API 5L X-60. Fonte: KEJELIN, (2006).**

A tabela 2.2 mostra como algumas variáveis do processo de soldagem por eletrodos revestidos afetam as três principais características da soldagem de revestimento: diluição, taxa de deposição e espessura da camada.

**Tabela 2.2: Efeitos independentes das variáveis do processo de soldagem por eletrodos revestidos nas principais características das soldas de revestimento.**

		<b>Influência da Alteração da Variável Sobre:</b>		
Variável	Alteração na Variável	Diluição	Taxa de Deposição	Espessura do Depósito
Polaridade	CA CCEP CCEN	Média Alta Baixa	Média Baixa Alta	Média Fina Espessa
Corrente	Alta Baixa	Alta Baixa	Alta Baixa	Espessa Fina
Técnica	Filetado Tecimento	Alta Baixa	Sem efeito Sem efeito	Espessa Fina
Espaçamento entre Cordões	Estreito Grande	Baixa Alta	Sem efeito Sem efeito	Espessa Fina
Dimensões do Eletrodo	Pequeno Grande	Alta Baixa	Alta Baixa	Espessa Fina
Comprimento do Arco	Longo Curto	Alta Baixa	Sem efeito Sem efeito	Fina Espessa
Velocidade de Soldagem	Rápida Lenta	Alta Baixa	Sem efeito Sem efeito	Fina Espessa
Posição	Plana	4		4
	Ascendente	3	Sem efeito	3
	Descendente	4	Sem efeito	4
	Horizontal	2 – 4	Sem efeito	4
	Vertical ascendente	1 (máxima)	Sem efeito	1 (Mais Espessa)
	Vertical descendente	5 (mínima)	Sem efeito	5 (Mais Fina)
				2

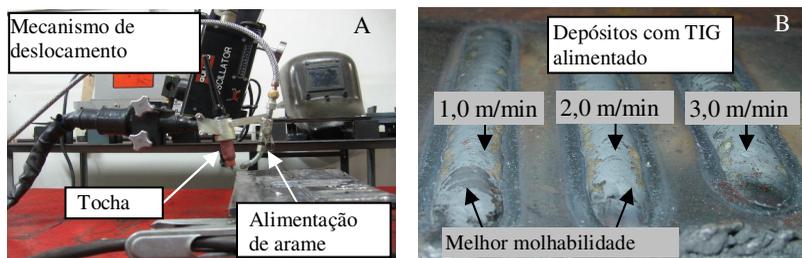
*Fonte: Welding Handbook, 1998.*

### 2.2.3 Soldagem de Revestimento pelo Processo GTAW

O aumento de produtividade e maior robustez no processo de soldagem GTAW podem ser obtidos através da utilização de alimentação de material na forma de arame. O processo consiste do emprego de uma tocha GTAW convencional com um dispositivo alimentador de arame acoplado à extremidade da tocha, conforme pode ser observado na figura 2.6A.

Além da simples alimentação de arame, existe também o processo GTAW automático com controle adaptativo da alimentação de

arame. Nesse processo, a velocidade do arame é ajustada a partir das características decorrentes do andamento da operação, existindo diferentes níveis de velocidade na situação de aproximação do arco, inserção sob o arco e de curto-circuito. A figura 2.7 mostra a utilização do processo GTAW adaptativo no revestimento interno da extremidade de tubos de 18 mm de espessura de parede e diâmetro de 254 mm.



**Figura 2.6: Soldagem GTAW alimentado.** Figura 2.6A: Sistema utilizado para soldagem pelo processo. Figura 2.6B: Depósitos com GTAW alimentado.  
*Fonte: Arquivo pessoal.*



**Figura 2.7: Fabricação de revestimento por soldagem na extremidade de tubos através do processo GTAW automático com controle adaptativo.**  
*Fonte: Arquivo pessoal.*

Uma outra variante do processo GTAW automático, bastante empregada em nível industrial para soldagem de revestimento, é a técnica GTAW automático com alimentação de arame preaquecido, ou simplesmente “hot wire”. A figura 2.8 mostra as aplicações práticas da técnica GTAW “hot wire” em operações de soldagem de revestimento interno de tubos com comando numérico computadorizado.



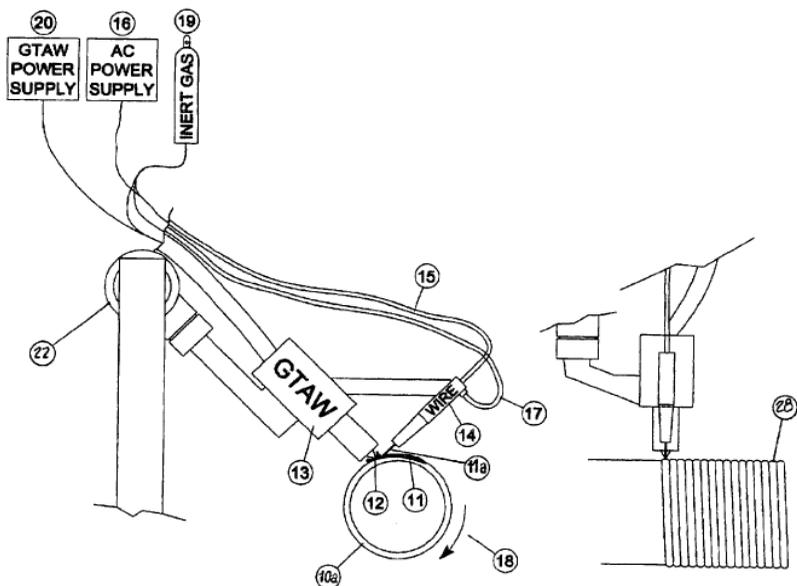
**Figura 2.8: Revestimento interno por soldagem GTAW “hot wire” com CNC.** Fonte: *IODS - Weld Cladding, Pipe Cladding, Clad Pipe Fittings and Fabrication, (2014).*

A utilização do processo GTAW “hot wire” como processo para revestimento externo de tubos, apresentado e enumerado na figura 2.9, possui uma patente Norte – Americana US006781083B1 de 24 de agosto de 2004 [*KELLER, H. D.; PRINCE, J. R. (2004)*]. Neste método, uma camada de revestimento (11) é depositada sobre um tubo (10a) em rotação (18) com velocidade controlada. O metal de adição na forma de arame (11a) é inserido diretamente no arco estabelecido pelo eletrodo de tungstênio (12) e depositado sobre o tubo (11). Nesse caso, o processo GTAW opera em modo pulsado.

O controle do preaquecimento do arame é obtido através da passagem de corrente elétrica pelo mesmo num comprimento de 40-60 mm entre o contato elétrico e o arco-voltaico a partir de uma fonte de corrente alternada externa (16). Este pequeno trecho é denominado de “comprimento aquecido do arame”. A resistência elétrica que o arame possui, produz nele, um preaquecimento até 300 °C necessário e suficiente pra aumentar sua taxa de fusão, uma vez que a parcela de energia do arco anteriormente consumida para este aquecimento é aproveitada para a fusão do arame. O gás de proteção utilizado pode ser argônio, Hélio ou uma mistura de ambos.

Neste processo, o cabeçote contendo a tocha GTAW, e o alimentador de arame desloca-se na direção longitudinal do tubo

enquanto este se mantém em rotação, ambos com uma velocidade controlada, posicionando corretamente o revestimento (28).



**Figura 2.9:** Aparato patenteado para a soldagem de revestimento de tubos e chapas planas pelo processo de soldagem GTAW *hot wire*.

Fonte: KELLER, H. D.; PRINCE, J. R. (2004).

A tabela 2.3 a seguir mostra como algumas variáveis do processo de soldagem GTAW afetam as três principais características da soldagem de revestimento: diluição, taxa de deposição e espessura da camada.

**Tabela 2.3: Efeitos independentes das variáveis do processo de soldagem GTAW nas principais características das soldas de revestimento.**

Variável	Alteração na Variável	Influência da Alteração da Variável sobre		
		Diluição	Taxa de Deposição	Espessura do Depósito
Polaridade	CA CCEN	Média Alta	Média Alta	Média Espessa
Gás de Proteção	Argônio Hélio	Mínima Máxima	Mínima Máxima	Mais Fina Mais Espessa
Corrente	Alta Baixa	Alta Baixa	Alta Baixa	Espessa Fina
Técnica	Filetado Tecimento	Alta Baixa	Sem efeito Sem efeito	Espessa Fina
Espaçamento entre Cordões	Estreito Grande	Baixa Alta	Sem efeito Sem efeito	Espessa Fina
Extensão do Eletrodo	Curto Longo	Sem efeito Sem efeito	Sem efeito Sem efeito	Sem efeito Sem efeito
Diâmetro do Eletrodo	Pequeno Grande	Alta Baixa	Baixa Alta	Fina Espessa
Tensão	Baixa Alta	Baixa Alta	Sem efeito Sem efeito	Fina Espessa
Velocidade de Soldagem	Rápida Lenta	Alta Baixa	Sem efeito Sem efeito	Fina Espessa
Posição	Plana Ascendente Descendente Horizontal Vertical Vertical ascendente Vertical descendente	4 3 4 2 – 4 1 (máxima) 5 (mínima)	Sem efeito Sem efeito Sem efeito Sem efeito Sem efeito	4 3 4 1 (Mais Espessa) 5 (Mais Fina) 2
Arame (s) Auxiliar (es)		Baixa	Alta	Espessa

*Fonte: Welding Handbook, 1998.*

## 2.2.4 Soldagem de Revestimento pelo Processo GMAW

Na soldagem MIG/MAG os elementos de liga que vão conferir a composição química ao revestimento estão contidos no arame/eletrodo, o qual pode ser maciço ou tubular. Gases de proteção incluindo argônio, CO<sub>2</sub> e hélio podem ser usados simples ou com misturas entre si, inclusive com adição de uma pequena quantidade de O<sub>2</sub>.

O tipo de gás de proteção influencia a composição química do revestimento bem como outras características como a estabilidade do arco e a própria transferência metálica, exercendo assim, juntamente com as próprias variáveis fundamentais deste processo, um importante papel sobre a diluição do revestimento fabricado.

A tabela 2.4 a seguir mostra como algumas variáveis do processo de soldagem MIG/MAG afetam as três principais características da soldagem de revestimento: diluição, taxa de deposição e espessura da camada. Esta tabela assume que apenas uma das variáveis listadas é alterada por vez.

Variações do processo que incluem transferência por curto-circuito, globular, por spray, pulsado e arame auxiliar apresentam características distintas, sendo que a seleção de uma ou outra condição depende do tipo de metal de adição (composição química) e do gás a ser utilizado, da geometria do cordão e diluição esperadas e da posição de soldagem a ser trabalhada.

A inserção de um arame auxiliar na poça de fusão para fabricação do revestimento absorve parte da energia do arco para sua fusão, diminuindo assim a penetração e a diluição enquanto a taxa de deposição é aumentada. Uma aplicação da soldagem de revestimento pelo processo MIG/MAG com alimentação de arame auxiliar utilizada pela Shell<sup>®</sup> obtém-se níveis de diluição em torno de 3%.

A utilização do processo MIG/MAG na variante curto-circuito, com arame de 1,2 mm permite taxas de fusão superiores ao eletrodo revestido, enquanto a diluição obtida e as distorções do metal de base são menores. Este processo permite a soldagem de revestimento fora de posição e é usualmente empregada a partir de um equipamento semi-automático.

O emprego da transferência pulsada é também um método disponível para soldagem de revestimento fora-de-posição e para metais que possuem muita fluidez no estado fundido. Quando comparada a transferência por spray, esta técnica impõe uma menor diluição e menor taxa de fusão (menores correntes médias).

**Tabela 2.4: Efeitos independentes das variáveis do processo de soldagem GMAW nas principais características das soldas de revestimento.**

Variável	Alteração na Variável	Influência da Alteração da Variável sobre a:		
		Diluição	Taxa de Deposição	Espessura do Depósito
Polaridade	CCEP CCEN <sup>1</sup>	Alta Baixa	Baixa Alta	Fina Espessa
Gás de Proteção	Argônio Hélio CO <sub>2</sub>	Mínima Máxima Média	Mínima Máxima Média	Mais Fina Mais Espessa Média
Transferência Metálica	Spray	1 (máxima)	1 (máxima)	1 (mais espessa)
	Globular	3	3	3
	C.C. Pulsado	4 (mínima) 2	4 (mínima) 2	4 (menos espessa) 2
Corrente	Alta Baixa	Alta Baixa	Alta Baixa	Espessa Fina
Técnica	Filetado Tecimento	Alta Baixa	Sem efeito Sem efeito	Espessa Fina
Espaçamento entre Cordões	Estreito	Baixa	Sem efeito	Espessa
	Grande	Alta	Sem efeito	Fina
Extensão do Eletrodo	Curto	Alta	Baixa	Fina
	Longo	Baixa	Alta	Espessa
Diâmetro do Eletrodo	Pequeno	Alta	Alta	Espessa
	Grande	Baixa	Baixa	Fina
Tensão	Alta	Baixa	Sem efeito	Fina
	Baixa	Alta	Sem efeito	Espessa
Velocidade de Soldagem	Rápida	Alta	Sem efeito	Fina
	Lenta	Baixa	Sem efeito	Espessa
Posição	Plana	3	Sem efeito	4
	Ascendente	2	Sem efeito	3
	Descendente	4	Sem efeito	4
	Horizontal	2 – 4	Sem efeito	1 (Mais Espessa)
	V. Asce. V.Desc.	1 (máxima) 5 (mínima)	Sem efeito Sem efeito	5 (Mais Fina) 2
Arame auxiliar		Baixa	Alta	Espessa

*Fonte: Welding Handbook, 1998.*

*HULSIZER, (2000)* desenvolveu recentemente, nos Estados Unidos, um método para revestimento em duplo passe por soldagem que culminou com o registro da patente US006013890A de 11 de janeiro de 2000, a qual emprega dois processos de soldagem distintos para o revestimento de tubulações.

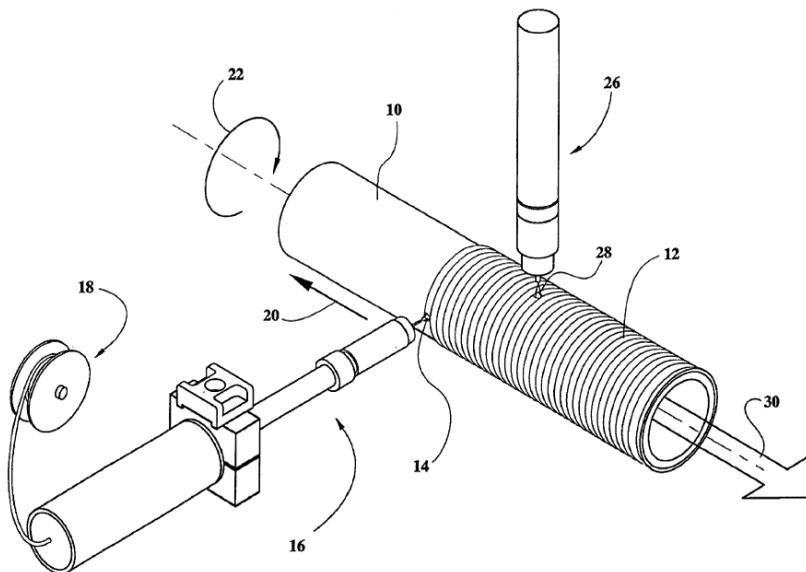
Neste método, uma camada do material de revestimento é aplicada sobre o tubo através da utilização do processo GMAW (MIG) no modo de transferência pulsado. Após solidificada, esta camada é refundida através do processo GTAW (TIG). Nesse sistema, o tubo é rotacionado em relação às tochas de soldagem enquanto as tochas movimentam-se no sentido longitudinal ao eixo do tubo.

A segunda solda (realizada pelo processo GTAW) é controlada para aplicar uma quantidade de calor suficiente para refundir a 1ª camada de solda depositada, visando também revenir/refinar a ZAC desta primeira camada depositada. Esta técnica de re-fusão com GTAW é também conhecida por passe de revenido.

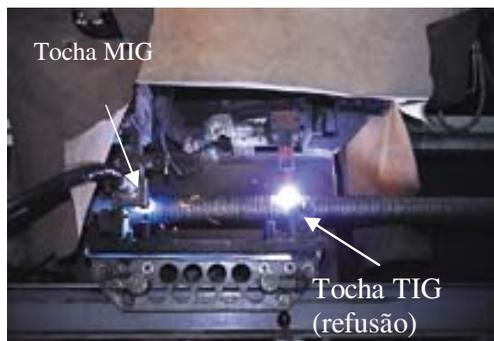
A figura 2.10 ilustra o método de aplicação do revestimento (12) ao tubo (10). Exemplos típicos de materiais que constituem o tubo (10) são aços carbono e baixa liga, enquanto os materiais tipicamente empregados para o revestimento são ligas 309 e 625. Outros materiais podem ser empregados, dependendo das características desejadas para o produto final e das limitações de compatibilidade entre os metais do tubo e de revestimento.

O material de revestimento (18) é aplicado pelo processo GMAW (14). A tocha de soldagem GMAW (16) é deslocada ao longo do eixo longitudinal do tubo na direção indicada pela seta (20), enquanto o tubo é simultaneamente rotacionado (22). Conforme pode ser observado na fig. 10, enquanto o tubo gira no sentido horário, a tocha GMAW aplica o overlay na posição “9 horas” (superfície exterior). Segundo o autor, esta localização é vantajosa pelo fato de que a aplicação do revestimento por soldagem na posição vertical diminui a diluição do metal de base. Uma tocha TIG (GTAW) (26) é colocada na posição “0 hora” para refundir (28) o revestimento previamente depositado pelo processo GMAW (12) sobre o tubo (10). Não é adicionado nenhum material pelo processo GTAW (28).

As variáveis de processo GMAW são controladas de modo a favorecer a fusão do material do revestimento e do tubo. O revestimento por soldagem resultante possui uma superfície rugosa e irregular. Os parâmetros de soldagem GTAW são, portanto, controlados para refundir e melhorar a característica da superfície externa do revestimento. A aplicação do processo GTAW não re-funde toda a espessura da solda depositada. Apenas uma porção da espessura do revestimento é refundida, ou seja, este segundo processo não antera as condições de penetração e diluição estabelecidas pelo processo GMAW que depositou o revestimento. A figura 2.11 é uma fotografia deste processo em operação.



**Figura 2.10: Aparato patenteado para a soldagem de revestimento em duplo passe.** Fonte: HULSIZER, (2000).



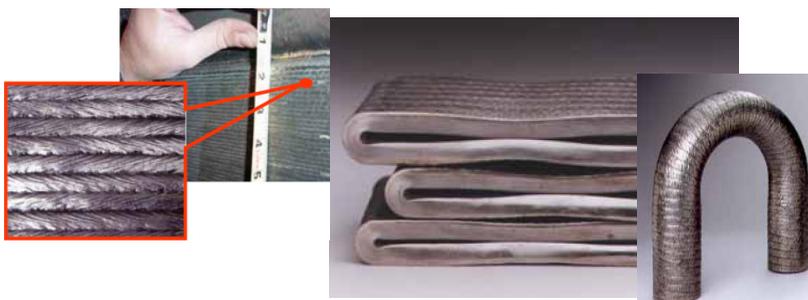
**Figura 2.11: Fotografia do processo em operação.**  
Fonte: Arquivo pessoal.

O uso de duas fontes de soldagem separadas (figura 2.11) uma para GMAW e outra para GTAW, onde o metal de adição para fabricação do revestimento é depositado exclusivamente pelo processo GMAW (MIG) fornece as seguintes vantagens: a tensão, corrente e alimentação de arame MIG pode ser controlada para otimizar a penetração e diluição do metal de base sem levar em conta o aspecto externo da superfície revestida.

Em contraste, os parâmetros de soldagem GTAW podem ser controlados para fornecer um melhor acabamento da superfície refundida do revestimento (12). Adicionalmente, o segundo passe (realizado pela refusão com GTAW) tende a uniformizar as tensões residuais inerentes à soldagem da primeira camada com MIG e reduzir os níveis de dureza na ZAC em torno de 8-10 pontos na escala de dureza Rockwell C.

Para controlar a temperatura do tubo e a taxa de resfriamento da solda de revestimento, um fluxo de água é fluído no interior do tubo durante o processo de fabricação do revestimento (30). O volume e o fluxo de água deve ser suficiente para manter a superfície interna do tubo numa temperatura abaixo de 40 °C.

Esta técnica tem apresentado resultados excelentes no que diz respeito às características superficiais e à integridade do revestimento fabricado, conforme pode ser observado na figura 2.12 a seguir, que apresenta uma superfície revestida e seções de dutos revestidos submetidos ao dobramento.



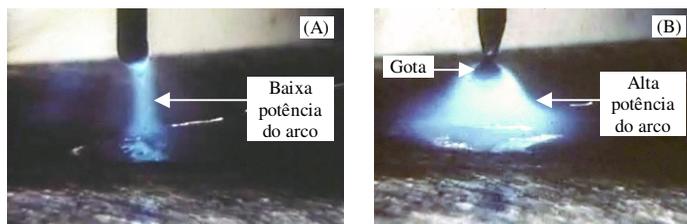
**Figura 2.12: propriedades do revestimento em duplo passe.**

*Fonte: Arquivo pessoal.*

### **2.2.5 Fundamentos da Corrente Pulsada para Controle da Transferência Metálica no Processo MIG MAG Pulsado**

A concepção da corrente pulsada de onda quadrada para o controle da transferência metálica nada mais é do que uma metodologia de antecipação de picos de corrente para transferir as gotas antes que ocorra o curto-circuito na peça. Com isto, obtém-se uma transferência por projétil, resultando numa quantidade de respingos desprezível e com uma pressão razoavelmente homogênea sobre a poça líquida.

As gotas têm a forma aproximada de uma esfera e para serem transferidas sem o contato físico com a poça metálica é necessário uma distância mínima. Um valor típico situa-se na faixa de 5 mm e o diâmetro das gotas transferidas deve ser na faixa entre o diâmetro do eletrodo até 30% a mais. Uma transferência pulsada típica é apresentada na figura 2.13, onde, na figura 2.13A tem-se a fase de corrente de base e na figura 2.13B tem-se a fase de pulso.



**Figura 2.13A): Fase de corrente de base. Figura 2.13B): fase de pulso.**

*Fonte: Disciplina de tecnologia da soldagem, UFSC/2004.*

Os pulsos de corrente devem satisfazer certos requisitos para que estes objetivos sejam alcançados. Assim, o tempo de permanência no valor de pulso deve ser tal que a energia gerada seja suficiente para a complementação da formação da gota e sua expulsão. A elevada corrente de pulso necessária para tanto, impõe que a corrente de base seja regulada num patamar tal que possa ser obtida uma corrente média dentro dos valores necessários e desejáveis à operação de soldagem.

Uma das grandes diferenças da transferência por corrente pulsada em relação à transferência por curto-circuito é o fato de que na primeira há sempre um arco voltaico aceso e, na segunda, os tempos de arco são entremeados por tempos em que a geração de calor se realiza somente por efeito Joule. A tensão elétrica, neste último caso, é sempre muito baixa (menor que 5V), e, fundamentalmente, a energia nestes intervalos de tempo é somente útil para fundir o arame-eletrodo, não contribuindo muito com a energia para a poça de fusão.

Estes fatores implicam diretamente sobre a forma geométrica do cordão, principalmente no que diz respeito à molhabilidade, e, em consequência, há uma forte influência sobre o aparecimento de porosidades e falhas de fusão, problemas que são minimizados na soldagem com corrente pulsada em função de uma geometria mais adequada do cordão de solda.

Embora, a tecnologia da corrente pulsada possa ser aplicada a qualquer metal soldável pelo processo MIG/MAG, as suas vantagens,

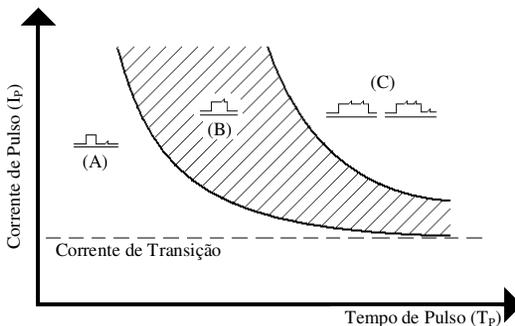
entretanto, são mais sensíveis em metais e ligas mais nobres, como os aços inoxidáveis e o alumínio.

Duas condições são essenciais para que seja atingida uma adequada estabilidade do arco com corrente pulsada. A primeira delas diz respeito ao equilíbrio médio que se deve obter entre a velocidade de avanço do arame e a velocidade de fusão do mesmo. A segunda é de que a cada pulso seja expelida uma e somente uma gota da extremidade do arame-eletrodo.

De acordo com a figura 2.14, que relaciona a corrente de pulso com o respectivo tempo de pulso, este intervalo está compreendido entre os limites da área hachurada. A relação entre as duas variáveis, para um diâmetro de gota constante (definido pela constante de destacamento CD) pode ser retratada aproximadamente por uma equação que represente um comportamento médio, de acordo com:

$$CD = I_p^2 \cdot t_p \quad (2.3)$$

Esta relação geral representa as condições necessárias para que uma gota de um determinado diâmetro seja expelida da extremidade do arame-eletrodo durante o respectivo tempo de pulso. Se a corrente e o tempo de pulso não forem regulados convenientemente, as gotas não se destacam em correspondência com os pulsos e a transferência metálica se torna instável, causando defeitos de solda, tais como superfície de filete irregular, falta de penetração e de fusão.



**Figura 2.14: Influência das variáveis de pulso sobre a transferência metálica, onde: (A) – Destacamento na fase de base, (B) – Região de uma gota por pulso e (C) – Destacamentos múltiplos no pico e/ou fase de base.**

*Fonte: Disciplina de tecnologia da soldagem, UFSC/2004.*

### 2.2.5.1 Equacionamento das Variáveis

Do ponto de vista de um trabalho de engenharia, que tem de ser o mais prático possível desde que não comprometa, dentro de determinados padrões, a qualidade dos resultados, a relação entre a taxa de alimentação de arame e a taxa de fusão, pode ser garantida através da função linear  $v_a = K \cdot I_m$ , onde  $I_m$  é a corrente média.

A determinação das variáveis pode ser feita a partir da observação de que durante um tempo igual ao período,  $T$ , tem-se um comprimento fundido do eletrodo,  $h = v_a \cdot T$ . Este comprimento,  $h$ , de eletrodo, que tem um volume  $V = \pi \cdot \frac{de^2}{4} \cdot h$  deve se transformar numa gota, que, de acordo com filmagens em alta velocidade pode-se considerar esférica.

Desse modo, o volume, pode ser agora considerado como  $V = \frac{4}{3} \cdot \pi \cdot \frac{dg^3}{8}$ . Assim sendo, e considerando que a velocidade do eletrodo é em  $m/min$ , o comprimento  $h$  em  $mm$  e  $T$  em  $ms$ , tem-se  $\frac{\pi \cdot de^2}{4} \cdot \frac{v_a \cdot T}{6} = \frac{4}{3} \cdot \pi \cdot \frac{dg^3}{8}$ , que leva a  $T = \frac{40 \cdot dg^3}{de^2 \cdot v_a}$ .

Como  $T = t_p + t_b$ , obtém-se  $t_b = T - t_p$ , e como a corrente média é

$$I_m = \frac{I_p \cdot t_p + I_b \cdot t_b}{t_p + t_b}, \text{ chega-se: } I_b = \frac{I_m \cdot (t_p + t_b) - I_p \cdot t_p}{t_b}.$$

Para a implementação do processo GMAW pulsado, verifica-se que o período da onda é dependente do diâmetro do eletrodo, do diâmetro da gota e da velocidade de arame, que por sua vez depende da corrente média. O diâmetro do arame, é um parâmetro de partida. O diâmetro da gota é um parâmetro que deve estar próximo do diâmetro do arame. Nunca será menor que este e nunca superior a 30%. Experiências práticas indicam que uma escolha de 20% acima do diâmetro do arame satisfaz a maioria das aplicações.

Uma outra variável a ser escolhida com lógica é a corrente de pulso, a qual deve estar acima da corrente de transição, conforme gráfico da figura 8. Sugere-se 40 % acima da corrente de transição. O tempo de pulso é a última grandeza a ser escolhida que depende de experimentação e sensibilidade do analista. Normalmente, nunca este

valor é menor do que 2 ms e maior do que 7 ms. A seleção do melhor valor só pode ser obtida por análise experimental e depende do instrumental disponível. A combinação deste valor com a corrente de pulso,  $I_p$ , tem que produzir o destacamento de uma gota a cada período.

## **2.2.4 Soldagem de Revestimento com Arames Tubulares - FCAW**

O arame tubular para revestimento constitui-se por um eletrodo contínuo de seção reta tubular, com um invólucro (fita) de aço de baixo carbono, aço inoxidável ou liga de níquel, contendo desoxidantes, formadores de escória, estabilizadores de arco e elementos de liga na forma de um fluxo (pó). Comparativamente aos demais processos de soldagem, o uso de arames tubulares com fluxo não metálico (flux-cored wires) é muitas vezes selecionado por apresentar algumas vantagens, dentre as quais podem ser citadas:

- altas taxas de deposição, principalmente na soldagem fora de posição;
- mais simples e compacta que a soldagem por arco submerso;
- mais produtivo que os eletrodos revestidos – ciclos de trabalhos maiores (não há troca de eletrodos) ;
- requer menor habilidade operacional quando comparado ao processo MIG/MAG;
- excelente acabamento na superfície com bom padrão de qualidade radiográfica.

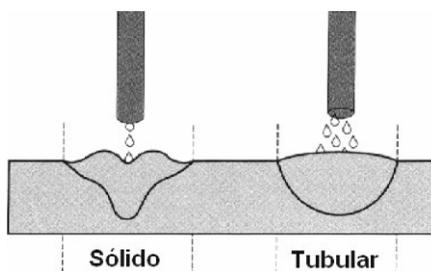
Basicamente o processo de soldagem com arames tubulares é o mesmo que o GMAW e utiliza os mesmos equipamentos do arame maciço, embora requeira equipamentos de maior capacidade em alguns casos. A diferença mais importante entre a soldagem MIG/MAG com arame maciço e a com arame tubular é o seu desempenho em termos de produtividade, características de soldagem e integridade do metal de solda.

Uma diferença essencial entre os arames maciços e os arames tubulares para soldagem com gás de proteção é o modo de transferência do metal de solda em uma soldagem ao arco aberto. Arames maciços, que necessitam de misturas  $Ar + CO_2$  para a soldagem, produzem um arco pequeno e uma transferência de metal muito localizada. As gotas atravessam o arco ao longo de uma linha de centro, uma após outra a uma alta frequência, sendo que isso pode ser visto no cone característico do arco. Por causa dessa transferência axial, as gotas penetram na poça

de fusão dentro de uma área de projeção relativamente pequena. Consequentemente, toda a energia contida nas gotas fica concentrada nessa área.

Arames tubulares possuem um arco mais largo. As gotas espalham-se e criam uma área de projeção maior, distribuindo, portanto, toda a energia de soldagem mais uniformemente. Essa diferença nas características do arco entre os arames maciços e os arames tubulares tem um efeito significativo na qualidade do metal de solda. Tipicamente, a penetração de arames maciços é pequena e estreita, ou seja, é uma penetração característica no formato dediforme — fingershape — (figura 2.15).

A penetração dos arames tubulares tem uma forma mais rasa, porém mais larga, possibilitando uma tolerância muito maior para desalinhamentos da tocha e, adicionalmente, reduzindo os riscos de defeitos de falta de fusão. Esse efeito é ainda mais pronunciado quando o  $\text{CO}_2$  é usado como gás de proteção em vez de misturas  $\text{Ar} + \text{CO}_2$ .



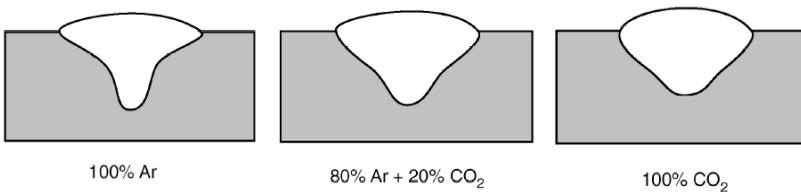
**Figura 2.15: Comparação das geometrias do cordão utilizando-se arame maciço e arame tubular. Fonte: ESAB.**

Algumas diferenças adicionais são encontradas na aparência do cordão, especialmente em correntes de soldagem maiores, onde a transferência axial de gotas dos arames maciços cria uma poça de fusão turbulenta e ondulada. Como resultado, os cordões de solda podem não ser planos, podendo exibir um aspecto rugoso e uma molhabilidade irregular nas laterais. O arco mais largo dos arames tubulares produz uma poça de fusão calma e plana que forma um cordão de solda de aspecto liso e com boa molhabilidade.

Uma quantidade reduzida de respingos é outra vantagem frequentemente oferecida pelos arames tubulares. Arames maciços produzem níveis de respingos significativamente maiores, especialmente quando soldados no modo de transferência por curto-circuito ou

globular. Arames tubulares oferecem maior facilidade de evitar o modo de transferência curto-circuito através de um aumento da tensão do arco.

O gás de proteção apresenta um papel fundamental na soldagem com arames tubulares, afetando o modo de transferência do metal através do arco elétrico, a velocidade de soldagem, as propriedades químicas e mecânicas e o aspecto do cordão de solda, podendo ser inerte ou ativo. A utilização de argônio puro como gás de proteção tende à formação de uma solda com aspecto dediforme, enquanto o uso de  $\text{CO}_2$  puro proporciona uma penetração mais uniforme, conforme pode ser observado na figura 2.16.

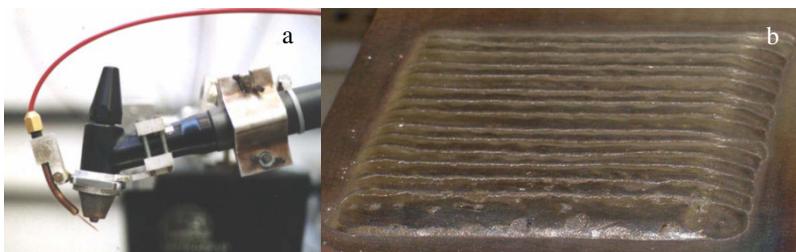


**Figura 2.16: Aspecto dos cordões em três diferentes gases de proteção: Ar, Ar (80%) +  $\text{CO}_2$  (20%) e  $\text{CO}_2$ .** Fonte: ESAB.

## 2.2.5 Soldagem de Revestimento pelo Processo Plasma

O Laboratório de Soldagem da Universidade Federal de Santa Catarina apresenta como uma importante linha de pesquisa a soldagem de revestimento utilizando o processo plasma. Duas vertentes básicas foram estudadas. Na primeira, OLIVEIRA (2001) apresenta um estudo da soldagem plasma com alimentação automática de arame para aplicação em revestimentos metálicos, e na segunda, DIAZ (2005) apresenta um estudo sobre a inovação do equipamento e aplicação do processo plasma de arco transferido alimentado com pó (PTAP) para a soldagem fora de posição.

A soldagem plasma com alimentação automática de arame não difere em nada, senão no processo básico de soldagem, em relação ao processo GTAW com alimentação de arame, podendo em ambos os processos estarem presentes as variáveis arame frio (cold wire) e arame quente (hot wire), sendo esta última necessariamente obtida a partir da inserção de uma segunda fonte de corrente alterna. A figura 2.17 a seguir ilustra o processo plasma com alimentação de arame e a respectiva fabricação de um revestimento por soldagem utilizando este processo.



**Figura 2.17 a) Processo de soldagem plasma com alimentação automática de arame. b) Camada de revestimento depositada pelo processo.**

*Fonte: OLIVEIRA, (2001).*

O Processo de Soldagem Plasma de Arco Transferido Alimentado com Pó (PTAP) diverge do Processo de Soldagem Plasma de Arco Transferido Alimentado com Arame (PTAA) pela natureza do material de aporte, uma vez que utiliza pó em vez de arame, e pela necessidade de um terceiro gás para o transporte do pó. Por utilizar metal de adição na forma de pó, o PTAP tem sido utilizado somente para a deposição de algumas ligas atualmente disponíveis. DIAZ, 2005. A figura 2.18 apresenta o equipamento para soldagem plasma pó montado no laboratório de soldagem da UFSC.

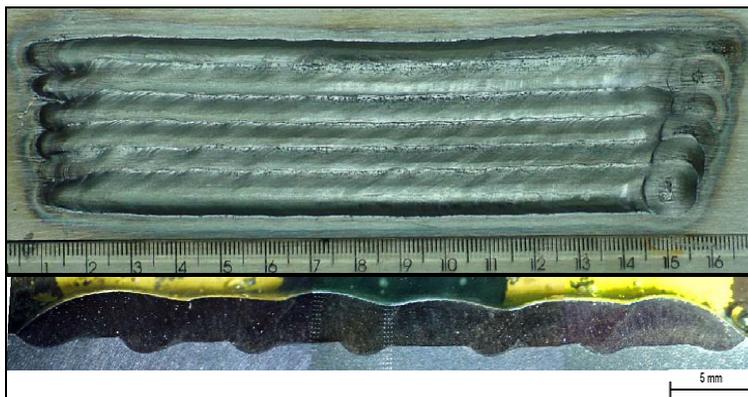
As soldas depositadas pelo processo PTAP apresentam comportamento diversificado, dependendo da natureza do pó. Diaz em seu trabalho, realizou revestimentos com a liga Stellite 6 sobre chapas de aço C-Mn. Conforme pode ser observado na figura 2.19, o processo PTAP permite a fabricação de revestimentos com excelente qualidade superficial e características de molhabilidade, em níveis de diluição em torno de 13 %.



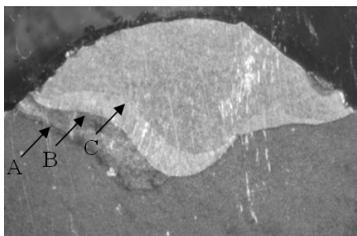
**Figura 2.18: Equipamento para soldagem plasma-pó – PTAP. 1-Fonte de soldagem; 2-Tocha; 3-Modulo plasma; 4-Alimentador de pó; 5-Sistema de deslocamento da tocha; 6-Medidores digitais de gases; 7-Válvula eletrônica de gás; 8-gases. Fonte: DIAZ, (2005).**

Ribeiro (2006) em seu trabalho de revestimento contra corrosão por PTAP de um aço C-Mn com uma mistura de pó formulada a base de Mn, observou a ineficiência do processo para fusão da mistura de pós. Segundo o autor, o processo PTAP tem maior rendimento na fusão de uma liga (mistura homogeneizada) preparada quando comparado a uma mistura física de pós metálicos. Nesse contexto, para uma correta homogeneização do revestimento metálico, foi necessário o emprego de uma energia de soldagem demasiadamente alta, acima de 50 kJ/mm, resultando em níveis de diluição de 58 % na primeira camada

depositada, 22 % na segunda camada e 3,2 % na terceira camada conforme pode ser observado na figura 2.20.



**Figura 2.19:** revestimento com Stellite 6 depositado por PTAP e respectiva seção transversal. Diluição de 13%. Fonte: DIAZ, 2005.



**Figura 2.20:** Macrografia de uma solda por PTAP. A, B e C: Linha de fusão das três camadas. Fonte: RIBEIRO, 2007.

Durante a execução de um minucioso estudo sobre o processo PTAP, SILVA, (2010), demonstrou a necessidade de um controle rigoroso das variáveis de soldagem, inclusive sobre a morfologia do material de adição. Todavia, devido à sua inerente flexibilidade, este processo possibilita a obtenção de cordões com níveis mínimos de diluição e de reforço, garantindo assim a fabricação de revestimentos com composição química adequada sob baixo consumo de material de adição, respectivamente.

## 2.3 FRAGILIZAÇÃO DA INTERFACE EM SOLDAS DE REVESTIMENTO PARA PROTEÇÃO CONTRA CORROSÃO

O principal problema de ordem metalúrgica encontrado em soldas de metais dissimilares austeníticos/ferríticos é a inerente formação de pequenas regiões descontínuas, duras e frágeis ao longo da interface definida pela linha de fusão.

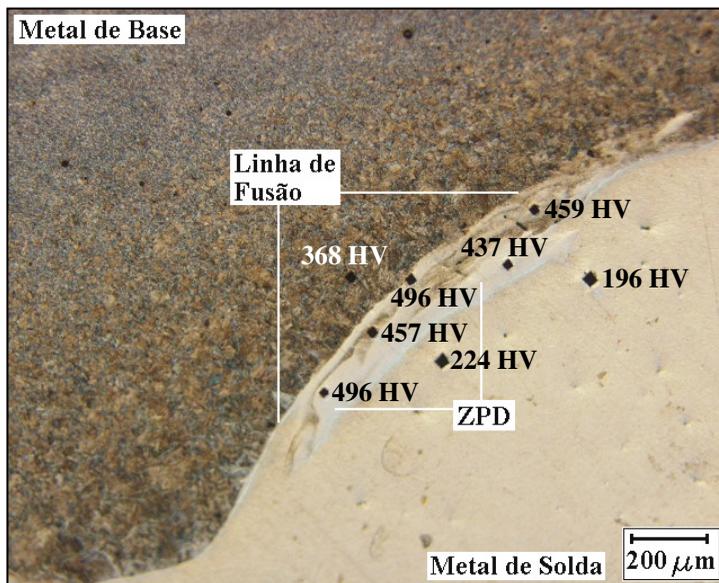
Várias definições para estas regiões são apresentadas na literatura, dentre elas, zonas duras, zonas localmente frágeis, zonas de alta diluição, zonas parcialmente misturadas, zonas parcialmente diluídas etc. Neste trabalho, mantendo uma linha de raciocínio de outras pesquisas realizadas por KEJELIN, (2006), estas regiões serão chamadas de Zonas Parcialmente Diluídas, ou simplesmente ZPD.

As ZPD, que possuem dimensões da ordem de dezenas de micrometros, possuem composições químicas diferentes entre si, e intermediárias entre a do metal de solda e a do metal de base, as quais não podem ser estimadas por cálculos macrográficos de diluição (relação entre áreas).

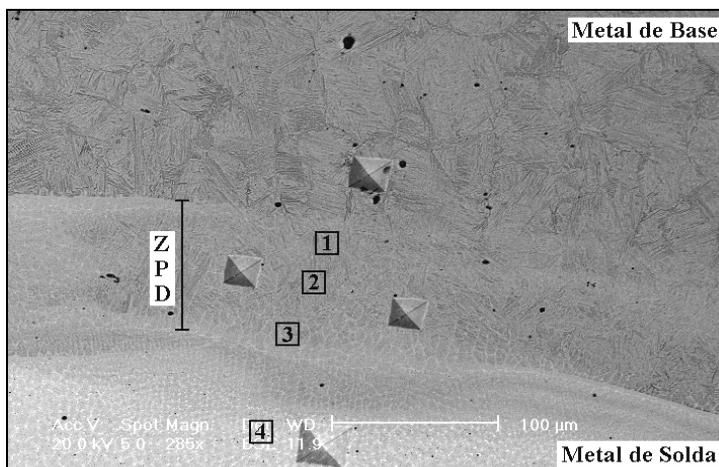
A composição química local destas zonas pode ser conhecida através de técnicas de microanálise química, e os valores de microdureza situam-se fundamentalmente na faixa característica das microestruturas martensíticas (acima de 340 HV). Não obstante, são encontrados valores de dureza das ZPD acima dos 400 HV na soldagem de aços estruturais C-Mn com liga de níquel 625.

As características metalográficas das ZPD observadas por microscopia ótica em soldas de revestimento de aços C-Mn com liga de níquel 625 aparecem como regiões com tonalidades mais claras (figura 2.21) após o ataque com reagentes convencionais para revelação de estruturas de aço carbono, como Nital 2% por exemplo.

A figura 2.22 apresenta uma micrografia obtida por MEV da interface da linha de fusão de uma solda de revestimento de aço C-Mn com inconel 625 depositada pelo processo SMAW com corrente de soldagem de 90 A e velocidade de soldagem de 15 cm/min (energia de soldagem de 11 kJ/cm). Nesta amostra foi levantado um perfil de composição química por EDS, do metal de base em sentido ao metal de solda, conforme indicado pelos pontos de 1 a 4.



**Figura 2.21:** Micrografia obtida por microscopia ótica da interface da linha de fusão de uma solda depositada com 10,3 kJ/cm e sem preaquecimento. Ataque: Nital 2%. Fonte: KEJELIN, (2006).



**Figura 2.22:** Micrografia obtida por MEV da interface da linha de fusão de uma solda depositada com 11 kJ/cm e sem preaquecimento. 1-4: pontos de microanálise. Ataque: Nital 2%. Fonte: KEJELIN, (2006).

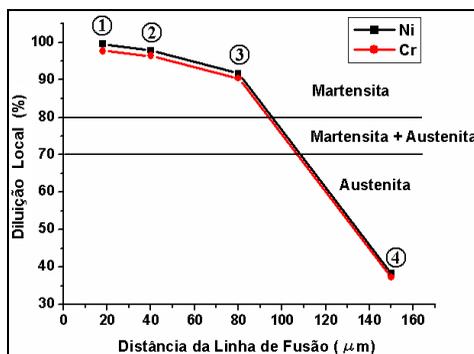
A técnica de medição da composição química por EDS, semi-quantitativa, é amplamente utilizada em estudos de metalurgia da soldagem para verificar a composição química de regiões (microestruturas) de pequenas dimensões como neste caso, as quais não são possíveis de serem medidas através de métodos convencionais de análise química. Na tabela 2.5 são apresentados os valores obtidos por microanálise química dos pontos selecionados:

**Tabela 2.5: Composição química das regiões selecionadas na figura 2.22.**

Elemento	4	3	2	1
Si	0,60	0,34	0,45	0,41
Mo	6,69	0,98	0,57	0,62
Cr	13,81	2,13	0,78	0,52
Mn	0,95	1,47	1,42	1,50
Fe	39,95	89,99	95,51	96,65
Ni	38,00	5,09	1,26	0,30
TOTAL	100,00	100,00	100,00	100,00

Fonte: KEJELIN, (2006).

