



UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ  
CENTRO DE TECNOLOGIA  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA METALÚRGIA E DE MATERIAIS  
PROGRAMA DE PÓS GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA E CIÊNCIA DE MATERIAIS

KAMILLA GILÓ SANTIAGO

ESTUDO DA VIABILIDADE ECONÔMICA DE REVESTIMENTOS COM AS LIGAS  
DE NÍQUEL AWS ERNiCrMo - 3 E AWS ERNiCrMo - 4 EM CHAPAS DE AÇO ASTM  
GR60 PELO PROCESSO MIG/MAG DUPLO ARAME

Fortaleza

2013

**KAMILLA GILÓ SANTIAGO**

ESTUDO DA VIABILIDADE ECONÔMICA DE REVESTIMENTOS COM AS LIGAS  
DE NÍQUEL AWS ERNiCrMo - 3 E AWS ERNiCrMo - 4 EM CHAPAS DE AÇO ASTM  
GR60 PELO PROCESSO MIG/MAG DUPLO ARAME

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciências de Materiais como parte dos requisitos para obtenção do título de mestre em Engenharia e Ciência de Materiais.

Área de concentração: Propriedades físicas e mecânicas dos materiais.

Orientador: Prof. Dr. Marcelo Ferreira Motta

Fortaleza

2013

KAMILLA GILÓ SANTIAGO

ESTUDO DA VIABILIDADE ECONÔMICA DE REVESTIMENTOS COM AS LIGAS  
DE NÍQUEL AWS ERNiCrMo - 3 E AWS ERNiCrMo - 4 EM CHAPAS DE AÇO ASTM  
GR60 PELO PROCESSO MIG/MAG DUPLO ARAME

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciências de Materiais como parte dos requisitos para obtenção do título de mestre em Engenharia e Ciência de Materiais.

Área de concentração: Propriedades físicas e mecânicas dos materiais.

Aprovada em \_\_\_/\_\_\_/\_\_\_

BANCA EXAMINADORA

---

Prof. Dr. Marcelo Ferreira Motta (Orientador)  
Universidade Federal do Ceará (UFC)

---

Prof. Dr. Cleiton Carvalho Silva  
Universidade Federal do Ceará (UFC)

---

Prof. Dr. Jair Carlos Dutra  
Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC)

Ao Sagrado Coração de Jesus.  
Aos meus Pais, Magna e Arnaldo.  
Aos meus irmãos, Arthur e Darlan.

## AGRADECIMENTOS

À Deus, que não se importou com os deslizes da minha fé, e mesmo quando tive medo, dúvida e não acreditei que seria possível, mostrou seu infinito amor e misericórdia realizando aos meus olhos vários milagres e fazendo o impossível em minha vida.

Ao meu pai Arnaldo, por tanto sacrifício em prol da minha formação e de meus irmãos, e a minha mãe Magna por ter edificado e sustentado nossa família nos ensinamentos de Deus.

Aos meus irmãos Arthur e Darlan pelo encorajamento e carinho que me dedicam em todos os momentos de minha vida.

A toda minha família, em especial ao meu avô Antônio do Nascimento Giló (*in memorian*) por ter me deixado seus grandes exemplos de força e generosidade, me dando a honra de compartilhar e realizar o sonho de ser engenheiro.

Ao meu namorado Aloyzio, pelo seu amor bondoso, paciente e compassivo, que não apenas deseja a minha felicidade, mas a faz.

Ao Professor Dr. Marcelo Ferreira Motta, a quem declarar apenas minha admiração não é suficiente, no mínimo dedico minha gratidão, por ter persistido, acreditado, confiado, e nos momentos de dificuldades desse trabalho, que não foram poucos, ter me indicado à direção a seguir, conforme a etimologia da palavra “orientador”.

Ao laboratório de Engenharia de Soldagem – ENGESOLDA e aos professores Cleiton Silva e Hélio Miranda pelas colaborações e incentivo no desenvolvimento desse trabalho e ao professor Willys Aguiar pelos conhecimentos repassados e pelos grandes exemplos de sabedoria.

A todos os professores do programa de pós-graduação de engenharia e ciência de materiais.

Aos grandes amigos conquistados nesses anos de ENGESOLDA: Rafaella Silva, Julianne Ribeiro, Carolyn Gomes, Marcela Rocha, Edvan Miranda, George Luiz, Wellison Tavares, Everton Nunes, George Matos, Adroaldo Filho, Antônio Rodolfo, Pedro Helton e Felipe Brito.

À todos os bolsistas do ENGESOLDA, em especial Guilherme Gadelha, Jamil Nobre e Igor Vasconcelos, ao Engenheiro Eduvânio Machado, e ao doutorando Edson Pessoa pela colaboração nesse trabalho.

Ao Laboratório de caracterização de materiais – LACAM e ao Laboratório de Corrosão – LABCOR pelo apoio e disponibilidade dos equipamentos para análise de microscopia e de corrosão.

A Capes e ao CNPQ pelo incentivo fornecido para realização desse trabalho.

“A cruz Sagrada seja a minha luz”  
(São Bento)

## RESUMO

A soldagem de revestimentos de ligas de níquel é utilizada pelas indústrias de petróleo e gás como opção de construção e reparo de estruturas e equipamentos submetidos em ambiente de condições severas com o intuito de apresentar desempenhos necessários de resistência à corrosão. Muitos trabalhos foram desenvolvidos com superligas de níquel AWS ERNiCrMo-3, AWS ERNiCrMo-4 e AWS ERNiCr-Mo14, para avaliar resistências à corrosão e a última se mostrou bem superior, porém o seu custo também é bem mais elevado que as outras duas. Assim, o trabalho vem aliar a alta produtividade do processo de soldagem MIG/MAG – DA através da soldagem de revestimentos com as ligas AWS ERNiCrMo-3 e AWS ERNiCrMo-4 na intenção de se obter uma mistura que apresente tanto a composição química próxima a da liga AWS ER NiCr-Mo-14 como desempenho de resistência a corrosão, porém com menor custo. Estudos exploratórios foram realizados por meio de soldagem com simples deposição para determinação da faixa de velocidade de soldagem entre 50 e 100 cm/min, modo de operação da fonte em corrente constante pulsada e gás de proteção Argônio puro. Os revestimentos foram soldados com menor energia (7,5 kJ/cm), tecimento triangular, eletrodos posicionados um atrás do outro em relação a velocidade de soldagem e sem defasagem entre as correntes. Nessa etapa variou-se ângulo de ataque e o percentual de sobreposição dos cordões. A melhor condição apresentada foi menor diluição, 9,75%, e elevado reforço, 3,92 mm, sendo essa obtida utilizando-se a tocha inclinada de 15°, e sobreposições de 50%. A relativa baixa diluição encontrada e o elevado reforço reduziram a necessidade de uma segunda camada, o que torna o processo uma boa opção para operações de revestimento para indústria de petróleo e gás.

**Palavras – chave:** Soldagem MIG/MAG – duplo arame, superligas de níquel, custos direto de soldagem.



## ABSTRACT

Weld overlay's Nickel based alloy are used by the oil and gas industry as an option for construction and repair of structures and equipment subjected to severe environment conditions with the purpose to provide performance required like for corrosion resistance. Many works have been developed with Nickel based superalloys AWS ERNiCrMo-3, AWS ERNiCrMo-4 e AWS ERNiCrMo-14, evaluating among several characteristics the last alloy proved to be upper, but their cost is also higher than the other two. Therefore the present work intends to combine the high productivity of GMAW double wire for welding overlay applications using alloy with AWS ERNiCrMo-3, AWS ERNiCrMo-4 with the intention of obtain a mixture presenting both chemical composition similar to the AWS ER NiCrMo-14 such as corrosion resistance performance, but with less cost. Exploratory studies were performed by means of welding with simple deposition to determine the range of welding speed between 50 and 100 cm / min, the operating mode of the source constant current and pulsed pure argon shielding gas. The coatings were welded with low energy (7,56 kJ/cm), triangle weaving, electrodes positioned one behind the other in relation to the welding speed, without out of phase the currents. This step was varied angle of attack and the percentage of overlap the weld beads. The best condition was presented lower dilution, 9.75%, and a high thickness 3.92 mm and that obtained using the torch inclined at 15 ° and overlap of 50%. The relatively low dilution and high thickness found reduced the need for a second coating, which makes the process a good option for coating operations.