Cálculos de diluição local a partir da composição química (Equação 2), levando em conta os principais elementos de liga presentes no metal de solda (Ni e Cr), indicam que ocorre, na amostra apresentada na figura 2.22, uma variação da diluição local desde a linha de fusão em direção ao centro da solda, conforme mostra a figura 2.23 a seguir. Além dos valores de microdureza muitas vezes superiores a 400 HV, a composição química medida, quando sobreposta ao diagrama de Schaeffler comprova que a ZPD possui em sua maior extensão, uma microestrutura martensítica.

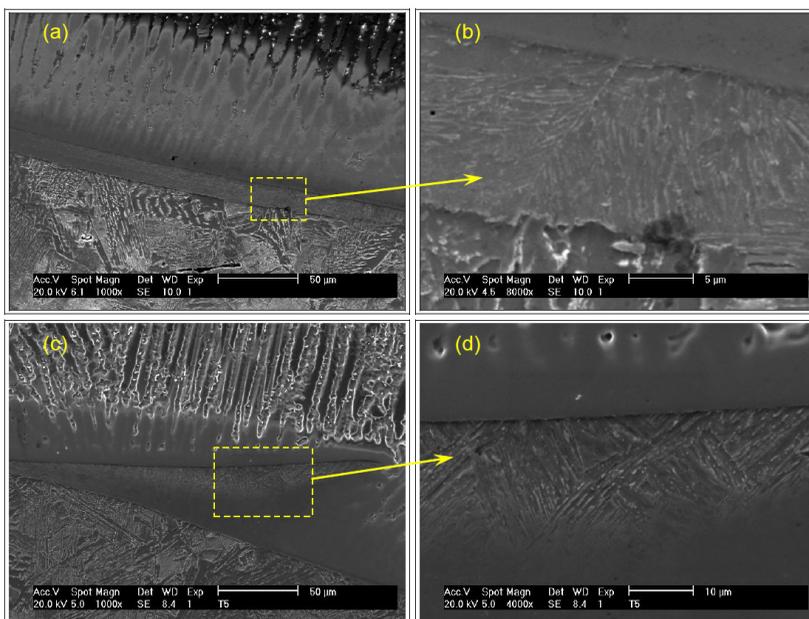


**Figura 2.23: Evolução da diluição local a partir da linha de fusão.**

Fonte: KEJELIN, (2006).

SILVA, (2011), realizou um amplo estudo sobre a interface dissimilar envolvendo revestimentos de superligas a base de níquel depositadas sobre aço comum C-Mn. Nesse caso, as ZPD, assim atribuídas por KEJELIN, (2006) foram denominadas pelo autor de ZONAS PARCIALMENTE MISTURADAS ou simplesmente ZPM. Ambas as definições remetem ao mesmo assunto, uma vez que entende-se por diluição a quantidade de material de base fundida e inserida no metal de solda.

Na ocasião, foi apresentada a figura 2.24 caracterizada pela formação das ZPM em morfologias típicas adotadas pela literatura: praia e península ou baía (DODDY, 1992). Em ambos os casos foi possível observar claramente a estrutura martensítica. De acordo com o autor, um dos principais fatores para formação desta microestrutura na interface da linha de fusão está associado principalmente aos fenômenos de convecção e difusão do metal líquido e agitação da poça de fusão, resultando assim numa mistura incompleta do metal de base diluído no metal fundido.



**Figura 2.24:** Zonas parcialmente diluídas com formação de martensita. (a) e (b) Morfologia praia; (c) e (d) Morfologia peninsular.

Fonte: SILVA, (2011).

**\* Nota Importante:**

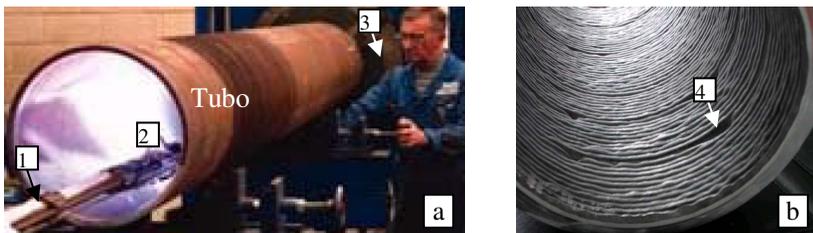
O termo Zonas Parcialmente Diluídas → ZPD foi cunhado com objetivo de explicitar o fenômeno físico de diluição incompleta do metal de base que ocorre na interface da linha de fusão em algumas soldas dissimilares. Desta forma, quando se faz o cálculo para uma estimativa da diluição local nas ZPD, mediante a equação 2.4 (reescrita a seguir), a partir da microanálise química das ZPD, observa-se uma alta diluição uma vez que a composição química das ZPD possuem acima de 80% de metal de base incorporado. Esta alta diluição associada às ZPD será então denominada de “Diluição Local”, ( $D_L$ ).

$$\%X_{MS} = X_{MB} D_L + X_{MA} (1 - D_L) \quad \text{Eq. (2.4)}$$

Onde: “ $X_{MS}$ ” é % de X na solda, “ $D_L$ ” diluição local, “ $X_{MB}$ ” é % de X no metal de base, “ $X_{MA}$ ” é % de X no metal de adição.

## 2.4 ANÁLISE DE FALHAS EM SOLDA DE REVESTIMENTO DE TUBULAÇÃO COM INCONEL 625: UM ESTUDO DE CASO

A figura 2.25a) mostra um exemplo da fabricação de um revestimento interno por soldagem com Inconel 625 de uma tubulação de aço C-Mn através do processo GTAW com alimentação automática de arame preaquecido (“hot wire”) e deslocamento automático das tochas de soldagem.



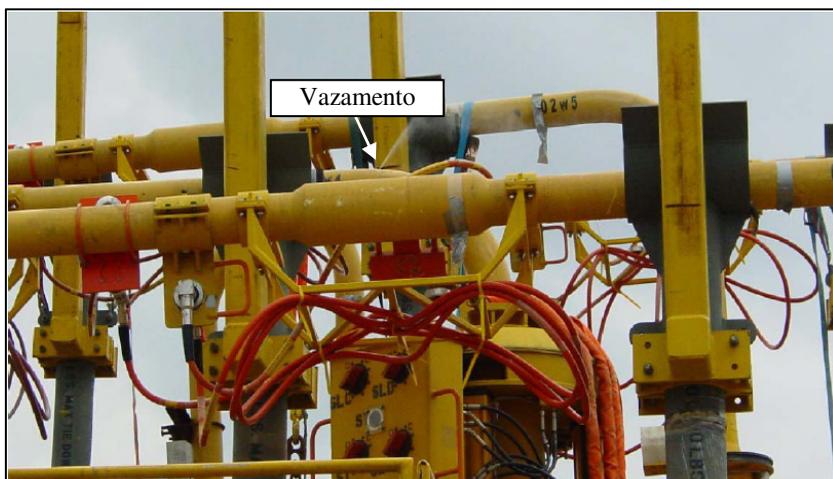
**Figura 2.25: Operação de revestimento interno de tubulação com ligas 625. Onde: 1) Mecanismo para movimentação longitudinal das tochas; 2) Tochas GTAW; 3) Dispositivo de controle da velocidade de rotação da tubulação; 4) Defeitos no revestimento interno.**

Fonte: VETCO GRAY NORWAY, (2005).

Neste caso, duas tochas GTAW com dispositivos automáticos de alimentação de arame independentes são posicionadas lado a lado na parte interna do tubo. O tubo é rotacionado com velocidade controlada, enquanto as tochas realizam um movimento longitudinal com velocidade também controlada.

Desta forma, o revestimento da tubulação com configuração helicoidal é feito a partir da deposição de dupla camada de soldagem num único passe, conforme mostrado na figura 2.25b).

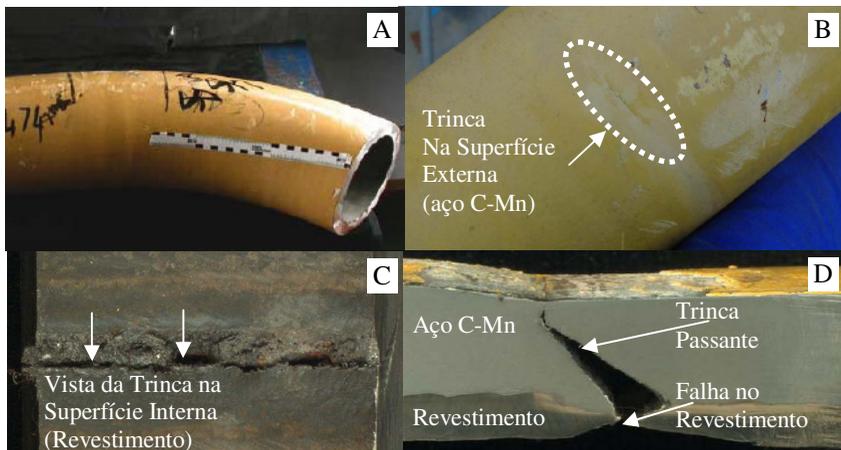
A figura 2.26 apresenta uma falha que ocorreu durante o teste hidrostático de um tubo dobrado, internamente revestido com liga 625, onde foi observada queda de pressão e vazamento de água. Esta região da tubulação foi removida para análise da falha, inicialmente através de inspeção visual, conforme mostra a figura 2.27.



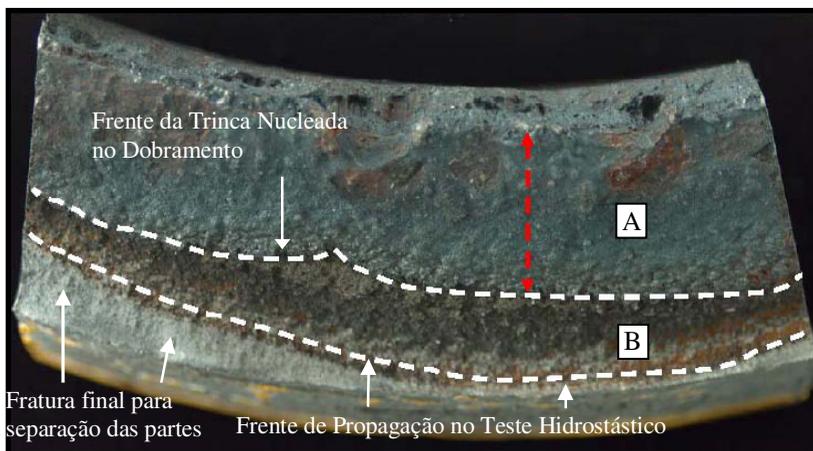
**Figura 2.26: Falha em tubulação internamente revestida.**

*Fonte: VETCO GRAY NORWAY, (2005).*

De acordo com a figura 2.27 existem fortes indícios de que a falha tenha ocorrido de dentro para fora, principalmente pelo fato de que o comprimento interno da trinca (fig. 2.27 c) é bastante superior ao comprimento da trinca na parte externa da tubulação (fig. 2.27 b). Observando-se através de lupa estereoscópica a superfície de propagação da trinca (figura 2.28), juntamente com a figura 2.27 pode ser afirmado que a trinca se iniciou no interior da tubulação na região de falta de revestimento.



**Figura 2.27: Inspeção da falha.** Fonte: VETCO GRAY NORWAY, (2005).



**Figura 2.28: Aspecto macrofractográfico da falha.**

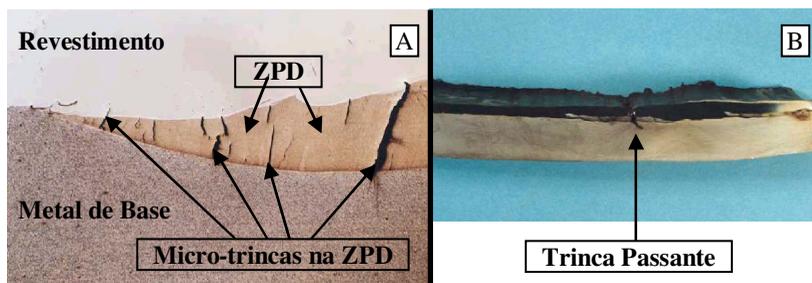
Fonte: VETCO GRAY NORWAY, (2005).

Este intervalo com falta de revestimento (figura 2.27 d) atuou como um forte concentrador de tensões durante o dobramento da tubulação, resultando na nucleação da trinca com propagação até cerca de 50% da espessura do tubo. A presença de óxidos formados em operação (região “A” da figura 2.28) indica para o fato de que a trinca foi nucleada durante o dobramento.

A região “B” assinalada na figura 2.28 indica ausência da camada oxidada sobre a superfície, sugerindo que a trinca tenha se propagado durante a realização do teste hidrostático (onde é aplicada uma pressão maior que a de operação), resultando no vazamento de água.

Fazendo-se uma inspeção metalográfica de amostras das regiões submetidas ao dobramento verifica-se a intensa formação de **ZPD** de forma contínua ao longo da interface da linha de fusão, conforme pode ser observado na figura 2.29. A formação destas ZPD martensíticas impõe como característica uma acentuada redução na tenacidade, sendo que durante a operação de dobramento, ou mesmo em sollicitações dinâmicas em operação, uma alta densidade de microtrincas foi nucleada.

A propagação destas trincas até a superfície do revestimento, conforme mostrado na figura 2.29, tem como consequência a exposição do aço C-Mn (mais suscetível à corrosão) ao meio mais corrosivo, intensificando a propagação das trincas através de mecanismos de corrosão-sob-tensão e corrosão-fadiga no aço carbono, corroborando para a ocorrência de falhas em serviço do componente fabricado.



**Figura 2.29: a) Incidência de microtrincas nucleadas na ZPD. b) Trinca atravessando a camada de revestimento.**

*Fonte: VETCO GRAY NORWAY, (2005).*

## 2.5 ASPERSÃO TÉRMICA

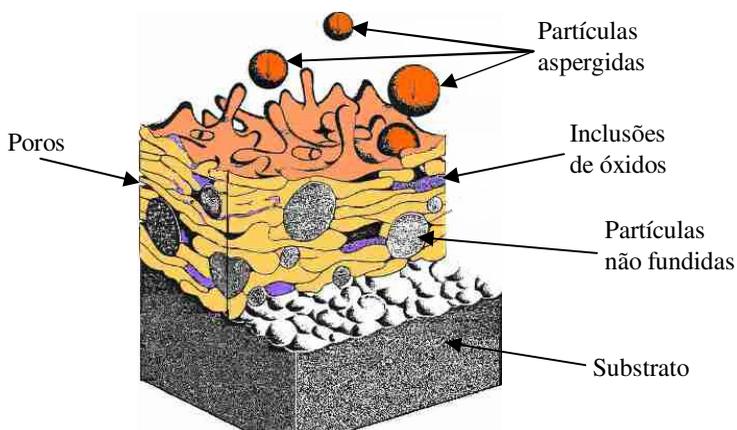
A aspersão térmica é uma técnica de revestimento onde materiais, metálicos ou não, em uma condição fundida ou semifundida, são depositados sobre um substrato devidamente preparado, formando uma camada aspergida. O aquecimento do material de revestimento, que pode estar na forma de pó, vareta, cordão ou arame, ocorre em uma

pistola segundo o processo de aplicação, com o deslocamento até o substrato providenciado pelo jato de um gás comprimido.

As partículas, ao se chocarem com o substrato, tornam-se aplainadas e formam finas plaquetas lenticulares, que se conformam e aderem às irregularidades da superfície e umas às outras, formando uma camada de estrutura lamelar. Sua origem remonta o início do século XX, mais precisamente em 1909, seguida do pedido de patente pelo engenheiro suíço M. U. Schoop, segundo Pawlowski.

O uso da aspersão térmica, antigamente 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, como a ser utilizada neste trabalho.

As características da técnica impõem à camada depositada uma série de heterogeneidades, como poros, inclusões de óxidos, trincas e falta de aderência, com o controle devendo ser feito por uma escolha adequada do processo e parâmetros de aspersão. A figura 2.30 ilustra, esquematicamente, um revestimento aspergido termicamente.



**Figura 2.30: Desenho esquemático mostrando a estrutura lamelar e heterogeneidades de um revestimento por aspersão térmica.**

*Fonte: NOVICKI, (2008).*

Uma forma de classificar os diversos processos de aspersão técnica é a fonte de calor disponibilizada pelas respectivas pistolas. A

tabela 2.6 classifica os processos de aspersão térmica segundo o modo de aquecimento na pistola.

**Tabela 2.6: Classificação dos processos de aspersão térmica com relação ao modo de aquecimento.**

<b>Meio de Aquecimento</b>	<b>Processo de Aspersão Térmica</b>
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 <sup>TM</sup> – 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> )
Aquecedor do gás	CS – a frio ( <i>Cold Spraying</i> )

Fonte: NOVICKI, (2008).

As características e propriedades dos revestimentos estão diretamente ligadas às energias térmicas e cinéticas envolvidas no processo, buscando fundamentalmente através de uma escolha adequada de processo e parâmetros, uma boa aderência ao substrato, juntamente com propriedades inerentes a área de aplicação do revestimento, como dureza, resistência ao desgaste, isolamento térmico/elétrico, condutibilidade, resistência à corrosão e baixa oxidação, entre outras.

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 (tipo, forma e tamanho), 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. Pelo baixo custo e possibilidades de altas temperaturas, o acetileno é certamente o gás mais utilizado.

Além dos processos que utilizam-se do baixo poder calorífico dos gases combustíveis, foram desenvolvidos no início dos anos 80 os processos de combustão com alta velocidade (principalmente o HVOF),

onde a maior energia cinética das partículas e menor tempo entre saída de pistola e substrato 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.

Nos processos a arco elétrico AS, onde o material de aspersão está na forma de arame, a condição fundida ou semifundida das partículas é obtida 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.

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.

Um dos mais recentes processos, o CS foi desenvolvido por pesquisadores russos nos anos oitenta (séc. XX), com patente norte-americana concedida em 1984. 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.

### **2.5.1 Propriedades dos Revestimentos Aspergidos**

Para atender as especificações de uso de um revestimento aspergido, as propriedades das camadas, que dependem basicamente das

energias térmica e cinética transferidas as partículas durante o trajeto até o substrato, devem ser adequadamente balanceadas pela seleção dos parâmetros de aspersão. Este fato justifica a necessidade de conhecimento e influência dos parâmetros sobre as propriedades dos revestimentos, sob pena de não se mostrarem satisfatórios para o uso especificado. A seguir são apresentadas as principais propriedades das camadas revestidas, e os métodos/ensaios utilizados na caracterização dos revestimentos.

As propriedades de um revestimento realizado por aspersão térmica estão relacionadas diretamente com a adesão entre camada e substrato, e coesão entre as partículas depositadas, influenciadas pela quantidade de defeitos presentes, como óxidos, poros e trincas. Dentre as propriedades mais relevantes, encontram-se a aderência, porosidade, oxidação, resistência ao desgaste e resistência à corrosão.

### 2.5.1.1 Adesão

Pode ser considerada a propriedade essencial para um bom revestimento, e ocorre pela contração sofrida pelo líquido ao se solidificar e formar as lamelas. Três são os mecanismos principais considerados para o ancoramento: *mecânico*, *químico-metalúrgico*, e *físico*.

O ancoramento *mecânico* deve-se ao impacto das partículas fundidas ou semifundidas contra o substrato, provocando durante a solidificação, uma conformação segundo o perfil da superfície (rugosidade). Os processos ocorrem simultaneamente, mas a deformação inicia antes. A presença de óxidos, impurezas ou poros impede que exista um contato completo entre lamelas e substratos. Desta forma, existem os chamados “pontos de soldagem” ou “zonas ativas” onde efetivamente ocorre o contato, e correspondem entre 20 e 30% da superfície das lamelas. Evidentemente que a adesão será maior tanto quanto maior forem estas regiões, e pode ser melhorada pelo uso de gases inertes, redução da pressão ou atmosfera de vácuo, reduzindo a incidência de óxidos.

Como já enfatizado, o óxido pode estar presente no substrato antes do revestimento, exigindo, portanto uma limpeza da superfície, que juntamente com a texturização e preaquecimento fazem parte da preparação da superfície. A limpeza deve produzir no substrato uma superfície isenta de ferrugem, crostas de óxidos, graxa, óleo e umidade. Usualmente é realizada através de jateamento abrasivo, segundo padrões visuais das normas sueca SIS 0559900/1967 e da ABNT NBR 6405. O

jateamento, além de providenciar a limpeza, proporciona à superfície a rugosidade necessária para a deposição do revestimento. Como materiais abrasivos são usadas granalhas de aço ou óxido de Al, com preferência no formato angular, que proporciona maiores irregularidades na superfície que partículas esféricas, que tendem a aplainar a área texturizada. Algumas superfícies, muito contaminadas com graxas ou óleos, necessitam também uma limpeza química, através de detergentes, solventes a quente ou decaagem com ácidos inorgânicos seguida de passivação para neutralizar o efeito do banho ácido.

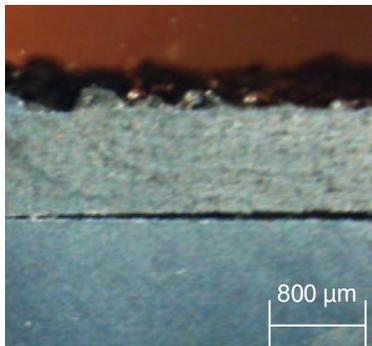
A avaliação da rugosidade é feita principalmente pelos parâmetros Ra (rugosidade média), Ry (altura pico-vale), Rz (altura das irregularidades de 10 pontos) e Sm (espaçamento médio das irregularidades), segundo valores recomendados pela norma ABNT NBR 6405. Nas aplicações típicas considera-se uma rugosidade adequada a que apresenta Ra entre 2,5 a 13  $\mu\text{m}$ , e que vai depender do tipo e tamanho do material que se está aplicando, do processo e dos parâmetros de operação.

Finalizando a etapa de preparação da superfície, o preaquecimento 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 adesão.

O ancoramento ocorre também através de um mecanismo *químico-metalúrgico*. Em função da natureza do material e do calor transferido, há incidência de pontos de fusão localizada, difusão atômica ativada pelo calor e presença de vacâncias, formação de soluções sólidas e compostos intermetálicos.

O mecanismo de aderência *físico* é responsável pela interação entre os átomos das lamelas e o substrato sob 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.

A aderência também é um dos limitadores de espessura, podendo ocorrer a decoesão das camadas em revestimentos de maiores espessuras, como mostra a figura 2.31.



**Figura 2.31: Decoção da camada de AISI 309L aspergida em substrato AISI 304 pelo processo FS convencional. Fonte: Novicki – 2008.**

### 2.5.1.2 Porosidade

Pelas características do processo, pode-se considerar a porosidade como inevitável, representando em média 20% do revestimento, variando conforme as condições de aspersão. Afeta diretamente a condutividade elétrica e térmica, e diminui a coesão das camadas e aderência ao substrato, sendo indesejável em revestimentos que visam proteção contra a corrosão (no caso utiliza-se a selagem do revestimento). Como o projeto em análise prevê uma refusão da camada, reduzindo estes valores para menos de 5%, a porosidade, no caso, não é uma preocupação tão relevante que exija medidas para sua redução.

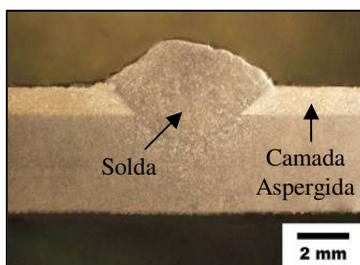
### 2.5.1.3 Oxidação

A oxidação é prejudicial para a maioria dos revestimentos, e apesar de inevitável, deve-se minimizar a ocorrência desta reação. Além das características do material a ser aspergido, 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 e velocidade de resfriamento. A oxidação pode ocorrer ainda no interior da chama pela reação com o oxigênio ou elementos oxidantes disponibilizados pelos produtos expelidos pela pistola; pela reação com a atmosfera vizinha que penetra na chama durante a trajetória pistola-substrato das partículas aquecidas; e ainda no resfriamento da superfície do revestimento recém formado. A oxidação pelos dois primeiros mecanismos ocorre em um tempo aproximado de 1 ms, chegando a partícula oxidada ao substrato. No terceiro

mecanismo, o tempo chega a 1 s. Para tentar controlar a oxidação, pode-se utilizar atmosferas inertes, ou através de processos mais avançados, impor maiores velocidades às partículas diminuindo o tempo de trajetória; e menores temperaturas de aquecimento. No projeto proposto a oxidação tem grande influência, principalmente nos procedimentos envolvendo os aços austeníticos, onde a oxidação pode prejudicar a molhabilidade da soldagem.

## 2.6 APLICAÇÃO DO AMANTEIGAMENTO POR ASPERSÃO TÉRMICA COMO ALTERNATIVA NA CONFECÇÃO DE REVESTIMENTOS POR SOLDAGEM

NOVICKI, (2008), avaliou a associação de técnicas de aspersão térmica com soldagem, visando a redução da penetração do arco em situações de reparo em operação de tubulações de pequena espessura remanescente. Na ocasião, foi termicamente aspergida uma camada de material similar aos aços comum C-Mn sobre o substrato também de aço C-Mn para a subsequente deposição dos cordões de solda, visando redução da penetração e evitando assim a perfuração durante a operação de reparo. A figura 2.32 ilustra a técnica proposta.



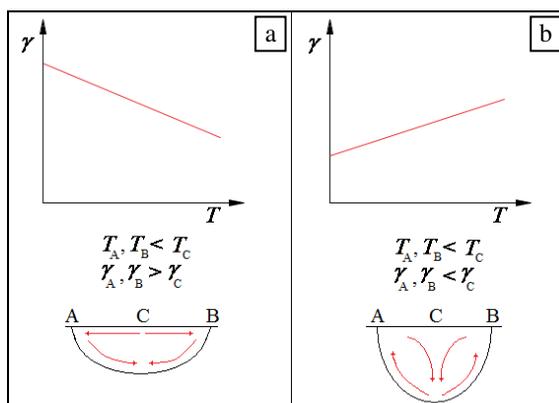
**Figura 2.32: Vista transversal de cordão de solda depositado com E7018 sobre revestimento aspergido por processo FS. Fonte: NOVICKI, (2008).**

Nessa ocasião, NOVICKI, (2008), verificou que em determinadas circunstâncias, o revestimento aspergido provocou uma ação contrária ao objetivo da técnica: apesar da solda estar sendo depositada sobre uma espessura superior do que a de uma chapa sem revestimento, a espessura remanescente não fundida abaixo da linha de fusão era menor do que a observada no mesmo cordão depositado sobre a região não revestida da chapa, aumentando assim o risco de perfuração durante a operação de reparo, conforme pode ser observado na figura 2.33.



**Figura 2.33: Efeito negativo da camada aspergida sobre a penetração.**  
*Fonte: NOVICKI, (2008).*

Num estudo recente, Heiple e Roper propuseram que as características geométricas da solda são resultados de movimentos convectivos presentes na poça de fusão, efeito esse que é controlado pelo valor do gradiente de tensão superficial ( $dy/dT$ ), devido ao deslocamento resultante da região de menor tensão de superfície à maior conforme mostra a figura 2.34. Esse gradiente, por sua vez, está relacionado com a concentração de elementos ativos na poça de fusão como enxofre e oxigênio.



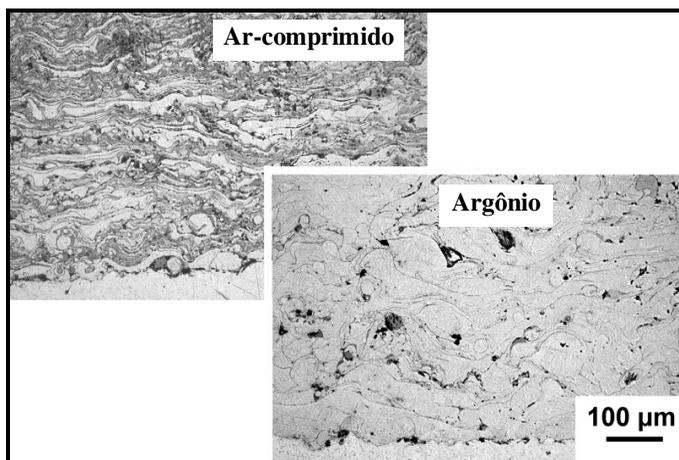
**Figura 2.34: Curvas da variação de tensão superficial com a temperatura em um metal líquido (Efeito Marangoni).** (a) Materiais com baixa e (b) alta concentração de elementos ativos. Com os movimentos do fluxo de metal para cada caso. *Fonte: NOVICKI, 2008.*

De acordo com o modelo, ligas com ausência, ou com baixa quantidade desses elementos ativos em sua composição apresentam decréscimo da tensão superficial com o aumento da temperatura. Durante o processo de soldagem a temperatura do centro da poça de

fusão é mais elevada que as extremidades, resultando numa menor tensão superficial. Desse modo, o fluxo de metal fundido propenderia a deslocar-se no sentido do centro à borda da poça, resultando em cordões de pouca penetração e de maior largura, conforme observado na figura 2.34a).

Para o caso de ligas que apresentem elevado teor desses elementos, acima de um valor crítico, há uma alteração no gradiente de tensão superficial, ocorrendo inversão no comportamento exibido anteriormente. Dessa forma se tem maior tensão superficial no centro da poça do que em sua região periférica, causando uma inversão no fluxo do metal fundido que tenderia a se mover em um sentido radial interno, indo das laterais à raiz da poça, aumentando a penetração e reduzindo a largura do cordão obtido (figura 2.34b).

Novicki 2006, avaliou a aplicação de dois gases de arraste para aspersão de ER-70S6 sobre substrato em aço C-Mn para posterior deposição de cordões de solda. A figura 2.35 apresenta uma avaliação inicial da microestrutura da camada aspergida para os dois gases. Medidas do teor de oxigênio indicaram uma quantidade quatro vezes maior nos revestimentos fabricados com ar-comprimado.

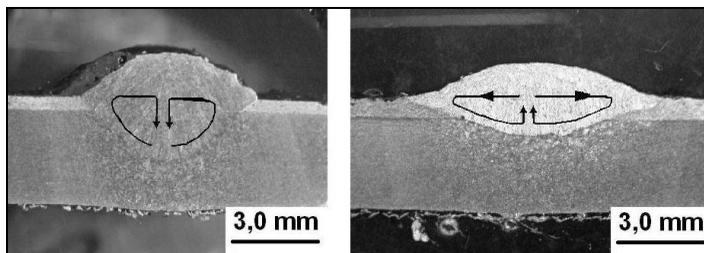


**Figura 2.35: Micrografias comparativas da oxidação dos revestimentos aspergidos com gás de arraste ar-comprimado e argônio.**

*Fonte: NOVICKI, (2008).*

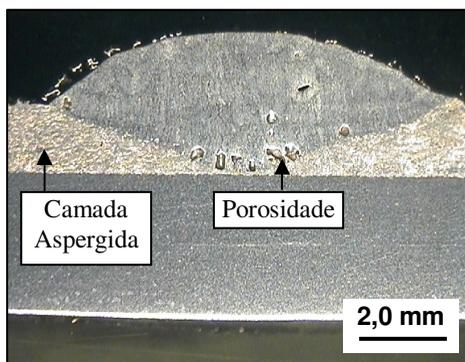
Outra evidência do efeito da presença do oxigênio, e que vai ao encontro do modelo proposto por *Heiple Apud Novick 2006*, vem da comparação de perfis da zona fundida de cordões depositados sobre

revestimentos aspergidos com ar comprimido ou argônio, como mostra a figura 2.36. 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 2.36:** Macrografias comparativas de soldas depositadas sobre substrato aspergido com ar-comprimido e argônio. As setas indicam o movimento convectivo da poça de fusão. *Fonte: NOVICKI, (2008).*

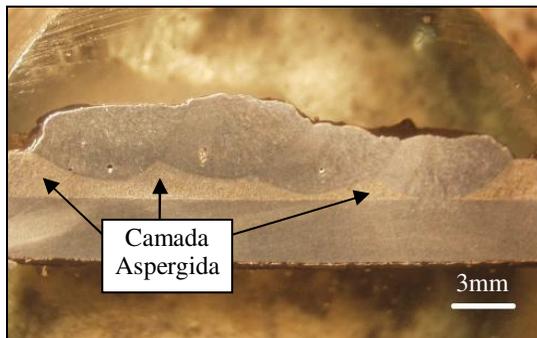
Em muitos casos, Novicki 2006, observou a manutenção de defeitos, na solda, provenientes da camada aspergida, principalmente poros, conforme pode ser observado na figura 2.37. Atribui-se a origem e coalescimento desses poros ao calor do arco, responsável pela dissolução dos gases previamente existentes na camada aspergida.



**Figura 2.37:** Manutenção de defeitos na zona fundida originados na camada aspergida. *Fonte: NOVICKI, (2008).*

Por fim, durante a fabricação de revestimentos para recuperação da espessura da parede, NOVICK 2006 verificou a possibilidade de ocorrência de “regiões” não fundidas da camada aspergida sob o

depósito da camada soldada (figura 2.38), podendo inclusive atuar como um forte concentrador de tensões, comprometendo assim o emprego da técnica proposta.



**Figura 2.38: Permanência de material aspergido entre solda e chapa e incidência de poros.** Fonte: NOVICKI, (2008).

## 2.7 PLANEJAMENTO DE EXPERIMENTOS

Um dos problemas mais comuns que um experimentador pode enfrentar é a determinação da influência de uma ou mais variáveis sobre outra variável de interesse. No jargão estatístico diz-se que há o interesse de descobrir como a resposta é influenciada por fatores chamados de entrada. Isto pode ser demonstrado esquematicamente através da Figura 2.39, que mostra que a variável de entrada, atuando sobre um sistema em estudo, influencia nas respostas (variáveis de saída).

O sistema (processo) é considerado como uma função (desconhecida, em princípio, caso contrário não precisaria de um experimento) que atua sobre as variáveis de entrada (fatores) e produz como saída as respostas observadas. O objetivo da pessoa que realiza os experimentos é descobrir esta função, ou pelo menos obter uma aproximação satisfatória para ela.



**Figura 2.39: Correlação entre variáveis de entrada e saída de um processo.**

Para que um experimento tenha maiores chances de sucesso, é necessário que sejam observadas algumas importantes etapas. Montgomery (1991) descreve os principais passos, que podem ser verificados através da Tabela 2.7.

**Tabela 2.7: Passos para a realização dos experimentos.**

Nº	Passo	Descrição
1	Conhecimento do Problema	O experimentador deve ter o máximo de informações sobre o problema a ser analisado
2	Escolha de Fatores e Níveis	Devem ser determinados os fatores (entrada), bem como os níveis de estudo. Neste passo, soma-se o conhecimento prático e teórico por parte do observador.
3	Seleção das Variáveis de Resposta	As respostas a serem analisadas devem prover informação suficiente para resolver o problema em questão.
4	Escolha do Projeto Experimental	Caso os passos anteriores estejam corretos, este passo é relativamente simples. Deve-se escolher o tipo de análise levando-se em consideração tempo, custo, dificuldades dos experimentos e objetivos pretendidos.
5	Realização do Experimento	Processo de coleta de dados. Deve-se tomar cuidados para se evitar erros experimentais.
6	Análise dos Dados	Utilização de métodos estatísticos para análise dos resultados e conclusões. Aconselha-se a utilização de softwares de apoio. O MINITAB é o mais empregado para esta finalidade.
7	Conclusões e recomendações	Conclusões através dos resultados obtidos e inferências estatísticas. Acompanhamentos e confirmações devem ser executados para validação dos resultados e conclusões.

Fonte: NILO JÚNIOR, (2003).

Dentre as técnicas mais utilizadas do projeto e análise de experimentos cita-se:

- Planejamento fatorial completo  $2^k$ ;
- Planejamento fatorial fracionado  $2^{(k-p)}$ ;
- Engenharia Robusta – Taguchi;
- Metodologia da Superfície de Resposta (MSR).

Diversos autores, como BOX et al (1978) e MONTGOMERY (1991) descrevem matematicamente todas as técnicas citadas anteriormente. Baseado nestas fontes, a Tabela 2.8 apresenta, de forma resumida, as principais características ligadas a cada técnica.

**Tabela 2.8: Principais Técnicas de Análise de Experimentos e características fundamentais.**

<b>Técnica</b>	<b>Vantagens</b>	<b>Desvantagens</b>	<b>Aplicações</b>
<b>Fatorial Completo 2k</b>	Permite varredura completa da região de estudo, pois utiliza todos os fatores e respectivos níveis.	Não identifica variação intermediária, pois só trabalha em dois níveis.	Em processos onde já se tem um prévio domínio e onde a realização das corridas não demanda alto tempo ou custo.
<b>Fatorial Fracionado 2(k-1)</b>	Permite uma pré-análise do processo com um n° reduzido de corridas.	Não permite varredura completa da região.	Em processos onde se deseja um pré-conhecimento ou para corridas que demandam maior tempo ou custo.
<b>Taguchi</b>	Permite uma análise de um processo com muitas variáveis de entrada com um n° extremamente reduzido de experimentos.	Geralmente dá uma idéia do processo, porém pode apresentar modelos matemáticos não confiáveis.	Em processos onde há pouco ou quase nenhum conhecimento prévio de comportamento, para processos com alta dispersão ou que as corridas demandem alto custo ou tempo.
<b>MSR</b>	Permite a verificação de variações intermediárias do processo.	Pode apresentar erros ao extrapolar os níveis +2 e -2, pois são realizadas poucas corridas nestes níveis.	Otimização de processos, principalmente bem conhecidos e com baixa dispersão.

Fonte: NILO JÚNIOR, (2003).

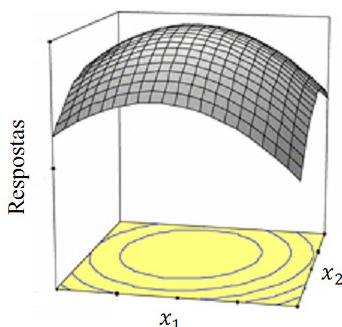
Neste presente trabalho, que teve por foco a otimização de processos de soldagem, optou-se pela utilização da Metodologia de Superfície de Respostas (MSR), que por conseguinte será descrita de maneira mais objetiva, focando-se nos pontos principais e análises utilizadas.

### 2.7.1 Metodologia de Superfície de Respostas

A metodologia de superfície de respostas é um conjunto de técnicas estatísticas e matemáticas usadas para modelar processos nos quais as respostas sejam influenciadas por diferentes variáveis independentes (fatores de entrada). O modelo gerado é uma equação matemática que permite estimar o valor da resposta do processo em função das variáveis de estudo dentro da região de trabalho (Richetti, 2003).

O gráfico obtido a partir do modelo em função das variáveis de entrada é a superfície de resposta (Figura 2.40), permite inspecionar visualmente a resposta para certa região (valores) das variáveis de entrada e, assim, avaliar diretamente a sensibilidade do processo com respeito aos fatores de tratamento. Apresentada por Box e Wilson em 1951, a técnica tem sido utilizada frequentemente para responder questões de diferentes tipos, dentre as quais:

1. Como uma resposta em particular é afetada por um dado conjunto de variáveis de entrada sobre uma determinada região de interesse?
2. Qual ajuste das variáveis de entrada, se houver, fornecerá o resultado que satisfaça as especificações exigidas?
3. Quais os valores das variáveis de entrada produzirão os melhores resultados para uma determinada resposta e qual a superfície de resposta na região próxima a este máximo ou mínimo? (Box et al., 1978).



**Figura 2.40. Representação da superfície de resposta em função de duas variáveis de entrada,  $x_1$  e  $x_2$ .** Fonte: NILO JÚNIOR, (2003).

Montgomery (1991) descreve que na grande maioria dos problemas de MSR, a relação entre os fatores de entrada e as respostas é desconhecida. Desta forma, deve-se como primeira providência, encontrar a melhor aproximação para esta relação. Geralmente, utilizam-se polinômios de baixa ordem (primeira ordem). Entretanto, caso o processo a ser estudado esteja relativamente próximo ao ótimo, um polinômio de segundo ou maior grau é necessário, devido à curvatura do processo, sendo que na maioria dos casos um modelo de segunda ordem é suficientemente adequado. A Tabela 9 mostra as funções para modelos de primeira e segunda ordem com variáveis de entrada  $x_1$ ,  $x_2$  e  $x_3$ .

**Tabela 2.9: Descrição das funções para modelos de primeira e segunda ordem.**

Ordem	Função
Primeira	$Y = b_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_3x_3 + b_{12}x_1x_2 + b_{13}x_1x_3 + b_{23}x_2x_3$
Segunda	$Y = b_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_3x_3 + b_{11}x_1^2 + b_{22}x_2^2 + b_{33}x_3^2 + b_{12}x_1x_2 + b_{13}x_1x_3 + b_{23}x_2x_3$

Para se estimar os coeficientes do modelo polinomial, emprega-se o método dos mínimos quadrados, conforme a denominação introduzida por Fisher, que é universalmente adotada. Atualmente, softwares estatísticos como o MINITAB e o próprio EXCEL determinam de maneira bastante rápida a função através do método dos mínimos quadrados.

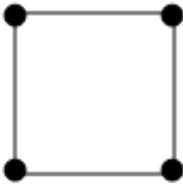
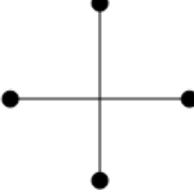
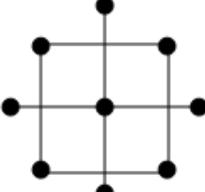
### 2.7.2 Central Composite Design

O design quadrático chamado *Box-Wilson Central Composite Design*, ou, como mais comumente é conhecido, *Central Composite Design* (CCD), é formado por três grupos distintos de elementos experimentais. Um CCD contém um fatorial completo ou fracionário, um design com um determinado número de pontos centrais (*center points*) e, adicionalmente, apresenta um grupo de níveis extras denominados de pontos estrela (*star points*), os quais permitem a estimação da curvatura.

Se a distância entre o centro do design e o ponto fatorial (+1 ; -1) for aproximadamente 1 (em módulo), a distância do centro ao *star point* será maior que a unidade. Esta distância é comumente representada por  $\alpha$  e depende de certas propriedades desejadas para o experimento e do número de fatores envolvidos, observação também válida para os *center*

*points*. A figura 2.49 ilustra os *star points* e os *center points*, bem como os fatores em um CCD.

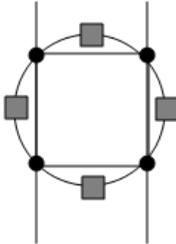
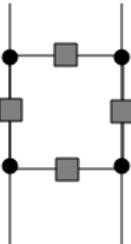
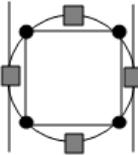
**Tabela 2.10: Ilustração dos fatores, *star points* e *center points* em um CCD.**

		
Pontos fatoriais	Pontos Axiais ( <i>star points</i> )	Sobreposição dos pontos fatoriais e axiais, com a adição de pontos centrais ( <i>center points</i> )
Coordenadas : +1 e -1	Coordenadas: $(+\alpha, 0)$ ; $(-\alpha, 0)$ ; $(0, +\alpha)$ e $(0, -\alpha)$ .	Coordenadas do <i>center point</i> : $(0, 0)$

O número de *star points* em um CCD é igual ao dobro do número de fatores envolvidos no experimento. Os *star points* representam novos valores extremos para cada fator, ou seja, de certa forma há uma extrapolação que permite um maior comportamento do modelo fora dos níveis determinados inicialmente.

Há três tipos de CCD, dependendo de onde se localizam os *star points*: circunscrito (CCC), Inscrito (CCI) e Face Centrada (CCF). A Tabela 11 descreve os três tipos, bem como ilustra graficamente cada tipo para uma melhor visualização.

**Tabela 2.11: Descrição dos tipos de CCD.**

Tipo	Característica	Gráfico
<b>Circunscrito (CCC)</b>	<p>É o CCD original. Os <i>star points</i> estão a uma distância <math>\alpha</math> do centro, baseado nas propriedades desejadas do design. Os pontos axiais estabelecem novos extremos para os fatores. Requerem 5 níveis para cada fator. Aumentando-se um fatorial existente ou um fatorial fracionário com pontos axiais há a obtenção do CC.</p>	
<b>Inscrito (CCI)</b>	<p>Para as situações nos quais os limites especificados para o conjunto de fatores são os limites reais, ou seja, não podem ser extrapolados. O CCI utiliza os níveis dos fatores como <i>star points</i> e cria um fatorial completo ou fracionário dentro desses limites (o CCI é na verdade em CCC no qual os níveis dos fatores são divididos por <math>\alpha</math>). Também requer 5 níveis para cada fator.</p>	
<b>Face Centrada (CCF)</b>	<p>Os <i>star points</i> estão sobre o centro de cada face do espaço fatorial, ou seja, <math>\alpha = +1</math> ou <math>-1</math>. Requer 3 níveis para cada fator. Acrescentando os <i>star points</i> a um fatorial completo ou fracionário obtém-se este design.</p>	

Box & Hunter (1957) descrevem que a classe de planejamento mais utilizada para ajustar o modelo de Segunda ordem é o CCD. A distância  $\alpha$  é dada pela equação (2.5) a seguir.

$$\alpha = (2^k)^{1/4}$$

Eq. 2.5

Em termos resumidos, fazendo-se algumas comparações entre os três tipos de designs, pode-se dizer que os do tipo CCC fornecem uma boa qualidade na predição das respostas em todo o espaço experimental,

pois requerem 5 níveis para cada fator, bem como a extrapolação dos *star points* fora dos níveis +1 e -1. O tipo CCI, contudo, não apresenta a mesma qualidade na predição das respostas, pois trabalha apenas dentro da amplitude dos níveis da parte fatorial. Já o tipo CCF permite uma qualidade de predição dentro do espaço experimental relativamente alta e não exige a utilização de pontos além da amplitude dos níveis da parte fatorial. Entretanto, sua precisão na estimação dos coeficientes quadráticos puros é relativamente pobre, pois requer apenas três níveis para cada fator.

### 2.7.3 Metodologia de Análise de Variância - ANOVA

Para se analisar estatisticamente se o modelo matemático é adequado ou não, bem como a significância dos coeficientes dentro do mesmo, utiliza-se a técnica da análise de variância (ANOVA). Este processo basicamente consiste em um teste de hipóteses, que é um teste para determinar se existe uma relação linear entre a variável de resposta  $Y$  e um subconjunto de regressores  $x_1, x_2, \dots, x_k$ . (Montgomery e Runger, 2003). Por exemplo, em uma regressão linear múltipla, as hipóteses apropriadas são:

$$H_0: \beta_1 = \beta_2 = \dots = \beta_k = 0.$$

$$H_1: \beta_j \neq 0 \text{ para no mínimo um } j,$$

onde:  $\beta$  são os coeficientes de regressão.

A rejeição de  $H_0 : \beta_1 = \beta_2 = \dots = \beta_k = 0$  implica que no mínimo um dos regressores  $x_1, x_2, \dots, x_k$  contribui significativamente para o modelo.

A descrição completa passo a passo da ANOVA, que não é focado neste trabalho, pode ser encontrada em diversos autores, como Box et al. (1978), Montgomery (1991), Neto et al (1995) e Montgomery e Runger (2003).

A metodologia ANOVA permite a determinação da adequação do modelo matemático através do teste de hipóteses, exemplificado anteriormente de forma resumida. A partir do valor da estatística de teste  $F$ , pode-se determinar a probabilidade de erro ao aceitar a hipótese, que é definido por *P value*. Este índice é obtido através da distribuição de  $F$  em um determinado nível de significância. Geralmente, são utilizados níveis de significância de 95% .

Através de softwares específicos, pode-se determinar o quadro da análise de variância, onde os valores de P já são determinados automaticamente, sem a necessidade de uso de tabelas específicas de comparação de F. Além disso, podem ser verificadas as regressões mais próximas, bem como os erros residuais do modelo, conforme será apresentado ao longo deste trabalho.

Além dos valores de *P value*, o software permite também a determinação de  $R^2$ , que indica qual a porcentagem é efetivamente explicada pelo modelo determinado, bem como o índice *P value* para todos os coeficientes do modelo, que permite realizar o ajuste através da redução do modelo matemático completo, eliminando os fatores e interações não significativas.

#### **2.7.4 Otimização de Respostas Múltiplas – O Método *Desirability***

Para tratar o problema das respostas múltiplas, Derringer e Suich (1980) apud Paiva, 2006 criaram uma estratégia eficiente de otimização simultânea. O algoritmo criado originalmente por Harrington (1965) e, posteriormente aprimorado pelos pesquisadores, foi denominado de *Desirability* (por não se achar adequado, preferiu-se não se traduzir esta expressão).

O princípio é bastante simples: primeiro, deve se estabelecer um relacionamento entre as respostas e as variáveis independentes. Em geral, isto pode ser feito utilizando a MSR. Então, cada uma das respostas do conjunto original é transformada, tal que  $d_i$  pertença ao intervalo  $0 \leq d_i \leq 1$ . O valor de  $d_i$  aumenta quando a  $i$ -ésima resposta se aproxima dos limites impostos.

Combinando as respostas transformadas através de uma média geométrica, encontra-se o índice global D, tal como descreve a equação 2.6:

$$D = (d_1(Y_1).d_2(Y_2)...d_k(Y_k))^{1/k} \quad \text{Eq. 2.6}$$

O valor de D avalia de maneira geral os níveis do conjunto combinado de respostas. O índice global D também pertence ao intervalo [0, 1] e será maximizado quando todas as respostas se aproximarem o máximo possível de suas especificações. Quanto mais próximo de 1 estiver D, mais próximas as respostas originais estarão dos seus respectivos limites de especificação. O ponto de ótimo geral do sistema é o ponto de ótimo alcançado pela maximização da média

geométrica (equação 5), calculada a partir das funções desirability individuais.



### 3 MATERIAIS E MÉTODOS

#### 3.1 MATERIAIS

##### 3.1.1 Metais de Base

Para fabricação das soldas de revestimento, selecionou-se como material de base aço C-Mn de classificação AISI 1020. Visando obter condições críticas de condução de calor, utilizou-se chapas planas de 19,05 mm de espessura, uma vez que soldas depositadas em chapas grossas tendem a apresentar altos níveis de convexidade, tornando ainda mais dificultosa a fabricação do revestimento. Para o revestimento externo em tubos, utilizou-se como metal de base também aço C-Mn, com composição química semelhante ao aço AISI 1020, em espessuras de 17,50mm e diâmetro interno de 150 mm.

##### 3.1.2 Metais de Adição

O metal de adição para deposição dos cordões de solda utilizado ao longo deste trabalho foi superliga a base de níquel da série 625, de nome comercial Inconel 625<sup>®</sup>. Nos processos de soldagem MIG/MAG pulsado e GTAW alimentado, foi empregado arame maciço de classificação AWS ER NiCrMo-3 de 1,2 mm de diâmetro. Para a soldagem com arames tubulares, foi empregado o arame tubular de classificação AWS E NiCrMo-3 de 1,2 mm de diâmetro, o qual possui fluxo interno.

Para avaliação da associação da técnica de aspersão térmica com a soldagem de revestimento, foi depositada uma camada de níquel comercialmente puro (inicialmente em pó) sobre substrato em aço estrutural AISI 1020. A tabela 3.1 sumariza a composição química dos materiais utilizados neste trabalho de pesquisa.

**Tabela 3.1: Composição química nominal dos materiais empregados para a realização deste trabalho.**

	C	Si	Mn	P	Cr	Mo	Ni	Al	Cu	Nb	V	Fe
<b>AISI 1020</b>	0,14	0,28	1,15	0,01	0,04	0,04	0,02	0,03	0,02	0,04	0,04	98,0
<b>E NiCrMo-3</b> <b>ER NiCrMo-3</b>	0,04	0,50	0,60	-	22,0	9,0	61,6	-	-	3,30	-	3,0

### 3.1.3 Gases de Proteção

Neste trabalho de pesquisa, foi feita uma extensiva avaliação dos gases de proteção empregados nos mais variados processos de soldagem avaliados. Na soldagem GTAW alimentado, por exemplo, foi avaliada a utilização de argônio puro e da mistura Ar-25% $H_2$ . Na soldagem MIG/MAG pulsado, as seguintes composições gasosas foram analisadas: Ar 100%, Ar 75% -  $CO_2$  25%, Ar 75% - He 25%, e Ar 75% -  $H_2$  25%. Na soldagem com arames tubulares, utilizou-se a mistura binária Ar - 25%  $CO_2$ .

## 3.2 MÉTODOS

### 3.2.1 Bancada de Soldagem

A execução das soldagens foi realizada nas dependências do Laboratório de Soldagem (LABSOLDA), na Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC). Para haver total automatização da bancada de experimentos, utilizou-se os equipamentos citados a seguir:

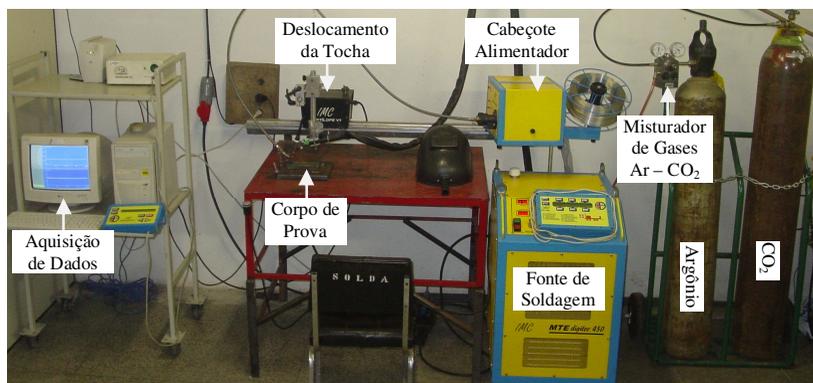
- Fonte de soldagem, modelo MTE - Digitec 450;
- Cabeçote alimentador de arame, permitindo uma deposição de metal de adição com velocidade constante;
- Tocha GTAW refrigerada à água com eletrodo toriado de tungstênio de 3,2 mm de diâmetro;
- Tocha MIG/MAG refrigerada à água;
- Dispositivo de alimentação de arame frio (cold wire) para o processo GTAW;
- Sistema de deslocamento (Tartílope V1) para a tocha, garantindo uma velocidade de soldagem constante e linear;
- Computador para a aquisição de dados de soldagem, valores de corrente, tensão e velocidade de arame;
- Mesa rotativa Tecni-solda com controle de velocidade e sentido de rotação através de inversor de frequências.

A figura 3.1 apresenta a bancada experimental utilizada para fabricação das soldas em chapas planas. Para a realização dos depósitos, foi utilizada uma fonte de soldagem com microprocessadores e multiprocessos MTE DIGITEC 450, em virtude de sua facilidade de acionamento e comunicação remota, via computador, com aparelhos periféricos. Esta característica permite que sejam executadas ao mesmo

tempo operações de controle e de aquisição dos sinais de corrente ( $I_s$ ), tensão ( $U_s$ ) e velocidade de alimentação do arame ( $V_A$ ).

A DIGITEC é uma fonte de soldagem transistorizada, com chaveamento após o secundário do transformador, que apresenta as seguintes características operacionais: corrente nominal de 280 A a 100% do fator de trabalho, dinâmica no sinal de corrente ( $dI/dt$ ) na ordem de 600 A/ms, dinâmica no sinal da velocidade de alimentação do arame ( $dV_A/dt$ ) de 0 a 6 m/min no intervalo de 46 ms e fator de potência de 94%.

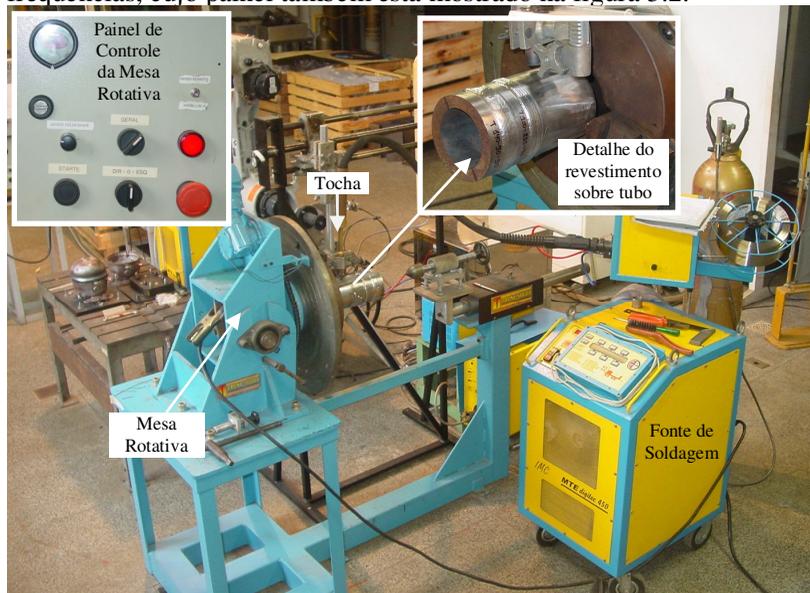
A monitoração e captura, em tempo real, dos sinais de corrente, tensão e velocidade de alimentação do arame foram feitas a partir do software comercial OSCILOS, desenvolvido pelo LABSOLDA/IMC. O software permite emular na tela do microcomputador um osciloscópio digital a partir dos sinais de tensão (analógicos) enviados, por sensores conectados na DIGITEC e na placa de aquisição INTERDATA (conversão para digital). O OSCILOS permite a representação gráfica, dos sinais recebidos pela placa de aquisição, na forma da variável selecionada em função do tempo de aquisição. Nas obtenções dos sinais, como já citado anteriormente, empregou-se frequência de aquisição de 5 kHz, com intervalos de leitura de 1s para o modo pulsado convencional.



**Figura 3.1: Bancada para soldagem de revestimento em chapas planas.**

Durante a fabricação dos revestimentos em tubos, foi utilizada uma bancada auxiliar, conforme apresentado na figura 3.1. A mesma fonte de soldagem empregada para as deposições em chapas (MTE DIGITECH-450) foi utilizada nesta bancada auxiliar. Para o posicionamento do tubo foi utilizada uma mesa rotativa com controle da

rotação (velocidade e sentido) realizado através de um inversor de frequências, cujo painel também está mostrado na figura 3.2.



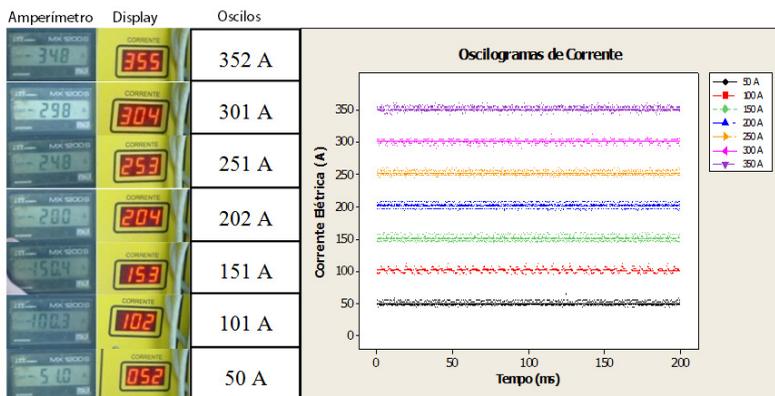
**Figura 3.2:** Bancada para soldagem de revestimento em chapas planas.

### 3.2.2 Caracterização da Bancada de Soldagem

O objetivo destes experimentos é verificar a calibração e repetitividade da fonte de soldagem, do mecanismo de deslocamento linear da tocha e do software de aquisição de dados de soldagem e da mesa rotativa para revestimento de tubos. A metodologia empregada para tal está descrita a seguir.

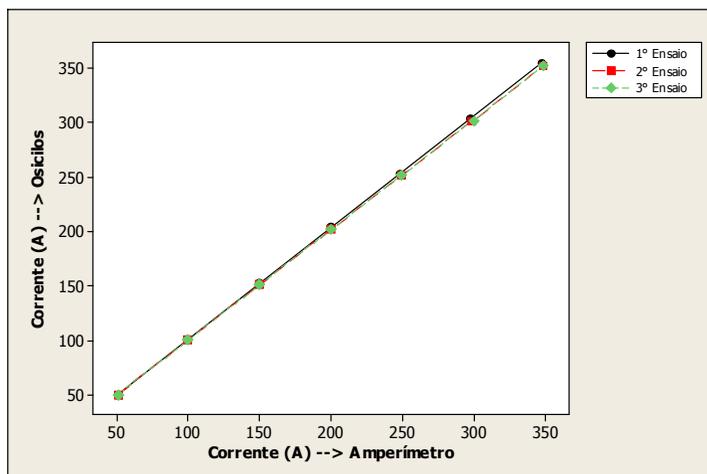
#### 3.2.2.1 Verificação dos valores de corrente

Para a verificação dos valores de corrente, a fonte foi curto-circuitada e foram selecionadas correntes de soldagem e de curto circuito (corrente anti-colagem) nos mesmos valores e nas seguintes condições:  $I = 50, 100, 150, 200$  e  $300$  A. O valor de leitura no display da fonte, bem como os valores obtidos no software de aquisição de dados de soldagem podem ser comparados ao valor obtido em um alicate amperímetro, devidamente calibrado, utilizado como referência, conforme a figura 3.3 a seguir.



**Figura 3.3: Validação da calibração do sistema de aquisição de corrente de soldagem.**

Outros dois ensaios foram realizados aleatoriamente para cada condição, e a relação entre os valores de corrente obtidos no Amperímetro e no Oscilos novamente apresentaram valores bastante próximos (figura 3.4), tornando válida a calibração do sistema de aquisição de corrente de soldagem.



**Figura 3.4: Repetitividade e precisão do sistema de aquisição de corrente de soldagem OSCILOS.**

A relação entre o valor de corrente obtido através do software de aquisição de dados de soldagem (oscilos) e o valor real de corrente

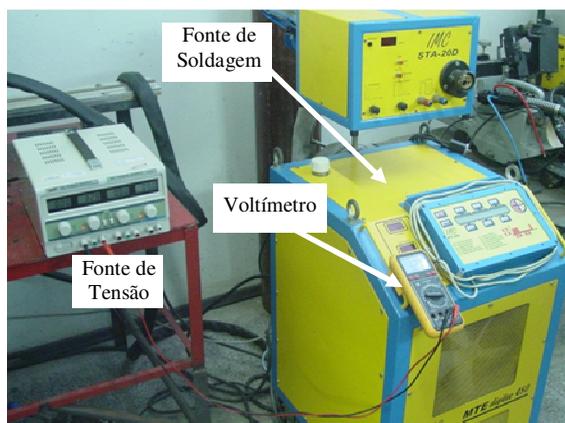
(fornecido pelo amperímetro) indica um erro máximo de leitura de 4 A, ou seja, corresponde a um erro de aproximadamente 1 % do valor final de escala para a fonte MTE DIGITEC 450.

Pode ser observado que o erro de leitura no display da fonte (figura 3.3) é significativamente maior quando comparado à medição feita no oscilos. Para fins práticos, a corrente apresentada no display serve como referência com relação a ordem de grandeza da corrente média de soldagem utilizada na referida operação.

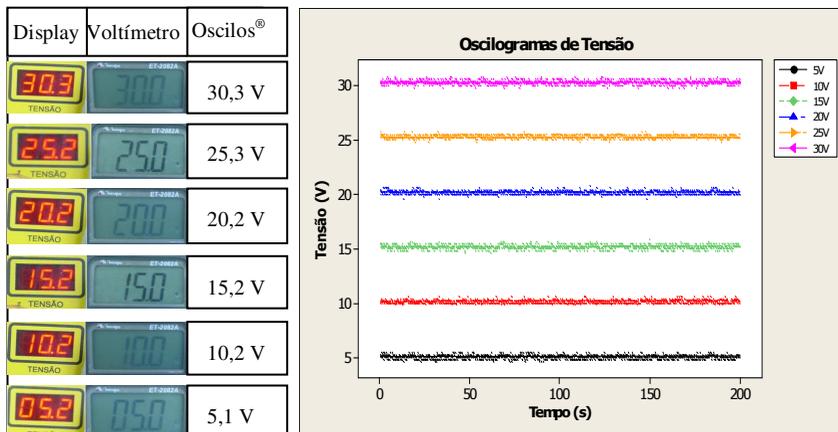
### 3.2.2.2 Verificação dos valores de tensão

Para a verificação da tensão, foi colocada uma fonte de tensão (figura 3.5) ligada em paralelo com a fonte de soldagem, uma vez que o software faz a aquisição do sinal de tensão a partir dos bornes da mesma. Foram selecionadas tensões entre 5 a 30 volts, com incrementos de 5 volts. Esta faixa de tensão selecionada é usualmente empregada em soldagem, ou para fins de controle do processo (detecção de curto-circuito, por exemplo).

O valor de leitura no display da fonte, bem como o valor resultante obtido no software de aquisição de dados de soldagem foi comparado ao valor obtido em um voltímetro, devidamente calibrado, utilizado como referência. Pode ser observado na figura 3.6, que o máximo erro observado nas leituras de tensão é de 2 % para tensões de 5 e 10 V.

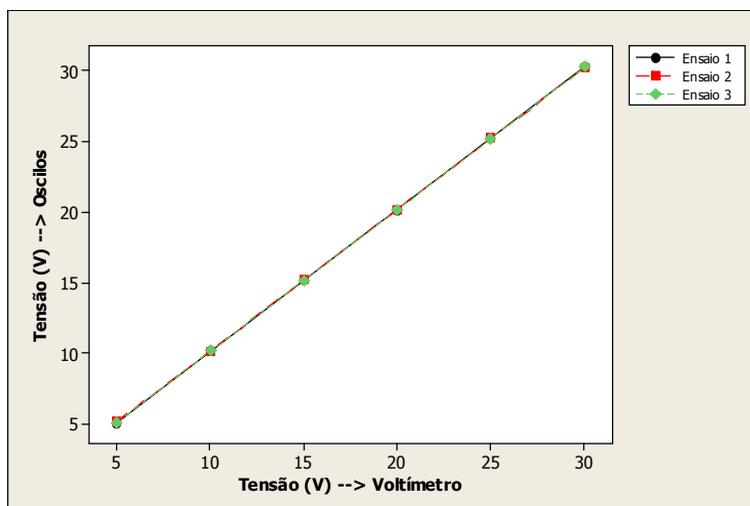


**Figura 3.5: Detalhes da bancada para validação do sinal de tensão.**



**Figura 3.6: Validação da calibração do sistema de aquisição de tensão de soldagem.**

Outros dois ensaios foram realizados (aleatoriamente) para cada condição de tensão, e a relação entre os valores de tensão obtidos no Multímetro e no Oscilos novamente apresentaram valores bastante próximos (figura 3.7), indicando boa repetitividade do sistema de aquisição de tensão e tornando válida a calibração mesmo.



**Figura 3.7: Repetitividade e precisão do sistema de aquisição de tensão de soldagem OSCILOS.**

### 3.2.2.3 Verificação dos valores de velocidade de alimentação de arame

Para verificação dos valores de velocidade de arame, foram selecionadas velocidades com incrementos graduais de 1 a 10 m/min. Utilizou-se o sistema MVA-2 de fabricação da IMC soldagem como referência para verificação da calibração do dispositivo alimentador de arame. A figura 3.8 apresenta os valores selecionados na fonte e os respectivos valores fornecidos pelo sistema de referência.

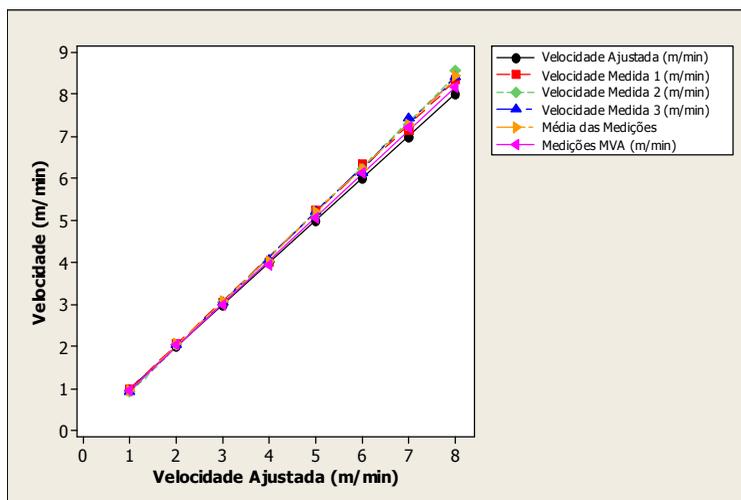
Ensaio comprobatório foram realizados a partir da imposição das velocidades anteriormente testadas durante intervalos de tempo predeterminados para cada uma destas velocidades de arame, conforme pode ser observado na tabela 3.2 a seguir, e de forma gráfica na figura 3.9.



Figura 3.8: Verificação da calibração do sistema de alimentação de arame.

**Tabela 3.2: Verificação da calibração do sistema de alimentação de arame.**

Velocidade Ajustada (m/min)	Velocidade Medida (m/min)	Velocidade Medida (m/min)	Velocidade Medida (m/min)	Média das Medições (m/min)	Desvio Padrão (m/min)	Medições MVA (m/min)
1	0,98	0,94	0,93	0,95	0,03	0,96
2	2,06	2,04	2,04	2,05	0,01	2,04
3	3,06	3,06	3,06	3,08	0,04	3,00
4	4,00	4,04	4,08	4,04	0,04	3,96
5	5,25	5,15	5,20	5,20	0,05	5,04
6	6,36	6,24	6,12	6,24	0,12	6,12
7	7,14	7,26	7,44	7,28	0,15	7,20
8	8,34	8,58	8,40	8,44	0,12	8,16



**Figura 3.9: Relação entre a velocidade selecionada na fonte de soldagem e a velocidade de soldagem efetivamente medida.**

Verificou-se, portanto, que existe certo desvio entre o valor selecionado na fonte de soldagem, ou mesmo o valor tomado como base no sistema de verificação MVA, e os valores de fato medidos a partir da razão entre o comprimento de arame durante o tempo de atuação do tracionador. Desta forma, obteve-se, por regressão linear, para a média das medições, a relação entre a velocidade de arame selecionada e a velocidade média efetiva, a qual pode ser escrita como:

$$V_M = -0.120 + 1.06 V_A \text{ (m/min)} \quad \text{Eq. 3.1}$$

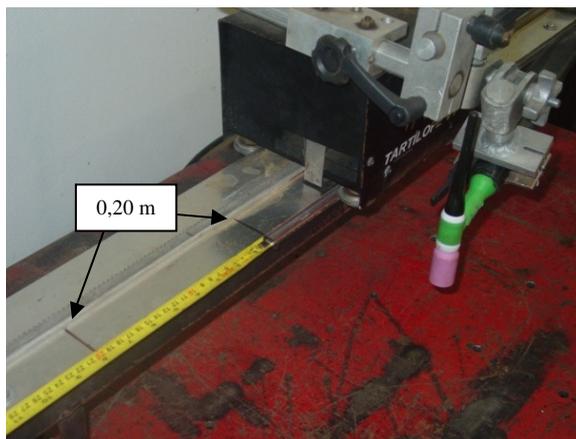
Onde:

$V_M$ : média das velocidades obtidas pela relação comprimento de arame/tempo;

$V_A$ : Velocidade ajustada na fonte.

### 3.2.2.4 Verificação dos valores de velocidade de movimentação do mecanismo de deslocamento linear (Tartilope V1)

Para verificação dos valores de velocidade de soldagem no mecanismo de deslocamento linear da tocha, foram selecionadas velocidades na faixa de 10 a 100 cm/min com incrementos graduais de 10 cm/min. Foram realizados três ensaios em cada velocidade (tabela 3.3) onde se mediu o tempo no qual o dispositivo de deslocamento linear da tocha se deslocasse 0,20 m (figura 3.10), em diferentes velocidades.



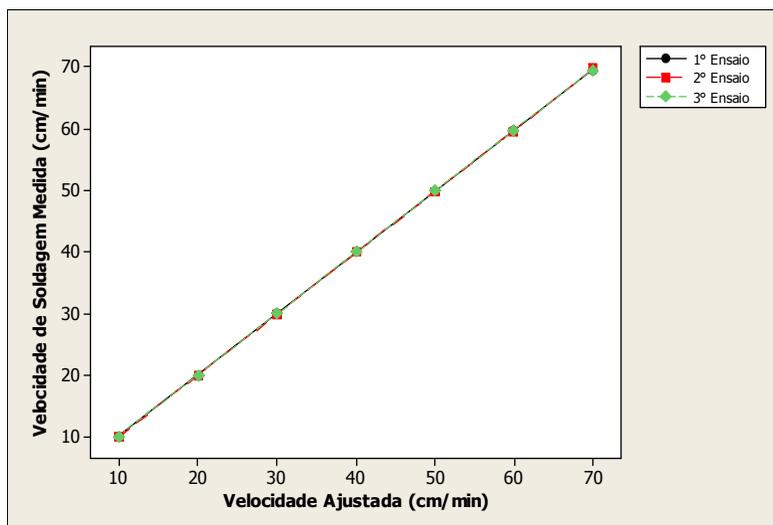
**Figura 3.10: Verificação da calibração do mecanismo de deslocamento linear da tocha de soldagem.**

De acordo com os dados apresentados na tabela 2, e graficamente na figura 3.11, o ajuste de velocidade no mecanismo de deslocamento linear da tocha de soldagem apresentou boas características de precisão e repetitividade. Pode-se observar que o valor de velocidade de soldagem efetivamente medido que mais se distancia daquele ajustado

no equipamento é de 69,4 e 70 cm/min, respectivamente, caracterizando dessa forma um erro máximo inferior a 1%.

**Tabela 3.3: Ensaios de verificação da calibração do mecanismo de deslocamento linear.**

V. Ajust. (cm/min)	T1 (s)	V1 (cm/min)	T2 (s)	V2 (cm/min)	T3 (s)	V2 (cm/min)
10	119,9	10,0	119,6	10,0	119,8	10,0
20	60,0	20,0	60,0	20,0	60,0	20,0
30	40,0	30,0	40,2	29,8	39,9	30,1
40	30,0	40,0	30,0	40,0	30,0	40,0
50	24,1	49,8	24,1	49,8	24,0	50,0
60	20,1	59,7	20,2	59,4	20,1	59,7
70	17,3	69,4	17,2	69,8	17,3	69,4



**Figura 3.11: Repetitividade e precisão do sistema de deslocamento linear da tocha de soldagem.**

### 3.2.2.5 Verificação dos valores de velocidade tangencial ajustada na soldagem de revestimento em tubos de diâmetro nominal de 4"

Para a calibração da velocidade tangencial da tubulação, foi feita uma interpolação linear a partir da frequência selecionada no inversor de frequência que controla o motor da mesa rotativa. Foi verificado que a relação entre a frequência do inversor e a velocidade de soldagem pode ser escrita por:

$$V_T = -0.120 + 1.06 F \text{ (m/min)} \quad \text{Eq. 3.2}$$

Onde:

$V_T$ : Velocidade tangencial para o tubo de diâmetro nominal 4";

$F$ : Frequência ajustada no inversor de frequências.

### 3.2.3 Bancada de Aspersão Térmica

A deposição do revestimento por aspersão térmica foi realizada no Laboratório de Aspersão Térmica e Soldagens Especiais (LABATS) da Universidade Federal do Paraná (UFPR). A figura 3.12 apresenta o equipamento utilizado para esta finalidade, enquanto que a figura 3.13 demonstra o processo de aspersão à chama com adição de pó metálico de níquel comercialmente puro para o revestimento da chapa utilizada nos ensaios.

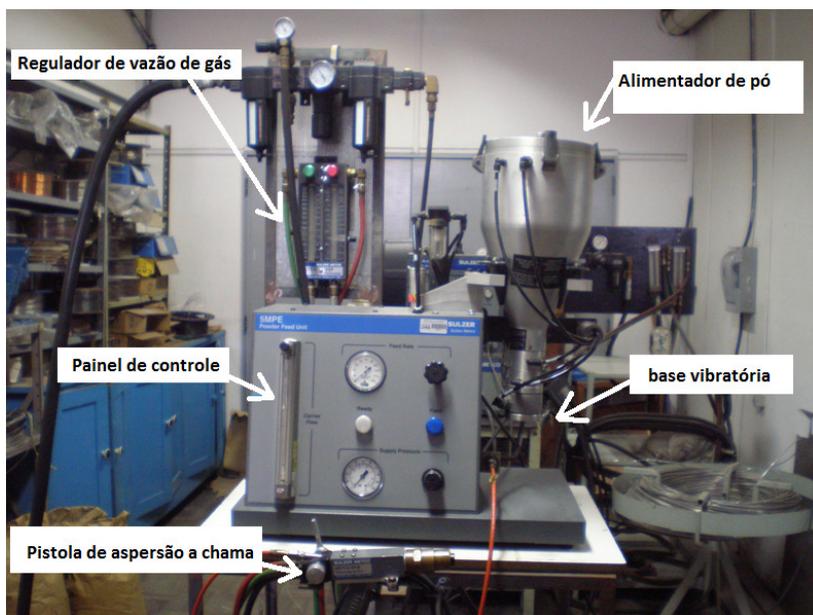


Figura 3.12: Bancada de aspersão térmica a chama.



**Figura 3.13- Revestimento por aspersão térmica sobre chapa plana.**

### **3.2.4 Preparação Metalográfica**

Para a análise das características apresentadas pela zona fundida (ZF), as soldas foram limpas através de escova rotativa e foram submetidas à inspeção visual quanto ao acabamento superficial. Corpos de prova foram extraídos a partir da metade do comprimento dos cordões depositados. Esta condição teve como objetivo garantir que a amostra pertencesse a uma região do cordão já em regime (longe das extremidades descartadas) permitindo melhor confiabilidade dos resultados. A extração dos corpos-de-prova, na condição “como soldado”, se deu através de serra de fita onde uma espessura de 10mm foi obtida.

Os corpos de prova obtidos foram então submetidos à preparação metalográfica. Para tanto, as amostras transversais dos cordões depositados foram embutidas, submetidas ao lixamento metalográfico na sequência de granulometria de lixas entre 80 e 1200 mesh, sendo posteriormente polidas com suspensão de alumina de 1  $\mu\text{m}$ . Ao fim da etapa de polimento, as amostras foram atacadas por imersão com solução de ácido nítrico a 2% e etanol (Nital 2%) num intervalo de tempo entre 10 e 20s.

A preparação metalográfica foi realizada nas dependências do laboratório de conformação mecânica da UFSC – LABCONF, cujos equipamentos utilizados foram: lixadeira – equipamento utilizado para o lixamento das amostras, politriz – equipamento utilizado para o polimento das amostras e capela – local com exaustão para os ataques químicos realizados nas amostras. A figura 3.14 apresenta em detalhes a bancada para execução da preparação metalográfica.

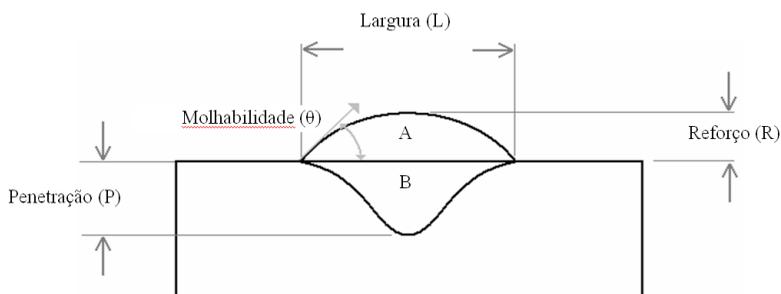


**Figura 3.14: Bancada de preparação metalográfica.**

### 3.2.5 Macrografias

Macrografias da seção transversal das amostras submetidas à preparação metalográfica foram obtidas para caracterização geométrica das soldas fabricadas. Devido ao contraste entre o metal de base e o metal de solda (insensível ao ataque químico pelo nital), não se necessitou de demais preparações para obtenção das macrografias. Foi utilizado para esta finalidade um Scanner de mesa onde imagens foram digitalizadas em resolução de 1200 dpi.

A partir dessas macrografias, foram medidas, com o auxílio dos softwares Image Tool<sup>®</sup> e Autocad<sup>®</sup> tanto a diluição global como outras importantes características geométricas do cordão de solda destacadas na figura 3.15, para então se processarem os dados em função das variáveis de controle do processo de soldagem, bem como em função da camada prévia depositada por aspersão térmica quando utilizada. A caracterização dos defeitos na camada aspergida como porosidade e formação de óxidos também pode ser medida com o analisador de imagens do software Image Tool<sup>®</sup>. Para estimativa da diluição global, foi feita uma análise a partir das relações entre áreas, de acordo com a equação 1, onde, na figura 3.15,  $D = B/A+B$ .

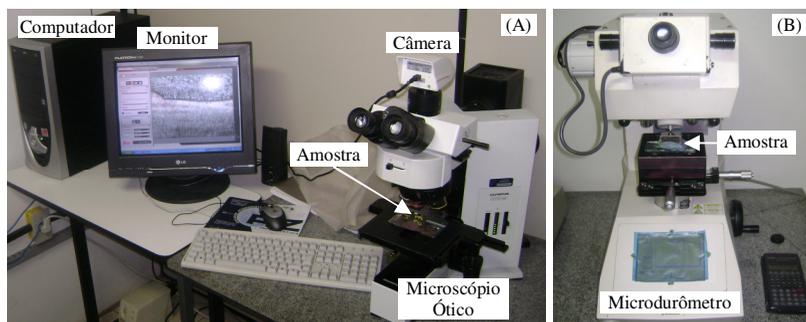


**Figura 3.15: Características analisadas na geometria dos cordões.**

### 3.2.6 Caracterização Microestrutural

A técnica de microscopia ótica foi empregada para auxiliar na caracterização dos efeitos dos parâmetros de soldagem sobre a microestrutura resultante principalmente na interface da linha de fusão, no sentido de se verificar a ocorrência e a extensão das ZPD. A bancada de microscopia ótica está apresentada na figura 3.16a, a qual dispõe de um microscópio metalúrgico Olympus BX60M com sistema de digitalização de imagens empregando aumentos de 50X, 100X, 200X, 500X e 1000X.

O ensaio de microdureza Vickers foi empregado para complementar a caracterização microestrutural das soldas dissimilares fabricadas. A bancada de ensaios de microdureza é constituída de um microdurômetro Shimadzu HVM-2 (figura 3.16b), sendo que neste trabalho foram empregadas cargas de 100, 200 e 300 gf (gramas força).



**Figura 3.16. a): Bancada de ensaios de microscopia ótica. 3.16b): Bancada de ensaios de microdureza Vickers.**

Para auxiliar na caracterização microestrutural destas soldas dissimilares foi utilizada microscopia eletrônica de varredura nos modos SE e BSE, elétrons secundário e elétrons retroespalhados respectivamente. Foram empregadas técnicas de microanálise química EDS, para obter-se a composição química das microregiões abrangidas pelas ZPDs na interface da linha de fusão.

Foi avaliado o emprego da técnica de difração de raios-X no sentido de se tentar caracterizar eventuais microconstituintes oriundos de transformações no estado sólido encontrados no metal de solda.

### 3.3 PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

#### 3.3.1 Aplicação da Metodologia de Superfície de Resposta

Um dos principais objetivos da realização deste trabalho foi justamente a otimização da geometria de soldas depositadas por diferentes processos de soldagem através da metodologia de superfície de resposta. Durante a realização deste trabalho, toda parte de planejamento experimental e tratamento de dados foi realizada com auxílio do programa MINITAB V15. O planejamento e a execução dos experimentos envolveu, de forma sistemática, as seguintes etapas:

1. Identificação das variáveis importantes (fatores) para o controle dos processos e definição dos seus respectivos limites de trabalho através de ensaios exploratórios;
2. Desenvolvimento de uma matriz (planejamento) de experimentos através da MSR para execução das soldas de acordo com esta matriz predefinida e realização dos experimentos de acordo com o planejamento proposto;
3. Determinação das respostas de interesse prático, tais como: tensão, penetração, largura e área fundida, através de oscilogramas (para a tensão), e de medições feitas em análise de imagens das macrografias para levantamento das características geométricas de interesse (penetração, largura e área fundida);
4. Desenvolvimento de modelos matemáticos, determinando os coeficientes por métodos estatísticos de regressão múltipla;
5. Teste de significância dos modelos propostos;
6. Apresentação e análise dos efeitos dos parâmetros de processo nas formas gráficas;
7. Otimização do processo através da técnica “*desirability*” para aplicação em casos práticos.

##### 3.3.1.1 Ensaios Exploratórios - Identificação dos Principais Fatores de cada Processo de Soldagem

Os ensaios exploratórios utilizando o processo GTAW alimentado, na modalidade de variação de um parâmetro por vez foram realizados de acordo com a metodologia apresentada na tabela 3.4. Foram avaliados os efeitos independentes das seguintes variáveis: corrente de soldagem ( $I_s$ ), velocidade de alimentação de arame ( $V_A$ ), velocidade de soldagem ( $V_S$ ) e ângulo de afiação da ponta do eletrodo

( $A_E$ ) sobre as características geométricas de interesse na confecção de revestimentos soldados.

**Tabela 3.4: Parâmetros de soldagem utilizados nos ensaios exploratórios pelo processo GTAW alimentado.**

Variável Operacional	Níveis
$I_S$	120 e 200A
$V_A$	2 e 4 m/min
$V_S$	10 e 20 cm/min
$A_E$	40 e 80°

Nesta bateria de experimentos, foi utilizado eletrodo de tungstênio de 3,2mm de diâmetro e argônio comercialmente puro como gás de proteção. O diâmetro do arame maciço ER NiCrMo-3 empregado foi de 1,2 mm.

Os ensaios exploratórios utilizando o processo MIG/MAG pulsado, na modalidade de variação de um parâmetro por vez, foram realizados de acordo com os parâmetros de soldagem indicados na tabela 3.5. Foram avaliados os efeitos independentes das seguintes variáveis: corrente média de soldagem ( $I_M$ ), velocidade de soldagem ( $V_A$ ), ângulo de inclinação da tocha ( $A_A$ ) sobre as características geométricas de interesse na confecção de revestimentos soldados.

**Tabela 3.5: Parâmetros de soldagem utilizados nos ensaios exploratórios pelo processo MIG/MAG pulsado.**

Variável Operacional	Níveis
$I_S$	200 e 280A
$V_S$	20 e 40 cm/min
$A_A$	70 e 110°

Os parâmetros de pulsação da corrente adotados para o arame ER NiCrMo-3 de 1,2mm de diâmetro foram  $I_p = 300A$ , e  $t_p = 3ms$  (corrente de pulso e tempo de pulso, respectivamente). Os parâmetros  $t_B$  e  $I_B$  (tempo de base e corrente de base) associados à base da onda quadrada, têm objetivo único e específico de manter o arco voltaico estabilizado, de acordo com a metodologia de transferência de uma gota por pulso, e definir a corrente média de soldagem, sendo que o período da onda, que é dependente do diâmetro do eletrodo, diâmetro da gota e da velocidade do arame. A tabela 3.6 sumariza, para diferentes correntes

médias, os parâmetros de onda empregados no processo GMAW pulsado deste trabalho.

**Tabela 3.6: parâmetros de pulsação para o processo de soldagem GMAW.**

Im (A)	Va (m/min)	Ip (A)	tp (ms)	Ib (A)	Tb (ms)	T (ms)
73	2,5	300	3,0	27	19,5	22,5
100	3,5	300	3,0	41	13,5	16,5
140	4,7	300	3,0	65	5,5	8,5
180	6,2	300	3,0	96	5,7	8,7
207	6,5	300	3,0	131	5,1	8,1

Nos ensaios exploratórios através do emprego do processo MIG/MAG pulsado, foram avaliados quatro diferentes gases de proteção, sendo eles: Ar 100%, Ar 75% - CO<sub>2</sub> 25%, Ar 75% - He 25%, e Ar 75% - H<sub>2</sub> 25%.

Os ensaios exploratórios envolvendo o processo arame tubular, na modalidade de variação de um parâmetro por vez, foram realizados de acordo com a metodologia apresentada na tabela 3.7. Foram avaliados os efeitos independentes das seguintes variáveis: tensão ( $U_S$ ), velocidade de soldagem ( $V_S$ ) e velocidade de alimentação de arame ( $V_A$ ).

**Tabela 3.7: Parâmetros de soldagem utilizados nos ensaios exploratórios pelo processo arame tubular.**

Variável Operacional	Níveis
$U_S$	28 e 31 V
$V_S$	300 e 500 mm/min
$V_A$	6 e 10 m/min

De acordo com a especificação do fabricante, foi empregada a mistura binária de Ar – 25% CO<sub>2</sub> para os experimentos de soldagem com arames tubulares. Foi mantido para todos os ensaios desse processo de soldagem um ângulo de ataque da tocha de 105°, ou seja, 15° na condição empurrando a poça de fusão.

### 3.3.1.2 Desenvolvimento das Matrizes Experimentais

Uma vez definidas as principais variáveis de controle de cada processo de soldagem, juntamente com seus limites de trabalho, as matrizes experimentais foram então desenvolvidas com auxílio do programa MINITAB®. Foram selecionadas, para todos os experimentos,

matrizes do tipo CCD padrão, onde os pontos estrelas foram definidos automaticamente pelo programa de acordo com a equação 2.

Os planejamentos para os processos MIG/MAG pulsado (tabela 4.13) e arame tubular (tabela 4.16) envolveram a utilização de três fatores, ao passo que para o processo GTAW alimentado (tabela 4.1) foram selecionados quatro fatores. As matrizes experimentais para cada processo de soldagem, juntamente com as respostas de interesse levantadas estão apresentadas individualmente no capítulo de resultados.

### 3.3.1.3 Medição das Respostas de Interesse Prático

Duas amostras metalográficas extraídas de cada cordão de solda depositado foram macrofotografadas e a medição das respostas geométricas de interesse (largura, penetração, reforço, diluição e ângulo de molhabilidade) foi realizada com auxílio do programa AUTOCAD®. Já as variáveis que traduzem o comportamento elétrico do arco (tensão, corrente e potência de soldagem) foram monitoradas através do programa Oscilos®.