**Keywords:** MIG / MAG - double wire, nickel superalloys, direct costs of welding.

## LISTA DE EQUAÇÕES

Equação 1 - Cálculo da taxa de fusão.....	21
Equação 2 - Cálculo da taxa de deposição (kg/h).....	21
Equação 3 - Cálculo da eficiência de deposição em porcentagem.....	21
Equação 4 - Custo do gás por unidade de peso de metal depositado.....	21
Equação 5 - Custo de energia por unidade de tempo em R\$/kg.....	21
Equação 6 - Custo do arame eletrodo por metal depositado (R\$/kg).....	21
Equação 7 - Custo do soldador por unidade de peso depositado (R\$/kg).....	21
Equação 8 - Custo geral por unidade de peso depositado (R\$/kg).....	22
Equação 9 - Custo direto total por unidade de peso (R\$/kg).....	22
Equação 10 - Área depositada.....	26
Equação 11 – Cálculo da energia de soldagem.....	26
Equação 12 – Frequência de pulso.....	32
Equação 13 – Cálculo da corrente de base.....	32
Equação 14 - Cálculo do custo direto.....	49
Equação 15 - Custo direto do gás.....	50
Equação 16 - Custo do material direto.....	50
Equação 17 - Custo de mão de obra direta.....	50
Equação 18 - número de revestimentos soldados com a quantidade de gás.....	50
Equação 19 - número de revestimentos soldados com a quantidade de material direto.....	50
Equação 20 - número de revestimentos soldados com a quantidade de mão de obra direta.....	50

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - a) Um atrás do outro e b) Lada a lado.....	16
Figura 2 - Microsegregação dendrítica e indicação de análise EDS.....	19
Figura 3 - Equipamentos utilizados nos ensaios iniciais e exploratórios.....	23
Figura 4 - Equipamentos utilizados nos ensaios iniciais e exploratórios.....	23
Figura 5 - Banho ultratermostático utilizado para realização de ensaio de imersão em solução de cloreto de ferro segundo a norma ASTM G48.....	24
Figura 6 - Variáveis de respostas utilizadas.....	26
Figura 7 - Disposição dos eletrodos.....	27
Figura 8 - Tecimento triangular e duplo oito.....	27
Figura 9 - Sinal das correntes defasadas de 50%.....	27
Figura 10 - Figura do ângulo de ataque.....	27
Figura 11 - Localização das impressões de microdureza nas amostras.....	28
Figura 12 - Exemplos de defeitos nas soldagens com tensão constante e transferência goticular.....	29
Figura 13 - Efeito da variação do tipo de gás na largura do cordão dos ensaios preliminares com transferência curto-circuito.....	30
Figura 14 - Efeito da variação da DBCP na largura do cordão dos ensaios preliminares com transferência curto-circuito.....	30
Figura 15 - Fotos das seções transversais dos ensaios de gás 08 e 09 e respectivas repetição.....	31
Figura 16 – Efeito da variação do tipo de gás na diluição do cordão dos ensaios preliminares com transferência curto-circuito.....	31
Figura 17 – Efeito da variação do tipo de gás na penetração do cordão dos ensaios preliminares com transferência curto-circuito.....	31
Figura 18 - Exemplos de defeitos nas soldagens com tensão constante e transferência por curto circuito.....	31
Figura 19 - Mapeamento das regiões de transferência metálica para soldagem pulsada de aço inoxidável tendo como gás de proteção mistura ternária com 95%Ar-3%CO <sub>2</sub> – 2%N <sub>2</sub> .....	31
Figura 20 - Influência das variáveis de controle dos ensaios exploratórios sobre a diluição.....	39
Figura 21 - Influência das variáveis de controle dos ensaios exploratórios sobre a largura.....	39
Figura 22 - Influência das variáveis de controle dos ensaios exploratórios sobre o reforço.....	40

Figura 23 - Influência das variáveis de controle dos ensaios exploratórios sobre a penetração.....	40
Figura 24 - Influência das variáveis de controle dos ensaios exploratórios sobre a penetração.....	41
Figura 25 - Cordões de solda com corrente constante pulsada.....	41
Figura 26 - Análise de revestimentos a partir da variação do posicionamento dos eletrodos.....	42
Figura 27 - Aspecto superficiais dos revestimentos.....	43
Figura 28 - Seção transversal dos revestimentos de menores e maiores diluições...	46
Figura 29 - Variação da diluição nas soldagens dos revestimentos.....	46
Figura 30 - Variação do reforço nas soldagens dos revestimentos.....	46
Figura 31 - Relação Custo x Reforço x Diluição dos revestimentos.....	49
Figura 32 - Corpo de prova utilizado para análises microestrutural.....	56
Figura 33 - Imagem de MEV da interface metal de solda substrato e EDX de uma célula a região da interface e da região planar próximo da linha de fusão.....	56
Figura 34 - Imagens de MEV dos precipitados na interface metal de solda e substrato e da composição química por EBS.....	58
Figura 35 - Imagem de MEV e composição química por EDX das regiões dendríticas(RD) e interdendríticas (RI).....	58
Figura 36 - - Imagens de MEV dos precipitados no metal de solda e da composição química por EBS.....	60
Figura 37 - Varredura de microdureza para amostras G e I.....	60
Figura 38 - Microdureza média das amostras G e I.....	60
Figura 39 -Fotos dos pites nas amostras de maior diluição a) aumento de 50x. b) aumento de 5x. c) aumento de 20x.....	61
Figura 40 - Fotos do pite na amostra de menor diluição a) aumento de 5x. b) aumento de 50x. c) e d) aumento de 20x.....	61

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1- Propriedades Físicas dos elementos Ferro e Níquel.....	18
Tabela 2 - Composição química do aço ASTM A36.....	25
Tabela 3 - Composição química do aço A 516 GR60.....	25
Tabela 4 - Composição química dos arames-eletrodos.....	25
Tabela 5 - Combinação de velocidades e correntes de soldagens.....	27
Tabela 6 - Parâmetros das soldagens preliminares com transferência metálica curto-circuito.....	29
Tabela 7 - Variáveis de resposta para os ensaios preliminares com transferência curto-circuito.....	30
Tabela 8 - Valores de significâncias dos ensaios preliminares com transferência curto-circuito.....	30
Tabela 9 – Correntes e tempos de pico escolhidos para soldagens com corrente pulsada.....	31
Tabela 10 - Cálculo da frequência de pulso dos ensaios exploratórios.....	32
Tabela 11 - Parâmetros de pulso para soldagens exploratórias.....	32
Tabela 12—Ensaio exploratório utilizando Taguchi como método experimental.....	32
Tabela 13 - Características geométrica dos ensaios exploratórios.....	37
Tabela 14 - Nível de significância dos fatores de controle para a diluição.....	39
Tabela 15 - Nível de significância dos fatores de controle para a largura.....	39
Tabela 16 - Nível de significância dos fatores de controle para o reforço.....	40
Tabela 17 - Nível de significância dos fatores de controle para a penetração.....	40
Tabela 18 - Nível de significância dos fatores de controle para a penetração.....	41
Tabela 19 - Condição otimizada pelo método experimental Taguchi para menor diluição.....	41
Tabela 20 - Parâmetros de soldagem dos revestimentos.....	43
Tabela 21 - Características geométricas dos revestimentos.....	43
Tabela 22 - Valores de significâncias para os parâmetros de revestimento.....	46
Tabela 23 - Valores dos custos.....	46
Tabela 24 - Parâmetros obtidos nas soldagens dos revestimentos.....	47
Tabela 25 – Cálculo das taxas de deposição e fusão e da eficiência de deposição..	48
Tabela 26 - Taxas de custos dos revestimentos por quilograma depositado.....	48
Tabela 27 - Custo total direto calculado em relação taxa de deposição.....	48
Tabela 28 - Comparação custo do revestimento soldado com MIG/MAG com arame simples e MIG/MAG duplo arame.....	49
Tabela 29 - Dados utilizados nos cálculos diretos.....	51