### 3.3.1.4 Desenvolvimento de Modelos Matemáticos

A equação polinomial de segunda ordem (obtida por regressão múltipla) utilizada para representar a superfície de resposta para k fatores pode ser expressa por:

$$Y = b_0 + \sum_{i=1}^k b_i X_i + \sum_{i,j=1}^k b_{ij} x_i x_j + \sum_{i=1}^k b_{ii} X_i^2 \quad i \neq j \quad \text{Eq. 3.1}$$

Onde Y é a resposta prática de interesse (tensão, largura, reforço, penetração, largura, diluição e ângulo de convexidade).  $b_0$  é o termo livre da equação de regressão (constante),  $b_1, b_2, \dots, b_k$  são os coeficientes de primeira ordem (lineares), os coeficientes  $b_{11}, b_{22}, \dots, b_{kk}$  são os termos de segunda ordem (quadráticos) e  $b_{12}, b_{13}, \dots, b_{k-1k}$  são os termos de interação.

### 3.3.1.5 Teste de Adequação e Significância dos Modelos Propostos

Os coeficientes obtidos foram utilizados para construir os modelos matemáticos. A adequação destes modelos foi testada através da análise de variância (ANOVA) sendo que os resultados estão

apresentados nas tabelas que sucedem cada um dos processos de soldagem estudados neste trabalho. A partir da análise de variância, que atua como um teste de hipóteses, foi verificado que os valores calculados para estatística de teste  $F$  apresentam-se maiores que o valor de  $F$  tabulado para os graus de liberdade de cada experimento, caracterizando o modelo como adequado.

Outros critérios adotados para caracterizar a adequação dos modelos desenvolvidos por ajuste de regressão são o coeficiente de determinação  $R^2$  e o coeficiente de determinação ajustado  $R^2_{ajus}$ , fornecidos juntamente com as tabelas de análise de variância.

Os valores dos coeficientes de regressão fornecem uma idéia de quão os fatores afetam as respostas. Coeficientes insignificantes dos modelos desenvolvidos podem ser eliminados sem afetar a sua precisão. Para a redução dos modelos foi empregado o método dos melhores subconjuntos, que além do coeficiente de determinação ajustado, e das estatísticas de teste  $t$  e  $F$ , utiliza a estatística de teste  $C_p$ , desenvolvida por Mallows (*apud Levine 2008*) e adotada pela maioria dos softwares comerciais (Minitab, Excel, etc...).

### 3.3.1.6 Apresentação e Análise Gráfica dos Efeitos dos Parâmetros de Processo

Uma vez desenvolvidos os modelos matemáticos reduzidos (em sua versão final) para cada uma das respostas de interesse dentro dos processos de soldagem estudados, foi apresentado o comportamento das respostas sob a forma gráfica. Foram, portanto, apresentados os efeitos principais dos parâmetros de soldagem sobre as médias das respostas, que traduzem uma idéia do comportamento do processo exclusivamente com função das variáveis, bem como os efeitos de interação entre as variáveis de soldagem, os quais são mais facilmente observados a partir dos gráficos de superfícies de resposta.

### 3.3.1.7 Otimização das Respostas Múltiplas para os Processos de Soldagem Estudados

A abordagem sobre problemas envolvendo respostas múltiplas pelo Minitab é feita com o emprego da técnica Desirability. Desirability é um método multicritério capaz de avaliar um conjunto de resposta simultaneamente, e que permite a determinação do conjunto de condições mais desejável para as propriedades estudadas. Por não se achar adequado, preferiu-se não se traduzir esta expressão.

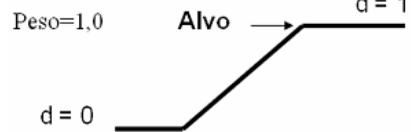
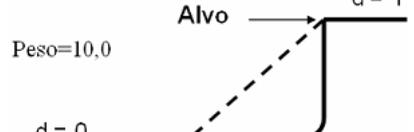
O princípio é bastante simples: primeiro, deve se estabelecer um relacionamento entre as respostas e as variáveis independentes. Em geral, isto pode ser feito utilizando MSR. Então, cada uma das respostas do conjunto original é transformada, tal que  $d_i$  pertença ao intervalo  $0 < d_i < 1$ .

Combinando as respostas transformadas através de uma média geométrica, encontra-se o índice global D. O valor de D avalia de maneira geral os níveis do conjunto combinado de respostas. O índice global D também pertence ao intervalo  $[0, 1]$  e será maximizado quando todas as respostas se aproximarem o máximo possível de suas especificações. Quanto mais próximo de 1 estiver D, mais próximas as respostas originais estarão dos seus respectivos limites de especificação. O algoritmo para emprego da técnica depende do tipo de otimização desejada para a resposta (maximização, normalização ou minimização), dos limites (valores desejados) e das respectivas importâncias de cada resposta, conforme apresentado nas tabelas 3.8 e 3.9.

**Tabela 3.8: Objetivos de Otimização no Método *Desirability*.**

Objetivos	Características	Representação
Minimizar	O valor da função desirability aumenta enquanto que o valor da resposta original se aproxima de um valor alvo mínimo. Abaixo do alvo, $d = 1$ ; acima do limite superior, $d = 0$ .	
Normalizar	Quando a resposta se move em direção ao alvo, o valor da função desirability aumenta. Acima ou abaixo dos limites, $d = 0$ ; no alvo $d = 1$ .	
Maximizar	O valor da função desirability aumenta quando o valor da resposta aumenta. Abaixo do limite inferior, $d = 0$ ; acima do alvo, $d = 1$ .	

**Tabela 3.9: Objetivos de Otimização no Método *Desirability*.**

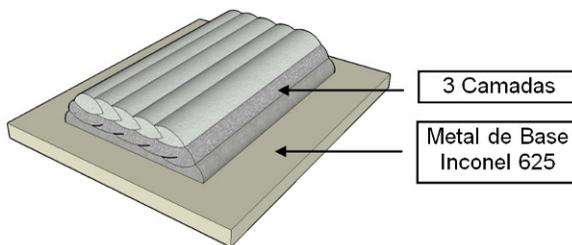
<p>Peso=0,1</p>  <p>d = 0</p> <p>d = 1</p> <p>Alvo</p>	<p>Se o peso é menor que 1 (valor mínimo é 0,1), então, menos ênfase se dá ao alvo.</p>
<p>Peso=1,0</p>  <p>d = 0</p> <p>d = 1</p> <p>Alvo</p>	<p>Quando o peso é igual a 1, a importância dada ao alvo é igual à importância dada aos limites.</p>
<p>Peso=10,0</p>  <p>d = 0</p> <p>d = 1</p> <p>Alvo</p>	<p>Se o peso dado à resposta é maior do que 1 (o valor máximo é 10), então, mais ênfase é dada ao alvo.</p>

### 3.3.2 Ensaios de Corrosão por Imersão

Para avaliação qualitativa dos efeitos dos gases de proteção (vazão entre 12 e 15 l/min) sobre a resistência à corrosão nas soldas fabricadas, foram fabricados revestimentos em quatro condições distintas (Tabela 3.10), cuja disposição está apresentada na figura 3.17. Foi utilizada uma chapa de Inconel 625 de 3 mm de espessura como material de base, e foram depositadas três camadas em cada uma das condições. Depois de fabricados os revestimentos, os corpos de prova foram seccionados transversalmente em amostras de 20 mm de largura, as quais foram usinadas em dimensões de 20 x 15 x 3 mm próximas à superfície. O ensaio de corrosão utilizado foi por técnica de imersão em solução de água régia, e consiste da medição da perda de massa em intervalos de 1 hora, durante 5 horas.

**Tabela 3.10: Condições dos revestimentos fabricados para ensaio de corrosão por imersão.**

Processo de Soldagem	Gás de Proteção	Arame	Metal de Base
P-GMAW	Argônio puro	ER NiCrMo - 3	Inconel 625
P-GMAW	Ar 75% - CO <sub>2</sub> 25%	ER NiCrMo - 3	Inconel 625
P-GMAW	Ar 95% - H <sub>2</sub> 5%	ER NiCrMo - 3	Inconel 625
FCAW	Ar 75% - CO <sub>2</sub> 25%	E NiCrMo - 3	Inconel 625



**Figura 3.17. Revestimentos depositados para avaliação dos efeitos dos gases de proteção sobre o comportamento à corrosão.**

### **3.3.3 Ensaios de Soldagem sobre Camada Aspergida**

Com objetivo de avaliar os efeitos da adição de uma camada por aspersão térmica (amanteigamento) prévia à soldagem, no sentido de se reduzir os níveis de diluição global mediante a incorporação da camada aspergida ao revestimento soldado, foram realizados estes ensaios exploratórios. Os ensaios de refusão se dividem em três partes bem definidas:

1. Refusão da camada aspergida através da passagem do arco GTAW sem adição de material de adição;
2. Refusão da camada aspergida através do processo de soldagem GTAW alimentado;
3. Refusão da camada aspergida através do processo MIG MAG pulsado.

Os ensaios exploratórios envolvendo a refusão e incorporação da camada aspergida ao metal de solda pelo processo GTAW autógeno e GTAW alimentado foram realizados de acordo com os parâmetros apresentados na tabela 3.11. Nesta etapa foi mantido o gás de proteção argônio puro, o diâmetro do eletrodo de 3,2 mm, a velocidade de soldagem de 15cm/min e a espessura da camada aspergida entre 0,3 mm e 0,5 mm. Nos ensaios com alimentação de material, foi utilizado o arame maciço ER NiCrMo 3 de 1,2 mm de diâmetro.

**Tabela 3.11: Parâmetros de soldagem utilizados nos ensaios exploratórios de refusão da camada aspergida pelo processo GTAW.**

Variável Operacional	Níveis
IS	200 e 240 <sup>a</sup>
VA	1,2 e 3 m/min
AE	40° e 80°*

\* O ângulo de afiação da ponta do eletrodo de 80° foi utilizado apenas para refusão através do processo GTAW autógeno.

Os ensaios de refusão e incorporação da camada aspergida ao metal de solda pelo processo MIG/MAG pulsado foram realizados de acordo com os parâmetros apresentados na tabela 3.12. Nestes ensaios, foram mantidos constante a velocidade de soldagem de 20 cm/min, a distância entre bico-de-contato e a peça de 12 mm, sendo utilizado o arame maciço ER NiCrMo 3 de 1,2 mm de diâmetro em todos os casos. A espessura da camada aspergida situada numa faixa entre 0,3 mm e 0,5 mm.

**Tabela 3.12: Parâmetros de soldagem utilizados nos ensaios exploratórios de refusão da camada aspergida pelo processo GMAW pulsado.**

Variável Operacional	Níveis
IM	200 e 240A
AT*	70° e 110°
Gás de Proteção	Ar e Ar-25%CO <sub>2</sub>

\* Ângulo de ataque da tocha MIG/MAG.



## 4 RESULTADOS

Este capítulo apresenta os resultados obtidos durante a aplicação da metodologia de superfície de respostas para otimização do processo de soldagem de revestimento dos aços C-Mn AISI 1020 de 19,05 mm de espessura com material de adição em ligas de níquel *Inconel 625*<sup>®</sup> de classificação E NiCrMo-3 (arame tubular com fluxo interno) e ER NiCrMo-3 (arame maciço). Para a fabricação dos revestimentos foram utilizados os processos de soldagem GTAW (TIG alimentado), P-GMAW (MIG Pulsado) e FCAW (Arames Tubulares).

Outra parte deste capítulo apresenta as peculiaridades que envolvem a soldagem com *Inconel 625*, sobre chapas de aço AISI 1020, previamente revestidas por uma camada de níquel puro, depositada através da técnica de aspersão térmica à chama, visando exclusivamente a redução dos níveis de diluição no revestimento soldado.

### 4.1 APLICAÇÃO DA METODOLOGIA DE SUPERFÍCIE DE RESPOSTA NA SOLDAGEM DE CHAPAS DE AÇO CARBONO COM INCONEL 625 PELO PROCESSO GTAW ALIMENTADO

Nesta etapa do trabalho serão apresentados e discutidos os efeitos das variáveis de soldagem sobre as características geométricas das soldas depositadas através do processo GTAW com alimentação automática de arame, utilizando-se a mistura binária Ar-H<sub>2</sub> como gás de proteção.

A matriz experimental completa está descrita na tabela 4.1, com os níveis de cada variável na forma absoluta e as respostas de interesse associadas com cada ensaio realizado. Nesta matriz experimental, os ensaios realizados de ordem padrão entre 1 e 16 compreendem a parte fatorial completa com 2<sup>4</sup> experimentos. Entre 17 e 24 encontra-se os pontos axiais ou estrelas que garantem a rotacionalidade do planejamento experimental. Por fim, os ensaios entre 25 e 31 caracterizam-se por serem os 7 pontos centrais que fornecem os dados associados ao erro experimental, fundamentalmente.

As macrografias destas soldas são apresentadas na figura 4.1, obtidas dentro das 31 distintas condições experimentais avaliadas. A macrografia de número 31 foi suprimida da figura por repetir as condições das 6 soldas antecedentes. A partir destas macrografias foram obtidas, por análise de imagem, as respostas associadas às características geométricas dos cordões. Estas respostas estão apresentadas na matriz de experimentos de forma a facilitar o entendimento do trabalho.

**Tabela 4.1: Matriz experimental para o processo GTAW-Alimentado.**

Std Order	Run Order	I <sub>S</sub> (A)	V <sub>A</sub> (m/min)	V <sub>S</sub> cm/min	A <sub>E</sub> (°)	U <sub>S</sub> (V)	L <sub>S</sub> (mm)	P <sub>S</sub> (mm)	R <sub>S</sub> (mm)	AC (°)	Dil (%)
1	16	200	2	15	40	21,2	11,78	0,97	1,86	30,7	38,8
2	11	280	2	15	40	21,9	16,06	1,65	1,44	16,5	58,4
3	4	200	4	15	40	20,3	9,64	1,36	4,22	68,2	20,3
4	31	280	4	15	40	21,3	15,80	1,72	2,99	34,0	37,5
5	6	200	2	25	40	21,8	10,68	0,93	1,42	21,4	47,5
6	20	280	2	25	40	23,1	14,56	1,74	1,06	11,0	66,1
7	17	200	4	25	40	21,6	9,26	1,38	3,01	61,2	26,5
8	27	280	4	25	40	22,6	13,35	1,06	2,52	22,6	33,3
9	29	200	2	15	80	20,4	11,19	1,02	2,12	29,9	37,4
10	24	280	2	15	80	21,6	15,53	1,65	1,61	16,0	57,1
11	2	200	4	15	80	16,8	7,50	0,91	4,49	94,0	16,6
12	1	280	4	15	80	21,1	13,16	1,93	3,43	39,9	34,9
13	15	200	2	25	80	20,5	10,19	0,87	1,44	25,5	45,8
14	26	280	2	25	80	22,1	13,31	1,65	1,15	16,4	62,0
15	9	200	4	25	80	19,0	7,41	1,50	3,43	55,1	25,5
16	7	280	4	25	80	21,5	11,84	1,12	2,33	36,6	34,5
17	18	160	3	20	60	18,6	7,08	1,04	3,28	75,5	23,4
18	23	320	3	20	60	23,9	16,63	1,72	1,61	25,0	53,4
19	30	240	1	20	60	21,6	13,20	1,65	0,78	7,0	71,4
20	28	240	5	20	60	19,3	8,75	0,98	4,65	77,1	16,0
21	21	240	3	10	60	19,5	13,93	1,34	3,52	49,3	30,9
22	5	240	3	30	60	22,3	10,89	1,02	1,67	25,5	42,6
23	13	240	3	20	20	22,5	12,95	0,95	2,05	32,7	33,3
24	10	240	3	20	100	19,8	10,90	1,72	2,66	41,8	37,3
25	12	240	3	20	60	21,4	12,54	1,27	1,87	26,2	41,5
26	19	240	3	20	60	20,9	12,14	1,04	2,16	30,6	33,5
27	3	240	3	20	60	21,3	12,61	1,38	2,27	32,0	40,3
28	22	240	3	20	60	21,8	12,23	1,02	2,10	39,1	38,3
29	14	240	3	20	60	21,9	12,74	1,06	2,16	30,4	34,8
30	25	240	3	20	60	21,5	11,93	1,00	2,06	32,2	35,5
31	8	240	3	20	60	21,7	12,30	1,02	1,92	32,5	37,1

Onde: I<sub>S</sub> – corrente de soldagem (Ampere), V<sub>A</sub> – velocidade de alimentação de arame (metros por minuto), A<sub>E</sub> – ângulo de afiação da ponta do eletrodo (graus) e U<sub>S</sub> – tensão de soldagem (volt). As grandezas L<sub>S</sub>, P<sub>S</sub> e R<sub>S</sub> referem-se à largura, penetração e reforço da solda, respectivamente. AC – ângulo de convexidade (graus) e Dil – diluição (percentual).

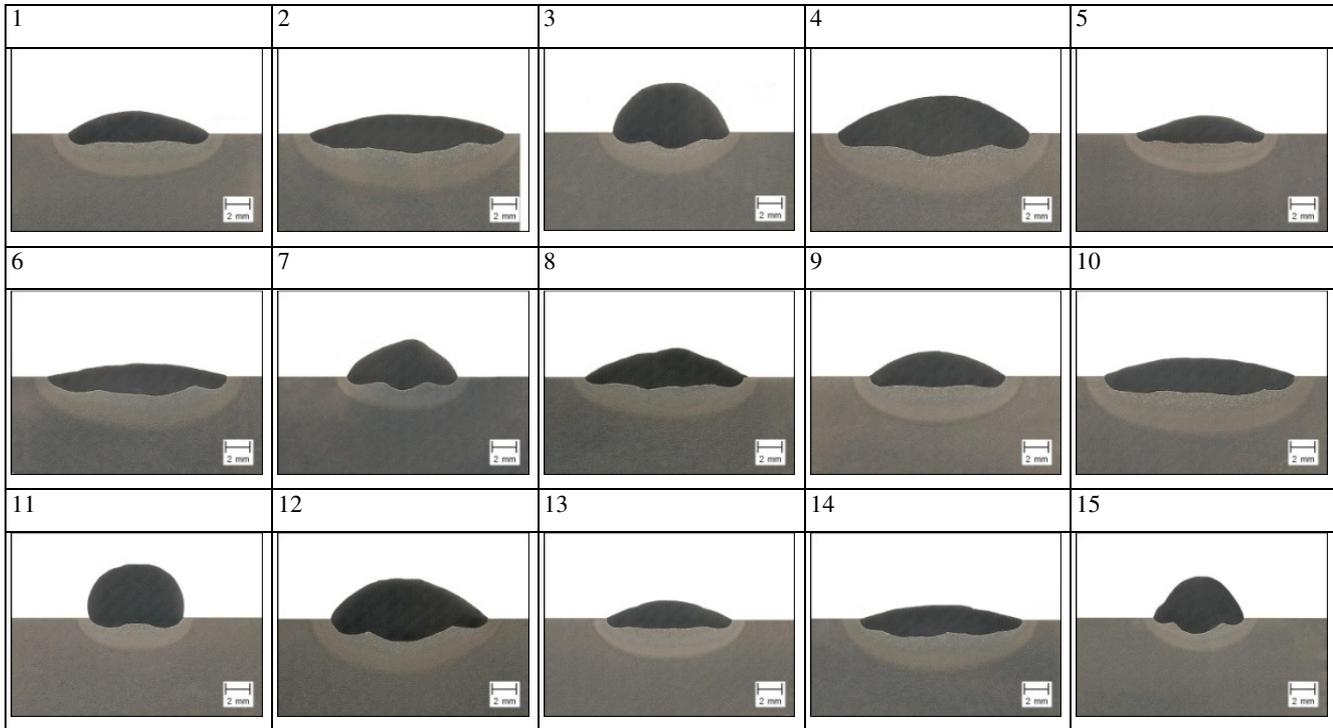


Figura 4.1 a): Macrografias obtidas para o processo GTAW alimentado.

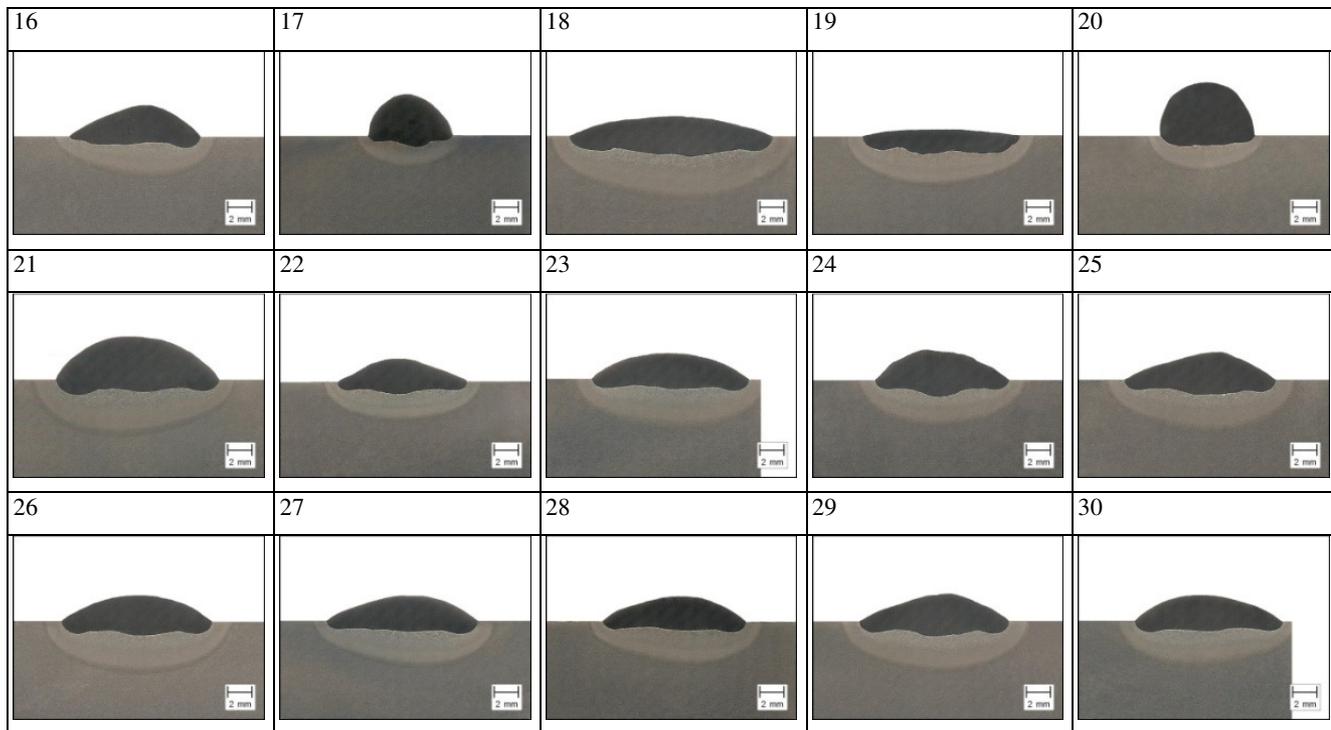


Figura 4.1 b): Macrografias obtidas para o processo GTAW alimentado (continuação).

A partir dos resultados obtidos da tabela 4.1, foram determinados, com auxílio do software Minitab V.15, os coeficientes dos regressores para o modelo quadrático completo para cada uma das respostas, conforme especificado na equação 3.1, através de análise de regressão, utilizando-se o método dos mínimos quadrados. Para o processo de soldagem GTAW com alimentação de arame, a equação polinomial de segunda ordem pode ser escrita da seguinte forma:

$$Y = b_0 + b_1 I_S + b_2 V_A + b_3 V_S + b_4 A_E + b_{11} I_S^2 + b_{22} V_A^2 + b_{33} V_S^2 + b_{44} A_E^2 + b_{12} I_S V_A + b_{13} I_S V_S + b_{14} I_S A_E + b_{23} V_A V_S + b_{24} V_A A_E + b_{34} V_S A_E \quad \text{Eq 4.1}$$

Estes coeficientes, obtidos pela análise dos dados sob a forma codificada para cada uma das respostas, estão apresentados na tabela 4.2, juntamente com os resultados da análise de significância de cada termo ( $P_{\text{value}}$ ), onde, no teste individual, caso o  $P_{\text{value}}$  seja inferior ao nível de significância (0,05), o termo é considerado adequado ao modelo, e deve, portanto, ser mantido.

**Tabela 4.2: Coeficientes dos modelos matemáticos completos e análises de significância ( $P_{\text{value}}$ ). Análise feita sobre fatores codificados.**

Coeficientes	$U_S$	$P_{\text{value}}$	$L_S$	$P_{\text{value}}$	$R_S$	$P_{\text{value}}$	D	$P_{\text{value}}$	Conv.	$P_{\text{value}}$	
B0	<i>Cte</i>	21,500	0,000	12,356	0,000	2,077	0,000	37,292	0,000	31,148	0,000
B1	<i>IS</i>	1,008	0,000	2,294	0,000	-0,367	0,000	7,715	0,000	-12,331	0,000
B2	<i>VA</i>	-0,542	0,000	-1,010	0,000	0,919	0,000	-12,278	0,000	16,017	0,000
B3	<i>VS</i>	0,550	0,000	-0,673	0,000	-0,396	0,000	2,664	0,000	-5,296	0,001
B4	<i>AE</i>	-0,675	0,000	-0,629	0,000	0,113	0,004	-0,274	0,655	2,746	0,047
B11	<i>IS*IS</i>	-0,044	0,656	-0,098	0,132	0,072	0,032	0,540	0,342	3,748	0,006
B22	<i>VA*VA</i>	-0,244	0,022	-0,318	0,000	0,139	0,000	1,869	0,004	1,818	0,140
B33	<i>VS*VS</i>	-0,131	0,192	0,041	0,520	0,109	0,003	0,126	0,822	0,658	0,582
B44	<i>AE*AE</i>	-0,069	0,486	-0,081	0,211	0,049	0,126	-0,236	0,674	0,629	0,598
B12	<i>IS*VA</i>	0,250	0,070	0,295	0,003	-0,144	0,003	-1,420	0,072	-6,114	0,001
B13	<i>IS*VS</i>	-0,050	0,703	-0,308	0,002	0,061	0,155	-1,519	0,056	2,490	0,131
B14	<i>IS*AE</i>	0,350	0,015	-0,054	0,524	-0,029	0,493	0,072	0,923	0,126	0,937
B23	<i>VA*VS</i>	0,175	0,193	0,099	0,249	-0,118	0,011	-1,198	0,123	-2,622	0,113
B24	<i>VA*AE</i>	-0,250	0,070	-0,330	0,001	0,025	0,551	0,161	0,830	1,962	0,228
B34	<i>VS*AE</i>	-0,075	0,568	0,050	0,553	-0,050	0,240	0,209	0,780	-0,812	0,611

Mesmo sendo o  $P_{\text{value}}$  das regressões inferiores a 0,05 para os modelos completos, avaliou-se também a possibilidade de utilização do modelo reduzido, quando possível, visando somente a simplificação da análise. A simplificação dos modelos estatísticos é também válida quando ocorre uma pequena redução do ajuste do modelo desde que não haja comprometimento da sua capacidade de previsão. A tabela 4.3 apresenta os modelos reduzidos na forma codificada.

**Tabela 4.3: Coeficientes dos modelos matemáticos reduzidos e análises de significância ( $P_{\text{value}}$ ). Análise feita sobre fatores codificados.**

Coeficientes	U <sub>s</sub>	$P_{\text{value}}$	L <sub>s</sub>	$P_{\text{value}}$	R <sub>s</sub>	$P_{\text{value}}$	D	$P_{\text{value}}$	Conv.	$P_{\text{value}}$
B0 Cte	21,295	0,000	12,303	0,000	2,128	0,000	37,654	0,000	33,763	0,000
B1 IS	1,008	0,000	2,294	0,000	-0,367	0,000	7,7148	0,000	-12,33	0,000
B2 VA	-0,542	0,000	-1,010	0,000	0,919	0,000	-12,278	0,000	16,016	0,000
B3 VS	0,550	0,000	-0,672	0,000	-0,396	0,000	2,664	0,000	-5,296	0,003
B4 AE	-0,675	0,000	-0,629	0,000	0,112	0,004	-0,274	0,651	2,746	0,098
B11 IS*IS	-x-	-x-	-x-	-x-	0,067	0,045	-x-	-x-	3,344	0,024
B22 VA*VA	-0,2224	0,030	-0,313	0,000	0,134	0,000	1,832	0,002	-x-	-x-
B33 VS*VS	-x-	-x-	-x-	-x-	0,104	0,003	-x-	-x-	-x-	-x-
B44 AE*AE	-x-	-x-	-0,0751	0,238	-x-	-x-	-x-	-x-	-x-	-x-
B12 IS*VA	0,250	0,068	0,295	0,002	-0,144	0,003	-x-	-x-	-x-	-x-
B13 IS*VS	-x-	-x-	-0,308	0,001	0,061	0,160	-1,519	0,049	2,490	0,215
B14 IS*AE	0,350	0,013	-x-	-x-	-x-	-x-	-x-	-x-	-x-	-x-
B23 VA*VS	0,175	0,193	-x-	-x-	-0,118	0,011	-x-	-x-	-2,622	0,192
B24 VA*AE	-x-	-x-	-0,330	0,001	-x-	-x-	-x-	-x-	-x-	-x-
B34 VS*AE	-x-	-x-	-x-	-x-	-x-	-x-	-x-	-x-	-x-	-x-

Os coeficientes obtidos foram utilizados como parâmetros para construção do modelo final. A adequação dos modelos foi testada utilizando-se análise de variância, conforme a tabela 4.4 a seguir. A partir desta tabela, verifica-se que os valores F calculados para cada uma das respostas de interesse são maiores que os valores F tabulados para 95% de confiança, caracterizando assim os modelos como adequados.

As equações finais (Eq. 4.2, 4.3, 4.4, 4.5, 4.6 e 4.7) obtidas para o modelo matemático de cada uma das respostas de interesse, em termos absolutos com relação aos fatores estudados são apresentados sequencialmente à análise de variância.

**Tabela 4.4: Análise de variância para os modelos obtidos.**

Grandeza	Soma quadrados		Graus de Liberdade		Média quadrática		F <sub>ratio</sub>	P <sub>value</sub>	Falta de ajuste		R <sup>2</sup> (%)	R <sup>2</sup> <sub>aj.</sub> (%)
	Regressão	Residual	Regressão	Residual	Regressão	Residual			F	P		
Tensão	54,5431	5,9711	8	22	6,8179	0,2714	25,12	0,000	2,82	0,103	90,13	86,54
Largura	178,720	2,340	9	21	19,8578	0,1114	178,25	0,000	1,50	0,323	98,71	98,15
Reforço	29,0051	0,5638	10	20	2,90051	0,0281	102,89	0,000	1,60	0,293	98,09	97,14
Diluição	5353,87	206,43	6	24	892,31	8,60	103,74	0,000	0,98	0,554	96,29	95,35
Convexidade	11224,2	1402,4	7	23	1603,46	60,97	26,30	0,000	3,68	0,057	88,89	85,51

$$US = 27,5934 - 0,002IS - 1,40746VA + 0,005VS - 0,13875AE - 0,22237VA^2 + 0,00625ISVA + 0,000438ISAE + 0,035VAVS \quad \text{Eq. 4.2}$$

$$LS = -2,3836 + 0,0659792IS + 0,04085433VA + 0,2345VS + 0,04056AE - 0,3126VA^2 + -1,877 \cdot 10^{-4}AE^2 + 0,00738ISVA - 0,001538ISVS - 0,0165VA AE \quad \text{Eq. 4.3}$$

$$RS = 5,565 - 0,0245IS + 1,4564VA - 0,2489VS - 0,005621AE + 4,169 \cdot 10^{-5}IS^2 + 0,134VA^2 + 0,00417VS^2 - 0,00359375ISVA + 3,0625 \cdot 10^{-4}ISVS - 0,0235VA VS \quad \text{Eq. 4.5}$$

$$D = -1,61158 + 0,344784IS - 23,2675VA + 2,35577VS - 0,0136949AE + 1,83167VA^2 - 0,00759567ISVS \quad \text{Eq. 4.6}$$

$$\text{Convex} = 226,04 - 1,6IS + 26,505VA - 2,473VS + 0,137281AE + 0,002172IS^2 + 0,01245ISVS - 0,524437VA VS \quad \text{Eq. 4.7}$$

Os gráficos da figura 4.2 apresentam os dados obtidos nos ajustes dos modelos em função dos valores medidos. Verifica-se que existe uma relação linear com inclinação bastante próxima dos 45°, indicando que os modelos matemáticos desenvolvidos para a previsão das geometrias das soldas fabricadas são válidos.

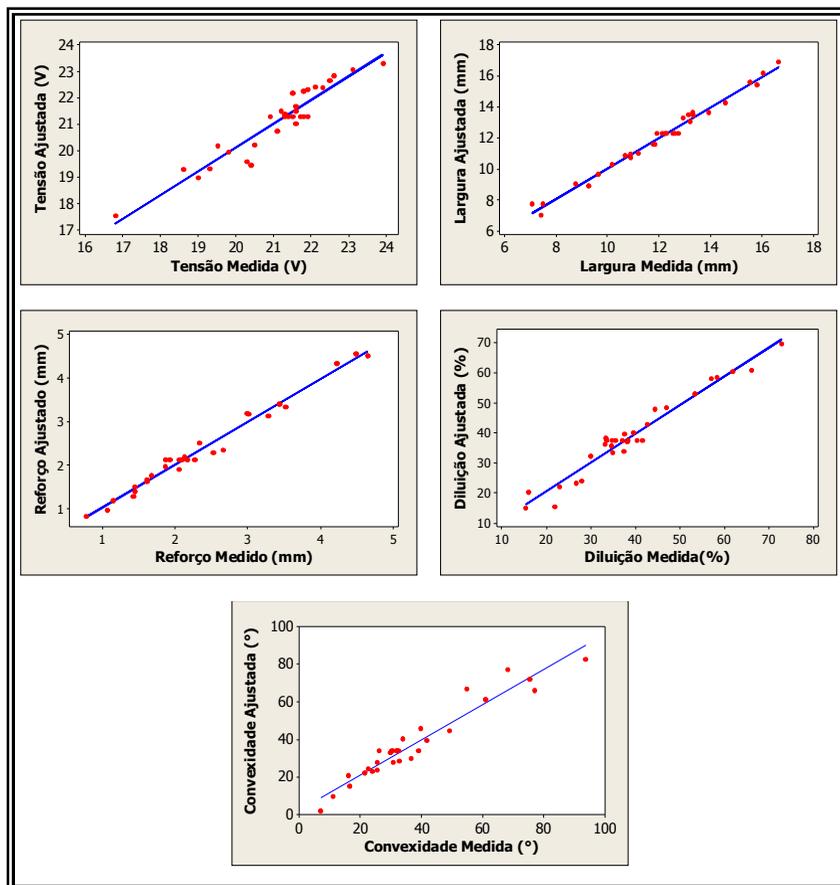


Figura 4.2: Correlação entre os valores previstos e medidos para cada resposta de interesse.

#### 4.1.2 Efeitos dos parâmetros de soldagem sobre a tensão e sobre a geometria das soldas depositadas

Neste tópico serão avaliados os efeitos dos parâmetros de soldagem (corrente média, velocidade de alimentação de arame,

velocidade de soldagem e ângulo de afiação da ponta do eletrodo) sobre as respostas de interesse, que são tensão e as características geométricas (largura, reforço, diluição e ângulo de molhabilidade) dos cordões de solda depositados pelo processo GTAW com alimentação automática de arame.

#### 4.1.1 Efeitos dos parâmetros de soldagem sobre a tensão

A figura 4.3 apresenta os efeitos principais dos parâmetros de soldagem sobre a tensão. De acordo com as características estáticas do arco GTAW, existe, a partir de certo valor de corrente, um aumento da tensão com o aumento da corrente de soldagem. Este fato pode ser observado com clareza no gráfico de efeitos principais sobre a tensão.

Verifica-se que existe uma redução dos valores de tensão na medida em que se aumenta a taxa de alimentação de arame. Isto se deve ao fato de que ao se aumentar a velocidade de alimentação de arame, tem-se um aumento do volume de material por comprimento de solda depositada, aumentando na maioria dos casos o reforço do cordão, se refletindo diretamente numa redução do comprimento do arco, resultando assim na redução dos valores de tensão.

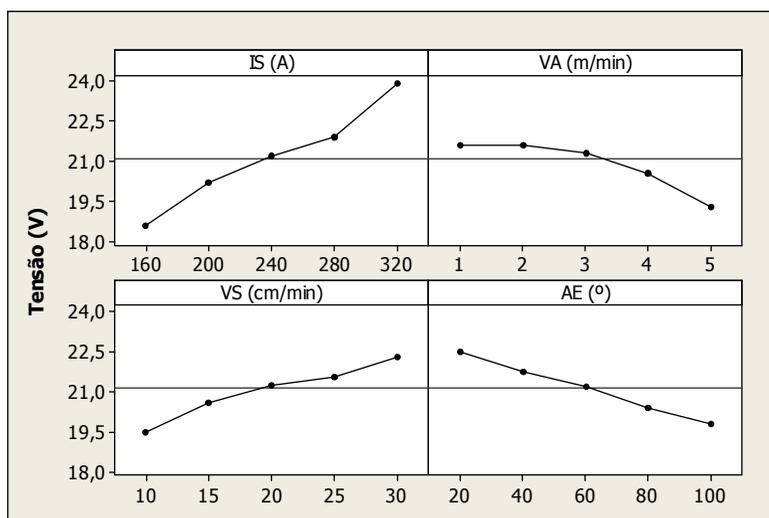
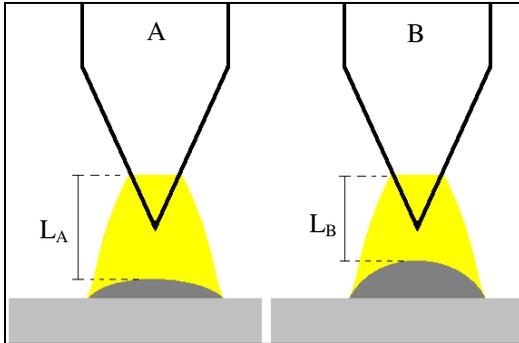


Figura 4.3: Gráfico de efeitos principais sobre a tensão de soldagem.

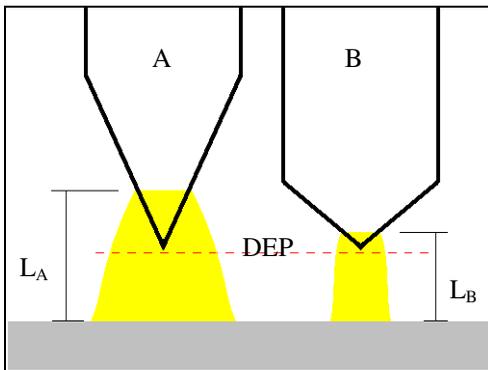
Uma observação semelhante pode ser feita para o aumento da velocidade de soldagem, que atua sobre a tensão de forma inversa à da

velocidade de alimentação de arame, diminuindo o volume de material depositado por comprimento linear de solda, aumentando assim o comprimento do arco e por consequência a tensão de soldagem. Os efeitos do aumento da taxa de alimentação de arame e da velocidade de soldagem sobre a tensão estão melhores representados na figura 4.4.



**Figura 4.4: Efeitos da taxa de alimentação de arame e/ou velocidade de soldagem sobre a tensão.**

O ângulo de afiação do eletrodo também exerce influência sobre a tensão. Considerando o arco como um cone, onde a base desse cone está no material de base e o vértice na ponta afiada do eletrodo, verifica-se, conforme mostra o esquema da figura 4.5, que quanto maior o ângulo de afiação do eletrodo, menor será o comprimento do arco, e por consequência, menor será a tensão de soldagem, conforme observado.

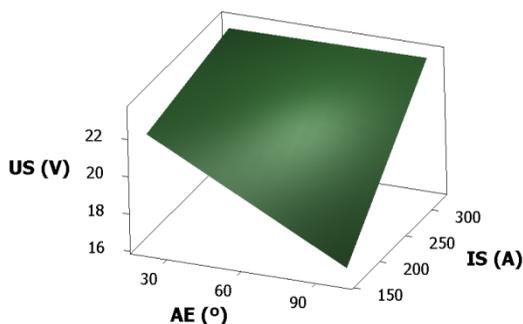


**Figura 4.5: Efeitos do ângulo de afiação do eletrodo sobre a tensão de soldagem.**

As figuras 4.6 e 4.7 apresentam os efeitos de interação sobre a tensão para os pares AE/IS (ângulo de afiação do eletrodo e corrente de soldagem) e VA/VS (taxa de alimentação de arame e da velocidade de soldagem), respectivamente.

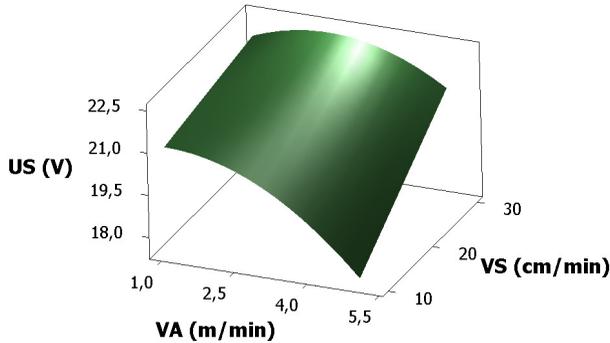
Na figura 4.6, pode ser observado que para baixos valores de corrente de soldagem, o aumento do ângulo de afiação da ponta do eletrodo reduz a tensão de soldagem. Entretanto, para altos valores de corrente (acima dos 250 A) o ângulo de afiação de eletrodo não exerce mais influência sobre a tensão.

A figura 4.7 mostra que a velocidade de alimentação de arame influencia diretamente na tensão quando em baixas velocidades de soldagem. Em velocidades maiores, o efeito da taxa de alimentação de arame já não exerce influência significativa sobre a variação da tensão. Verifica-se também que para baixa taxa de alimentação de arame a velocidade de soldagem não exerce grande influência sobre a tensão. Entretanto, quanto se emprega maiores taxas de alimentação de arame, a velocidade de soldagem passa a exercer grande influência sobre a tensão.



**Figura 4.6:** Efeitos de interação entre o ângulo de afiação do eletrodo e a corrente de soldagem sobre a tensão.

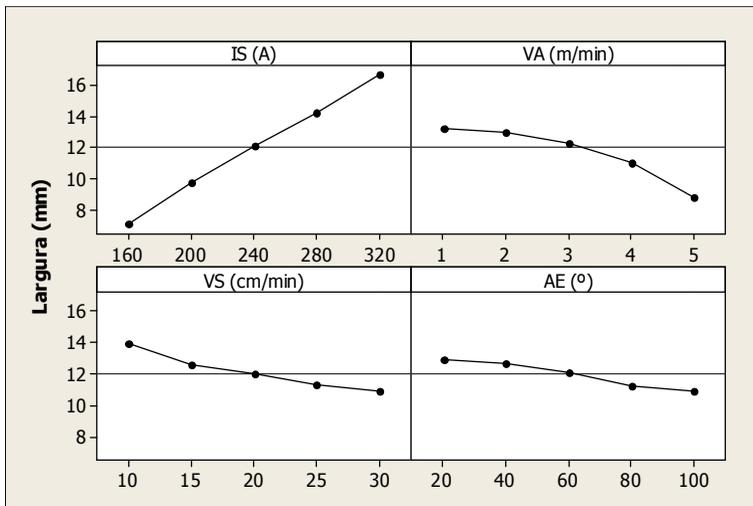
De uma forma sistemática, o estudo da variação de tensão em função dos parâmetros de soldagem empregados serve de subsídio para explicar as diferentes características geométricas obtidas nos cordões de solda depositados e vice-versa. Dessa forma, serão discutidos a seguir os resultados obtidos para a geometria dos cordões de solda.



**Figura 4.7: Efeitos de interação entre o ângulo de afiação do eletrodo e a corrente de soldagem sobre a tensão.**

### 4.1.3 Efeitos dos parâmetros de soldagem sobre a largura dos cordões

A figura 4.8 apresenta o gráfico da influência dos efeitos principais das variáveis de soldagem sobre a largura dos cordões de solda depositados. Verifica-se que a corrente de soldagem exerce a maior influência sobre a largura dos cordões de solda dentre as variáveis analisadas. Quando aumentada, promove um aumento significativo da largura do cordão de solda.

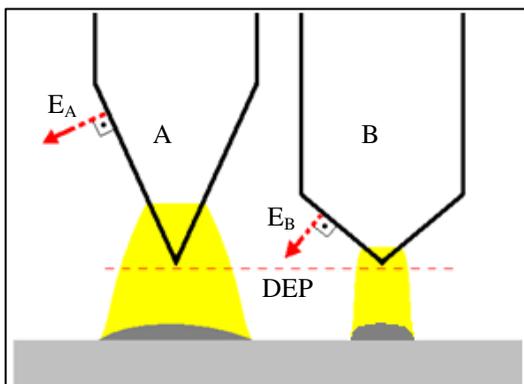


**Figura 4.8: Gráficos de efeitos principais para a largura das soldas.**

O aumento da velocidade de soldagem diminui a largura do cordão de solda, devido ao fato de que um menor volume de material é depositado por comprimento de solda fabricada.

Uma importante observação pode ser feita com relação ao aumento da taxa de alimentação de arame. Embora seja depositada uma maior quantidade de material por comprimento de solda, isso não se traduz num aumento da largura do cordão fabricado quando analisadas as médias. Pelo contrário, na medida em que se aumenta a taxa de alimentação, verifica uma tendência sobre as médias para redução da largura dos cordões depositados.