Tabela 30 - Custo direto do gás de proteção.....	51
Tabela 31 - Custo do Material Direto.....	53
Tabela 32 - Cálculo do custo de mão de obra direta.....	54
Tabela 33 - Custo direto total dos revestimentos.....	55
Tabela 34 - Comparação dos custos dos revestimentos soldados MIG/MAG arame simples e com duplo arame com a metodologia de cálculo de custo proposta.....	55
Tabela 35 - Comparação dos valores dos custos obtidos com as duas metodologias .....	55

## SUMÁRIO

<b>1 INTRODUÇÃO.....</b>	<b>13</b>
1.1 Objetivo geral.....	13
1.2 Objetivos específicos.....	13
<b>2 SOLDAGEM MIG/MAG DUPLO ARAME.....</b>	<b>14</b>
2.1 Modos operacionais do processo de soldagem MIG/MAG duplo arame.....	15
2.2 Parâmetros de Soldagem.....	15
2.2.1 Tipo de Gás.....	15
2.2.2 Modo de transferência metálica.....	15
2.2.3 Velocidade de alimentação.....	15
2.2.4 DBCP.....	16
2.2.5 Energia de soldagem.....	16
2.2.6 Velocidade de soldagem.....	16
2.2.7 Disposição dos eletrodos.....	16
Fonte: Groetelaars (2005).....	16
2.2.8 Técnica de tecimento.....	16
<b>3 LIGAS DE NÍQUEL.....</b>	<b>18</b>
3.1 Classificação das ligas de Níquel.....	18
3.2 Propriedades físicas e mecânicas das ligas de Níquel.....	18
3.3 Influência dos elementos de liga.....	18
3.4 Precipitação de fases em ligas de níquel soldadas.....	19
<b>4 REVESTIMENTO.....</b>	<b>20</b>
<b>5 CUSTOS DIRETO DE SOLDAGEM.....</b>	<b>21</b>
<b>6 MATERIAIS E MÉTODOS.....</b>	<b>23</b>
6.1 Equipamentos empregados.....	23
6.1.1 Soldagens dos corpos de prova.....	23
6.1.2 Preparação e caracterização microestrutural dos corpos de prova.....	23
6.1.3 Ensaios de Corrosão segundo a Norma ASTM G-48.....	24
6.1.4 Ensaio de microdureza.....	25
6.2 Material de Consumo.....	25
6.3 Metodologia.....	25
6.3.1 Metodologia Ensaios preliminares.....	26
6.3.2 Metodologia dos Ensaios exploratórios.....	26

<i>Fonte: Própria autora</i> .....	27
6.3.3 <i>Metodologia das Soldagens dos revestimentos</i> .....	27
6.3.4 <i>Metodologia de avaliação econômica dos revestimentos</i> .....	28
6.3.5 <i>Metodologia de caracterização metalúrgica</i> .....	28
6.3.6 <i>Metodologia da avaliação das propriedades mecânicas e de resistência à corrosão dos revestimentos</i> .....	28
<b>7 RESULTADOS E DISCUSSÕES</b> .....	<b>29</b>
<b>7.1 Ensaios Preliminares</b> .....	<b>29</b>
<b>7.2 Ensaios Exploratórios</b> .....	<b>29</b>
7.2.1 <i>Ensaios com transferência metálica goticular</i> .....	29
7.2.2 <i>Ensaios exploratórios com transferência curto-circuito</i> .....	29
7.2.3 <i>Ensaios exploratórios com transferência goticular pulsada</i> .....	31
7.2.4 <i>Conclusões dos ensaios exploratórios</i> .....	41
7.3 <i>Soldagem dos revestimentos</i> .....	41
7.3.1 <i>Análise da geometria do revestimento</i> .....	43
7.3.2 <i>Análise econômica dos revestimentos</i> .....	46
<i>Tabela 28 - Comparação custo do revestimento soldado com MIG/MAG com arame simples e MIG/MAG duplo arame</i> .....	49
7.3.3 <i>Caracterização microestrutural do revestimento</i> .....	56
7.3.4 <i>Comportamento mecânico do revestimento</i> .....	60
7.3.5 <i>Comportamento de resistência à corrosão por pite do revestimento</i> .....	60
<b>8 CONCLUSÃO</b> .....	<b>62</b>
<b>9 REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b> .....	<b>63</b>



## 1 INTRODUÇÃO

A indústria do petróleo e gás é considerada uma das mais importantes para economia mundial, isso pela sua relevante influência nos demais setores das economias industrializadas. O petróleo é a principal matéria-prima de importantes mercados, como automobilístico e civil, dos quais as taxas de produtividade são utilizadas como indicadores de desempenho dos países. Desse modo, a variação da taxa do barril do petróleo acarreta grandes consequências no cenário econômico, esse produto é utilizado estrategicamente para que se obtenham vantagens e estabilidade econômica pelas grandes potências mundiais.

Considerada, segundo levantamento da consultoria Econômica divulgado pela revista Exame (2013), a empresa mais lucrativa no primeiro trimestre de 2013, dentre as de capital aberto da América Latina, a Petrobras tem realizado grandes investimentos para superar seus índices, no Plano de Negócios e Gestão – PNG 2013-2017 prevê a meta de 2.022 milhões de barris por dia para 2013 e atingir 4,2 milhões em 2020. Os investimentos na construção de poços (exploratórios e de desenvolvimento da produção) somam US\$ 75 bilhões. Isso representa 32% dos investimentos do PNG 2013-2017 e 51% dos investimentos em exploração e produção no Brasil. Preocupando-se sempre com o equilíbrio entre a produtividade e o custo para que se mantenha sua competitiva posição no mercado mundial foi criado o PRC-Poço, Programa de Redução de Custos de Poços.

O Centro de Pesquisa da Petrobrás (Cenpes) junto a grupos específicos de pesquisas tem trabalhado para desenvolvimento de materiais e equipamentos que garantam confiabilidade de utilização durante todo o ciclo do produto, desde o desenvolvimento, instalação, manutenção. Muitos dos equipamentos utilizados na indústria de petróleo e gás estão submetidos a ambientes agressivos que podem causar degradação, dentre os principais problemas para indústria de petróleo e gás destaca-se a corrosão, que é comum em ambiente offshore. Segundo a organização nacional da indústria do petróleo – ONIP a produção de petróleo da Petrobras caiu 4% no terceiro trimestre de 2013 em relação ao quarto trimestre de 2012, cerca de 70.000 barris de produção diária foram perdidos para o trabalho de manutenção, a fim de testes de poços e declínio natural em campos de petróleo.

Os materiais utilizados nestas aplicações devem ter dentre suas características boas propriedades mecânicas e de resistência à corrosão. As

superligas de Níquel constituem uma das classes desses materiais especiais para engenharia que satisfazem esses requisitos, além de apresentar alta resistência ao desgaste. As ligas a base de níquel AWS ERNiCrMo-3, AWS ERNiCrMo-4 e AWS ERNiCrMo-14, que correspondem respectivamente aos materiais UNS N06625, UNS N10276 e UNS N06686, que são as empregadas nas operações de manutenção de equipamentos.