O aumento do ângulo de afiação da ponta do eletrodo proporciona uma redução da largura do cordão de solda depositado. Novamente, considerando o arco como um cone, tanto a área da base será maior quanto menor for o ângulo do vértice deste cone, uma vez que a emissão dos elétrons para constituição do arco voltaico se faz sempre numa direção perpendicular à superfície do eletrodo. A figura 4.9 exemplifica com mais clareza este fato.



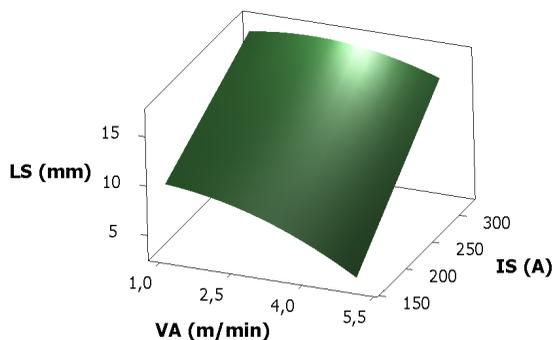
**Figura 4.9:** Efeito do ângulo de afiação da ponta do eletrodo sobre a largura da solda.  $E_A$  e  $E_B$  são as direções de emissão de elétrons perpendiculares à superfície afiada do eletrodo.

As figuras 4.10, 4.11 e 4.12 a seguir apresentam os efeitos de interação sobre a largura para as soldas fabricadas para os pares VA/IS (velocidade de alimentação de arame e corrente de soldagem), VS/IS (velocidade de soldagem e corrente de soldagem) e VA/VS (velocidade de alimentação de arame e da velocidade de soldagem), respectivamente.

Pode ser observado na figura 4.10, que a uma tendência de redução da largura do cordão de solda com aumento da taxa de alimentação de arame, anteriormente verificada sobre as médias nos gráficos de efeitos principais (fig 4.8), é válida apenas em condições de baixa corrente de soldagem.

Na medida em que se trabalha com correntes de soldagem mais elevadas, o que se pode verificar é que essa tendência não mais existe. Isto acontece devido ao fato que sempre, em soldagem, deve haver um equilíbrio entre a corrente de soldagem e a adição de material, de forma a permitir o aproveitamento da energia para fusão do material de base e do material de adição, bem como para convecção da poça de fusão, influenciada pela pressão do arco.

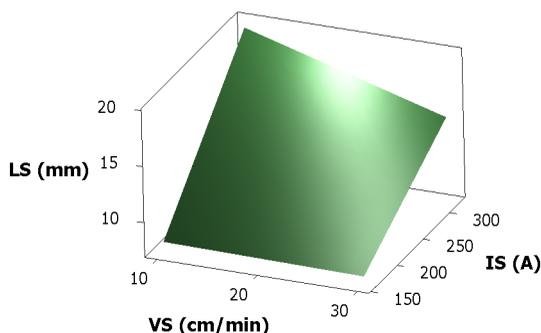
Dessa forma, como não foi mantido o equilíbrio em correntes baixas, a potência do arco, nesse caso, não foi suficiente para fusão do metal de adição, “empilhando-o” sobre o cordão e impedindo sua correta distribuição, resultando na redução da largura da solda fabricada. Sugere-se a existência de uma taxa de alimentação limite para uma dada corrente que irá definir a largura da solda fabricada, onde uma vez extrapolada essa taxa de alimentação de arame, se terá como resultado aumento do reforço da solda, com a redução (ou eventual manutenção) da largura do cordão depositado.



**Figura 4.10: Efeitos de interação entre velocidade de alimentação de arame e a corrente de soldagem sobre a largura da solda.**

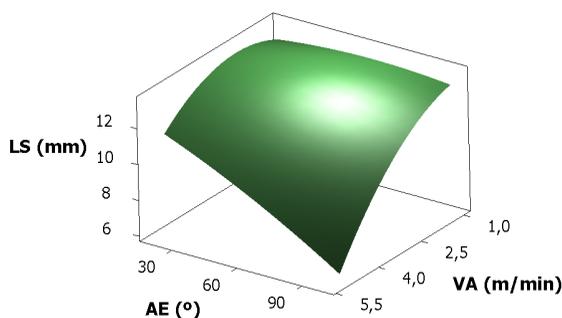
Uma observação semelhante pode ser feita para a superfície de resposta da figura 4.11, onde para baixos valores de corrente a largura do cordão de solda não varia com a velocidade de soldagem (dentro dos limites estabelecidos). Entretanto, na condição de maior corrente de

soldagem, existe um gradativo aumento da largura do cordão na medida em que se diminui a velocidade de soldagem.



**Figura 4.11: Efeitos de interação entre velocidade de soldagem e a corrente de soldagem sobre a largura da solda.**

A figura 4.12 mostra que o ângulo de afiação da ponta do eletrodo exerce influência sobre a largura fundamentalmente em maiores taxas de alimentação de material de adição. Como apresentado na figura 4.9, o ângulo de afiação do eletrodo auxilia na definição da geometria cônica do arco GTAW, pois quanto menor for esse ângulo, maior será a área da base do cone.



**Figura 4.12: Efeitos de interação entre velocidade de alimentação de arame e o ângulo de afiação da ponta do eletrodo sobre a largura da solda.**

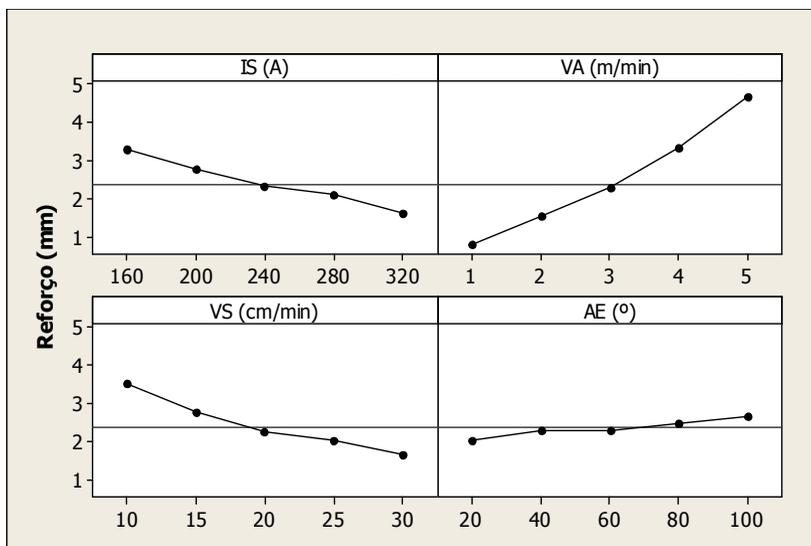
O que se verifica na prática é que essas relações entre as geometrias do eletrodo e do arco são válidas em condições específicas de baixas correntes de soldagem e também de baixos comprimentos do arco. Sendo assim explica-se a maior redução da largura do cordão com o aumento do ângulo de afiação para maiores taxas de alimentação de

arame, uma vez que foi observada a redução da tensão com aumento da taxa de alimentação de arame, indicando uma redução do comprimento do arco.

#### **4.1.4 Efeitos dos parâmetros de soldagem sobre o reforço dos cordões**

A figura 4.13 apresenta o gráfico de efeitos principais das variáveis de soldagem sobre o reforço dos cordões de solda depositados. Verifica-se que na medida em que se aumenta a corrente de soldagem existe uma redução do reforço do cordão de solda, devidamente explicado pelo aumento de sua largura. A velocidade de alimentação de arame torna-se a principal variável responsável pela alteração do reforço do cordão de solda.

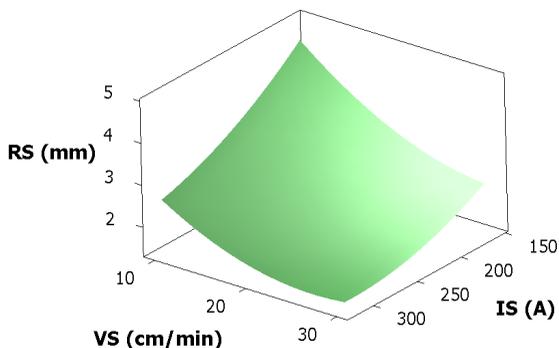
O aumento da velocidade de soldagem proporciona uma redução do reforço. Os efeitos das velocidades de alimentação de arame e de soldagem sobre o reforço podem ser explicados com base no fato de que promovem diretamente uma variação do volume de material por comprimento de solda depositada. Ao final, verifica-se que existe uma ligeira tendência em aumentar-se o reforço na medida em que se aumenta o ângulo de afiação da ponta do eletrodo, fenômeno este que foi observado quando foi avaliado o efeito dessa variável sobre a largura das soldas fabricadas.



**Figura 4.13: Gráficos de efeitos principais para o reforço das soldas.**

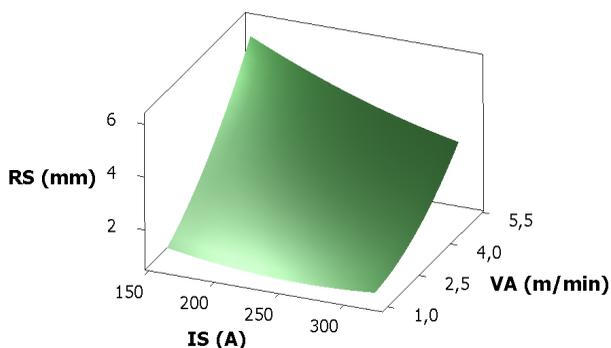
As figuras 4.14, 4.15 e 4.16 a seguir apresentam os efeitos de interação sobre o reforço das soldas fabricadas para os pares IS/VS (corrente de soldagem e velocidade de soldagem), IS/VA (corrente de soldagem e velocidade de alimentação de arame) e VA/VS (velocidade de alimentação de arame e velocidade de soldagem), respectivamente.

Verifica-se na figura 4.14 que na medida em que se reduz a velocidade de soldagem se obtém um cordão com maior reforço quando mantida a corrente de soldagem. Na figura 4.15 a condição de máximo reforço é obtida para baixas correntes de soldagem em altas taxas de alimentação de arame, uma vez que a potência do arco (nesses níveis de corrente) não é suficiente para promover uma fusão satisfatória dos pares que constituirão o metal de solda. Dessa forma, ocorre uma “sobreposição” do material de adição fundido resultando no aumento do reforço.



**Figura 4.14:** Superfície de resposta para os efeitos de interação entre a corrente de soldagem e a velocidade de soldagem sobre o reforço.

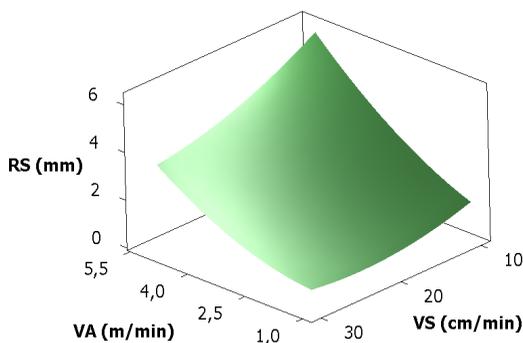
A corrente de soldagem também não interferiu no reforço para baixas velocidades de alimentação de arame (figura 4.15), sugerindo que mesmo a menor corrente de soldagem (150 A) proporcionou uma potência do arco suficiente para garantir um equilíbrio entre a taxa de alimentação de arame e a fusão do material base durante a confecção do cordão de solda. Por outro lado, em velocidades de alimentação de arame mais elevadas, a altura do reforço se torna mais sensível à corrente de soldagem, aumentando significativamente para o par  $VA = 5,5\text{m/min}$  e  $IS = 150\text{A}$ .



**Figura 4.15:** Superfície de resposta para os efeitos de interação entre a corrente de soldagem e a velocidade de alimentação de arame sobre o reforço.

Na figura 4.16, observa-se que para baixas velocidades de alimentação de arame, tal como  $1\text{m/min}$ , não existe influência da velocidade de soldagem sobre a altura do reforço depositado.

Entretanto, para taxas de alimentação de arame mais altas, observa-se uma tendência em se aumentar o reforço com a redução da velocidade de soldagem, devido ao aumento do volume de material depositado por comprimento linear de solda.



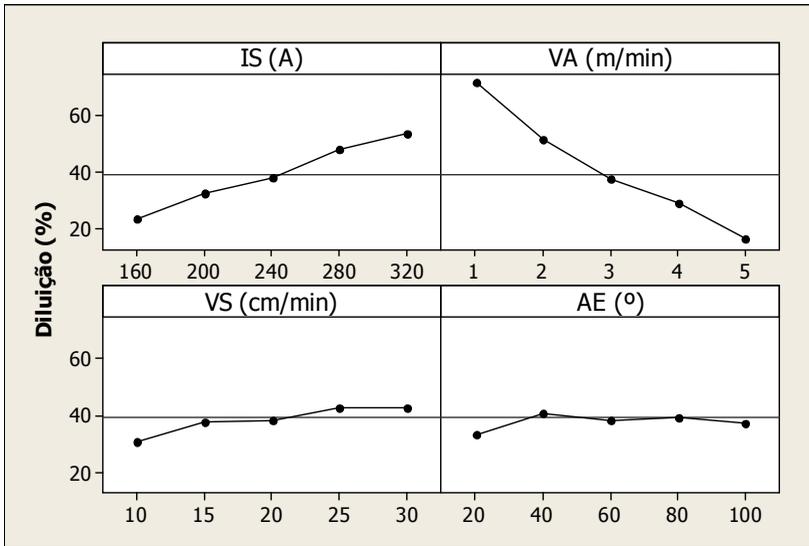
**Figura 4.16: Superfície de resposta para os efeitos de interação entre a velocidade de soldagem e a velocidade de alimentação de arame sobre o reforço.**

#### 4.1.5 Efeitos dos parâmetros de soldagem sobre a diluição

A figura 4.17 apresenta o gráfico de efeitos principais das variáveis de soldagem sobre a diluição dos cordões de solda depositados. Verifica-se, nos gráficos, que o aumento da corrente de soldagem proporciona um aumento dos níveis de diluição, e que a principal variável que influencia diretamente sobre os níveis de diluição é a velocidade de alimentação de arame. O aumento da velocidade de soldagem também provoca um aumento da diluição, porém em menor intensidade, e o ângulo de afiação da ponta do eletrodo não apresenta efeitos significativos sobre a diluição.

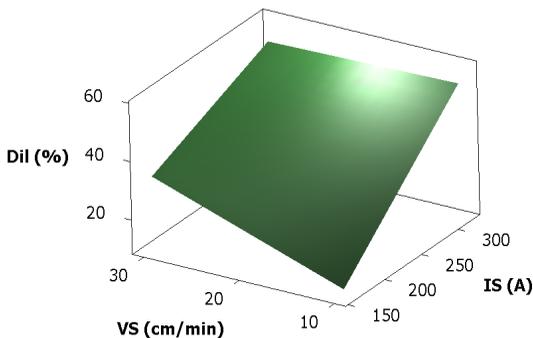
A principal virtude da utilização do processo GTAW alimentado fundamenta-se no fato de que o controle da potência do arco é feito de forma independente à adição contínua de material, diferentemente do processo MIG/MAG onde existe uma relação direta entre a corrente de soldagem e a taxa de alimentação.

Dessa forma, o controle dos níveis de diluição deste processo pode ser feito diretamente a partir da velocidade alimentação de arame, que define o volume de material depositado por comprimento linear de solda fabricada, tomando-se os devidos cuidados para manutenção das características geométricas de interesse na confecção dos revestimentos.



**Figura 4.17: Gráficos de efeitos principais para a diluição das soldas.**

A figura 4.18 a seguir apresenta os efeitos de interação sobre a diluição para o par IS/VS. Observa-se, a partir deste gráfico, que a diluição aumenta com o aumento da corrente para qualquer velocidade de soldagem, e que a diluição é mais sensível à velocidade exclusivamente em baixas correntes de soldagem.



**Figura 4.18: Superfície de resposta para os efeitos de interação entre a velocidade de soldagem e a corrente de soldagem sobre a diluição.**

Em baixas correntes, a diluição diminui com a redução da velocidade de soldagem devido ao fato de que ocorre nessas condições o

efeito de sobreposição do metal depositado, amplamente discutido. A explicação para esta observação se deve à potência do arco não ser suficiente para fusão do volume de material depositado juntamente com a parcela de material de base que compõe o metal de solda.

#### 4.1.6 Efeitos dos parâmetros de soldagem sobre o ângulo de molhabilidade

A figura 4.19 a seguir apresenta os efeitos principais dos parâmetros de soldagem sobre a convexidade das soldas fabricadas. Pode ser observado que a corrente de soldagem e a velocidade de soldagem tendem a diminuir o ângulo de contato na medida em que são aumentadas. Por outro lado, o aumento da velocidade de arame, provoca um aumento do ângulo de molhabilidade, de mesma forma, porém com menor intensidade, o aumento do ângulo de afiação da ponta do eletrodo provoca um ligeiro aumento da convexidade das soldas depositadas.

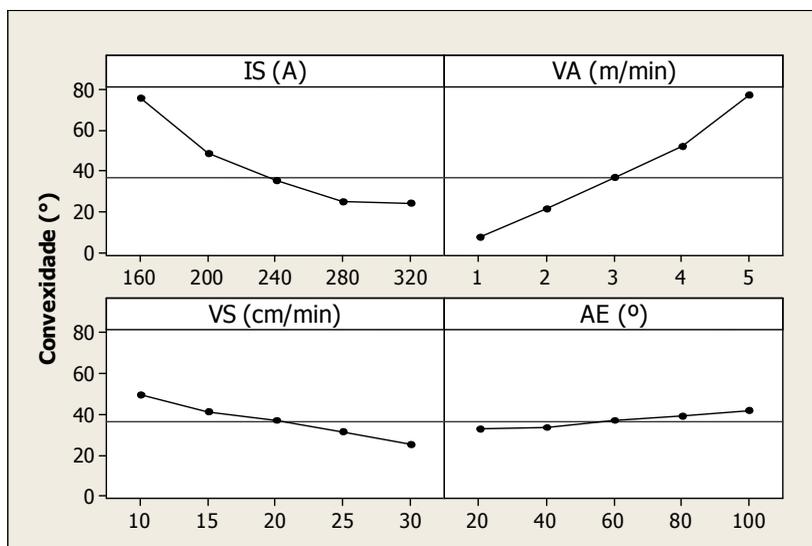
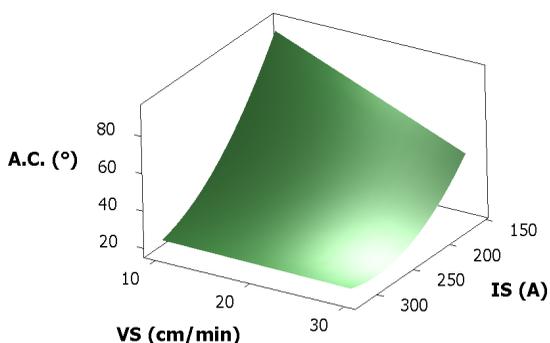


Figura 4.19: Gráficos de efeitos principais para a convexidade das soldas.

As figuras 4.20, e 4.21 a seguir apresentam os efeitos de interação sobre o ângulo de convexidade das soldas fabricadas para os pares IS/VS (corrente de soldagem e velocidade de soldagem) e VA/VS

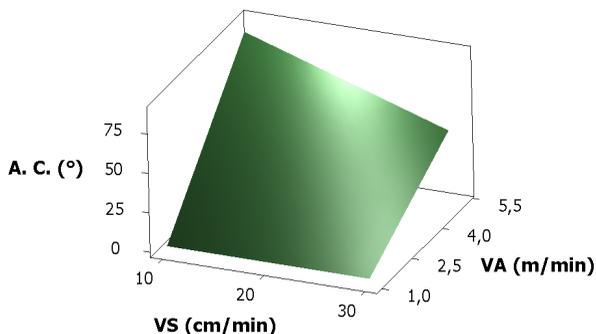
(velocidade de alimentação de arame e velocidade de soldagem), respectivamente.

Verifica-se na figura 4.20 que a velocidade de soldagem não influencia no ângulo de convexidade para alta corrente de soldagem. Entretanto, na medida em que se utilizam correntes de soldagem menores (abaixo dos 200A), a convexidade passa a ser fortemente influenciada pela velocidade de soldagem, sendo que as mínimas condições de corrente e velocidade de soldagem propiciam o mais alto ângulo de molhabilidade, dificultando assim a deposição de cordões subsequentes durante a fabricação dos revestimentos.



**Figura 4.20: Efeitos de interação entre a velocidade de soldagem e a corrente de soldagem sobre o ângulo de convexidade.**

Efeitos semelhantes podem ser observados na figura 4.21 onde sob baixas velocidades de arame, a convexidade não é sensível à velocidade de soldagem. Entretanto, em maiores velocidades de alimentação de arame, fica cada vez mais pronunciado o efeito de sobreposição do volume de metal de adição fundido, sendo que dessa forma, a redução da velocidade de soldagem potencializa ainda mais a sobreposição do material adicionado, resultando inevitavelmente no aumento do reforço (e por consequência da convexidade).

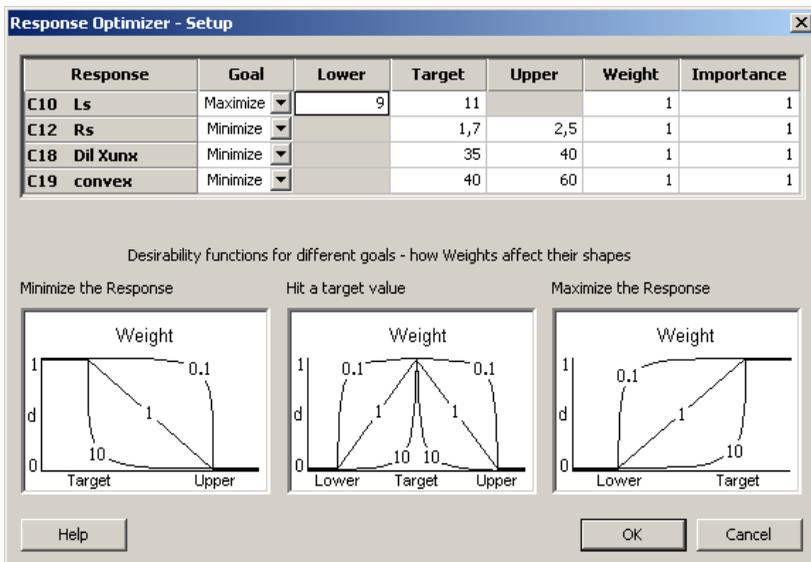


**Figura 4.21: Efeitos de interação entre velocidade de soldagem e velocidade de alimentação de arame sobre o ângulo de convexidade.**

#### 4.1.7 Otimização de múltiplas respostas

A otimização dos parâmetros de soldagem para fabricação de revestimentos através do processo GTAW com alimentação automática de arame foi realizada a partir do software Minitab®. A figura 4.22 apresenta a ponderação dos múltiplos objetivos selecionados para otimização do processo (referentes à geometria do cordão de solda depositado), que foram:

1. Largura (Ls): a largura constitui-se um fator de fundamental importância no que diz respeito à área de metal de base recoberta por um único passe. Dessa forma, o objetivo principal para esta resposta é que ela seja aumentada ao máximo possível.
2. Reforço (Rs): quando na otimização dos revestimentos, o reforço pode ser associado de forma direta ao volume de material depositado por comprimento linear de solda. Em outras palavras, o objetivo principal para esta resposta é justamente sua minimização, uma vez que a redução do reforço garantiria uma economia dentro do processo de fabricação.
3. Diluição (Dil): o objetivo de minimização desta resposta se fundamenta no fato de que menor será a quantidade de metal de base incorporada à solda, e desta forma, a composição química do revestimento ficará mais próxima da composição química do metal de adição, garantido assim as propriedades pelas quais este material foi selecionado.
4. Convexidade (Convex): minimizar a convexidade significa facilitar a deposição de cordões subsequentes, evitando a falta de fusão, bem como os efeitos de concentração de tensão no pé dos cordões individualmente depositados.



**Figura 4.22: Ponderação das respostas para otimização do processo de fabricação.**

A figura 4.23 apresenta o gráfico de otimização combinada das respostas para a geometria dos cordões depositados através do processo GTAW alimentado. Pode ser observado que o nível “desirability” está em 89% com relação ao proposto.

Desta forma, o cordão de solda ótimo deveria ser depositado com os seguintes parâmetros: IS = 223A, VA = 3,3 m/min, VS = 25 cm/min e AE = 20°. O emprego destes parâmetros resultaria, em tese, nas seguintes dimensões do cordão depositado: LS = 11,6 mm, RS = 1,99 mm, Dil = 35%, e Convex = 32°.

A figura 4.24 apresenta a macrografia do depósito feito com os parâmetros de soldagem otimizados. As medidas realizadas sobre esta macrografia indicaram as seguintes dimensões: LS = 11,82mm, RS = 2,10 mm, DS = 37% e Convex de 30°. Estas medidas são bastante próximas daquelas obtidas pelo processo de otimização de múltiplas respostas.

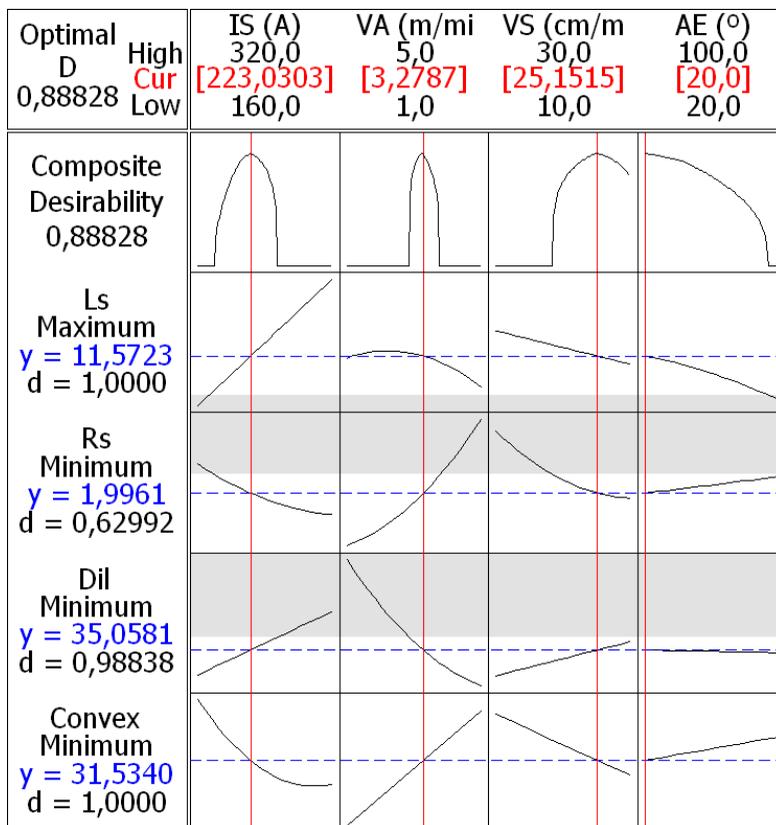


Figura 4.23: Otimização de múltiplas respostas para a determinação da geometria do cordão de solda.

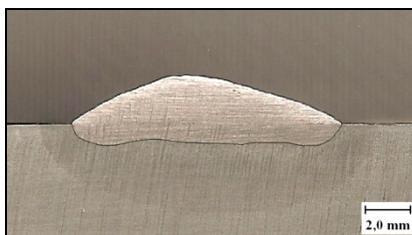


Figura 4.24: Macrografia de um depósito feito com os parâmetros “Otimizados” através da MSR.

## 4.2 ESTUDO DA SOLDAGEM DE REVESTIMENTO DE CHAPAS DE AÇO AISI 1020 COM INCONEL 625 UTILIZANDO UMA CAMADA DE AMANTEIGAMENTO DEPOSITADA POR ASPERSÃO TÉRMICA A CHAMA

Embora o processo GTAW alimentado tenha se mostrado adequado sob o ponto de vista de reprodutibilidade dos resultados, a fabricação de soldas de revestimento com os parâmetros otimizados levou a níveis de diluição relativamente altos. Dessa forma, visando a redução dos níveis de diluição durante a soldagem de revestimento dos aços C-Mn com ligas a base de níquel, foi depositada uma camada prévia (amanteigamento) de níquel puro através da técnica de aspersão térmica à chama (figura 4.25), empregando-se nitrogênio como gás de arraste.

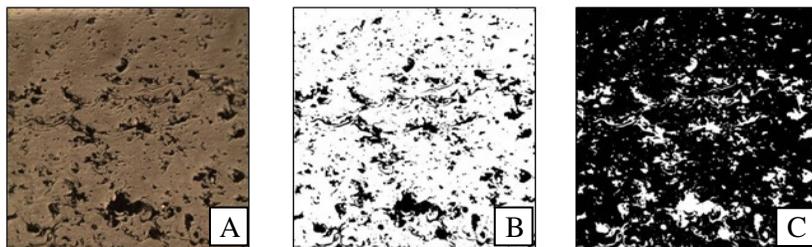


**Figura 4.25: Deposição da camada de níquel puro sobre chapa de aço C-Mn através do processo de aspersão térmica à chama.**

A inspeção da camada aspergida por microscopia ótica indica uma porosidade de aproximadamente 15%, medida através de análise de imagens, conforme pode ser observado na micrografia da Fig. 4.26A) e nas respectivas imagens binarizadas 4.26 B) e C) para quantificação dos poros. Também é possível visualizar baixa incidência na formação de óxidos, devido à estabilidade do níquel sob temperaturas mais elevadas como no caso da aspersão térmica a chama.

A alta quantidade de poros observada compromete fortemente as propriedades mecânicas do revestimento, atuando como

forte concentradores de tensões em operações de dobramento ou solicitações cíclicas, bem como a resistência à corrosão, atuando como sítios para o início deste processo.



**Figura 4.26:** Micrografia da camada de níquel aspergida (A), binarização da mesma imagem com poros representados em pixels pretos (B) e binarização com poros representados em pixels brancos (C).

Dessa forma, optou-se por avaliar a possibilidade de densificação da camada aspergida através de sua refusão pela passagem do arco GTAW com velocidade constante e sem a adição de material suplementar. A refusão com arco GTAW foi precedida por uma operação de esmerilamento da superfície, visando eliminar a presença de óxidos e impurezas superficiais, sendo o resultado desta operação mostrado na figura 4.27.



**Figura 4.27:** Refusão da camada termicamente aspergida de níquel puro sobre substrato de aço comum C-Mn através do processo de soldagem TIG.

Pode ser observado que na região de início da passagem do arco sobre a camada aspergida existe uma altíssima incidência de defeitos, associado à presença de gases na região de proteção do arco. De fato, durante a execução dos ensaios, verificaram-se “fagulhamentos” decorrentes da manutenção do arco sobre a camada aspergida, os quais resultaram numa intensa contaminação do eletrodo,

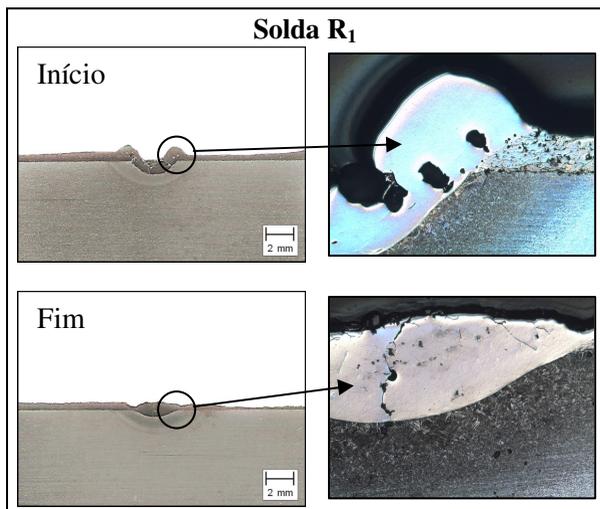
conforme pode ser observado na figura 4.28, onde se faz um comparativo das condições do eletrodo antes e depois da realização da solda. Pode ser observado também que a quantidade de poros é maior na região de contaminação do eletrodo (início da refusão), reduzindo-se posteriormente ao longo do cordão de solda.



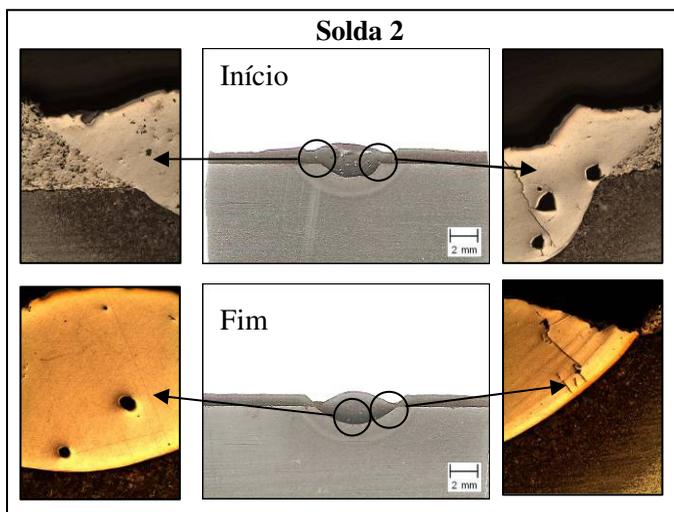
**Figura 4.28: Contaminação do eletrodo GTAW devido à refusão da camada aspergida.**

As figuras 4.29 e 4.30 apresentam as macrografias e micrografias da seção transversal das soldas originadas da refusão da camada aspergida pelo processo GTAW mostrada anteriormente. As micrografias demonstram em detalhes os defeitos ocorridos na região inicial de atuação do arco antes e após a contaminação do eletrodo, dentre os quais podem ser destacados:

1. Coalescimento dos poros na região de refusão, oriundo de gases pré-existentes nos poros da camada aspergida;
2. Desprendimento da camada aspergida em regiões subsequentes a de refusão, possivelmente devido às tensões térmicas originadas pelo processo de soldagem GTAW;
3. Desenvolvimento de microtrincas devido ao forte efeito de concentração de tensões nos poros situados no interior da região de refusão;



**Figura 4.29:** Detalhes macro e microscópicos da solda de refusão R<sub>1</sub> com arco GTAW.



**Figura 4.30:** Detalhes macro e microscópicos da solda de refusão R<sub>2</sub> com arco GTAW.

Visto que a refusão da camada aspergida através da manutenção do arco GTAW não se apresentou como uma alternativa eficaz na fabricação dos revestimentos, devido à incorporação dos defeitos preexistentes na zona fundida potencializando a ocorrência de falhas, procurou-se avaliar a utilização de outras técnicas de soldagem para esta operação.

A primeira constitui-se da soldagem GTAW com alimentação de arame frio (GTAW cold wire), e a segunda através do processo MIG/MAG pulsado. Nestes casos, cordões de solda foram depositados sobre a camada aspergida, formando o revestimento, que deveria, em suma, ser constituído por uma pequena parcela de aço C-Mn proveniente do substrato (metal de base), uma segunda parcela de níquel proveniente da camada aspergida e mais uma terceira parcela proveniente do material de adição (aramé maciço). Com esta técnica esperava-se obter uma redução dos níveis de diluição quando comparados à confecção de cordões de solda através destes processos sobre o substrato de aço C-Mn sem aspensão térmica.

As tabelas 4.5 e 4.6 apresentam um comparativo entre os cordões depositados pelo processo GTAW cold wire diretamente sobre chapa e sobre chapa aspergida, possibilitando uma análise das características geométricas das soldas em função dos parâmetros de processo estudados.

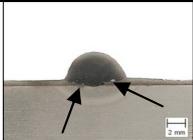
Com relação às características geométricas das soldas obtidas, percebe-se que existe de fato a redução nos níveis de diluição quando se emprega o amantegamento prévio da superfície por aspensão térmica, fato este ocorrido em todas as situações. No entanto, todos os casos apresentaram redução da largura dos cordões seguido da consequente redução da molhabilidade.

A diluição está intimamente ligada com as propriedades anticorrosivas do revestimento final, sendo, portanto, desejável os efeitos de sua redução. Já a diminuição da largura do cordão de solda está relacionada ao aumento com os gastos de projeto, uma vez que uma menor área é revestida com a mesma quantidade de material adicionado, aumentando o consumo e reduzindo a produtividade.

Nas macrografias “TA2” e “TA5”, da tabela 4.5, verifica-se a manutenção dos defeitos preexistentes na camada aspergida (poros) quando o revestimento depositado não penetra junto ao metal de base (C-Mn). A existência desses defeitos possui maior propensão de ocorrer quando se emprega correntes menores ou maiores velocidades de alimentação de arame, como é observado nas condições dos ensaios. Embora obtidos níveis de diluição menores, nesses casos, a presença

desses defeitos e da falta de fusão do material base compromete diretamente a integridade do revestimento fabricado.

**Tabela 4.5: Condições de soldagem e macrografias dos ensaios.**

N° CP	Parâmetros	Macrografia	N° CP	Parâmetros	Macrografia
T1	$I_S = 200 \text{ A}$ $U_S = 17,2 \text{ V}$ $V_S = 15 \text{ cm/min}$ $V_A = 1 \text{ m/min}$ $AE = 40^\circ$		TA1	$I_S = 201 \text{ A}$ $U_S = 17,5 \text{ V}$ $V_S = 15 \text{ cm/min}$ $V_A = 1 \text{ m/min}$ $AE = 40^\circ$	
T2	$I_S = 200 \text{ A}$ $U_S = 16,5 \text{ V}$ $V_S = 15 \text{ cm/min}$ $V_A = 2 \text{ m/min}$ $AE = 40^\circ$		TA2	$I_S = 202 \text{ A}$ $U_S = 15,3 \text{ V}$ $V_S = 15 \text{ cm/min}$ $V_A = 2 \text{ m/min}$ $AE = 40^\circ$	
T3	$I_S = 240 \text{ A}$ $U_S = 17,3 \text{ V}$ $V_S = 15 \text{ cm/min}$ $V_A = 1 \text{ m/min}$ $AE = 40^\circ$		TA3	$I_S = 241 \text{ A}$ $U_S = 18,0 \text{ V}$ $V_S = 15 \text{ cm/min}$ $V_A = 1 \text{ m/min}$ $AE = 40^\circ$	
T4	$I_S = 240 \text{ A}$ $U_S = 17,9 \text{ V}$ $V_S = 15 \text{ cm/min}$ $V_A = 2 \text{ m/min}$ $AE = 40^\circ$		TA4	$I_S = 240 \text{ A}$ $U_S = 16,6 \text{ V}$ $V_S = 15 \text{ cm/min}$ $V_A = 2 \text{ m/min}$ $AE = 40^\circ$	
T5	$I_S = 240 \text{ A}$ $U_S = 17,5 \text{ V}$ $V_S = 15 \text{ cm/min}$ $V_A = 3 \text{ m/min}$ $AE = 40^\circ$		TA5	$I_S = 241 \text{ A}$ $U_S = 16,7 \text{ V}$ $V_S = 15 \text{ cm/min}$ $V_A = 3 \text{ m/min}$ $AE = 40^\circ$	

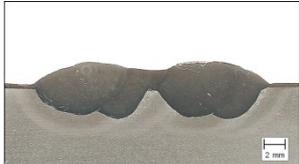
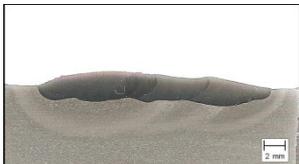
**Tabela 4.6: Dimensões das soldas depositadas sobre a chapa de aço com e sem aspersão.**

Cordão	Reforço (mm)	Largura (mm)	Diluição (%)	Molhabilidade (°)
T1	1,13	1,27	9,53	59
TA1	1,62	2,00	6,69	43
T2	2,48	0,94	9,33	25
TA2	3,03	0,10	6,80	1
T3	1,17	1,77	13,02	64
TA3	1,67	1,68	8,12	39
T4	2,17	1,15	11,23	37
TA4	2,56	1,15	8,57	20
T5	3,07	0,83	10,95	16
TA5	3,72	0,40	8,69	3

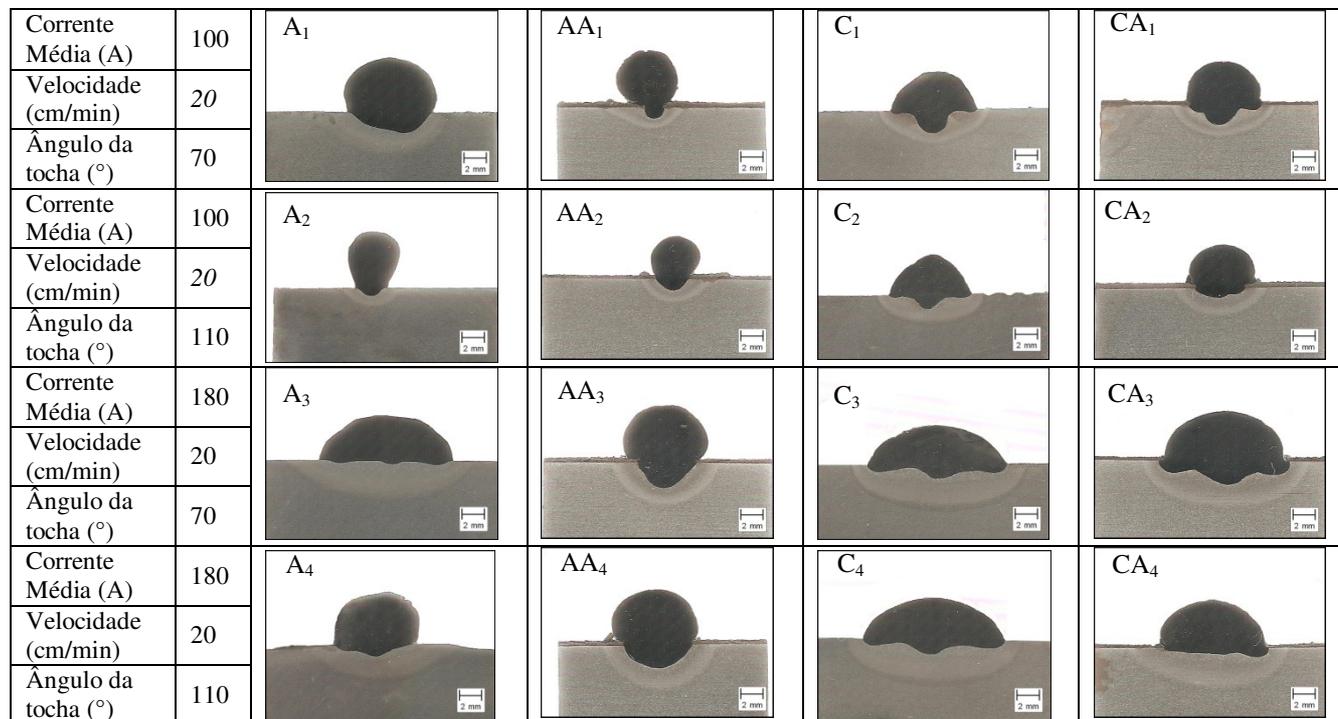
A figura 4.31 apresenta um comparativo entre revestimentos depositados sobre aspersão térmica e diretamente sobre o substrato de aço C-Mn. O aspecto visual obtido com a deposição direta sobre o aço AISI 1020 apresenta melhores características, uma vez que a deposição sobre a aspersão térmica resulta numa superfície aparentemente mais oxidada e principalmente com a presença de partículas não fundidas originadas do pó aspergido.

As características geométricas dos revestimentos confirmam as tendências encontradas nos ensaios anteriores, referentes a deposição de um único cordão sobre ambos os substratos. Dessa forma, introduzindo a camada aspergida se obteve redução da diluição em detrimento à largura, já que na fabricação do revestimento sem aspersão foram realizados 3 cordões ao passo que foram utilizados 4 cordões sobre a camada aspergida, atingindo-se larguras dos revestimentos finais bastante próximas.

A figura 4.32 e a tabela 4.7 apresentam as macrografias e dados de geometria comparativos da soldagem P-GMAW com Ar puro e mistura de Ar – 25% CO<sub>2</sub>, sobre substratos de aço AISI 1020 nas condições com e sem amanteigamento de níquel aspergido termicamente.

Parâmetros	Fotografia dos Depósitos	Macrografia
$I_S = 241 \text{ A}$ $U_S = 16,4 \text{ V}$ $V_S = 15 \text{ cm/min}$ $V_A = 1 \text{ m/min}$ $AE = 40^\circ$	 Soldagem sobre aspersão térmica (4 cordões)	
$I_S = 241 \text{ A}$ $U_S = 16,4 \text{ V}$ $V_S = 15 \text{ cm/min}$ $V_A = 1 \text{ m/min}$ $AE = 40^\circ$	 Soldagem sobre aço AISI 1020 (3 cordões)	

**Figura 4.31: Comparação de revestimentos fabricados utilizando-se o processo GTAW alimentado depositados sobre chapas na condição com e sem aspersão térmica.**



**Figura 4.32:** Macrografias de soldas depositadas em substratos aspergidos e não-aspergidos com níquel, utilizando-se diferentes gases de proteção (Ar puro e mistura de Ar – 25% CO<sub>2</sub>).

Novamente, devido à presença do revestimento aspergido, verifica-se uma tendência de movimentação do metal fundido no sentido radial interno, fluindo das laterais para o centro da poça de fusão, resultando assim num aumento da penetração e na redução da largura do cordão de solda. Entretanto, diferentemente do observado na soldagem pelo processo GTAW alimentado, em alguns casos houve um aumento da diluição em virtude do aumento da penetração proporcionado pelo fenômeno de variação da tensão superficial na zona fundida.