A liga AWS ERNiCrMo-3 faz parte da primeira geração das ligas de níquel que utiliza o mecanismo de aumento de resistência por solução sólida, através da adição dos elementos como o carbono, cromo, molibdênio e nióbio. A liga AWS ERNiCrMo-4 pertence à segunda geração das ligas de níquel, que também tem a sua resistência aumentada por solução sólida, é especialmente adequada ao serviço com oxidantes mais severos, sendo também um dos poucos materiais metálicos que resiste aos hipocloritos como cloro livre. A excelente resistência à corrosão em uma ampla faixa de ambientes agressivos é o principal atributo da liga AWS ERNiCrMo-14 devido sua composição com quantidade expressiva de Cromo e Molibidênio, seu preço é consideravelmente maior (aproximadamente o dobro) que as ligas AWS ERNiCrMo-3 e AWS ERNiCrMo-4 (TELES 1986; HODGE, 2006). O principal fator limitante da utilização das ligas de Níquel é o seu elevado custo relativamente alto.

No cenário em questão, a substituição direta de equipamentos da indústria do petróleo que apresentam degradação estrutural devida, por exemplo, à corrosão, torna-se inviável, na maioria dos casos, pelo o alto custo de aquisição de materiais, pelo seu tempo de *set up*, tempo que inicia com a pausa de operação para sua substituição até estar apto para funcionamento, custo de oportunidade, dentre outros que inclui os diversos custos de unidade parada.

Uma das alternativas, para esse conflito entre custo e confiabilidade, adotada pelo setor de petróleo e gás é a aplicação de revestimento tipo overlay de ligas de Níquel sobre os aços estruturais. Dentre os processos de soldagem que englobam características relevantes para a realização satisfatória de revestimentos em pequeno intervalo de tempo, tem-se o processo de soldagem MIG/MAG com a configuração duplo arame. Esse processo pode atingir elevados valores de taxas de deposição e velocidade de soldagem características essenciais para uma soldagem de alta produtividade, além de ser possível a soldagem utilizando metais de adição diferentes.

Algumas pesquisas, Aguiar (2011), Silva (2010), Magalhães (2008), Pessoa (2009) foram realizadas aplicando revestimento das ligas de níquel AWS ERNiCrMo-3, AWS ERNiCrMo-4 e AWS ERNiCrMo-14 através de diversos processos de soldagem como TIG com alimentação de arame frio, e MIG/MAG, utilizando somente um metal de adição em cada revestimento. A aplicação simultânea das ligas AWS ERNiCrMo-3 e AWS ERNiCrMo-4 através do processo MIG/MAG com configuração duplo arame dá-se na intenção de obter metal de solda com composição química, e em consequência propriedades de corrosão, similares às obtidas no revestimento com a liga AWS ERNiCrMo-14. Isso em virtude da liga AWS ERNiCrMo-3 apresentar quantidade de cromo semelhante à liga AWS ERNiCrMo-14 enquanto que liga AWS ERNiCrMo-4 a quantidade de molibidênio e tungstênio. Elementos esses que contribuem para a excelente resistência a corrosão da liga AWS ERNiCrMo-14, avaliadas isoladamente por Aguiar (2011) as ligas AWS ERNiCrMo-3 e AWS ERNiCrMo-4 apresentaram respectivamente as temperaturas crítica de pite em 55°C e 75 °C, enquanto que a liga AWS ERNiCrMo-14 não apresentou pite nem perda de massa para o limite superior indicado pela norma utilizada, que é de 85°C.

Desse modo, o trabalho realizará revestimento das ligas a base de níquel AWS ERNiCrMo-3 e AWS ERNiCrMo-4 através do processo MIG/MAG duplo arame, almejando obter-se solda de qualidade com menor custo, combinando produtividade desse processo, maior taxa de deposição em relação à outros processos, com as boas propriedades das ligas de níquel.

### **1.1 Objetivo geral**

Este trabalho tem como objetivo geral realizar um estudo da viabilidade econômica de revestimentos com ligas de níquel AWS ERNiCrMo-3 e AWS ERNiCrMo-4 em chapas de aço ASTM 516 GR 60 pelo processo MIG/MAG duplo arame na intenção de se obter uma mistura tanto com composição química próxima a liga AWS ERNiCrMo-14 como comportamento de desempenho à resistência a corrosão.

## 1.2 Objetivos específicos

São objetivos específicos desse trabalho:

- ✓ Determinar faixa de parâmetros operacionais do processo MIG/MAG com duplo arame na soldagem de revestimentos com as ligas AWS ERNiCrMo-3 e AWS ERNiCrMo-4 para os modos operacionais tensão constante e corrente constante pulsada;
- ✓ Escolher os parâmetros para a soldagem de revestimento a partir da análise da geometria do cordão;
- ✓ Analisar os aspectos econômicos dos revestimentos, através do cálculo de seus respectivos custos diretos;
- ✓ Analisar o efeito dos parâmetros explorados durante as soldagens na geometria dos revestimentos;
- ✓ Realizar estudos quanto ao comportamento mecânico e de resistência à corrosão por pite dos revestimentos.

## 2 SOLDAGEM MIG/MAG DUPLO ARAME

O processo MIG/MAG foi introduzido no mercado no final da década de 40 com o intuito de aumentar a produtividade e versatilidade dentre os processos de soldagem de ligas ferrosas e não ferrosas. (GROETELAARS *et al.*, 2005).

A soldagem MIG/MAG com dois arames é uma variante do processo MIG/MAG convencional e caracteriza-se pela abertura de um par de arcos elétricos entre uma única poça metálica e dois eletrodos consumíveis. Os arcos e a poça fundida são protegidos por um gás que, em conjunto com os eletrodos, é definido pelo tipo de metal de base (MOTTA, 2002).

A configuração dessa versão do processo MIG/MAG tem por motivação inicial unir a sua versatilidade à produtividade do arco submerso. Destacando que, com esse último, encontram-se aplicações de soldagem com três ou mais arames eletrodos (TUSEK, 1996; UTTARACHI, 1978).

Somente nas últimas décadas do século XX, o processo MIG/MAG duplo arame se desenvolveu de forma pronunciada em virtude do avanço na tecnologia das fontes de soldagem (MOTTA, 2002).

Dentre as características principais da versão com duplo arame pode ser mencionada a possibilidade de atingir elevadas taxas de fusão absolutas, através da utilização de altas densidades de corrente, redução do aporte térmico sobre a peça, em virtude das soldagens com velocidades de deslocamento bem superiores que o MIG/MAG com único arame (GROETELAARS *et al.*, 2005; MOTTA 2002, UHEYAMA *et al.* 2004).

Algumas limitações genéricas são a maior complexidade operacional, taxas de fusão ainda limitadas (devido principalmente a transferências metálicas instáveis e à capacidade mecânica da tocha para correntes muito elevadas), a deflexão magnética dos arcos (graças à proximidade dos arcos), o custo elevado da tocha e equipamentos e a menor acessibilidade e grau de liberdade das tochas (dificultando operação semiautomática) (SCOTTI e PONOMAREVE, 2008).

## 2.1 Modos operacionais do processo de soldagem MIG/MAG duplo arame

O processo MIG/MAG com configuração duplo arame pode ser classificado quanto à energização dos arames eletrodos como potencial único ou como potencial isolado.

O processo de soldagem MIG/MAG duplo arame de potencial único é caracterizado por impor o mesmo potencial de energia aos dois arames eletrodos. Nesses sistemas, de um modo geral, os eletrodos são fornecidos por alimentadores de arames independentes e estão em contato elétrico no bico da tocha, por consequência, estão submetidos ao mesmo potencial elétrico (GROETELAARS *et al.*, 2005).

A geometria da tocha utilizada no modo operacional de potencial único é mais compacta, a regulagem de parâmetros se torna mais simples, pois as tensões e velocidades de alimentação são as mesmas para os dois arames. Uma vantagem desse sistema em relação aos sistemas com potenciais isolados é o menor custo operacional, uma vez que o número de equipamentos e acessórios necessários para a soldagem nessa configuração, em geral, é inferior ao de potencial isolado (SCOTTI & PONOMAREV, 2008; GROETELAARS *et al.*, 2005).

Os primeiros equipamentos empregando multieletrodos no processo MIG/MAG seguiram a linha potencial único, porém dificuldades foram identificadas como limitação de seu uso, como instabilidade em soldagens com transferência por curto-circuito, pois quando um eletrodo tocava na poça de fusão toda a corrente passava por esse arame causando seu rompimento de forma violenta (SCOTTI & PONOMAREV, 2008).

Devido às limitações da configuração de potencial único, as tecnologias das tochas com potencial isolado passaram a dominar o mercado. O processo MIG/MAG Duplo Arame com Potenciais Isolados pode ser considerado, segundo González e Dutra (1999) como uma evolução do processo com potencial único. O mesmo está constituído basicamente por duas fontes de potência independentes e dois alimentadores de arame, com eletrodos atuando na mesma poça de fusão. Goecke *et al.* (2001) explicam que nessa configuração os contatos elétricos dos eletrodos são independentes.

O isolamento elétrico entre os arames confere uma flexibilidade maior ao processo permitindo que o controle dos dois arcos voltaicos de forma independente. Essa flexibilidade pode ser traduzida na possibilidade de soldar com formas de transferência metálica, ou, com níveis de energia, distintos entre os arcos, no emprego, como eletrodos, dois arames de materiais e/ou de diâmetros diferentes e ainda aplicar a corrente pulsada em ambos os arcos com uma defasagem de tempo entre os pulsos de corrente (BROWN, 1983; LASSALINE *et al.*, 1989; HACKL, 1997; MICHIE *et al.*, 1999; VOROPAY & PROTSENKO, 2000; TROMMER, 2002).

## 2.2 Parâmetros de Soldagem

Segundo Scotti e Ponomarev (2008) é considerado parâmetro de soldagem toda variável que possa alterar as características do cordão de solda, desde a composição e vazão do gás de proteção, passando pelo diâmetro e composição do arame-eletrodo, velocidade de soldagem, ângulo da tocha, velocidade de alimentação do arame, corrente comprimento do arco (tensão).

A complexidade do ajuste dos parâmetros de soldagem MIG/MAG convencional é atribuída, por Aguiar (2011), ao número de variáveis do processo e da interação entre elas, de tal forma que a seleção incorreta de parâmetros pode resultar em soldas inadequadas em decorrência de fatores metalúrgicos e/ou operacionais como instabilidade do arco, presença de respingos, falta de fusão, falta de penetração, porosidade, mordeduras, entre outros.

Para a configuração duplo arame essa complexidade é ainda maior, pois, no mínimo, será regulado o dobro do número de parâmetros regulados para o MIG/MAG convencional. Um dos problemas que afetam a estabilidade do arco em sistemas com duplo arame é o “sopro magnético” originado pelos campos magnéticos gerados quando os dois arcos voltaicos operam próximos um do outro. Outra diferença em relação ao processo convencional é a possibilidade de alterar a disposição geométrica dos eletrodos em relação ao cordão de solda, existindo duas possibilidades de alinhamento (GOZALES & DUTRA, 1999): eletrodos posicionados um ao lado do outro em relação à direção de deslocamento da soldagem e a outra possibilidade é um a frente do outro.

### **2.2.1 Tipo de Gás**

No processo de soldagem MIG/MAG-DA a poça de fusão é protegida dos elementos nocivos do meio ambiente através de gases de proteção, assim como no MIG/MAG com único arame. Scotti & Ponomarev (2008) ressaltam que a eficiência de proteção da poça de fusão, que é considerada como a capacidade de excluir os gases do meio ambiente, não depende somente do gás de proteção, mas também de outros fatores, como configuração do bocal da tocha, tipo de junta e vazão do gás de proteção (SCOTTI & PONOMAREV, 2008).

Alguns autores, Pierre (1987) e Lyttle & Stapon (1990), consideram metal de base a ser soldado, o tipo de transferência metálica desejado, diâmetro do eletrodo, o tipo e posição de soldagem, como fatores que governam a seleção dos gases de proteção para processo MIG/MAG, isso pois, de acordo com suas respectivas características físico e físico-químicas, como densidade relativa ao ar atmosférico, potencial de ionização, condutividade térmica e potencial de ionização, os gases de proteção funcionam como meio ionizante, conferindo as propriedades de estabilidade ao arco. Os principais tipos de gás de proteção utilizados na soldagem MIG/MAG são argônio, hélio, dióxido de carbono e oxigênio (SCOTTI & PONOMAREV, 2008).

#### **a)Argônio**

O argônio é um gás inerte com baixo potencial de ionização (15,8 eV), de oxidação e condutividade térmica (16,4 mW/m.K) (Pierre 1987 e Lyttle & Stapon, 1990).

Por necessitar de baixa energia para se ionizar, ou seja, baixo potencial de ionização, o argônio contribui fortemente para a abertura e a estabilidade do arco. Em comparação com gás hélio, para um mesmo comprimento de arco e corrente de soldagem, necessita de menor tensão, sendo popularmente chamado de “arco frio”. Devido à baixa capacidade de troca de calor desse gás, alguns autores, justificam formato de cálice dos perfis dos cordões (SCOTTI & PONOMAREV, 2008).



O argônio possui grande facilidade de substituir o ar em torno da solda, Dillenbeck & Castagno (1987) justificam esse fato a alta densidade do argônio em relação à densidade do ar atmosférico, indicando a utilização desse gás na soldagem MIG/MAG-DA que demanda altas velocidades ou produzem poças de grandes dimensões.

O fato de ser extraído do ar atmosférico lhe confere uma importante vantagem que é o custo relativamente baixo, lhe tornando uma opção bastante atrativa.

#### *b) Mistura dos gases argônio e hélio*

O hélio possui alto potencial de ionização e alta capacidade de troca de calor, demanda maior tensão de soldagem que o argônio, dessa forma, os cordões formados nas soldagens MIG/MAG com gás hélio apresenta maior largura e um arredondamento, e não necessariamente maior penetração (CHANG, 2004; SCOTTI & PONOMAREV, 2008).

A adição de gás hélio em argônio tem a intenção de conciliar as vantagens dos dois gases. O teor de hélio em mistura com argônio varia de 5% à 25%. À medida que o teor de gás hélio aumenta a tensão do arco, o nível de respingos e a razão largura/profundidade também crescem. Um fator limitante para a utilização desse gás é seu elevado custo, pois diferente do argônio não é extraído da atmosfera, mas de minas existentes em poucos países (SCOTTI & PONOMAREV, 2008).

#### **2.2.2 Modo de transferência metálica**

Segundo Groetelaars (2005) a transferência metálica no processo MIG/MAG duplo arame comporta-se de forma diferenciada em relação ao processo convencional, principalmente devido à interação eletromagnética entre os arames-eletrodos nos comprimentos de arco mais elevados.

A principal vantagem da utilização do processo duplo arame com transferência pulsada é a possibilidade de duplicar a faixa de corrente aplicável. No processo convencional, o limite máximo de corrente média na transferência pulsada está limitado pela corrente de transição do arame, onde a transferência por projétil muda para fluxo goticular. No processo duplo arame, evidentemente, a corrente de transição não é duplicada, mas sim, a intensidade total de corrente necessária para que ambos os eletrodos atinjam esta corrente. Conseqüentemente, é possível estender a faixa de corrente, conseguindo assim, maiores taxas de fusão absolutas, tirando proveito, desta forma, das excelentes características de transferência oferecidas pela transferência pulsada. (GONZALEZ & DUTRA,1999).