**Tabela 4.7: Características geométricas das soldas depositadas.**

Cordão	Aspersão (mm)	Penetração (mm)	Largura (mm)	Reforço (mm)	Diluição (%)	Teta (°)
A1	-	1,97	7,44	4,91	21	109
AA1	0,51	0,98	3,16	4,66	30	130
C1	-	1,97	7,74	3,57	23	69
CA1	0,38	1,79	6,84	3,60	20,3	87
A2	-	0,69	2,69	5,12	5	106
AA2	0,34	1,00	3,16	3,46	5,1	123
C2	-	1,11	7,23	3,85	18	60
CA2	0,56	0,85	5,99	3,38	6,7	130
A3	-	0,47	12,05	4,04	8	78
AA3	0,38	2,26	6,67	4,87	19,4	122
C3	-	1,33	12,53	3,7	21	47
CA3	0,47	2,10	10,86	4,06	23,2	54
A4	-	0,98	7,2	4,89	12	65
AA4	0,47	2,05	6,84	4,53	22,3	131
C4	-	1,28	12,75	3,87	23	69
CA4	0,38	0,69	9,53	4,02	10,4	82

#### 4.3 APLICAÇÃO DA METODOLOGIA DE SUPERFÍCIE DE RESPOSTA PARA OTIMIZAÇÃO DE REVESTIMENTOS COM INCONEL 625 DEPOSITADOS SOBRE AÇO CARBONO PELO PROCESSO NA SOLDAGEM FCAW

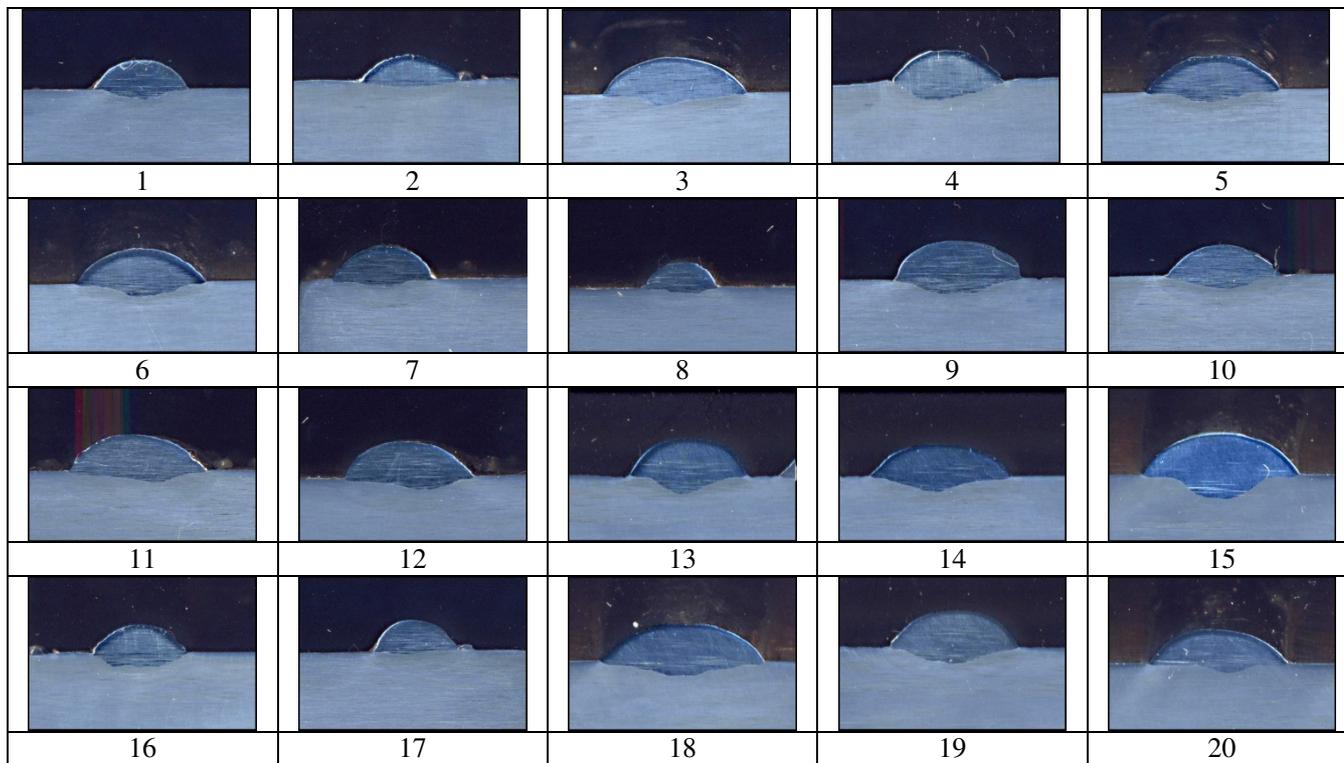
Para a avaliação dos efeitos dos parâmetros de soldagem FCAW, sobre a geometria do cordão de solda depositado, foi desenvolvida uma matriz de experimentos, aplicando-se novamente a metodologia de superfície de resposta. No caso da soldagem com arame tubular, estabeleceu-se os seguintes fatores: tensão ( $U_s$ ), velocidade de

alimentação de arame ( $V_A$ ) e velocidade de soldagem ( $V_S$ ). O ângulo de inclinação da tocha de soldagem foi mantido constante em 15 graus na condição empurrando, e a distância entre o bico-de-contato e a peça foi mantida em 17 mm.

A tabela 4.8 apresenta a matriz de experimentos desenvolvida juntamente com as respostas de interesse, cujos valores foram medidos a partir das macrografias de cada cordão depositado (figura 4.33).

**Tabela 4.8: Matriz de experimentos e respostas para o processo de soldagem FCAW.**

Std	Run	$U_S$ (v)	$V_S$ (mm/s)	$V_A$ (m/min)	$L_S$ (mm)	$R_S$ (mm)	D (%)	Teta (°)
1	7	28	300	6	8,22	2,54	19,35	54,0
2	12	31	500	6	8,41	2,30	20,14	65,0
3	8	31	300	10	12,64	3,19	17,99	55,0
4	11	28	500	10	9,71	2,58	34,90	59,5
5	10	29,5	400	8	11,76	3,15	17,96	61,0
6	9	29,5	400	8	11,27	3,23	22,89	56,0
7	1	31	300	6	9,73	2,93	15,13	64,0
8	2	28	500	6	6,83	2,28	14,78	68,0
9	6	28	300	10	11,13	3,39	22,62	75,0
10	5	31	500	10	10,07	2,73	26,20	46,0
11	4	29,5	400	8	12,28	3,18	20,15	57,5
12	3	29,5	400	8	11,15	3,53	20,02	61,0
13	15	27,05	400	8	10,27	3,30	24,27	63,5
14	16	31,95	400	8	12,40	2,85	25,89	54,0
15	17	29,5	237	8	12,51	3,64	28,43	65,0
16	13	29,5	563	8	8,30	2,32	36,38	59,0
17	19	29,5	400	4,7	7,43	2,73	5,54	62,0
18	18	29,5	400	11,3	13,32	3,22	24,28	55,5
19	14	29,5	400	8	11,12	3,26	25,39	63,5
20	20	29,5	400	8	12,10	3,06	19,11	62,5



**Figura 4.33: Macrografias das soldas depositadas pelo processo de soldagem FCAW.**

Com base nos dados obtidos na tabela 4.16, estimou-se os coeficientes dos regressores da equação polinomial de segunda ordem através da MSR. A tabela 4.9 apresenta os coeficientes dos modelos de regressão completos (na forma codificada), levando em conta todos os termos, onde  $b_0$  é o termo livre da equação de regressão (constante),  $b_1$ ,  $b_2$  e  $b_3$  são os termos lineares,  $b_{11}$ ,  $b_{22}$  e  $b_{33}$  são os termos quadráticos e  $b_{12}$ ,  $b_{13}$  e  $b_{23}$  os termos interativos.

**Tabela 4.9: Coeficientes de regressão codificados estimados para o modelo matemático completo de previsão da geometria das soldas confeccionadas.**

Termo	L	Valor-P	R	Valor-P	D	Valor-P	Teta	Valor-P
$b_0$	11,6076	0,000	3,24918	0,000	21,1086	0,000	59,8592	0,000
$b_1$	0,6441	0,001	-0,02812	0,672	-0,7157	0,455	-3,1507	0,007
$b_2$	-0,9415	0,000	-0,32384	0,001	2,5454	0,020	-1,4481	0,150
$b_3$	1,4993	0,000	0,19699	0,012	4,7029	0,000	-1,9505	0,061
$b_{11}$	-0,2064	0,170	-0,11571	0,104	0,8181	0,397	-0,2113	0,825
$b_{22}$	-0,6706	0,001	-0,15214	0,041	3,5757	0,003	1,0119	0,305
$b_{33}$	-0,7365	0,000	-0,14912	0,041	-2,9206	0,009	-0,2111	0,823
$b_{12}$	-0,0762	0,680	-0,0025	0,977	0,6887	0,575	-0,8125	0,513
$b_{13}$	-0,1337	0,473	-0,0575	0,505	-1,8087	0,159	-5,0625	0,002
$b_{23}$	-0,1537	0,412	-0,0475	0,58	2,5062	0,061	-4,9375	0,002

Semelhantemente aos demais processos de soldagem abordados nesse trabalho, os coeficientes insignificantes foram eliminados, evitando o excessivo cálculo matemático e sem sacrificar a precisão do modelo. Para a obtenção do modelo reduzido, utilizou-se, novamente o método dos melhores subconjuntos, que lança mão de dois critérios para a construção de modelos de regressão: o coeficiente de determinação ajustado ( $R^2_{aj.}$ ) e a estatística CP de Mallows (Levine 2008).

A adequação dos modelos desenvolvidos foi testada utilizando-se análise de variância – ANOVA – conforme a tabela 4.10. Nesta análise pode ser observado que os valores calculados pela estatística de teste  $F$  são maiores que os valores  $F$  tabulados para 95% confiabilidade, sugerindo que o modelo está adequado. Além disso, os elevados coeficientes de determinação  $R^2$  e de determinação ajustado  $R^2_{aj.}$ , sustentam a indicação de que os modelos estão adequadamente ajustados. As equações 4.12, 4.13, 4.14 e 4.15 apresentam os modelos finais reduzidos nas formas não codificadas.

**Tabela 4.10. ANOVA dos modelos desenvolvidos.**

Grandeza	Soma dos quadrados		Graus de Liberdade		Média quadrática		Modelo F teste	P valor	R <sup>2</sup> (%)	R <sup>2</sup> <sub>aj</sub> (%)
	Regressão	Residual	Regressão	Residual	Regressão	Residual				
Largura	60,2317	2,8143	7	12	8,6045	0,2345	36,69	0,000	95,54	92,93
Reforço	2,46289	0,74780	6	13	0,41048	0,05752	7,14	0,002	76,71	65,96
Diluição	747,197	151,869	6	13	124,533	11,682	10,66	0,000	83,11	75,31
Convexidade	632,277	114,973	9	10	70,253	11,497	6,11	0,002	84,61	70,77

$$LS = -116,156 + 6,198US + 0,0442VS + 5,011VA - 0,09173US^2 - 6,706 \cdot 10^{-5}VS^2 - 0,1841VA^2 - 0,0446USVA \quad \text{Eq. 4.12}$$

$$RS = -4,8512 + 0,1346US + 0,00827VS + 1,22571VA - 1,44 \cdot 10^{-5}VS^2 - 0,035VA^2 - 0,1917USVA \quad \text{Eq. 4.13}$$

$$D = 55,48 - 0,477US - 0,3562VS + 9,267VA + 3,52 \cdot 10^{-4}VS^2 - 0,7455VA^2 + 0,0125VSVA \quad \text{Eq. 4.14}$$

$$IC = -474,66 + 19,11US + 0,262VS + 59,525VA - 0,094US^2 + 10,1 \cdot 10^{-5}VS^2 - 0,0528VA^2 + 0,00542USVS - 1,69USVA - 0,0245VSVA \quad \text{Eq. 4.15}$$

A figura 4.34 apresenta os gráficos de efeitos principais dos fatores sobre as características geométricas avaliadas no processo de soldagem FCAW.

O aumento da velocidade de soldagem (VS) tende a reduzir a largura (figura 4.34a) e o reforço dos cordões de solda depositados (figura 4.34b), uma vez que menos material é depositado por comprimento de solda fabricada. Verifica-se também, que os pontos de velocidade intermediária apresentaram os melhores níveis de diluição (figura 4.34c) e de ângulo de molhabilidade (figura 4.34d).

Os efeitos do aumento da velocidade de alimentação de arame, que se caracteriza pelo aumento do volume de material depositado por comprimento de solda, refletem no aumento da largura (figura 4.34a) e do reforço (figura 4.34b) dos cordões. Por outro lado, a elevação da velocidade de alimentação de arame representa também o aumento da corrente de soldagem. Dessa forma, pode ser observada uma elevação dos níveis de diluição (figura 4.34c) e uma redução do ângulo de molhabilidade (figura 4.34d), devido ao aumento da potência do arco.

Verifica-se que o aumento da tensão (que pode ser relacionada ao comprimento efetivo do arco com geometria cônica) proporciona o aumento da largura do cordão de solda (figura 4.34a), uma ligeira redução no reforço (figura 4.34b) e dos níveis de diluição (figura 4.34c), e uma acentuada redução no ângulo de molhabilidade (figura 4.34d).

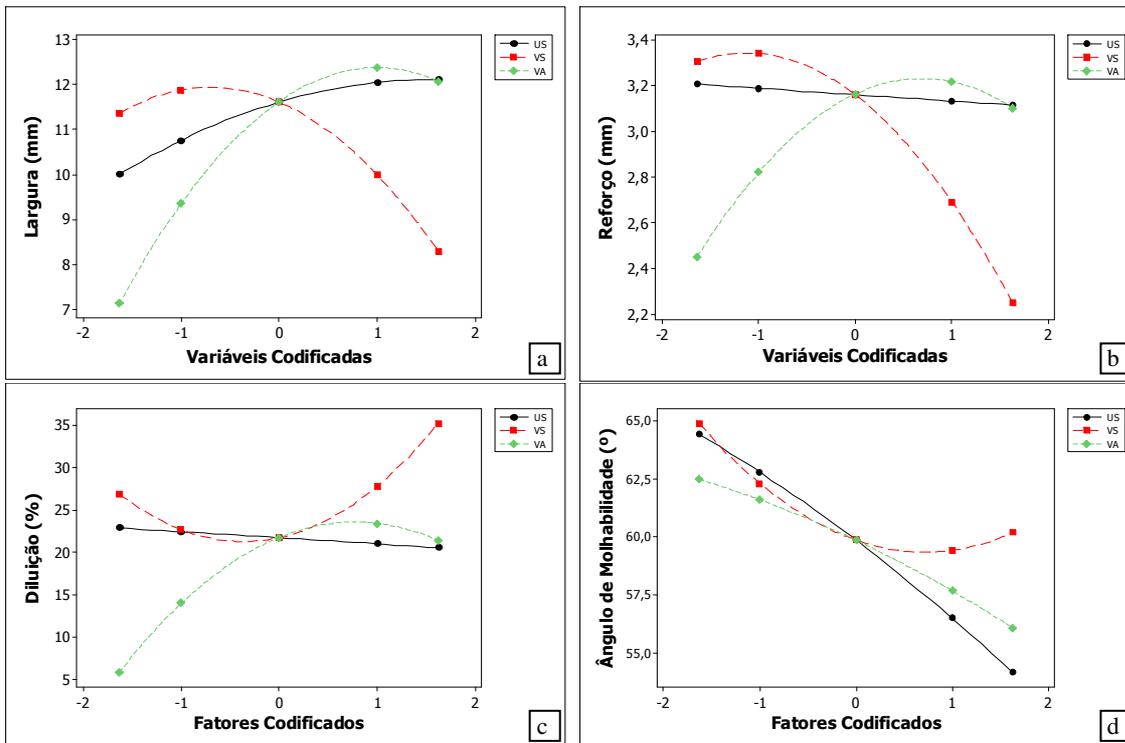
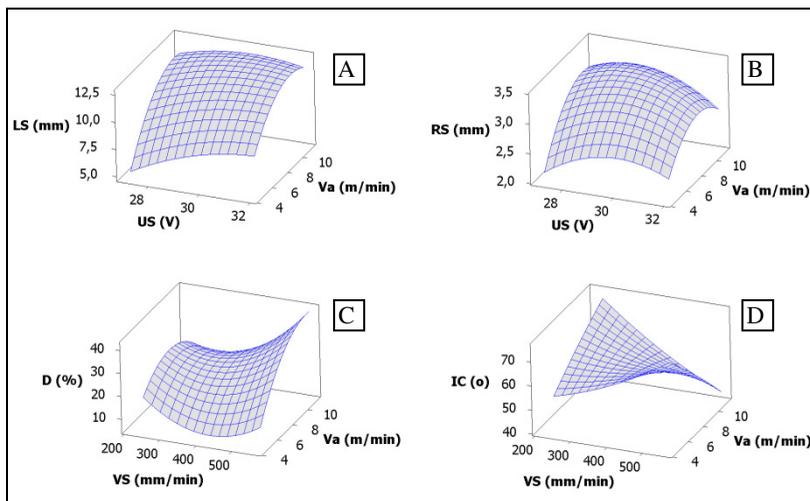


Figura 4.34: Gráfico de efeitos principais para as soldas depositadas pelo processo de soldagem FCAW.

A figura 4.35 a seguir apresenta os efeitos interativos dos parâmetros de soldagem sobre as características geométricas de maior interesse.



**Figura 4.35: Efeitos interativos dos parâmetros de soldagem sobre as geometrias de interesse em soldas depositadas pelo processo FCAW.**

Na figura 4.45a, pode ser observado que a largura do cordão de solda aumenta de forma significativa na medida em que se aumenta a velocidade de alimentação de arame para quaisquer valores de tensão do arco. A tensão promove um efetivo aumento da largura quando em baixas velocidades de alimentação de arame, entretanto, na medida em que se trabalha com velocidades de alimentação maiores, a influência da tensão sobre a largura passa a ser menos efetiva.

Para baixos valores de tensão, o reforço aumenta com a velocidade de alimentação de arame (figura 4.35b). Em maiores níveis de tensão, o reforço aumenta até velocidades de alimentação intermediárias, voltando a cair na medida em que se aumenta a alimentação de arame, devido ao aumento da potência do arco.

Na figura 4.35c, pode ser observada uma forte influência de interação entre a velocidade de soldagem e a velocidade de alimentação de arame sobre a diluição. Em velocidades de soldagem mais altas, a diluição aumenta com a velocidade de alimentação de arame, porém em velocidades de soldagem mais baixas, a alimentação de arame não apresenta significativa influência sobre a diluição. Verifica-se ainda, que

os menores níveis de diluição podem ser obtidos com velocidades de soldagem entre 400 e 500 mm/min e velocidades de alimentação de arame tão baixas quanto possível.

Com relação ao ângulo de molhabilidade (figura 4.35d), pode ser observado que para baixas velocidades de soldagem, existe um aumento desta variável de resposta com o aumento da velocidade de alimentação de arame. Porém, para maiores velocidades de soldagem, essa condição se inverte, promovendo a diminuição da convexidade com o aumento da velocidade de arame.

De acordo com a figura 4.36, que apresenta o gráfico de otimização das respostas múltiplas, através da técnica desirability, pode ser verificado que as condições otimizadas para maximizar a largura do cordão de solda, minimizar o reforço, minimizar a diluição e minimizar, também, o ângulo de molhabilidade podem ser obtidas (para um valor de 77%) com a seguinte associação de parâmetros de soldagem: US = 32V, VS = 405mm/min e VA = 6,45 m/min).

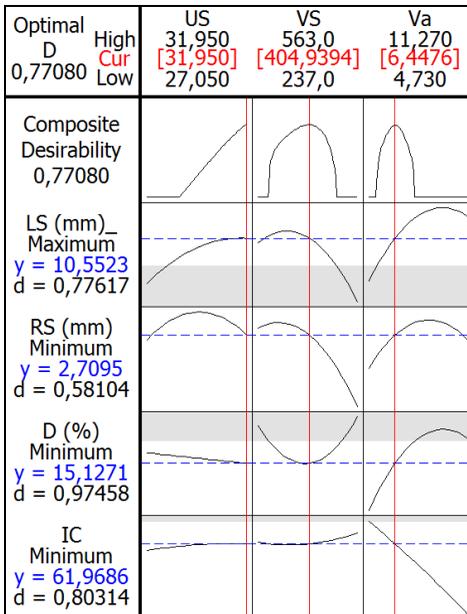


Figura 4.36: Otimização de respostas múltiplas.

#### 4.4. APLICAÇÃO DA METODOLOGIA DE SUPERFÍCIE DE RESPOSTA PARA OTIMIZAÇÃO DE REVESTIMENTOS COM INCONEL 625 DEPOSITADOS SOBRE AÇO CARBONO PELO PROCESSO DE SOLDAGEM MIG/MAG

Nesta etapa do trabalho serão apresentados e discutidos os efeitos das variáveis de soldagem sobre as características geométricas das soldas com metal de adição em Inconel 625 depositadas através do processo MIG/MAG pulsado, utilizando-se diferentes tipos de gás de proteção: Ar comercialmente puro, misturas binárias de Ar-25% He, Ar-25%CO<sub>2</sub>, e Ar-5%H<sub>2</sub>.

As tabelas 4.11, 4.12, 4.13 e 4.14 e a figura 4.37 apresentadas a seguir compreendem as sequências de ensaios realizados com objetivo de avaliar o efeito dos parâmetros de soldagem MIG/MAG (GMAW) e dos gases de proteção sobre a geometria dos cordões depositados. Cada uma das tabelas corresponde à porção fatorial completa de experimentos 2<sup>K</sup> associadas a três repetições de fatores nos pontos centrais, sendo que os parâmetros de soldagem avaliados foram: corrente média (I<sub>M</sub>), velocidade de soldagem (V<sub>S</sub>) e ângulo de ataque (A<sub>E</sub>). Como um mecanismo de comparação, estes parâmetros foram reproduzidos em cada bateria de ensaio para avaliação dos efeitos dos gases de proteção.

As codificações e unidade apresentadas em cada uma das tabelas são: I<sub>M</sub> - corrente média [A], V<sub>S</sub> - velocidade de soldagem [cm/min], A<sub>E</sub> - ângulo de ataque da tocha [°], U<sub>S</sub> - tensão [V], L<sub>S</sub> - largura do cordão de solda [mm], P<sub>S</sub> - penetração [mm], R<sub>S</sub> - reforço [mm], θ - ângulo de molhabilidade e D - diluição [%].

**Tabela 4.11: Condições de soldagem com atmosfera de argônio puro.**

Nº	I <sub>M</sub>	V <sub>S</sub>	A <sub>E</sub>	U <sub>S</sub>	L <sub>S</sub>	P <sub>S</sub>	R <sub>S</sub>	θ	D
1	100	20	70	21,4	7,44	1,97	4,91	109	21,0
9	180	20	70	27,6	12,05	0,47	4,04	78	8,2
3	100	40	70	21,56	3,24	0,11	3,81	89	1,4
11	180	40	70	26,8	8,17	1,03	3,13	51	14,6
10	100	20	110	19,7	2,69	0,69	5,12	106	5,3
2	180	20	110	27,3	7,2	0,98	4,89	65	12,1
12	100	40	110	20,9	2,22	0,47	3,96	117	4,5
4	180	40	110	26,7	6,58	0,94	4,02	82	11,8
24	140	30	90	23,6	6,6	1,16	3,66	89	14,0
25	140	30	90	22,5	6,16	1,3	3,54	82	15,8
26	140	30	90	22,8	6,86	1,37	3,81	85	15,3

**Tabela 4.12: Condições de soldagem com atmosfera de Ar-25% He.**

Nº	I <sub>M</sub>	V <sub>S</sub>	A <sub>A</sub>	U <sub>S</sub>	L <sub>S</sub>	P <sub>S</sub>	R <sub>S</sub>	θ	D
A	100	20	70	25,1	4,84	0,86	4,56	96	8
E	180	20	70	28,6	10,94	0,56	4,26	75	9
B	100	40	70	25,5	3,76	0,64	3,18	90	11
F	180	40	70	27,8	7,02	1,34	3,83	86	15
C	100	20	110	25	5,29	0,86	4,24	90	8
G	180	20	110	29,8	10,17	1,3	4,47	66	15
D	100	40	110	26,1	3,25	0,3	3,38	93	5
H	180	40	110	28,7	7,93	1,2	3,03	70	17
I	140	30	90	25,3	7,01	1,54	3,83	84	17
J	140	30	90	26,7	8,12	1,28	3,29	67	14
K	140	30	90	26,3	7,01	0,81	3,66	78	12

**Tabela 4.13: Condições de soldagem com atmosfera de Ar-25% CO<sub>2</sub>.**

Nº	I <sub>M</sub>	V <sub>S</sub>	A <sub>A</sub>	U <sub>S</sub>	L <sub>S</sub>	P <sub>S</sub>	R <sub>S</sub>	θ	D
B1	100	20	70	28	7,74	1,97	3,57	69	23
B2	180	20	70	30,6	12,53	1,33	3,7	47	21
B3	100	40	70	28,3	5,92	1,54	2,7	61	29
B4	180	40	70	32,3	5,28	0,77	2,4	46	9
B9	100	20	110	27,1	7,23	1,11	3,85	60	18
B10	180	20	110	30,7	12,75	1,28	3,87	69	23
B11	100	40	110	27,9	5,16	0,56	2,56	78	14
B12	180	40	110	30,4	10,43	1,06	2,56	45	25
B21	140	30	90	28,1	9,79	2,44	2,88	54	34
B22	140	30	90	27,8	9,58	2,39	3,53	52	29
B23	140	30	90	27,9	10,13	2,52	3,08	46	34

**Tabela 4.14: Condições de soldagem com atmosfera de Ar-5% H<sub>2</sub>.**

Nº	I <sub>M</sub>	V <sub>S</sub>	A <sub>A</sub>	U <sub>S</sub>	L <sub>S</sub>	P <sub>S</sub>	R <sub>S</sub>	θ	D
H1	100	20	70	30,7	9,24	0,87	3,24	58	9
H2	180	20	70	36,5	14,82	1,18	3,45	52	14
H3	100	40	70	28,4	6,30	0,34	2,35	54	9
H4	180	40	70	35,1	10,82	0,94	2,27	34	17
H5	100	20	110	29,3	9,56	1,03	2,88	55	12
H6	180	20	110	37,8	15,84	0,77	3,47	56	7
H7	100	40	110	28,2	7,39	0,77	1,94	43	16
H8	180	40	110	35,1	12,20	1,23	2,25	34	20
H16	140	30	90	31,0	10,51	0,81	2,38	45	11
H18	140	30	90	31,6	10,64	1,11	2,38	53	12
H19	140	30	90	31,9	10,77	1,15	2,32	51	9

Variáveis		Ar-Puro	Ar - 25% He	Ar - 25% CO <sub>2</sub>	Ar - 5%H <sub>2</sub>
Corrente Média (A)	100				
Velocidade (cm/min)	20				
Ângulo da tocha (°)	70				
Variáveis		Ar-Puro	Ar - 25% He	Ar - 25% CO <sub>2</sub>	Ar - 5%H <sub>2</sub>
Corrente Média (A)	100				
Velocidade (cm/min)	40				
Ângulo da tocha (°)	70				
Variáveis		Ar-Puro	Ar - 25% He	Ar - 25% CO <sub>2</sub>	Ar - 5%H <sub>2</sub>
Corrente Média (A)	100				
Velocidade (cm/min)	20				
Ângulo da tocha (°)	110				
Variáveis		Ar-Puro	Ar - 25% He	Ar - 25% CO <sub>2</sub>	Ar - 5%H <sub>2</sub>
Corrente Média (A)	100				
Velocidade (cm/min)	40				
Ângulo da tocha (°)	110				
Variáveis		Ar-Puro	Ar - 25% He	Ar - 25% CO <sub>2</sub>	Ar - 5%H <sub>2</sub>
Corrente Média (A)	180				
Velocidade (cm/min)	20				
Ângulo da tocha (°)	70				
Variáveis		Ar-Puro	Ar - 25% He	Ar - 25% CO <sub>2</sub>	Ar - 5%H <sub>2</sub>
Corrente Média (A)	180				
Velocidade (cm/min)	40				
Ângulo da tocha (°)	70				
Variáveis		Ar-Puro	Ar - 25% He	Ar - 25% CO <sub>2</sub>	Ar - 5%H <sub>2</sub>
Corrente Média (A)	180				
Velocidade (cm/min)	20				
Ângulo da tocha (°)	110				
Variáveis		Ar-Puro	Ar - 25% He	Ar - 25% CO <sub>2</sub>	Ar - 5%H <sub>2</sub>
Corrente Média (A)	180				
Velocidade (cm/min)	40				
Ângulo da tocha (°)	110				
Variáveis		Ar-Puro	Ar - 25% He	Ar - 25% CO <sub>2</sub>	Ar - 5%H <sub>2</sub>
Corrente Média (A)	140				
Velocidade (cm/min)	30				
Ângulo da tocha (°)	90				

**Figura 4.37: Influência dos parâmetros de soldagem GMAW e gases de proteção na geometria das soldas depositadas.**

Com base na avaliação visual das macrografias apresentadas na figura 4.37, pode-se verificar a influência dos parâmetros de soldagem, e, principalmente, do gás de proteção sobre a geometria do cordão de solda. Observa-se, de forma bastante clara, o comportamento inadequado do argônio comercialmente puro para o revestimento de aços comuns C-Mn em baixas energias de soldagem, onde os níveis de molhabilidade são inaceitáveis dentro dos processos de soldagem a arco.

A utilização dos gases Ar – 25% CO<sub>2</sub> e Ar – 5% H<sub>2</sub> promove a obtenção de características geométricas mais apropriadas na confecção destes tipos de soldas, principalmente no que diz respeito ao ângulo de molhabilidade. O hélio misturado ao argônio como gás de proteção não se mostrou adequado para a confecção destes tipos de revestimentos, apresentando características geométricas próximas daquelas obtidas com argônio puro, podendo ser aplicado somente em restritas associações de parâmetros de soldagem.

Uma melhor observação dos efeitos da composição do gás de proteção sobre as características geométricas de interesse para a fabricação de revestimentos de aços comuns C-Mn com Inconel 625 pode ser feita a partir da análise de variância (tabelas de 4.15, 4.16, 4.17 e 4.18) e respectivos intervalos de confiança (figuras de 4.38, 4.39, 4.40 e 4.41).

Nesses casos, optou-se por comparar as médias das seguintes grandezas: 1) largura, 2) reforço 3) ângulo de molhabilidade e 4) diluição, quando utilizados os parâmetros (fatores) nas condições intermediárias (pontos centrais do planejamento 2<sup>K</sup>) nos quatro diferentes gases estudados. As variáveis utilizadas correspondentes aos pontos centrais são: IM = 140 A, VS = 300 mm/min e ângulo de ataque perpendicular à superfície do metal de base.

**Tabela 4.15: Análise de variância – influência do gás de proteção sobre a largura dos cordões de solda.**

<i>Atmosfera</i>	<i>Contagem</i>	<i>Soma</i>	<i>Média</i>	<i>Variância</i>			
<i>Ar 100%</i>	3	19,62	6,540	0,125			
<i>Ar – 25 % He</i>	3	22,14	7,380	0,411			
<i>Ar – 25 % CO<sub>2</sub></i>	3	29,50	9,833	0,077			
<i>Ar – 5 % H<sub>2</sub></i>	3	31,92	10,640	0,017			
<b>ANOVA</b>							
<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>gl</i>	<i>MQ</i>	<i>F<sub>observado</sub></i>	<i>valor-P</i>	<i>F<sub>crítico</sub></i>	
<i>Entre grupos</i>	34,244	3	11,415	72,49	0,000	4,07	
<i>Dentro dos grupos</i>	1,260	8	0,157				
<i>Total</i>	35,504	11					

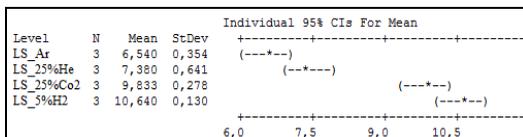


Figura 4.38: Intervalo de confiança para a largura.

Tabela 4.16 Análise de variância – influência do gás de proteção sobre o reforço dos cordões de solda.

Atmosfera	Contagem	Soma	Média	Variância
Ar 100%	3	11,01	3,67	0,0183
Ar – 25 % He	3	10,78	3,59	0,0762
Ar – 25 % CO <sub>2</sub>	3	9,49	3,16	0,1108
Ar – 5 % H <sub>2</sub>	3	7,08	2,36	0,0012

ANOVA						
Fonte da variação	SQ	gl	MQ	F <sub>observado</sub>	valor-P	F <sub>crítico</sub>
Entre grupos	3,2475	3	1,0825	20,96	0,000	4,07
Dentro dos grupos	0,4131	8	0,516			
Total	3,6607	11				

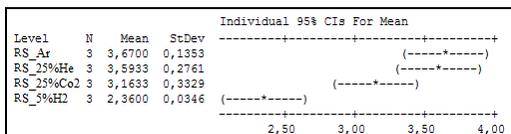


Figura 4.39: Intervalo de confiança para o reforço.

Tabela 4.17 Análise de variância – influência do gás de proteção sobre o ângulo de molhabilidade dos cordões de solda.

Atmosfera	Contagem	Soma	Média	Variância
Ar 100%	3	256	85,333	12,333
Ar – 25 % He	3	229	76,333	74,333
Ar – 25 % CO <sub>2</sub>	3	152	50,667	17,333
Ar – 5 % H <sub>2</sub>	3	149	49,667	17,333

ANOVA						
Fonte da variação	SQ	gl	MQ	F <sub>observado</sub>	valor-P	F <sub>crítico</sub>
Entre grupos	2944,3	3	981,4	32,36	0,000	4,07
Dentro dos grupos	242,7	8	30,3			
Total	3187,0	11				

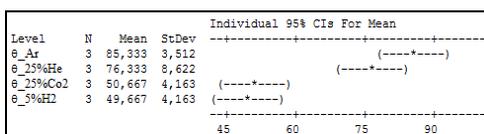


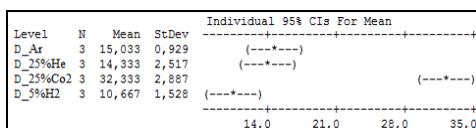
Figura 4.40: Intervalo de confiança para o ângulo de molhabilidade.

**Tabela 4.18: Análise de variância – influência do gás de proteção sobre a diluição dos cordões de solda.**

Atmosfera	Contagem	Soma	Média	Variância
Ar 100%	3	45,10	15,033	0,8633
Ar – 25 % He	3	43,00	9,833	6,333
Ar – 25 % CO <sub>2</sub>	3	97	32,33	8,33
Ar – 5 % H <sub>2</sub>	3	32	10,667	2,33

ANOVA						
Fonte da variação	SQ	gl	MQ	F <sub>observado</sub>	valor-P	F <sub>crítico</sub>
Entre grupos	844,3	3	281,43	63,02	0,000	4,07
Dentro dos grupos	35,73	8	4,47			
Total	880,03	11				



**Figura 4.41: Intervalo de confiança para a diluição.**

As tabelas 4.15, 4.16, 4.17 e 4.18 evidenciam que para o nível de significância  $\alpha = 0,05\%$  adotado, as análises de variância (ANOVA) estabelecem um valor  $F_{observado}$  superior ao  $F_{crítico}$ , para a largura, reforço, ângulo de contato (molhabilidade) e diluição dos cordões de solda. Isto indica que pelo menos uma das médias das amostras, com uma confiabilidade de 95%, é significativamente diferente, comprovando o fato de que o gás de proteção empregado na soldagem pelo processo MIG/MAG pulsado, utilizando-se Inconel 625 como metal de adição, exerce fundamental importância sobre a geometria do cordão de solda depositado.

Verifica-se, na estimativa do intervalo de confiança para a largura (figura 4.38), que as soldas depositadas com gases de proteção constituídos por argônio puro, e mistura de Ar-He apresentam larguras semelhantes e em níveis mais baixos. Existe um aumento efetivo da largura dos cordões de solda na medida em que se utilizam atmosferas de argônio com 25% CO<sub>2</sub> e 5% de H<sub>2</sub>.

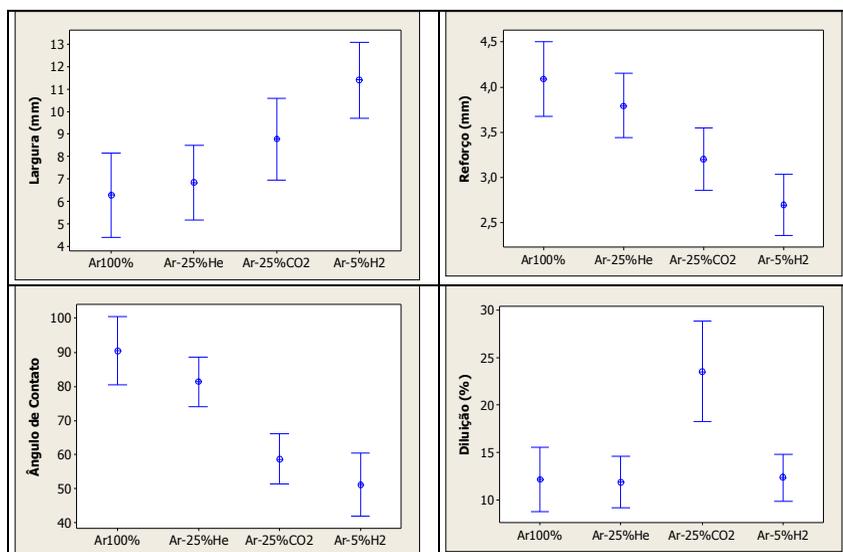
Acompanhando esse aumento de largura, observa-se uma redução do reforço na utilização da mistura Ar-CO<sub>2</sub> e mais expressivamente utilizando-se a mistura de Ar-5% H<sub>2</sub> (figura 4.39), fator esse que se traduz numa redução do ângulo de molhabilidade (figura 4) das soldas depositadas em relação ao Ar puro e Ar-25% He.

A utilização da mistura Ar – 25% CO<sub>2</sub>, embora benéfica para a obtenção de uma solda com melhor molhamento em relação ao argônio

comercialmente puro (figura 4.40), promove um aumento nos valores de diluição (figura 4.41).

Por fim, com exceção da atmosfera rica em  $\text{CO}_2$ , todos os demais gases apresentaram níveis muito baixos de diluição (figura 4.29), mostrando-se adequados para a soldagem de revestimento. Dessa forma, o principal critério de elegibilidade de um determinado gás de proteção é o ângulo de molhabilidade. Nesse contexto, as soldas depositadas sob atmosfera constituída de Ar – 5%  $\text{H}_2$  obtiveram as melhores condições de molhabilidade com níveis de diluição baixos, comparados àqueles obtidos nas soldas com Ar ou Ar – 25% He, que por sua vez não apresentaram molhabilidade adequada para a confecção dos revestimentos.

A figura 4.42 apresenta uma síntese do comportamento geométrico médio das soldas depositadas com estas quatro diferentes atmosferas protetoras (Ar, Ar-25%He, Ar-25% $\text{CO}_2$  e Ar-5% $\text{H}_2$ ).

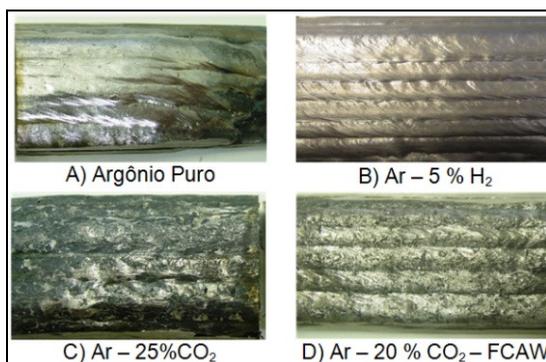


**Figura 4.42: Efeito dos gases de proteção sobre os valores médios de tensão, e sobre os valores médios das características geométricas do cordão de solda.**

#### 4.4.1 Efeitos dos Gases de Proteção sobre a Resistência a Corrosão de Revestimentos Depositados com E-NiCrMo-3 pelo Processo de Soldagem P-GMAW

A figura 4.43 apresenta fotografias dos revestimentos fabricados em quatro diferentes condições, sendo três delas utilizando-se o processo MIG/MAG pulsado com diferentes gases de proteção: argônio puro (figura 4.43), mistura de argônio e 5% $H_2$  (figura 4.43) e mistura de argônio e 25% de  $CO_2$  (figura 4.43). A quarta condição (figura 4.43) constitui uma avaliação da resistência à corrosão durante a fabricação de revestimentos com arame tubular com atmosfera de Ar-25% $CO_2$ , conforme a recomendação do fabricante.

Verifica-se que os revestimentos fabricados sob uma atmosfera inerte de argônio puro e Ar – 5% $H_2$  (figuras 4.43 a) e b) respectivamente) apresentaram um acabamento superficial superior quando comparado ao revestimento depositado com a mistura de argônio contendo 25% de  $CO_2$ . O revestimento depositado com arame tubular apresentou uma superfície com maior rugosidade em relação aos revestimentos depositados com atmosfera inerte.

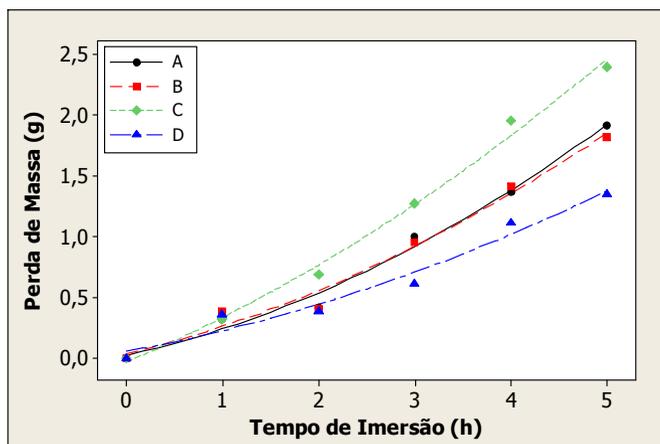


**Figura 4.43: Fotografias dos revestimentos depositados com diferentes gases de proteção.**

A figura 4.44 apresenta a evolução da perda de massa em soldas depositadas com diferentes gases de proteção, imersas em solução de água-régia (3HCl:1HNO3 PA). Partindo-se do princípio que todas as amostras possuíam as mesmas dimensões iniciais e portanto a mesma massa, verifica-se que soldas depositadas com arame tubular E NiCrMo-3 (amostra D) apresentam as menores perda de massa, enquanto que, soldas depositadas com arame maciço ER NiCrMo-3 e

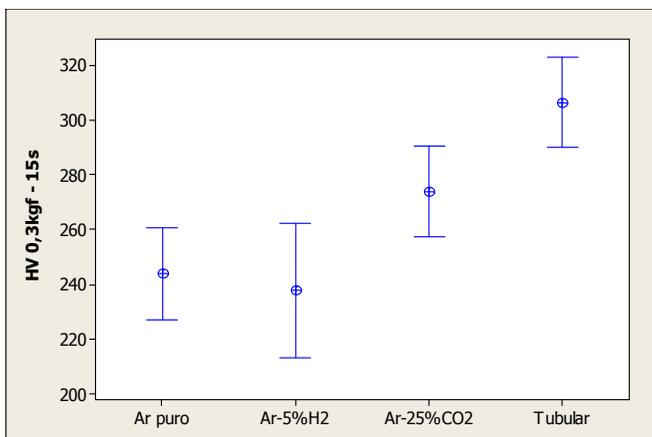
atmosfera de proteção constituída de Ar-25%CO<sub>2</sub> (amostra C) apresentaram a maior perda de massa dentre as amostras analisadas. Soldas realizadas com E NiCrMo-3 e atmosfera de argônio puro e/ou Ar-5%H<sub>2</sub> (amostras A e B, respectivamente) apresentaram um comportamento semelhante entre si no que diz respeito à perda de massa no teste de imersão em água régia.

Acredita-se que a acentuada perda de massa observada na amostra “C” se justifique pela presença de CO<sub>2</sub> no gás de proteção, possivelmente pelo fato de que ocorra uma dissociação deste gás, e o carbono pode estar retirando elementos de liga (principalmente o cromo) de solução sólida na solda fabricada, diminuindo assim a resistência à corrosão.



**Figura 4.44: Influência do gás de proteção sobre a resistência à corrosão em testes de imersão.**

Medidas de microdureza Vickers (Figura 4.45) comprovam o fato de que o gás de proteção influencia nas características dos revestimentos fabricados. O emprego de proteção gasosa constituída de gases inertes (Ar puro e Ar-H<sub>2</sub>) apresentou níveis semelhantes de microdureza (com média de 240 HV), ao passo que a utilização do gás ativo (Ar-25%CO<sub>2</sub>) aumentou os níveis de dureza sensivelmente (valor médio de 270HV), comprovando assim a existência de uma interação entre os elementos químicos que constituem o metal de adição e o carbono presente no gás de proteção. As medidas de microdureza do revestimento com arames tubulares apresentaram-se em níveis ainda maiores quando comparados ao arame maciço.



**Figura 4.45: Influência da composição do gás de proteção sobre a microdureza.**

Visto que a utilização do gás Ar-H<sub>2</sub> apresentou bons níveis de molhabilidade em ensaios de simples deposição sobre chapa (mesmo em baixas correntes de soldagem) e um comportamento de resistência à corrosão semelhante ao argônio puro, com excelente acabamento superficial. Dessa forma, optou-se por avaliar sistematicamente os efeitos dos parâmetros de soldagem sobre as características geométricas das soldas fabricadas com a utilização deste gás de proteção, através da Metodologia de Superfícies de Resposta.