Segundo Groetelears (2005), a transferência metálica está diretamente ligada aos valores de corrente e comprimento de arco. No duplo arame existe a possibilidade de ocorrência de modos de transferência metálica não convencionais e/ou diferenciadas para cada arame. Pequenas variações de corrente entre os arames-eletrodo podem ocorrer em virtude tanto de problemas de calibração na velocidade de alimentação dos arames por parte dos cabeçotes, quanto de diferenças de valores reais do comprimento do arco, que podem decorrer da sobreposição dos dois arcos em diferentes posições sobre a poça de fusão. Ainda influenciando o tipo de transferência metálica e o perfil do cordão de solda, destaca-se a interação eletromagnética entre os arcos elétricos (sopro magnético).

### **2.2.3 Velocidade de alimentação**

A variação da velocidade de alimentação influenciará na corrente de soldagem nos casos em que a fonte encontra-se operando no modo tensão constante (para uma dada tensão, a corrente de soldagem aumenta com aumento da velocidade de alimentação). Já com a fonte operando no modo corrente constante a velocidade de alimentação influencia o comprimento do arco (para dada corrente de soldagem, o aumento da velocidade de alimentação diminui o comprimento do arco).

No processo duplo arame com transferência por fluxo goticular, González e Dutra (1999) destacam que as velocidades de alimentação do arame atingidas vão além dos limites de operação que o processo convencional admite.

#### **2.2.4 DBCP**

Scotti e Ponomarev (2008) por meio de uma abordagem descritiva avaliaram o efeito da DBCP para fonte operando no modo tensão constante. Os autores explicaram que com o incremento na DBCP ocorreria um aumento na resistência elétrica no circuito de soldagem, desse modo a corrente tenderia a cair, e o comprimento do eletrodo mais longo para compensar essa redução na corrente de soldagem.

Para a fonte operando no modo corrente constante o aumento da DBCP, mantendo os demais parâmetros invariáveis resulta em arcos mais longos. Enquanto que com o aumento da velocidade de alimentação obtêm-se arcos mais curtos.

#### **2.2.5 Energia de soldagem**

Em geral, o aumento da energia de soldagem provoca um aumento da largura do cordão de solda, DU *et al.* (2009) explicam que uma vez que o aumento da energia de soldagem conduz a um acréscimo no aporte térmico fornecido para a formação da poça de fusão, tem-se como resultado o crescimento dessa poça, tornando-a mais larga.

Em soldagens realizadas com TIG alimentação de arame frio Silva (2010) verificou que o aumento da penetração concomitantemente, da diluição com o aumento da energia de soldagem pode ser atribuído primeiramente a uma maior quantidade de calor fornecida ao sistema que por si só já conduz a um aumento do volume de metal fundido. Uma vez que a velocidade de alimentação de arame é constante, parte do calor excedente passa a atuar na fusão do substrato.

Após a comparação da variação da energia de soldagem pela variação da corrente ou da velocidade de soldagem, Silva (2010) destacou o importante papel do aumento da corrente de soldagem, o qual tem efeito direto sobre as características geométricas do cordão de solda, visto que a corrente de soldagem interfere na ação das forças eletromagnéticas que atuam sobre o mecanismo de convecção da poça de fusão.

### **2.2.6 Velocidade de soldagem**

Aumentos progressivos na velocidade de soldagem, acima de certos limites, causam a deterioração dos depósitos, originando defeitos como “humping”<sup>1</sup> e mordeduras. O resfriamento pode promover a solidificação do metal fundido antes que se complete o preenchimento deste canal, as falhas que surgirão poderão ser caracterizar como defeitos (MOTTA, 2002; BAIXO, 1998).

Para um mesmo comprimento de cordão de solda, grandes velocidades de deslocamento implicam em menores tempos para a deposição de material conseqüentemente, tem-se cordões menores, com menor reforço. No entanto, baixas velocidades de soldagem acarretam num maior tempo de arco sobre um dado ponto, proporcionando uma maior deposição de material. Este aumento da deposição de metal colabora para o aumento de volume do cordão de solda, resultando tanto num aumento do reforço quanto da largura (SILVA, 2010).

### **2.2.7 Disposição dos eletrodos**

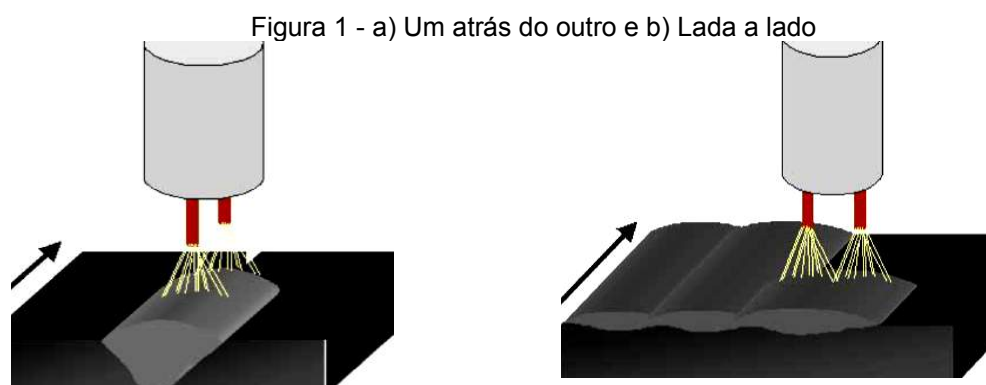
#### *a) Um atrás do outro*

Nessa disposição os eletrodos estão alinhados com direção de soldagem (Figura 1 a), Tem-se por prática ajustar uma maior potência no arco da frente — responsável pela formação da cratera no metal de base — com o objetivo de elevar a penetração. O segundo arco, com um nível de energia mais baixo, tem a função de completar o preenchimento da cratera aberta, sendo responsável pela formação de cordões com geometria mais favorável e pela redução na quantidade de defeitos. Devido a essas características, é a disposição utilizada em soldas de filete e de topo (UTRACHI, 1989; HACKL, 1997, Groetelaars).

#### *b) Lado a lado*

Nessa configuração, os eletrodos dispostos transversalmente em relação à direção de soldagem (Figura 1 b). Esta disposição é indicada para a soldagem de

juntas de topo mal ajustadas ou com grande abertura de raiz. Pois, direcionando-se cada eletrodo para as faces das juntas, diminui-se a possibilidade de aparecimento de defeitos por falta de fusão (SADLER, 1999).



Fonte: Groetelaars (2005).

### 2.2.8 Técnica de tecimento

As técnicas de tecimento, movimento periódico da tocha de soldagem, são geralmente realizadas transversalmente à direção de soldagem com o objetivo de diminuir o tempo total de soldagem de revestimento e o número de cordões de solda. Sua aplicação permite o preenchimento de juntas em um único passe ou a redução de número de passes, pois proporcionam um cordão mais largo, além de controlar a poça de fusão e tornar mais suave o ciclo térmico de soldagem (MARQUES *et al.*, 2005).

O aumento da área contribui também com a distribuição do calor, resultando em menor diluição, penetração e reforço (SILVA, 2012).

Fratari (2009) explica que o tecimento ou oscilação da fonte de calor tem ação preponderante sobre o revestimento, e seu efeito é determinado principalmente pela regulagem da frequência e amplitude de tecimento e os tempos de parada central e lateral.

Segundo Silva (2010) foi observada a redução da penetração na soldagem da liga AWS ERNiCrMo-3 (Inconel 625) pelo processo TIG com alimentação de arame frio, que pode ser atribuída ao fato do movimento da tocha, e conseqüentemente, do conjunto arco/poça causar maior distribuição de calor sobre o

substrato, além de evitar a concentração de forças eletromagnéticas no centro da poça.

### **3 LIGAS DE NÍQUEL**

As ligas à base de níquel constituem uma classe especial de materiais de engenharia que se destacam, dentre as demais, por possuírem resistência mecânica e à corrosão em uma infinidade de meios agressivos e ao desgaste, especialmente em condições de elevada temperatura (ASM, 1993a).

As ligas de níquel foram inicialmente desenvolvidas nos Estados Unidos nos anos 30. As primeiras aplicações foram em turbinas a gás, plantas de conversão de carvão, equipamentos para processos químicos, desde então, as ligas de níquel passaram a encontrar novas aplicações em altas temperaturas, como em motores de foguetes e veículos espaciais em geral, reatores nucleares, submarinos, usinas termoelétricas, equipamento petroquímicos, aplicações essas em que se exigem resistências ao calor, à corrosão e à oxidação. (COUTINHO, 1992; SIMS & HAGEL, 1987).

Atualmente, uma gama de ligas a base de níquel tem sido desenvolvida e amplia seu espaço de aplicação nas indústrias petroquímica, nuclear e aeroespacial, devido à possibilidade de operarem em condições severas de temperatura e pressão, mantendo adequada resistência à corrosão e ao desgaste. A aplicação de forma apropriada desses materiais, de custo intrinsecamente elevado, pode permitir uma melhor relação custo-benefício, quando se considera a vida útil sob determinada condição de operação.

A alta resistência à corrosão é alcançada similarmente aos aços inoxidáveis através da formação de um filme passivo de óxido de cromo sobre a superfície da liga, protegendo o material contra a ação do meio corrosivo. Outros elementos como Mo, Al e W também podem participar da formação da camada passivadora, contribuindo para o aumento da resistência à corrosão, especialmente corrosão localizada (LU, 2010; PIERAGGI *et al.* 2005).

#### **3.1 Classificação das ligas de Níquel**

Os principais elementos que atuam no aumento de resistência por solução sólida do níquel são o titânio, o tungstênio, o molibidênio, o cromo, o ferro, o

cobre e o cobalto, sendo que os três primeiros apresentam maiores potenciais de aumento de resistência frente ao demais (SILVA, 2011).

Dentre os inúmeros representantes da família Ni-Cr-Mo, as ligas Inconel 625 e Hastelloy C276 ocupam posição de destaque, tendo sido desenvolvidas para operações em alta temperatura, e logo tiveram sua aplicação estendida para várias outras aplicações devido à descoberta de sua excelente resistência à corrosão a uma grande variedade de meios corrosivos, o que tem possibilitado o crescimento do emprego destas ligas tanto em equipamentos de plataformas de petróleo quanto de refinarias (PATEL, 2006). Esse comportamento deve ser atribuído principalmente ao alto teor de Cr e Mo, além da adição de elementos como Nb, Ti e W. Seus teores de ferro e carbono são limitados a níveis baixos para manter as propriedades de resistência à corrosão e para minimizar a precipitação nos contornos de grão, evitando problemas de corrosão localizada, especialmente em componentes soldados (SILVA *et al.*, 2012).

### 3.2 Propriedades físicas e mecânicas das ligas de Níquel

O níquel possui uma estrutura cúbica de face centrada (CFC) até o seu ponto de fusão, sem mudanças alotrópicas, e pode se ligar a diversos elementos sem formar fases indesejadas. Possui densidade, propriedades mecânicas e magnéticas próximas as do ferro, conforme observa-se na Tabela 1. No entanto, a metalurgia desses elementos é bastante diferente, visto as estruturas cristalinas dissimilares (AWS v3, 1991).

Tabela 1- Propriedades Físicas dos elementos Ferro e Níquel

<b>Propriedade</b>	<b>Ferro</b>	<b>Níquel</b>
Densidade (g/cm <sup>3</sup> )	7,87	8,89
Ponto de Fusão (°C)	1535	1453
Coef. de expansão térmica (20 °C) (1/°C)	1,10 x 10 <sup>-5</sup>	1,33 x 10 <sup>-5</sup>
Condutividade Térmica (25°C) (W/mK)	80	92
Resistividade (Ωm)	9,7 x 10 <sup>-8</sup>	7 x 10 <sup>-8</sup>
Módulo de Elasticidade (GPa)	211	204

Fonte: AWS v3 (1991).

A estrutura cristalina compacta cúbica de face centrada (CFC) da matriz austenítica das ligas à base de níquel apresenta grande capacidade de manter resistência à tração, à ruptura e boas propriedades de fluência em temperaturas



homólogas muito mais altas do que as ligas de matriz cúbica de corpo centrado (CCC). Destacando o excelente módulo de elasticidade e a alta difusividade que os elementos secundários possuem nesse tipo de matriz (SIMS & HAGEL, 1987).

A solubilidade de muitos elementos de liga na matriz austenítica e a capacidade de controle da precipitação de fases intermetálicas como a gama linha, conferem alta resistência mecânica a esse material. O endurecimento se dá pela dissolução de alguns elementos na matriz (endurecimento por solução sólida) e pode ser aumentado pela formação de carbonetos (SIMS & HAGEL, 1987).

### 3.3 Influência dos elementos de liga

As ligas de níquel utilizam diversos recursos metalúrgicos disponíveis para atingir uma elevada resistência mecânica e resistência à corrosão/oxidação em temperaturas elevadas. A matriz, constituída de uma fase  $\gamma$  (CFC), oferece uma excelente ductilidade e tenacidade e muitos elementos apresentam uma grande solubilidade na mesma, proporcionando um aumento de resistência por solução sólida, gerando diferentes ligas comerciais (HODGE, 2006).

O Alumínio é solúvel no níquel em altas temperaturas e o resfriamento rápido mantém a solução sólida supersaturada à temperatura ambiente. O aquecimento posterior em temperaturas mais baixas permite a precipitação controlada da fase  $\gamma'$  ( $\text{Ni}_3\text{Al}$ ). Esse efeito de endurecimento por precipitação ocorre quando o teor de alumínio é de 5 a 12 %. Então com precipitação da fase  $\gamma'$ , há um aumento da resistência mecânica e favorecimento da manutenção dessa elevada resistência mesmo em altas temperaturas. Além disso, o alumínio favorece ainda a resistência à corrosão, pela formação de óxidos de  $\text{Al}_2\text{O}_3$  (TANCRET *et al.*, 2003).

O Carbono é um elemento intersticial tem como principal atuação metalúrgica a precipitação de carbonetos, devido à reação de outros elementos de liga presentes, podendo os carbonetos apresentar efeitos benéficos ou não, de acordo com seu tipo e a morfologia. Contudo devem ser mantidos seus teores baixos para evitar a formação de filmes, que são prejudiciais à resistência em temperaturas elevadas. (ASM 1993a; TANCRET, 2003).

O cromo promove a formação da camada passivadora, constituída por uma película de óxido de cromo ( $\text{Cr}_2\text{O}_3$ ) fortemente aderida à superfície. Aumenta a

resistência à corrosão em ambientes contendo ácido nítrico ( $\text{HNO}_3$ ) e ácido crômico ( $\text{H}_2\text{CrO}_4$ ). Em teores superiores a 20%, contribuem efetivamente para o aumento da resistência à corrosão em altas temperaturas, bem como, aumenta a resistência à corrosão por vapores sulfurosos e altas temperaturas. Atua na melhoria das propriedades mecânicas da liga através do mecanismo de endurecimento por solução sólida e participa na formação de carbonetos de cromo (ASM 1993b; TANCRET *et al.*, 2003).

O Ferro aumenta a solubilidade do carbono no níquel, melhorando assim a resistência a altas temperaturas. É utilizado também para reduzir custos, visto que ferro-cromo é uma fonte mais acessível de cromo (TANCRET *et al.*, 2003).

O Manganês possui afinidade com o enxofre, sendo um importante controlador dos efeitos nocivos da segregação de compostos sulfurados (RAMIREZ & LIPPOLD, 2004).