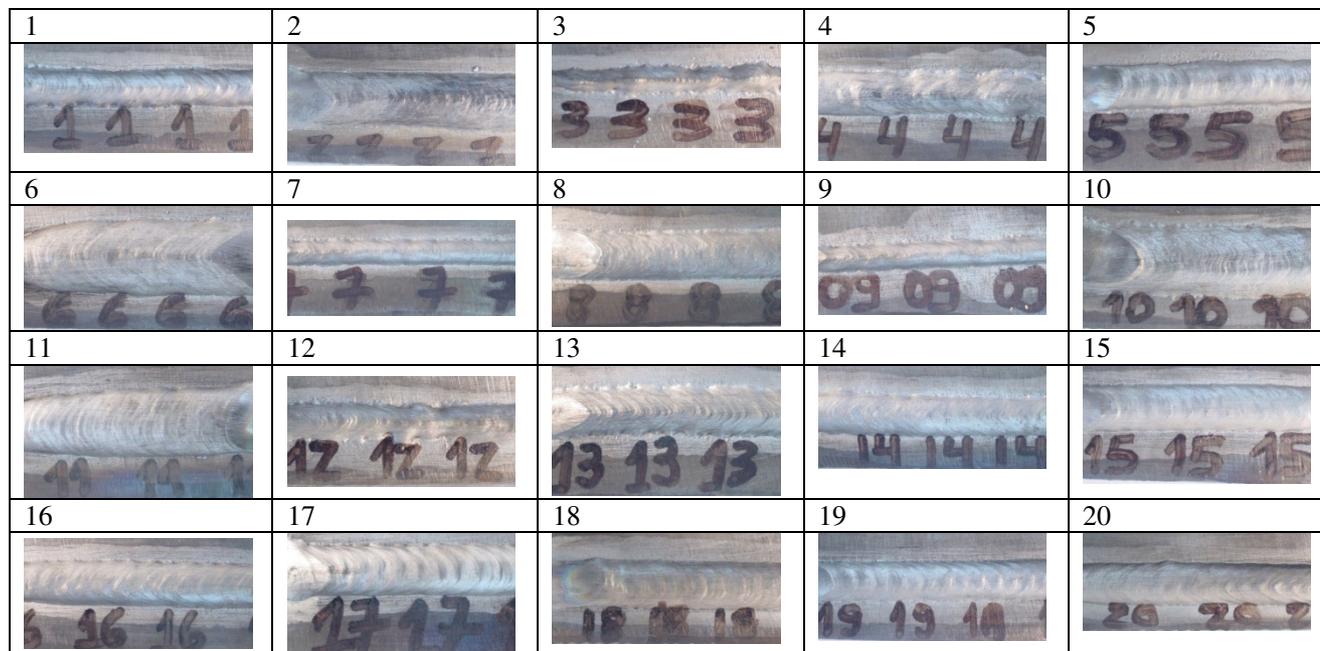
#### **4.4.2 Otimização dos Parâmetros de Soldagem para a Fabricação dos Revestimentos**

A tabela 4.19 apresenta o planejamento experimental completo para aplicação da metodologia de superfície de resposta na otimização dos parâmetros de soldagem MIG/MAG pulsado para a fabricação de revestimentos com Inconel 625 sobre aço comum C-Mn, utilizando a mistura binária Ar-5%H<sub>2</sub> como gás de proteção.

As figuras 4.46 e 4.47 apresentam, respectivamente, as fotografias dos cordões de solda depositados em cada uma das associações de parâmetros de soldagem e as macrografias das seções transversais destas soldas fabricadas, utilizadas para a medição das respostas geométricas de interesse apresentadas na tabela 4.19 (planejamento experimental).

**Tabela 4.19: Matriz de experimentos e respostas.**

Std Order	Run Order	I <sub>M</sub> (A)	V <sub>S</sub> (cm/min)	A <sub>A</sub> (°)	L-1 (mm)	R-1 (mm)	D-1 (%)	teta-1 (°)
1	19	100	20	75	8,9	3,2	8	64
2	7	180	20	75	15,0	3,5	15	53
3	16	100	40	75	6,1	2,4	12	60
4	20	180	40	75	10,7	2,3	22	34
5	8	100	20	105	9,5	2,9	15	61
6	10	180	20	105	15,8	3,5	10	56
7	3	100	40	105	7,6	1,9	18	42
8	15	180	40	105	12,3	2,3	18	35
9	9	72,7	30	90	6,7	2,2	9	45
10	17	207,3	30	90	16,1	2,5	19	28
11	1	140	13,2	90	14,5	3,8	5	65
12	6	140	46,8	90	8,2	2,5	17	47
13	4	140	30	64,8	9,8	2,6	12	37
14	18	140	30	115,2	10,5	2,5	14	43
15	2	140	30	90	11,1	2,2	13	42
16	5	140	30	90	10,7	2,5	11	52
17	14	140	30	90	11,0	2,5	13	48
18	12	140	30	90	10,2	2,3	9	44
19	11	140	30	90	11,7	2,6	13	38
20	13	140	30	90	10,8	2,3	17	44



**Figura 4.46: Fotografias dos cordões de solda depositados pelo processo P-GMAW utilizando-se Ar-5% H<sub>2</sub>, de acordo com os parâmetros de soldagem apresentados no planejamento experimental.**

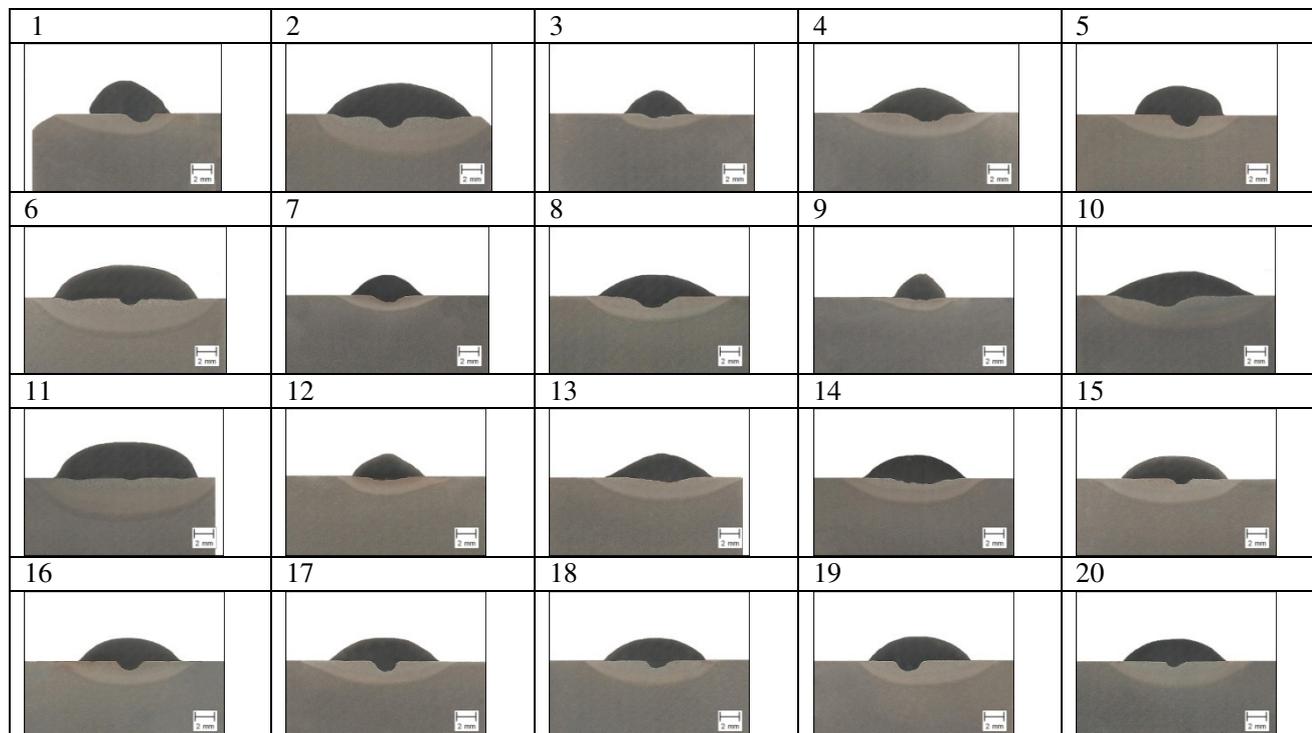


Figura 4.47: Macrografias das seções transversais dos cordões de solda fabricados.

Os modelos matemáticos que representam a geometria do cordão de solda (resposta) em função dos parâmetros de processos (variáveis independentes) foram expressos através de uma equação de regressão polinomial de segunda ordem para  $k$  fatores (Equação 4.1):

$$Y = b_0 + \sum_{i=1}^k b_i X_i + \sum_{i,j=1}^k b_{ij} x_i x_j + \sum_{i=1}^k b_{ii} X_i^2 \quad i \neq j \quad \text{Eq. 4.1}$$

A tabela 4.20 apresenta os coeficientes dos modelos de regressão completos (na forma codificada), levando em conta todos os termos que constituem o modelo polinomial de segunda ordem, onde  $b_0$  é o termo livre da equação de regressão (constante),  $b_1$ ,  $b_2$  e  $b_3$  são os termos lineares,  $b_{11}$ ,  $b_{22}$  e  $b_{33}$  são os termos quadráticos e  $b_{12}$ ,  $b_{13}$  e  $b_{23}$  os termos interativos.

**Tabela 4.20: Coeficientes de regressão codificados estimados para o modelo matemático completo de previsão da geometria das soldas confeccionadas.**

Termo	L	Valor-P	R	Valor-P	D	Valor-P	Teta	Valor-P
$b_0$	10,9132	0,000	2,39588	0,000	12,5345	0,000	44,580	0,000
$b_1$	2,7375	0,000	0,11383	0,016	2,0243	0,010	-5,5628	0,005
$b_2$	-1,6899	0,000	-0,46513	0,000	3,0259	0,001	-6,7226	0,001
$b_3$	0,4157	0,008	-0,07386	0,089	0,4869	0,464	-0,4032	0,798
$b_{11}$	0,1248	0,332	-0,0184	0,640	0,9265	0,167	-1,379	0,378
$b_{22}$	0,1001	0,433	0,27682	0,000	-0,1524	0,811	5,3041	0,005
$b_{33}$	-0,3153	0,028	0,06468	0,121	0,6258	0,338	-0,3068	0,842
$b_{12}$	-0,4013	0,035	-0,06875	0,209	0,8810	0,316	-2,1763	0,304
$b_{13}$	0,0363	0,830	0,09875	0,083	-2,8162	0,007	3,0500	0,160
$b_{23}$	0,2287	0,194	-0,01375	0,794	-0,069	0,936	-2,1762	0,304

Os coeficientes obtidos foram usados para construção dos modelos matemáticos. Os valores dos coeficientes fornecem uma idéia da extensão dos fatores e suas influências sobre as respostas de interesse. Coeficientes insignificantes podem ser sistematicamente eliminados, evitando o excessivo cálculo matemático sem sacrificar a precisão do modelo. Para a obtenção do modelo reduzido, utilizou-se, nesse caso, o método dos melhores subconjuntos, que lança mão de dois critérios para a construção de modelos de regressão: o coeficiente de determinação ajustado ( $R^2_{aj.}$ ) e a estatística CP de Mallows (Levine 2008).

A adequação dos modelos desenvolvidos foi testada utilizando-se

análise de variância – ANOVA – conforme a tabela 4.21. Nesta análise, pode ser observado que os valores calculados pela estatística de teste  $F$  são maiores que os valores  $F$  tabulados para 95% confiabilidade, sugerindo que o modelo está adequado. Além disso, os coeficientes de determinação  $R^2$  e de determinação ajustado  $R^2_{aj}$  sustentam a indicação de que os modelos estão adequadamente ajustados. As equações 4.8, 4.9, 4.10 e 4.11 apresentam os modelos finais reduzidos nas formas não codificadas.

**Tabela 4.21: ANOVA dos modelos desenvolvidos.**

Grandeza	Soma dos quadrados		Graus de Liberdade		Média quadrática		Modelo	P <sub>valor</sub>	R <sup>2</sup> (%)	R <sup>2</sup> <sub>aj.</sub> (%)
	Regressão	Residual	Regressão	Residual	Regressão	Residual	F <sub>teste</sub>			
Largura	146,836	2,733	6	13	24,4727	0,2103	116,39	0,000	98,17	97,33
Reforço	4,413	0,2808	6	13	0,73544	0,0216	34,05	0,000	94,02	91,26
Diluição	253,900	73,566	5	14	50,780	5,255	9,66	0,000	77,53	69,51
Convexidade	1514,59	464,64	4	15	378,65	30,98	12,22	0,000	76,52	70,26

$$L = -10,526 + 0,0784IS - 0,0286VS - 0,2879AE + 71,817 \cdot 10^{-6} IS^2 - 1,446 \cdot 10^{-3} AE^2 - 0,001ISVS \quad \text{Eq. 4.8}$$

$$R = 7,676 - 6,81 \cdot 10^{-3} IS - 0,186VS - 0,2796AE + 2,73 \cdot 10^{-3} VS^2 - 171,9 \cdot 10^{-6} ISVS + 164,6 \cdot 10^{-6} ISAE \quad \text{Eq. 4.9}$$

$$D = -55,483 + 0,407IS - 0,0058VS + 0,6896AE + 2,2 \cdot 10^{-3} ISVS - 4,694 \cdot 10^{-3} ISAE \quad \text{Eq. 4.10}$$

$$C = 109,219 + 0,02415IS - 3,1844VS + 0,05456VS^2 - 5,44 \cdot 10^{-3} ISVS \quad \text{Eq. 4.11}$$

De uma forma geral os revestimentos depositados por soldagem devem possuir características geométricas que atendam alguns requisitos fundamentais: garantia da integridade estrutural (relacionada aos níveis de diluição e molhabilidade), resistência ao desgaste/corrosão (relacionada aos níveis de diluição) e serem economicamente viáveis (depósitos com maior largura, menor reforço reduzem os gastos com o processo de soldagem e com material de adição respectivamente).

Uma avaliação dos efeitos principais sobre a geometria dos cordões de solda pode ser feita com base nos gráficos da figura 4.48, a qual apresenta influências sobre a largura (figura 4.48a), o reforço (figura 4.48b), a diluição (figura 4.48c) e o ângulo de convexidade (figura 4.48d). Verifica-se, de uma forma geral, que o ângulo de ataque da tocha ( $A_E$ ) é o fator que apresenta a menor influência sobre as características geométricas das soldas obtidas. Por outro lado, análises visuais apontaram para a obtenção de melhores características superficiais e de acabamento quando na utilização de ângulos de ataque entre zero (normal) e a condição "empurrando" a poça de fusão. Além do gás de proteção (fator amplamente discutido até o presente momento), uma importante influência sobre as características geométricas dos cordões de solda fabricados pode ser atribuída à corrente ( $I_S$ ) e à velocidade de soldagem ( $V_S$ ).

Mantendo-se fixos a  $V_S$  e o  $A_E$ , o aumento da  $I_S$ , que no caso do processo P-GMAW está intimamente relacionada a taxa de alimentação de material, proporciona um aumento da largura (figura 4.48a) e do reforço (figura 4.48b) dos cordões de solda, ao mesmo tempo que favorece a obtenção de soldas com melhores níveis de molhabilidade (figura 4.48c), devido a maior potência do arco. Por outro lado, o aumento da corrente de soldagem proporciona um aumento indesejável nos níveis de diluição (figura 4.48c).

Uma análise dos efeitos diretos da velocidade de soldagem sobre a geometria do cordão de solda permite observar que: o aumento da  $V_S$  proporciona uma redução na largura (figura 4.48a) e no reforço (figura 4.48b), uma vez que menos material passa a ser depositado por comprimento de solda. Por outro lado, os níveis de diluição passam a aumentar com a  $V_S$  (figura 4.48c), uma vez que a área do cordão de solda atribuída à parcela de metal de adição depositado é menor. Pode ser também verificado que o aumento da velocidade de soldagem proporcionou (dentro de certo limite) uma melhora (redução) nos níveis de molhabilidade dos cordões depositados (figura 4.48d).

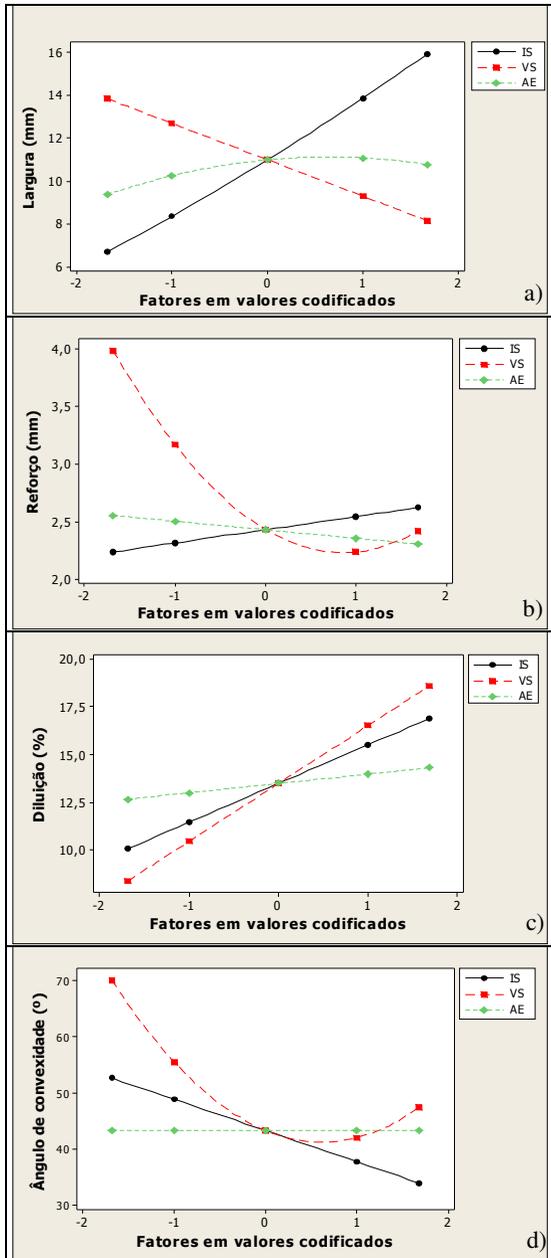


Figura 4.48: Efeitos principais dos parâmetros de soldagem sobre a geometria das soldas fabricadas.

A figura 4.49 apresenta os gráficos de superfície de respostas que foram utilizados para visualizar a natureza das respostas, fornecendo informações satisfatórias dos efeitos de interação dos parâmetros de soldagem sobre a geometria das soldas confeccionadas.

Pode ser observado na figura 4.49a) que a largura dos cordões de solda é aumentada na medida em que se aumenta a corrente de soldagem e reduz-se a velocidade de soldagem, mantendo-se a tocha perpendicular ao cordão de solda (condição central). Essa conduta proporciona um aumento do reforço (figura 4.49b), aumentando excessivamente a quantidade de material por comprimento de solda depositada.

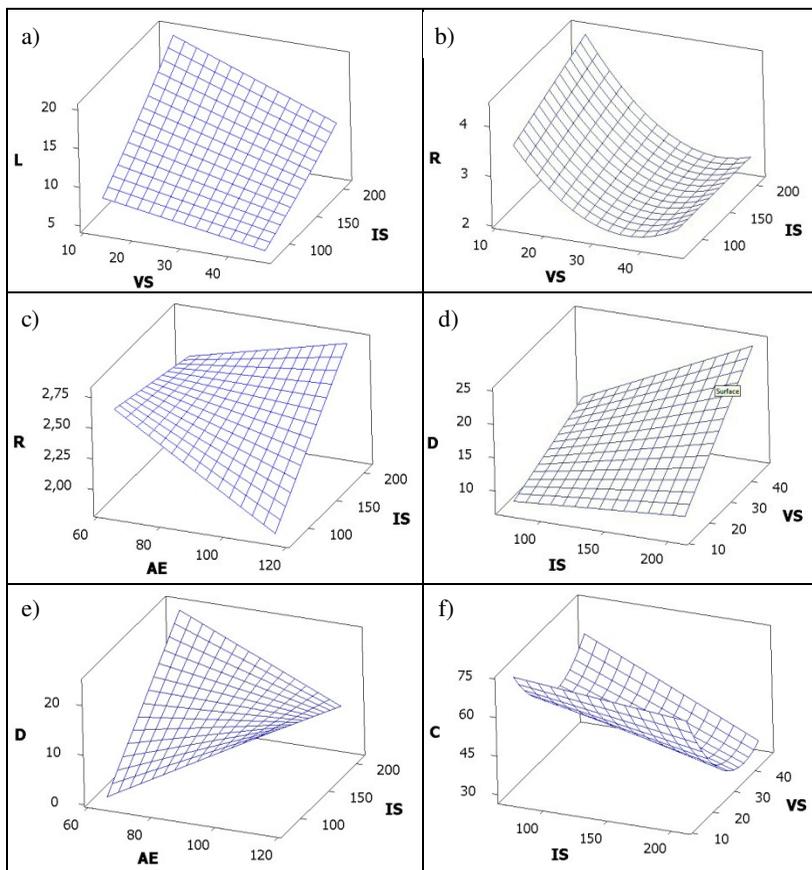
Por outro lado, a redução da velocidade de soldagem reduz drasticamente os níveis de diluição, tornando o efeito da corrente praticamente insignificante, conforme pode ser observado na figura 4.49d). A figura 4.50 ilustra um revestimento fabricado nessas circunstâncias (baixa velocidade) e sua respectiva macrografia. *Parâmetros de soldagem: VS=13,2cm/min, IS=140A e AE=90°*.

Verifica-se na figura 4.49c) que o reforço não sofre significativa influência da corrente de soldagem quando mantido o ângulo de soldagem perpendicular (condição central da matriz experimental), e que os menores reforços dos cordões são aqueles cujas velocidades de soldagem situam-se em torno de 37 cm/min (figura 4.49b).

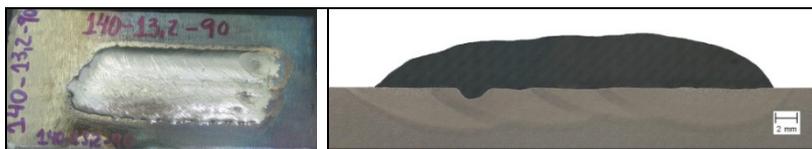
Pode ser observado também, com relação ao reforço, um efeito de interação bastante forte entre o ângulo de ataque e a corrente quando mantida fixa a velocidade de soldagem (figura 4.49c). Em baixas correntes de soldagem, na medida em que se passa para ângulos maiores (empurrando), obtém-se menores reforços, ao passo que para maiores correntes de soldagem a situação se inverte. Pouca ou nenhuma influência sobre o reforço é observada para o ângulo de ataque em correntes de soldagem em torno de 140A. A figura 4.51 ilustra um revestimento fabricado nessas circunstâncias (alta velocidade de soldagem, média corrente e ângulo da tocha na condição empurrando) e sua respectiva macrografia. Neste caso, embora tenha-se fabricado uma solda com excelentes níveis de molhabilidade e baixo reforço, a diluição ficou ligeiramente comprometida (em torno de 13% para o revestimento fabricado). *Parâmetros: VS=40cm/min, IS=140A e AE=105°*.

Os efeitos de interação entre o ângulo de ataque e a corrente de soldagem sobre a diluição são apresentados na figura 4.49c). Observa-se que para baixas correntes, o aumento do ângulo de ataque do eletrodo tende a aumentar a diluição. Por outro lado, em níveis maiores de corrente de soldagem, ocorre exatamente o inverso, ou seja, uma redução da diluição com o aumento da corrente de soldagem. Em

correntes em torno de 140A, não existe influências significativas do ângulo de soldagem sobre a diluição (mantendo a velocidade de soldagem num valor central de acordo com a matriz do planejamento experimental - 30cm/min).



**Figura 4.49. Efeitos interativos dos parâmetros de soldagem sobre a geometria das soldas fabricadas.**



**Figura 4.50: Revestimento fabricado com VS=13,2 cm/min, IS=140A e AE=90°. Reforço: 4mm. Diluição: 4%.**

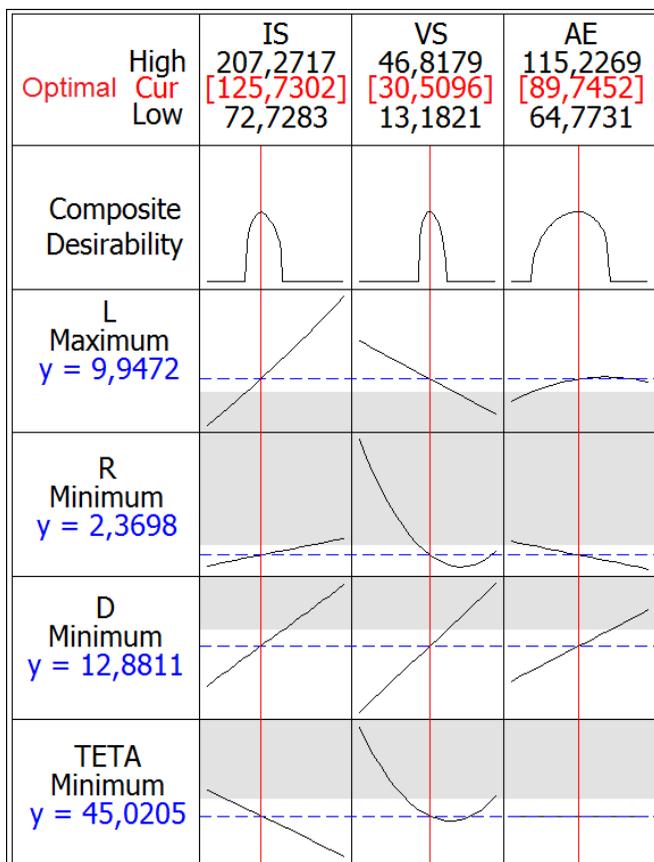
Outra evidência dos gráficos de interação é que a convexidade tende a diminuir com o aumento da corrente de soldagem em todos os níveis de velocidade de soldagem. Existe, entretanto, uma velocidade de soldagem "ótima" em torno de 35 cm/min que proporciona os melhores níveis de molhabilidade para confecção dos revestimentos.



**Figura 4.51: Revestimento fabricado com VS=40 cm/min, IS=140A e AE=115°. Reforço: 2,1mm. Diluição: 13%.**

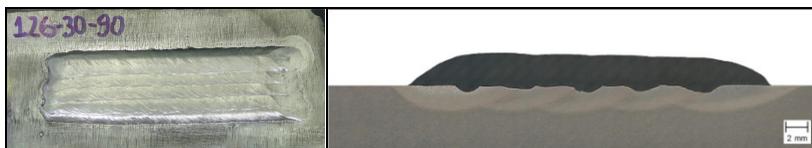
A geometria desejável para um cordão de solda aplicado à revestimentos deve contemplar quatro fatores fundamentais: (1) máxima largura possível, permitindo revestir uma maior área num único passe; (2) mínima diluição possível, permitindo a obtenção de uma solda cuja composição química esteja a mais próxima possível do metal de adição, que por sua vez define as propriedades do revestimento; (3) mínimo reforço possível, de forma a depositar um volume menor de material por comprimento de solda fabricada, reduzindo os custos; (4) mínimo ângulo de molhabilidade, de forma a permitir a deposição de cordões subsequentes durante a confecção do revestimento, evitando assim a ocorrência de defeitos estruturais e falta de fusão.

Para a realização deste trabalho experimental foi empregado o *Software Estatístico Minitab® V15* de forma a auxiliar na identificação da combinação dos parâmetros de soldagem que permitam a otimização destes múltiplos objetivos. A figura 4.52 apresenta o gráfico de otimização das respostas múltiplas, através da utilização da técnica conhecida como "*desirability*". Foram selecionados valores alvos para cada uma das respostas de interesse a partir das respostas obtidas durante a realização do planejamento, dentre os quais: L=10 mm, R=2,3 mm, D=10 % e Teta=45°.



**Figura 4.52. Otimização de respostas múltiplas.**

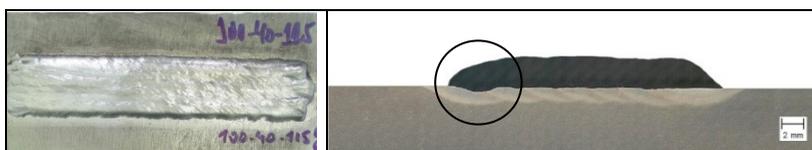
Os parâmetros otimizados para a confecção dos revestimentos de acordo com o gráfico da figura 4.52 foram: IS= 125,73 A, VS= 30,51 cm/min e AE= 89,74°, que forneceriam segundo o modelo matemático desenvolvido as seguintes respostas: L=9,95mm, R=2,37mm, D=12,88% e  $\theta=45^\circ$ . Desta forma, foi realizado o teste de confirmação, fabricando um revestimento com os parâmetros otimizados, conforme a figura 4.53, sendo obtidas as seguintes respostas: R= 2,6mm, D= 9% e  $\theta=45^\circ$ , bastante próximas do modelo desenvolvido. A maior diferença foi a diluição, uma vez que na fabricação do revestimento os cordões subsequentes são depositados de forma a sobrepor 30% de seu antecessor, reduzindo inevitavelmente, e de forma benéfica a diluição global.



**Figura 4.53: Revestimento fabricado com parâmetros otimizados pela MSR. VS=30 cm/min, IS=126A e AE=90°.**

Foi realizada, em última análise, a confecção de um revestimento com baixa corrente e alta velocidade de soldagem (baixo aporte de energia) com ângulo de soldagem na condição empurrando. Verifica-se que a diluição de 4,8% medida situa-se numa condição bastante discrepante em relação à estimativa realizada pelo método de regressão múltipla da MSR. Isso se deve à sobreposição dos cordões subsequentes ao primeiro cordão, durante a confecção do revestimento. Em destaque na figura 4.52, pode ser observado que a diluição imposta pelo primeiro cordão de solda que compõe o revestimento é maior em relação aos demais cordões, se aproximando do índice previsto pela MSR.

A baixa largura dos cordões, resultante da associação dos parâmetros de soldagem, resulta na necessidade da deposição de vários passes para recobrir uma determinada área de metal de base, conforme pode ser observado na figura 4.52 em comparação com a figura 4.54.



**Figura 4.54: Revestimento fabricado com VS=40 cm/min, IS=100A e AE=115°. Reforço: 3,0mm. Diluição: 4,8%.**

### **4.2.3 Deposição de Revestimentos Externos em Tubos pelo Processo P-GMAW e Gás de Proteção Ar-5% H<sub>2</sub>**

A figura 4.55 apresenta a fabricação de revestimentos externos em tubos de aço comum C-Mn com ENiCrMo-3 pelo processo de soldagem P-GMAW, com gás de proteção Ar-H<sub>2</sub>, na posição plana. A análise visual da superfície do revestimento fabricado mostra a qualidade e o acabamento na condição como soldado, principalmente com isenção de óxidos formados quando na utilização de gases ativos, como o CO<sub>2</sub>, por exemplo. Em destaque na figura 4.55, verifica-se a

deposição dos revestimentos em 4 condições distintas: A, B, C e D. A figura 4.56 apresenta as macrografias das soldas A, B, C e D depositadas sobre o tubos na posição plana.

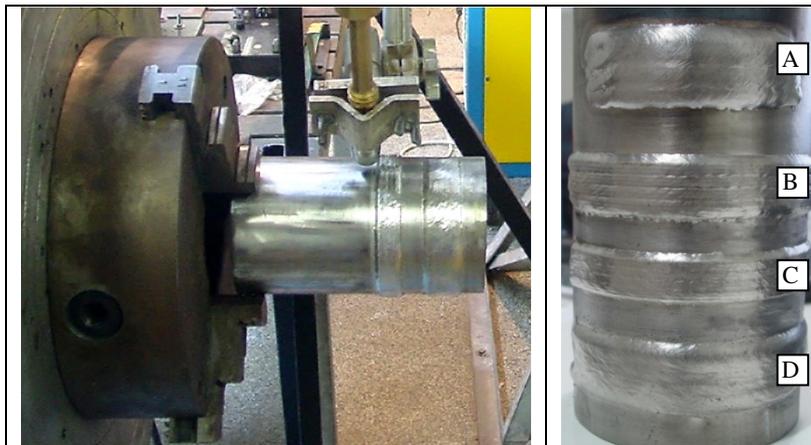


Figura 4.55. Fabricação de revestimentos em tubos na posição plana.

<p>IS = 140 A VS = 13,2 cm/min AA = 90°</p>	<p>D = 4,5 %. R = 3,8 mm</p>	
<p>IS = 126 A VS = 30 cm/min AA = 90°</p>	<p>D = 11,4 %. R = 2,5 mm</p>	
<p>IS = 100 A VS = 40 cm/min AA = 115</p>	<p>D = 9 %. R = 2,8 mm</p>	
<p>IS = 140 A VS = 40 cm/min AA = 115°</p>	<p>D = 11,2 %. R = 2,1 mm</p>	

Figura 4.56. Macrografias das soldas de revestimentos depositadas sobre tubos na posição plana.

A reprodução dos parâmetros de soldagem utilizados na confecção de revestimentos em chapas planas, para revestimento do tubo na posição plana (figuras 4.55 e 4.56) apresentou uma pequena diferença nas características geométricas. Pode ser verificado, que as soldas realizadas sobre as chapas apresentaram níveis de diluição ligeiramente menores e maiores reforços. Uma possível explicação para a ocorrência desse fenômeno é justamente pela diferença de espessura, que era de 19,05mm para as chapas e 16,0mm para os tubos.

A figura 4.57 apresenta a fabricação de revestimentos externos em tubos de aço comum C-Mn com ENiCrMo-3 pelo processo de soldagem P-GMAW, com gás de proteção Ar-H<sub>2</sub> na posição vertical descendente. Devido à dificuldade de reprodução de todos os parâmetros de soldagem empregados no revestimento de chapas planas e de tubos na posição plana, foram utilizadas outras associações. Em destaque, na figura 4.43, verifica-se a deposição de revestimentos em 3 condições distintas: E, F, G.



**Figura 4.57. Fabricação de revestimentos em tubos na posição vertical descendente.**

A figura 4.58 apresenta as macrografias das soldas E, F e G depositadas sobre tubos na posição vertical. Uma quarta macrografia, descrita como condição "H", não está apresentada na figura 4.58.

Pode ser verificado que quando se deposita os revestimentos na posição vertical descendente os níveis de diluição são extremamente baixos, e na maioria dos casos inferior a 5%. O reforço dos cordões também se caracteriza por ser bastante baixo, reduzindo assim os custos de fabricação dos revestimentos, uma vez que o volume de material

depositado por comprimento de solda é menor.

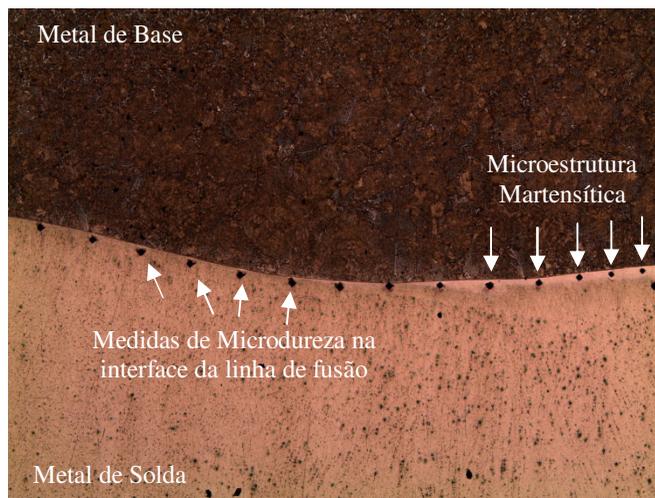
IS = 100 A VS = 40 cm/min AA = 90°	D = 3,2 % R = 2,5 mm	
IS = 73 A VS = 40 cm/min AA = 90°	D = 3,9 % R = 2,3 mm	
IS = 73 A VS = 40 cm/min AA = 110°	D = 8,2 % R = 2,0 mm	
IS = 140 A VS = 30 cm/min AA = 90°	D = 1,14 % R = 3,0 mm	

**Figura 4.58. Macrografias das soldas de revestimentos depositadas sobre tubos na posição vertical descendente.**

## 4.5 CARACTERIZAÇÃO MICROESTRUTURAL DAS SOLDAS DISSIMILARES DEPOSITADAS COM CONSUMÍVEIS EM INCONEL 625 PELOS PROCESSOS DE SOLDAGEM GMAW E GTAW SOBRE AÇO CARBONO

### 4.5.1 Análise dos Ensaios de Cordão Sobre Chapa

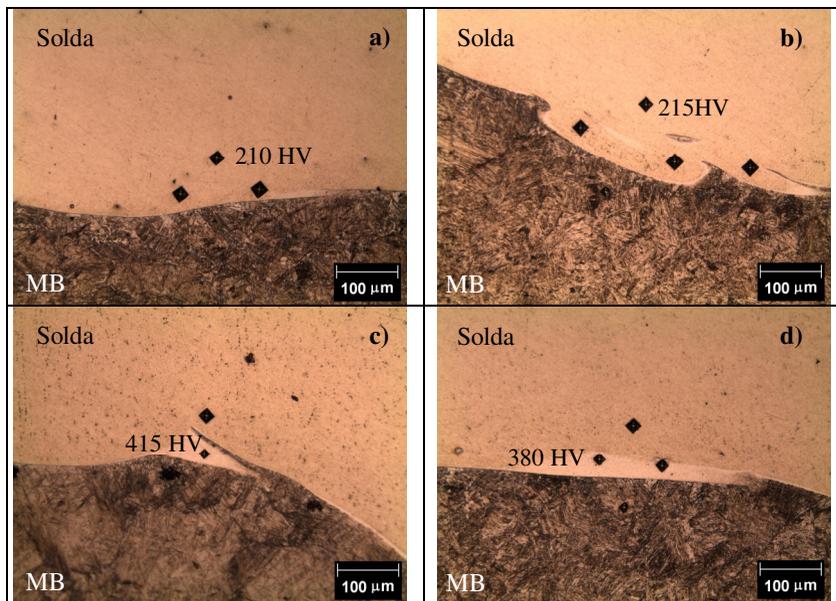
Os ensaios metalográficos (microscopia ótica e microdureza) realizados para soldas depositadas pelos processos GTAW alimentado e MIG/MAG pulsado tiveram como objetivo avaliar a formação de microestruturas de elevados níveis de dureza, fundamentalmente martensíticas (ZPD) na interface da linha de fusão. Foram realizadas uma série de indentações de microdureza nestas interfaces, e a formação destas microestruturas pode ser observada em certas associações de parâmetros de soldagem, conforme as setas indicativas mostradas micrografia da figura 4.59, que consiste de uma amostra representativa, soldada pelo processo GTAW alimentado e que apresenta níveis de diluição de 45%.



**Figura 4.59: Medidas de microdureza na interface da linha de fusão para identificação da formação de microestrutura martensítica. Aumento: 50x.**

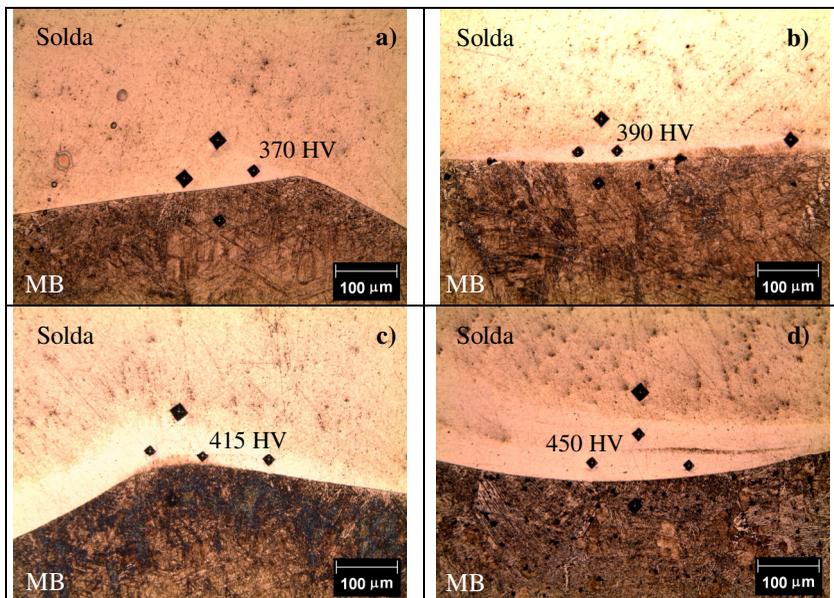
De acordo com os ensaios de microdureza, foi verificado que soldas depositadas sob associações de parâmetros de soldagem que permitem níveis mais baixos de diluição (até 20%), a formação das ZPD ocorre de forma discreta, em pontos específicos, discretos, sobre a linha

de fusão, os quais apresentaram movimentos convectivos da poça de fusão de forma ineficiente. As figuras 4.60 a), b), c) e d) apresentam análises metalográficas para soldas depositadas pelo processo MIG pulsado com níveis de diluição de 5%, 9%, 13% e 18%, respectivamente.



**Figura 4.60: Micrografias de soldas depositadas pelo processo MIG Pulsado. Carga utilizada no ensaio de microdureza: 0,1 kgf.**

Entretanto, na medida em que se analisavam as soldas com maiores níveis de diluição, a interface passava a apresentar a formação de microestrutura martensítica (ZPD) em maiores proporções. As figuras 4.61 a), b), c) e d) apresentam análises metalográficas para soldas depositadas pelo processo GTAW alimentado com níveis de diluição de 23%, 37%, 53% e 66%, respectivamente.



**Figura 4.61: Micrografias de soldas depositadas pelo processo GTAW alimentado. Carga utilizada no ensaio de microdureza: 0,1 kgf.**

SAVAGE (1976) demonstrou através de conceitos básicos de mecânica dos fluidos, que um líquido (zona fundida) escoando sobre um sólido (interface com metal de base) apresenta uma *camada limite*, caracterizada por uma redução da velocidade de escoamento do fluido que tende a zero na interface, sugerindo assim a existência de uma camada de material base fundida estagnada ou sob escoamento laminar, limitando os movimentos convectivos nessa região, dificultando a sua completa mistura com o metal de solda.

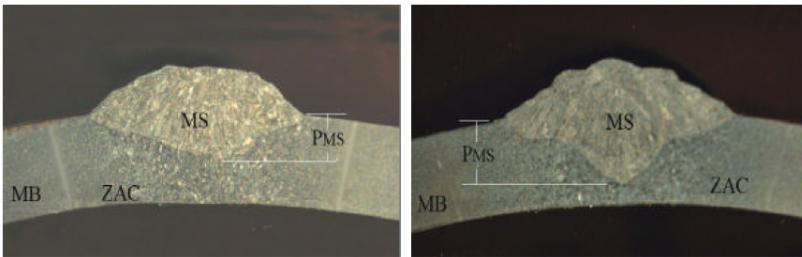
De fato, ao se analisar soldas depositadas em condições de soldagem que propiciam níveis baixos de diluição, o que se observa, é a formação de ZPD em pontos específicos e de forma discreta sobre a linha de fusão, sugerindo uma mistura incompleta desta camada estagnada no volume da zona fundida, conforme observado com clareza nas figuras 4.60c) e 4.60d).

Além da formação desta camada estagnada de metal de base fundida, outros fatores requerem importantes considerações. A temperatura *liquidus* do metal base (1530°C para o aço) com estrutura de solidificação CCC é significativamente superior à do metal de adição (entre 1290°C e 1350°C), que por sua vez possui estrutura de

solidificação CFC.

As discrepâncias envolvendo as temperaturas liquidus e as estruturas de solidificação faz com que na soldagem dissimilar de aços C-Mn com Inconel 625 ocorram eventos relacionados à segregação de soluto durante o início da solidificação, a partir da camada estagnada, resultando assim na formação de ZPD com aspecto contínuo e em maiores espessuras, conforme retratado por YANG e KOU, (2007).

SILVA, (2011), constatou que o emprego de maiores energias de soldagem promoveu a redução na quantidade de ZPD por ele medida. Todavia, verifica-se de acordo com a figura 4.62, que para mesma energia de soldagem, pode-se obter cordões com características geométricas completamente diferentes entre si, não sendo um parâmetro confiável para esta finalidade, uma vez que as variações de geometria estão também associadas à variações dos movimentos convectivos na poça de fusão - principal mecanismo sugerido pelo autor para ocorrência das ZPM.

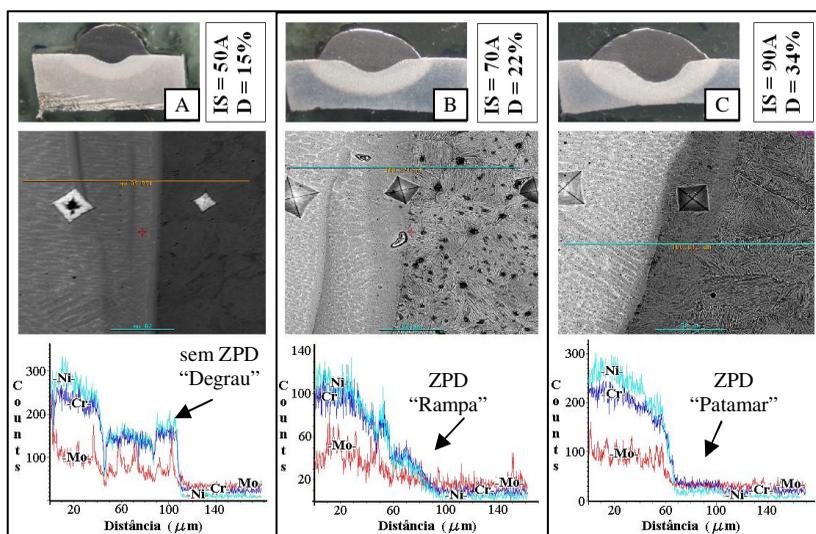


**Figura 4.62: Macrografias de soldas depositadas com diferentes parâmetros e com a mesma energia de soldagem. Fonte: PÉREZ, (2005).**

Além disso, o emprego de elevadas energias de soldagem pode promover aumento significativo nos níveis de diluição (dependendo dos demais parâmetros de soldagem), necessitando assim da deposição de mais camadas, ou no caso da soldagem GTAW com alimentação de arame frio, de maior aporte de metal de adição para reduzir os níveis de diluição, elevando os custos de fabricação e a possibilidade de ocorrência de defeitos durante a fabricação de revestimentos como falta de fusão em virtude da não penetração do arco no metal de base. Ainda, caso o aumento da energia de soldagem seja obtido pela redução da velocidade de soldagem, cordões com excessiva razão R/L (Reforço / Largura) que denotam o ângulo de molhabilidade, podem ser obtidos, inviabilizando a confecção de revestimentos sob o ponto de vista de projeto.

De uma forma geral, os estudos desenvolvidos por KEJELIN, (2006), e DOODY (1992) sugerem que a origem e a extensão das ZPD possam estar associadas à diluição global do cordão de solda, inclusive sob diferentes níveis de pré-aquecimento. A diluição, por sua vez, é diretamente dependente dos parâmetros de soldagem selecionados para a confecção do depósito, sendo que nos processos de soldagem com eletrodos consumíveis, os principais parâmetros para controle da diluição são a corrente e a velocidade de soldagem, diferentemente do processo GTAW, onde a principal variável de controle da diluição é a taxa de alimentação de material além das outras duas citadas.

A figura 4.63 apresenta três soldas (A, B e C) depositadas por eletrodos revestidos de classificação AWS E NiCrMo-3, sobre substrato em aço comum C-Mn, onde foram utilizadas três correntes de soldagem distintas 50A, 70A e 90A, respectivamente. Verifica-se, nos três casos, que a diluição global aumentou de acordo com a corrente de soldagem empregada.



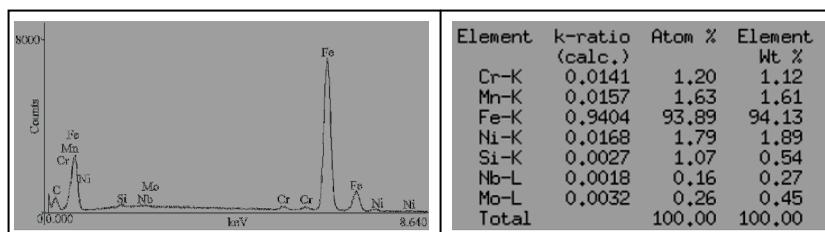
**Figura 4.63:** Perfis de composição química obtidos por microanálise por EDS de soldas depositadas em diferentes níveis de diluição.

Fonte: KEJELIN, (2006).

A solda depositada com menor nível de diluição (figura 4.63a) promoveu a obtenção de uma interface bem definida, a qual delimita as composições químicas do metal de solda e de base. Como o metal de

adição é constituído de liga de níquel, o teor de elementos de liga no metal de solda é muito maior que no metal de base, caracterizando o perfil de composição química obtido por técnicas de microanálise como um “degrau”, caracterizando assim a ausência de formação das ZPD em baixas diluições.

Com a utilização de um nível de corrente de soldagem mais elevado (90 A), a qual resulta numa diluição global de 34%, a transição entre o metal de base e o metal de solda se faz através de uma ZPD com significativa espessura (figura 4.63c). Nesse caso, a ZPD é caracterizada por um “patamar” cuja composição química é bastante próxima do metal de base, porém com certo teor de elementos de liga provenientes do metal de adição, incorporados em quantidades suficientes para aumentar significativamente a temperabilidade (conforme o espectro de microanálise química realizado sobre a indentação de microdureza situada na ZPD e mostrado na figura 4.64), resultando numa microestrutura martensítica de alta dureza após o resfriamento da solda.



**Figura 4.64: Espectro de microanálise química pontual por EDS sobre a indentação de microdureza situada na ZPD da amostra 4.63C.**

Fonte: KEJELIN, (2006).

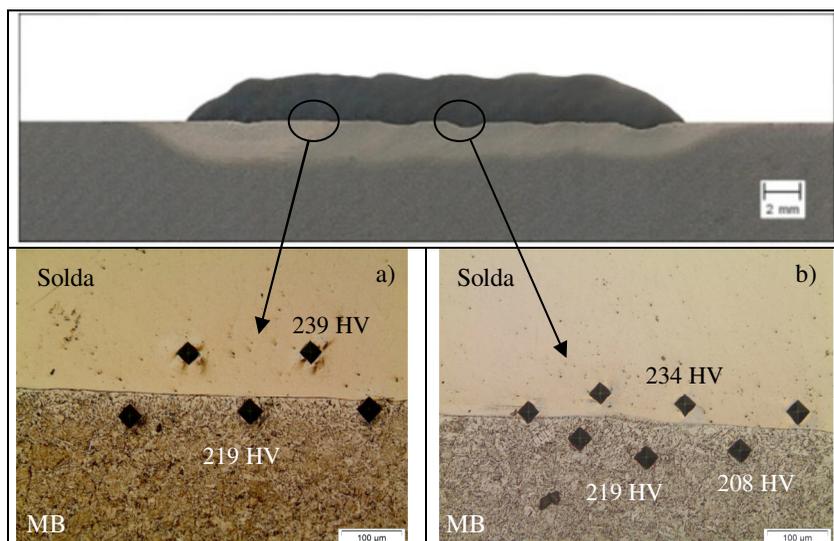
Utilizando-se corrente de soldagem de 70 A, a qual resultou numa diluição de 22% (figura 22B), as ZPD, quando formadas, assumem o formato de uma “rampa” de composição química, a qual se inicia com a composição química do metal de base e termina com uma composição imposta por uma diluição de 70%, conforme o diagrama de Schaeffler. Desta forma, a ZPD resultante é caracterizada por uma alternância microestrutural de martensita (próximo ao metal de base), martensita e austenita, e austenita (próxima da zona fundida).

#### 4.5.2 Análise dos Ensaios de Revestimento

Revestimentos depositados com Inconel 625<sup>®</sup> pelo processo MIG/MAG pulsado sobre aço C-Mn (0,2%C), utilizando-se a mistura

binária de Ar-5% $H_2$  apresentaram baixíssimos níveis de diluição, sendo que mesmo nas condições mais severas essa resposta situou-se abaixo de 15%. Conforme demonstrado nos ensaios de simples deposição sobre chapa, é possível a supressão da formação de microestrutura martensítica na interface da linha de fusão em baixas diluições. A figura 4.65 apresenta uma solda de revestimento depositada pelo processo MIG/MAG pulsado, apresentando diluição de 3,2% e 2,5mm de reforço.

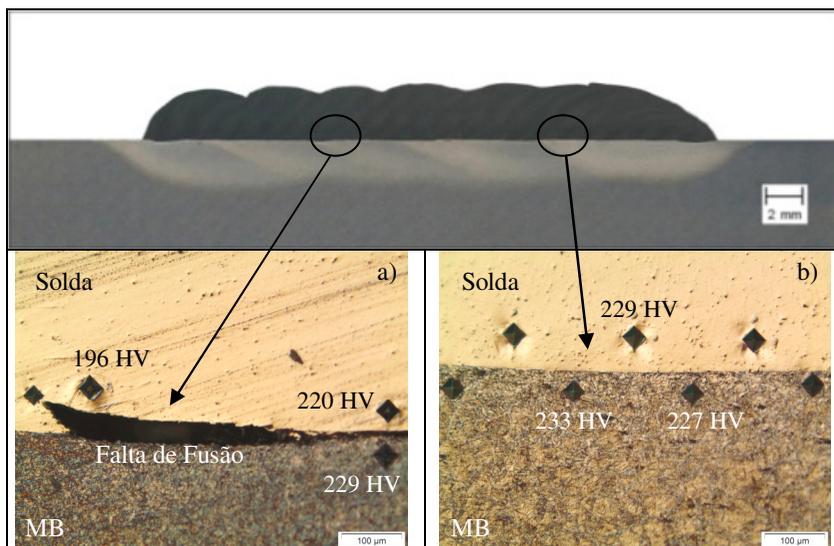
As análises de microdureza (representativas da interface da linha de fusão ao longo de toda a seção transversal) evidenciam a integridade desta região, representada pela ausência de microestruturas duras. Pode ser verificado, também, que tanto o revestimento, quanto o metal de base, apresentam níveis de dureza inferiores a 250 HV.



**Figura 4.65: Interface da linha de fusão de um revestimento fabricado na posição vertical descendente em tubo com: IM= 100A, VS= 40 cm/min e AA=90°. Respostas: D= 3,2% e R= 2,5mm. Carga de microdureza: 0,2 kgf.**

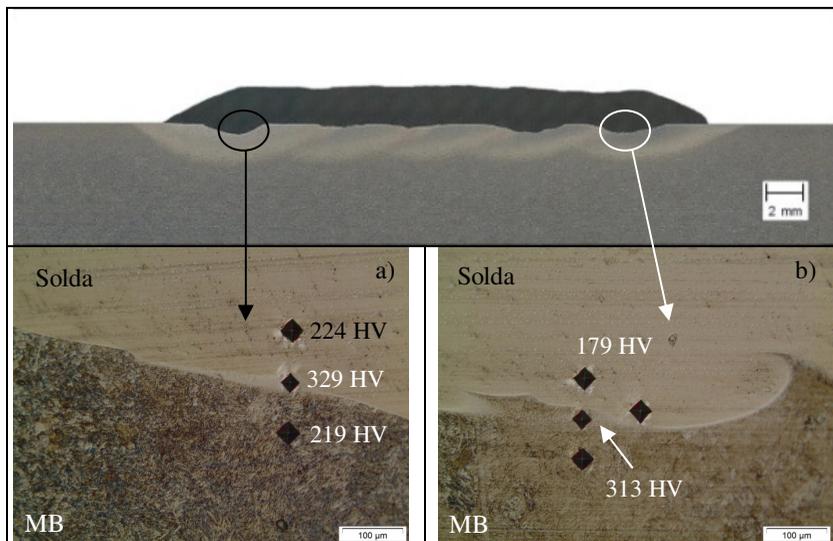
Embora a busca incessante pela redução dos níveis de diluição e de reforço, associadas à molhabilidade do cordão de solda depositado tenha se caracterizado como uma das principais metas ao longo do desenvolvimento deste trabalho, o que se verificou em situações práticas, foi que a combinação de revestimentos com reforços superiores a 2 mm e diluição mínima (tendendo a zero) são incompatíveis,

apresentando a ocorrência de falta de fusão nos durante a deposição dos cordões subsequentes, conforme pode ser observado na figura 4.66. Uma possível solução para esse problema pode ser obtida mediante operações de oscilação da tocha (tecimento), onde reforços ainda menores podem, em tese, serem obtidos, permitindo maior atuação do arco sobre o metal de base. Porém o emprego desta técnica foge aos escopos previstos na realização deste trabalho.



**Figura 4.66: Interface da linha de fusão de um revestimento fabricado na posição vertical descendente em tubo com: IM= 140A, VS= 30 cm/min e AA=90°. Respostas: D= 1% e R= 3,0mm. Carga de microdureza: 0,2 kgf.**

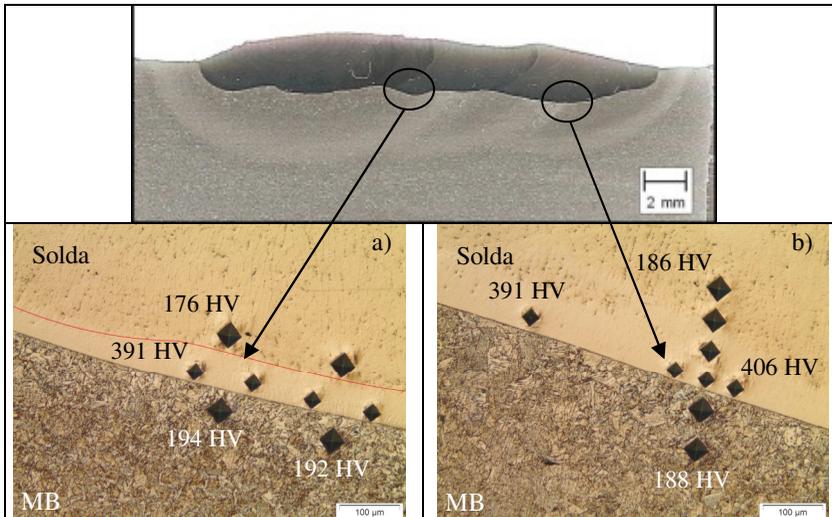
A figura 4.67 apresenta um revestimento fabricado pelo processo MIG/MAG pulsado, com a associação de parâmetros de soldagem que resultaram em níveis de diluição de 13%. Embora em níveis de diluição ligeiramente superiores aos indicados nos revestimentos das figuras 4.65 e 4.66, não foram observadas a formação das ZPD nestes revestimento. Aliás, dentre todos os revestimentos confeccionados pelo processo de soldagem MIG/MAG pulsado, não foi observada a formação de microestrutura martensítica na interface da linha de fusão, possivelmente pelos baixos níveis de diluição impostos por este processo de soldagem.



**Figura 4.67: Interface da linha de fusão de um revestimento fabricado na posição plana com: IM= 140A, VS= 40 cm/min e AA=115°. Respostas: D=13% e R= 2,1mm. Carga de microdureza: 0,2 kgf.**

A figura 4.68 apresenta um revestimento depositado pelo processo de soldagem GTAW alimentado. Neste processo, a fonte de calor (arco) atua de forma independente da adição de material, diferentemente do processo MIG/MAG pulsado. Desta forma, foram ajustados parâmetros de soldagem, de forma que a maior potência do arco fosse destinada a fusão do material de base. Como resultado, foram obtidos níveis de diluição superiores a 70%, e a caracterização microestrutural da interface da linha de fusão apresenta a formação das ZPDS de forma contínua, com níveis de microdureza superiores a 400HV.

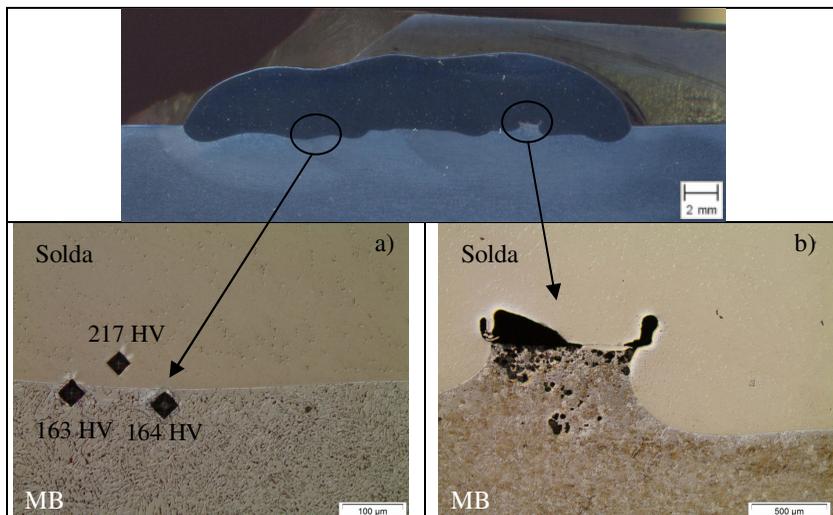
Além da obtenção de níveis de diluição extremamente elevados, buscou-se também a confecção de um revestimento pelo processo GTAW alimentado com níveis de diluição mais baixos. Para tanto, foram ajustados os parâmetros de processo, de forma que a maior parcela da potência gerada pelo arco fosse consumida para fusão do metal de adição, conforme pode ser observado na figura 4.69 a seguir.



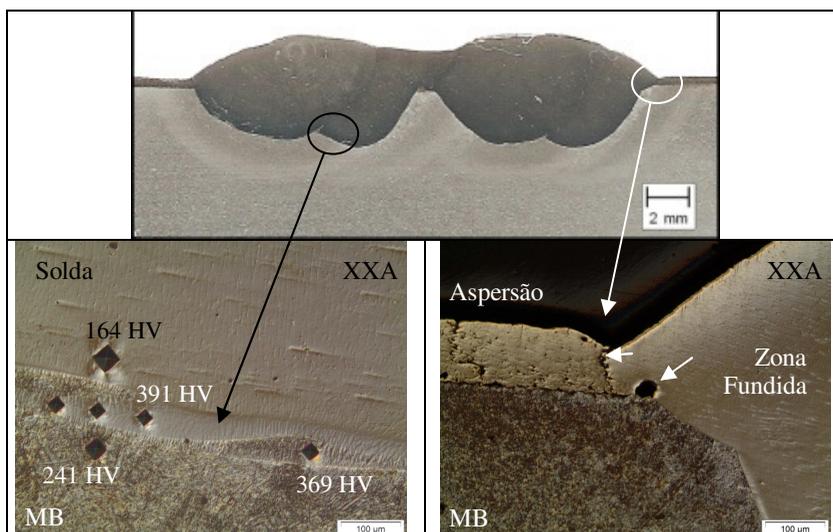
**Figura 4.68: Interface da linha de fusão de um revestimento fabricado na posição plana: IM= 240A, VS= 15 cm/min e VA = 1m/min, AE=40°. Respostas: D= 73% e R= 1,2mm. Carga de microdureza: 0,2 kgf.**

Como resultado, obteve-se níveis de diluição em torno de 18%, razoáveis para a fabricação deste tipo de revestimento, sendo que não foi observada a formação de ZPDs na interface da linha de fusão. Entretanto, foi observada falta de fusão de material base entre os cordões de solda, comprometendo fortemente o revestimento fabricado.

A figura 4.70 apresenta a tentativa de confecção de um revestimento, pelo processo GTAW alimentado, sobre uma camada aspergida de níquel previamente depositada por aspersão térmica a arco. Ao ser comparado com o revestimento da figura 4.66, que foi fabricado com os mesmos parâmetros de soldagem, verifica-se que uma ligeira redução dos níveis de diluição pode ser atribuída à presença da camada aspergida. Em contrapartida, a formação das ZPDs continua sendo observada e problemas associados aos defeitos provenientes da camada aspergida, que foi refundida e incorporada ao metal de solda como porosidades, trincas e deslocamento comprometem fortemente a integridade estrutural do revestimento confeccionado.



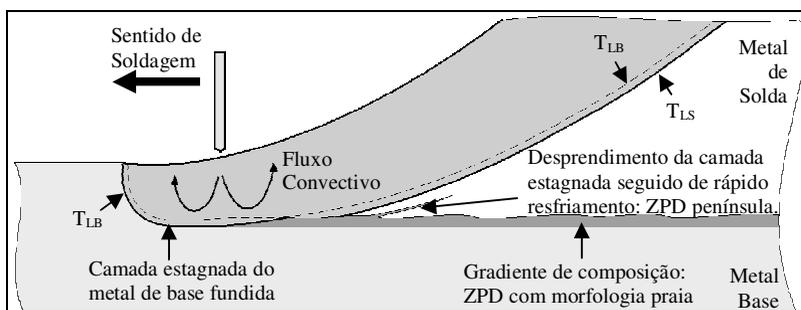
**Figura 4.69:** Interface da linha de fusão de um revestimento fabricado na posição plana: IM= 200A, VS= 10 cm/min e VA = 3m/min, AE= 40°. Respostas: D= 8% e R= 4mm. Carga de microdureza: 0,2 kgf.



**Figura 4.70:** Interface da linha de fusão de um revestimento fabricado na posição plana: IM= 240A, VS= 15 cm/min e VA = 1m/min, AE= 40°. Respostas: D= 65% e R= 1,8mm. Carga de microdureza: 0,2 kgf.

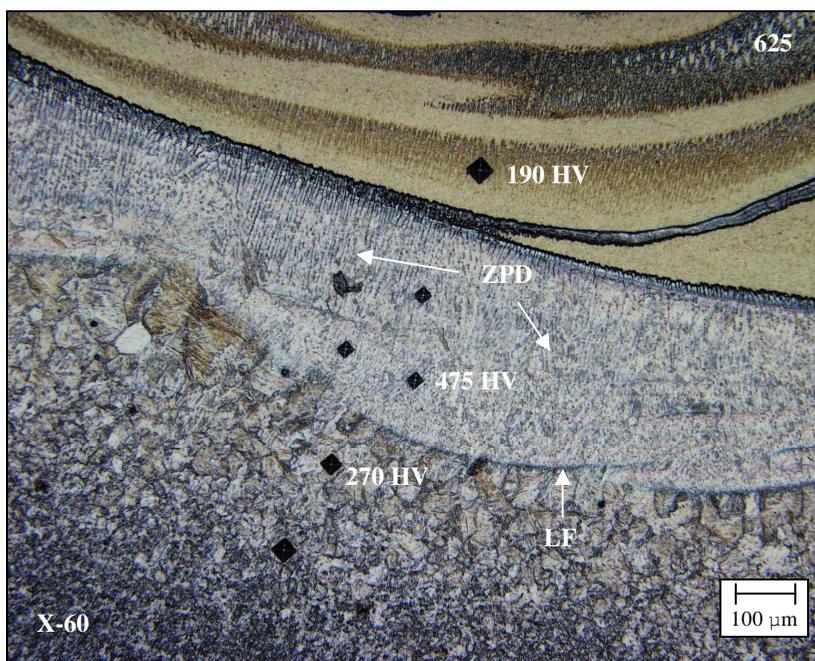
YANG, K. e Kou, S., (2007) desenvolveram um modelo esquemático para a ocorrência de macrosegregação a partir da linha de fusão em soldas de metais dissimilares, conforme pode ser observado na ilustração da figura 4.71. Com base nos resultados obtidos ao longo da realização deste trabalho, fica, portanto, evidente, que a formação das ZPD ocorre em duas morfologias distintas:

1. A primeira delas, ocasionada pela mistura/diluição incompleta devido a uma relativa inconsistência dos movimentos convectivos na camada estagnada situada sobre a interface da linha de fusão, em pontos específicos e discretos no cordão de solda, conforme identificado por DOODY, (1992) KEJELIN, (2006) e SILVA, (2011). O fato da temperatura “*liquidus*” do material de base ( $T_{LB}$ ) ser maior que a do material de solda ( $T_{LS}$ ), associado à insuficiência localizada dos movimentos convectivos, resulta no despreendimento sem homogeneização de parte da camada estagnada seguido de rápida solidificação, tendo como consequência a formação de ZPD com a morfologia de “*baías ou penínsulas*”, conforme indicado nas figuras 4.60 e 4.71.
2. A segunda, e mais crítica por serem sítios preferenciais para nucleação e propagação de microtrincas (conforme abordado no item 2.4), ocorre de forma contínua ao longo da linha de fusão, com mais frequência em soldas depositadas sob maiores níveis de diluição global (maior quantidade de metal de base fundido), resultando na formação de ZPD com morfologia de praia, conforme destacado na figura 4.71. Embora não sejam perfeitamente entendidos os mecanismos de formação da ZPD com a morfologia de “*praia*”, duas considerações são apresentadas para a obtenção do gradiente de composição química nessa região: **a)** difusão no estado líquido (menos provável devido às taxas de resfriamento em soldagem); e **b)** macrosegregação de soluto nos transientes iniciais de solidificação, onde, nesses casos as ZPD apresentam-se em maiores espessuras (100- 200  $\mu\text{m}$ ) e extensões maiores que 1mm. A figura 4.72 apresenta um exemplo típico de ZPD formada na interface da linha de fusão com a morfologia de praia preservando a existência dos grãos colunares nesta região, sugerindo segregação dos elementos de liga durante a fase inicial de solidificação da zona fundida.



**Figura 4.71: Mecanismos de formação das ZPD.**

Fonte: Adaptado de YANG, K. e Kou, S., (2007).



**Figura 4.72: Formação de ZPD contínua ao longo da linha de fusão na soldagem de um aço API 5L X-60 com Inconel 625.**

Fonte: KEJELIN, (2006).

## 4.6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

### 4.6.1 Com relação ao processo GTAW alimentado

A soldagem pelo processo GTAW com alimentação de arame frio sem emprego do tecimento resulta, como característica inerente, na fabricação de revestimentos com níveis de diluição acima da faixa de 15%, o que é atualmente contornado na indústria pela deposição de mais de uma camada de revestimento.

Embora tenha se concentrado esforços para a redução dos níveis de diluição, a alimentação de arame em velocidades excessivas visando a obtenção de soldas com níveis de diluição abaixo de 10% promove o desbalanceamento energético entre fusão do arame e fusão do metal de base, sendo negligenciada a fusão de material de base, podendo ocasionar problemas de falta de fusão.

Por outro lado, trata-se de um processo robusto, onde uma vez associados, de forma correta, os parâmetros de soldagem, a integridade estrutural tende a ser mantida devido à reprodutibilidade das características geométricas dos revestimentos fabricados.

### 4.6.2 Com relação ao processo FCAW

Este processo se caracteriza como o mais simples dentre os processos de soldagem utilizados, apresentando características satisfatórias no que diz respeito à sua aplicabilidade. Entretanto, requer altas velocidades de alimentação de material se comparado ao processo MIG/MAG pulsado, que se traduz num maior consumo de material, deposição de soldas com maior reforço, e níveis de diluição acima dos 15%.

### 4.6.3 Com relação ao processo GMAW pulsado

A soldagem de revestimento de aços comum C-Mn com superligas a base de níquel Inconel 625 pelo processo P-GMAW é tecnicamente viável, inclusive em baixas correntes de soldagem, proporcionando níveis de diluição e de espessuras tão baixos quanto 1% e 2 mm, respectivamente. Todavia, a correta seleção dos parâmetros de soldagem e, principalmente, do gás de proteção é fundamental para a utilização da técnica.

Gases de proteção constituídos de argônio puro, ou mesmo misturas Argônio-Hélio não devem ser empregados no modo de

transferência pulsado deste material de adição. A utilização da mistura Argônio e 25% de gás carbônico é possível de ser empregada, porém, existe uma interação entre o carbono presente no gás de proteção com certos elementos de liga que constituem o metal de adição, que pode promover o aumento da dureza e a redução da resistência à corrosão nos revestimentos fabricados. Recomenda-se, para a soldagem P-GMAW com arames de Inconel 625, a utilização da mistura binária de Argônio e 5% de hidrogênio, a qual proporciona excelentes níveis de molhabilidade e baixa diluição dos cordões depositados.

Embora bastante pequenos para o processo de soldagem de revestimento P-GMAW, reforços de 2 mm associados a níveis de diluição de 1% promoveram a falta de fusão do revestimento depositado pelos subsequentes passes. A falta de fusão durante a fabricação de um revestimento soldado é um defeito inaceitável sob qualquer aspecto, e desta forma, é fortemente recomendada, para o processo MIG/MAG pulsado, a adoção de procedimentos que garantam níveis de diluição de no mínimo 3%, a fim de satisfazer este critério.

#### **4.6.4 Com relação ao amantejamento por aspersão térmica**

Embora o amantejamento prévio tenha atendido as expectativas com relação ao problema de diluição excessiva, se observou falta de reprodutibilidade geométrica dos cordões depositados, além da manutenção de defeitos como porosidades e falta de fusão oriundos da camada aspergida, juntamente com uma redução significativa da molhabilidade, com conseqüente redução da largura, dos cordões de solda.

Até o presente momento, a utilização da aspersão térmica à chama e sua posterior incorporação através do processo de soldagem não se mostrou uma alternativa eficaz na confecção dos revestimentos, ficando evidente a necessidade de mais pesquisas até a obtenção de uma metodologia eficaz que aproveite os benefícios de ambas as técnicas.

#### **4.6.5 Com relação a utilização da metodologia de superfícies de resposta**

A utilização da metodologia de superfície de respostas para a otimização dos parâmetros de soldagem se mostrou uma técnica eficaz para a previsão da geometria dos cordões de solda em função das variáveis de estudo, apresentando resultados consistentes e além de tudo, confiáveis. Verificou-se que os efeitos de interação dos parâmetros

de soldagem (fatores) têm considerável influência sobre a geometria dos cordões de solda, e seus efeitos não podem ser negligenciados, comumente se faz em planejamentos experimentais que variam um fator por vez.

Os parâmetros previamente selecionados mostraram-se, na maioria dos casos, significativos ao processo, o que indica que o estudo inicial de escolha dos mesmos, bem como as faixas de trabalho, também foram eficazes. Com relação à otimização do processo, verifica-se que podem ser combinados ganhos de produtividade com as especificações técnicas determinadas neste trabalho, frente às atualmente utilizadas, podendo-se obter um ganho considerável através da redução do reforço, que influencia diretamente na quantidade consumida de metal de adição.

#### **4.6.6 Com relação à formação das zonas parcialmente diluídas**

Observou-se que a formação destas regiões ocorre através de dois mecanismos distintos:

1. O primeiro deles se atribui a falhas locais dos movimentos convectivos na camada estagnada de material de base fundido não misturado, resultando na formação de microestrutura martensítica com um aspecto discreto em pontos específicos da linha de fusão.
2. O segundo, e mais crítico por se apresentar com maior espessura e sob uma forma contínua, se forma por mecanismos de macrosegregação de soluto durante os transientes iniciais de solidificação, devido à menor temperatura de solidificação do metal de adição quando comparado ao metal base, bem como devido às diferentes estruturas de solidificação, sendo mais comumente encontradas em soldas depositadas com maiores níveis de diluição.



## 5 CONCLUSÕES

De acordo com os resultados obtidos e apresentados neste trabalho e levando em conta os aspectos de fabricação (com diferentes processos de soldagem empregados) e de metalurgia da soldagem nos revestimentos de aços C-Mn com superligas a base de níquel é possível concluir que:

### Aspectos de fabricação:

- É possível depositar revestimentos pelo processo GTAW em apenas uma camada com níveis de diluição abaixo de 10% a partir do aumento da taxa de alimentação de arame.
- O aumento exacerbado da taxa de alimentação de arame provoca um desbalanceamento energético, dificultando a atuação do arco sobre o metal de base, reduzindo a penetração e a diluição.
- A combinação de elevadas taxas de alimentação de arame e ausência de tecimento pode resultar em falta de fusão.
- O processo FCAW se mostrou como mais simples e com melhor capacidade de adequação dos parâmetros de soldagem se comparado ao processo GMAW pulsado, porém com maior consumo de material e maior espessura do revestimento fabricado.
- A soldagem GMAW pulsado permite a deposição de revestimentos em camada única com níveis de diluição inferiores a 5%, e reforços tão baixos quanto 2 mm, resultando na garantia de resistência a corrosão com baixo consumo de material, desde que utilizada a mistura Ar-5% $H_2$  como gás de proteção.
- Para a minimização dos níveis de diluição e de reforço na soldagem GMAW pulsado, deve ser associada baixa potência de arco com a posição de soldagem vertical descendente.
- No processo GMAW, o emprego de gases inertes Argônio puro e Ar-25%He não satisfaz as características de molhabilidade necessárias aos cordões de solda para revestimento no modo de transferência pulsado.
- O emprego de gás ativo, constituído de Ar-25% $CO_2$  propiciou a obtenção de soldas com níveis satisfatórios de molhabilidade. Todavia, ensaios de corrosão por imersão e ensaios de microdureza mostraram que existe uma interação entre o carbono

proveniente do gás e o revestimento, elevando a perda de massa e os níveis de microdureza quando comparado aos revestimentos fabricados com gases inertes.

- Assim como no processo GTAW, a fabricação de revestimentos pelo processo GMAW em níveis de diluição muito baixos pode ocasionar falta de fusão (dependendo do reforço e da penetração).
- O uso do amanteigamento por aspersão térmica não se mostrou adequado, por ocasionar a contaminação do eletrodo, instabilidade de arco e a manutenção de defeitos provenientes da camada aspergida.
- A utilização do planejamento de experimentos através da metodologia de superfície de respostas se mostrou de grande aplicabilidade para a otimização dos parâmetros de soldagem na confecção de revestimentos.
- Foi possível a obtenção de modelos matemáticos para cada uma das respostas de interesse os quais resultaram numa melhor avaliação dos efeitos dos parâmetros de processo e suas interações, permitindo inclusive a previsão das características geométricas dentro de uma ampla faixa experimentada.

#### Aspectos de metalurgia da soldagem:

- Com relação às características metalúrgicas da interface revestimento/substrato, observou-se que as zonas parcialmente diluídas (ZPD) ocorreram principalmente em soldas depositadas com maiores níveis de diluição, apresentando-se em duas morfologias distintas: 1) morfologia de praias e 2) morfologia de baías ou penínsulas.
- A morfologia de baías ou penínsulas ocorre a partir de um mecanismo de insuficiência dos fenômenos convectivos na poça de fusão, resultantes do desprendimento de uma camada estagnada de material de base fundida e não misturada, a qual se solidificou rapidamente devido a maior temperatura de fusão em relação ao metal de solda.
- A morfologia de praia ocorre principalmente por mecanismos de segregação de soluto, que por sua vez está associada à diferença entre as temperaturas de solidificação dos metais de base e de adição, bem como às diferentes estruturas de solidificação destes metais ( $\alpha$  e  $\gamma$ , respectivamente).

- Enquanto a ocorrência da morfologia de baías ou penínsulas se mostrou de forma discreta, a morfologia de praias se mostrou com um aspecto contínuo ao longo da linha de fusão, atuando como sítios preferenciais para a nucleação e propagação de trincas.

## 6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Realizar um estudo, mais amplo, de caracterização da interface contendo as ZPD formadas por segregação de soluto durante o início da solidificação através de técnicas de microscopia eletrônica de varredura e transmissão, bem como através da técnica EBSD (difração de elétrons retroespalhados);
- Realizar ensaios de revestimento de aços comuns C-Mn com Inconel 625 através do processo MIG/MAG robotizado com gás de proteção Ar-5% $H_2$ , implementando a variável oscilação da tocha (tecimento);
- Avaliar e otimizar os parâmetros de soldagem de revestimento de aços comuns C-Mn com Inconel 625 através dos processos GTAW Hot Wire, plasma hot wire e plasma pó robotizados;



## REFERÊNCIAS

- 1 ASME IX. Qualification Standard for Welding and Brazing Procedures, Welders, Brazers and Welding and Brazing Operator. 2007, July 1.
- 2 Aspersão térmica: Fundamentos e aplicações. C.C. Lima, R. Trevisan, Artliber editora, São Paulo 2001.
- 3 ASTM. C633: Standard Test Method for Adhesion os Cohesive. Strength of Flame-Sprayed Coatings. 1979. pp652-656.
- 4 BAESLACK, W. A.; LIPPOLD, J. C.; SAVAGE, W. F. Unmixed Zones Formation in Austenitic Stainless Steel. Welding Journal, June 1979.
- 5 BARROS NETO, B., SCARMINIO, I.S., BRUNS, R.E. Planejamento e otimização de experimentos. Campinas: Editora da UNICAMP, 1995. 303 p.
- 6 DÍAZ, Víctor Manuel Vergara. Inovação do Equipamento e Avaliação do Processo Plasma de Arco Transferido Alimentado com Pó (PTAP) para Soldagem Fora de Posição. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2010.
- 7 DOODY, Thomas. Intermediate Mixed Zones in Dissimilar Metal Welds for Sour Service. Welding Journal, March 1992.
- 8 EASTERLING, Kenneth. Introduction to the Physical Metallurgy of Welding. Butterworths Monographs in Materials, London, 1991.
- 9 FOLKHARD, Erich. Welding Metallurgy of Stainless Steels. Springer-Verlag Wien New York, 1988. 279p.
- 10 FREIRE, F. Avaliação de revestimentos aplicados por aspersão térmica para proteção contra o desgaste de ponteiros de risers. Dissertação de Mestrado – Depto. Eng. Mecânica, UFSC, Florianópolis/SC, 2002.
- 11 HENKE, Sérgio L. Desenvolvimento de Procedimento de Soldagem do Aço Inoxidável Martensítico Macio Tipo CA-6NM sem Tratamento Térmico Posterior. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1998.
- 12 HULSIZER, Philip. N., inventor; WELDING SERVICES, INC. Assignee. Dual Pass Weld Overlay Method and Apparatus. United States Patent US006013890A. 2000 Jan 11.
- 13 IODS - Weld Cladding, Pipe Cladding, Clad Pipe Fittings and Fabrication Disponível em: <<http://www.offshore-technology.com/contractors/pipes/iods/iods1.html>>. Acesso em: 19 mar. 2012.
- 14 IRSID. Courbes Durete Parametre de Refroidissement en Conditions de Soudage Recueil Etabli a L'IRSID. Publication de L'institute de Recherches de la Siderurgie Française, 1977.
- 15 KEJELIN, Norton Z. Influência dos Parâmetros de Soldagem na

- Formação de Zonas Parcialmente Diluídas em Soldas de Metais Dissimilares. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Materiais) Programa de Pós-graduação em Engenharia de Materiais, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2006.
- 16 KEJELIN, Norton Z.; BUSCHINELLI, A.J.A.; POPE, Alexandre M. Effects of Welding Parameters on the Partially Diluted Zones Formation at Dissimilar metal Welds. Anais do 18th International Congress of Mechanical Engineering – COBEM, Ouro Preto – MG, novembro de 2005.
  - 17 KELLER, Howard Derrick.; PRINCE, Joseph Riley. Weld Overlay System. United States Patent US006781083B1. 2004 Aug 24.
  - 18 Kim, H.J., Hwang, S.Y., Lee, C.H., Juvanon, P. Assessment of WELDING.
  - 19 KOU, Sindo. Welding Metallurgy. John Wiley e Sons, 2nd ed. New Jersey, United States, 2003.
  - 20 Kudinov, V.V. Plasma coatings. Moscou, Rússia, 1977.
  - 21 LEVINE, David M. BERENSON, Mark L. STEPHAN, David Estatística.: teoria e aplicações usando microsoft® excel em português. Rio de Janeiro: LTC, c2000. 1 CD-ROM
  - 22 LUNDIN, C. D. Dissimilar Metal Welds – Transition Joints Literature Review. Welding Journal, February 1982.
  - 23 McPherson, R., Cheang, P. Microstructural Analysis of Ni-Al Plasma Sprayed Coatings. 12th international thermal spraying conference, London, UK, 1989.
  - 24 MILLS, K. C. et al. Marangoni effects in welding. In: PHIL. TRANS. R. SOC. LOND., vol 356, 1998, p.911-925.
  - 25 MONDENESI, Paulo J. Soldabilidade dos Aços Inoxidáveis. Escola SENAI “Nadir Dias Figueiredo”. Centro Nacional de Tecnologia em Metalurgia. Osasco – SP, 2001.
  - 26 MONTGOMERY, Douglas C. Design and analysis of experiments. 2nd ed. New York: J. Wiley, c1984. 538p. ISBN 0471889083.
  - 27 MONTGOMERY, Douglas C.; RUNGER, George C. Estatística aplicada e probabilidade para engenheiros. 2. ed. Rio de Janeiro: LTC, c2003. 463p. ISBN 8521613601
  - 28 NELSON, W. T. LIPPOLD, J. C. Nature and Evolution of the Fusion Boundary in Ferritic-Austenitic Dissimilar Metal Welds – Part 2: On Cooling Transformations. American Welding Society. October, 2000.
  - 29 NILO JUNIOR, L. P. OTIMIZAÇÃO DE UM PROCESSO DE SOLDA MIG/MAG PARA APLICAÇÃO NA INDÚSTRIA AUTOMOBILÍSTICA ATRAVÉS DA UTILIZAÇÃO DA TÉCNICA DO PROJETO E ANÁLISE DE EXPERIMENTOS. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Produção). Universidade Federal de Itajubá. 2003.
  - 30 NIÑO, C. E. Especificação de procedimentos de reparo por soldagem

- sem tratamento térmico posterior: efeito de revenimento produzido pelos ciclos térmicos. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis. 2001.
- 31 NETO, B., SCARMINIO, I.S., BRUNS, R.E. Planejamento e otimização de experimentos. Campinas: Editora da UNICAMP, 1995. 303 p.
  - 32 NOVICKI, Nilceu. 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. Florianopolis, SC, 2008. 177 p. Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
  - 33 OLDEN, Vigdis et. al. The Effect of PWHT on the Material Properties and Micro Structure in Inconel 625 and Inconel 725 Buttered Joints. Proceedings of OMAE 2003: the 22nd International Conference on Offshore Mechanics & Arctic Engineering. Cancun, Mexico 8-13 June 2003.
  - 34 OLIVEIRA, Moisés Alves. Estudo da Soldagem Plasma com Alimentação Automática de Arame para Aplicação em Revestimentos Metálicos. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2001.
  - 35 OMAR, A. A. Effects of Welding Parameters on Hard Zone Formation at Dissimilar Metal Welds. Welding Journal, February 1998.
  - 36 ORNATH, F. et. al. Weld Pool Segregation During the Welding of Low alloy Steels with Austenitic Electrodes. Welding Journal, November 1981.
  - 37 PALANI, P. K., MURUGAN, N. Optimization of Weld Bead Geometry for Stainless Steel Claddings Deposited by FCAW. Journal of Materials Processings Technology 190 (2007) 291-299.
  - 38 PAREDES, R. S. C. Estudo de revestimentos de alumínio depositados por três processos de aspersão térmica para proteção do aço contra a corrosão marinha. Tese de Doutorado – Depto. Eng. Mecânica, UFSC, Florianópolis/SC, 1998.
  - 39 Pawlowski, L. The Science and Engineering of Thermal Spray Coatings. John Wiley & sons, England, 1995.
  - 40 PEREZ, Guber E. G. Estabelecimento de Critérios para Evitar a Perfuração na Soldagem de Tubulações de em Operação de pequena Espessura. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2005.
  - 41 POPE, Alexandre M. Tenacidade à Fratura de Juntas Soldadas de Aços Dissimilares. I ENSOLD\_Encontro Técnico de Soldagem. Rio de

- Janeiro, 2004.
- 42 POPE, Alexandre Meireles. Comunicação Particular. Outubro 2004.
  - 43 REBELLO, J. M. Constituintes microestruturais de soldas de aços C-Mn baixa liga. Soldagem & Materiais, Rio de Janeiro, v. 1, p. 1-11, 2004.
  - 44 RIBEIRO, Hélio Ormeu. Desenvolvimento de Ligas para Revestimentos por PTA Resistentes à Cavitação. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2010.
  - 45 ROWE, M. D. Hydrogen-Induced Cracking Along the Fusion Boundary of Dissimilar Welds. Welding Journal, February 1999.
  - 46 SANTOS, L.A. Condução de Calor na Soldagem com Pulsação Térmica. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2001.
  - 47 SAVAGE, W. F., NIPPES, E. F., and SZEKERES, E. S.. A study of fusion boundary phenomena in a low alloy steel. Welding Journal 55: 260-s to 268-s. 1976.
  - 48 SILVA, Cleiton Carvalho. Revestimentos de ligas de níquel depositadas pelo processo GTAW com alimentação de arame frio - aspectos operacionais e metalúrgicos. Tese (Doutorado em Engenharia de Materiais) Programa de Pós-graduação em Engenharia de Materiais e Metalúrgica, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2011.
  - 49 SILVA, Régis Henrique Gonçalves. Inovações em Equipamentos e em Parametrização no Processo de Revestimento por Plasma-Pó (PTA-P). Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2010.
  - 50 SCHIEFLER, M. F. O. Estudo microestrutural e eletroquímico de diferentes revestimentos metálicos aspergidos para proteção do aço contra corrosão marinha. Tese de Doutorado – Depto. Eng. Mecânica, UFSC, Florianópolis/SC, 2004.
  - 51 Surface and coatings technology, Interface Steffens, H.D., Wielage, B., Drozak, J., Phenomena and Bonding Mechanism of Thermally Sprayed Metal and Ceramic Composites. 45, pp 299-308. 1991
  - 52 The ABCs of thermal spraying. The American Welder (a supplement of Welding Journal), pp. 16-18, nov-dec 2000.
  - 53 Thermal spray-industry in transition. Advanced Materials & process. V5, 1993 pp50-61. Thorpe, M.L.
  - 54 VETCO GRAY NORWAY (Subsidiária da VETCO International Limited). Cracking of Weld Inlaid & Induction Bent Carbon Steel Pipe. Estudo de caso, outubro de 2005.
  - 55 WANG, Zhihui. Study of the Martensite Structure at the Weld Interface and the Fracture Toughness of Dissimilar Metal Joints. Welding

- Journal, August 1993.
- 56 Wear Performance of Flame Sprayed and Fused Ni-based Coatings. Surface & Coatings technology, 172, pp 262-269, 2003.
  - 57 WELDING HANDBOOK – MATERIALS AND APLICATIONS – PART 1. v.3 – 8th edition. American Welding Society. Miami, Fl. 1998. 526 p.
  - 58 WELDING HANDBOOK – MATERIALS AND APLICATIONS – PART 2. v.4 – 8th edition. American Welding Society. Miami, Fl. 1998. 621 p.
  - 59 YANG, K., KOU, S. Fusion-Boundary Macrosegregation in Dissimilar-Filler Welds. Welding Journal. October, 2007.