O Molibdênio participa fortemente do aumento da resistência à corrosão em atmosferas ácidas não oxidantes, à corrosão localizada (pites e frestas) e a resistência à alta temperatura. Participa da formação de carbonetos e é um forte formador de fases topologicamente compactas TPC (ASM, 1993b, ASM 1993c).

O Nióbio controla a segregação durante as reações finais de solidificação. Forma a fase  $\gamma''$ , forma alguns tipos de carbonetos e promove mudanças nos contornos de grãos. (AWS, 1996; DUPONT *et al.*, 2003; RAMIREZ & LIPPOLD, 2004).

O Silício nas ligas comerciais é mantido em teores abaixo de 0,4%, por problemas de soldabilidade, e quando presente tem efeito desoxidante (TANCRET *et al.*, 2003).

O Titânio tem efeito similar ao alumínio na formação de precipitados. Quando estes dois elementos estão presentes, é necessário um ajuste em suas composições para melhorar a interface  $\gamma/\gamma'$  (TANCRET *et al.*, 2003). Também está presente nos metais de adição para se combinar com nitrogênio e evitar formação de porosidade (AWS, 1996).

O Tungstênio induz aumento de resistência por solução sólida na matriz  $\gamma$  e nos precipitados  $\gamma'$  (TANCRET *et al.*, 2003).

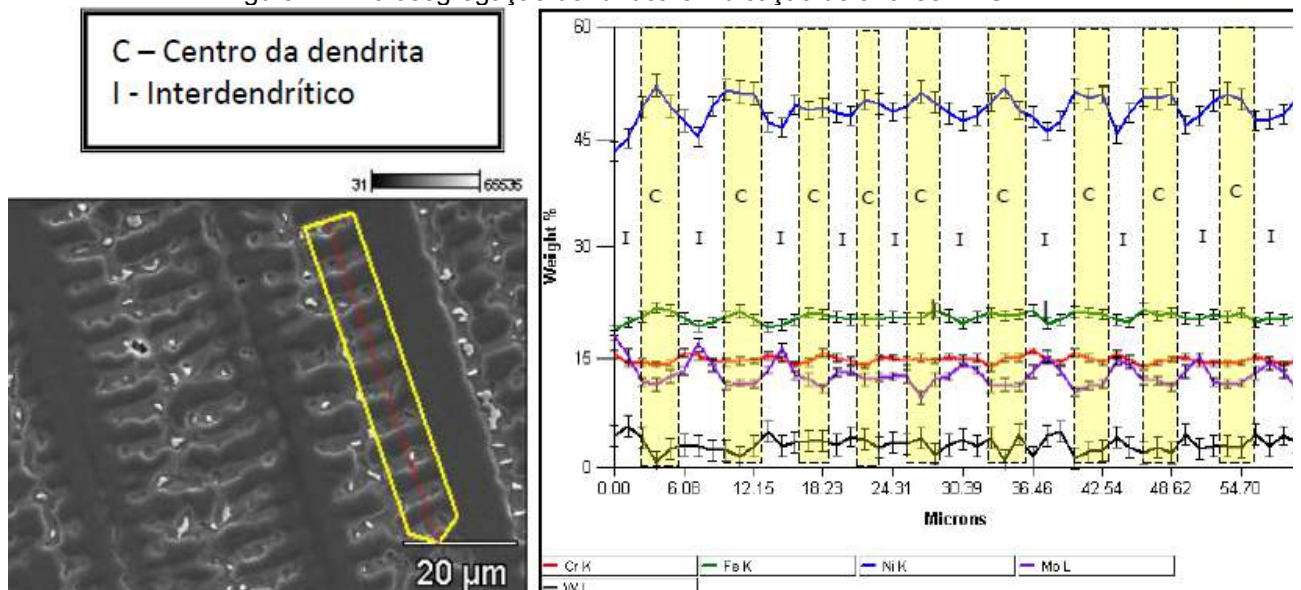
### 3.4 Precipitação de fases em ligas de níquel soldadas

A formação das fases secundárias durante a soldagem está associada à ocorrência de microsegregação de elementos químicos para o líquido remanescente. Como a solidificação do metal de solda ocorre em condições fora do equilíbrio, a segregação de certos elementos para o líquido pode ocasionar uma supersaturação do líquido no final da solidificação. Com isso, um elemento pode exceder o limite de solubilidade na fase líquida, favorecendo a precipitação de outras fases. (CIESLAK, 1991; OGBORN *et al.*, 1995; DUPONT, 1996; BANOVIC *et al.*, 2002; AGUIAR, 2011).

Um comportamento característico do fenômeno de microsegregação em ligas de níquel é a distribuição heterogênea de elementos químicos ao longo dos braços de dendrita primária e secundária da matriz. Para a liga C276 esta segregação se caracteriza pelo acúmulo dos elementos Ni e Fe no centro das dendritas, enquanto que o Mo encontra-se enriquecido nas regiões interdendríticas. Quanto ao Cr e ao W alterações significativas não são observadas (SILVA, 2011).

Pela análise da Figura 2, verifica-se que o teor de Mo destacado pela linha lilás, apresenta nítidas variações entre as regiões do centro de dendrita e interdendrítica. Na região C, correspondente ao centro da dendrita apresenta teores mais baixos de Molibidênio que na região I, correspondente à região interdendrítica, onde uma maior concentração desse elemento é observada.

Figura 2 - Microsegregação dendrítica e indicação de análise EDS



Fonte: Silva (2010).

No caso da liga Hastelloy C276 que apresenta um teor de cromo de 16%, teor de Mo de 16% em peso, além da adição de 4% de W, tem-se que a segregação do Mo e do W é o fator decisivo para as alterações microestruturais observadas, explica Silva (2010). A microestrutura global de revestimentos depositados com a liga C276 é constituída por uma matriz  $\gamma$  e precipitados interdendríticos e intergranulares, identificando a presença das fases  $\rho$ ,  $\mu$  e  $\sigma$ .

As microestruturas dos revestimentos das ligas Inconel 625 , segundo SILVA (2010), foram formadas por uma matriz  $\gamma$  e fases secundárias de morfologias variadas precipitadas tanto na região intercelular como nas regiões interdendríticas. Principais precipitados encontrados: compostos por Ni, Cr, Mo e principalmente Nb, aprisionados tanto no centro como entre as dendritas e também nos contornos de grãos. O autor mencionou também a ocorrência de carbonetos ou carbonitreos contendo Titânio.

A partir do estudo da solidificação da liga 625 Cieslak *et. al* (1988) identificaram a presença de carbonetos MC com morfologia eutética.

## 4 REVESTIMENTO

Magalhães (2008) explica que a maioria dos revestimentos metálicos são compostos de metais como aços inoxidáveis, ligas de níquel e ligas de cobre soldados sobre aços carbono e aços baixa liga. A espessura do revestimento geralmente varia entre 5 e 20% da espessura do substrato. A vantagem do revestimento é promover, a partir de um baixo custo relativo, os benefícios de materiais mais caros, que possuem características de resistência à corrosão, resistência à abrasão e outras.

Uma das formas de se obter o revestimento é por meio da aplicação de múltiplos cordões de solda dispostos lado a lado de forma a produzir uma ou mais camadas de metal com características específicas sobre um substrato para proporcionar propriedades desejadas à superfícies que não são inerentes ao metal de base, ou ainda restaurar as dimensões originais de uma peça ou componente. (KANNAN & MURUGAN, 2006; MURUGAN & PARMAR, 1994; KUBENCA & KUBA, 2001, D'OLIVEIRA *et al.* 2002, LEVIN *et al.* 1995).

A deposição destes revestimentos constitui um procedimento complexo do ponto de vista metalúrgico, no qual ocorre a fusão e a solidificação de um volume de metal composto por duas diferentes ligas em termos de composição química, estrutura cristalina, microestrutura e propriedades físicas e mecânicas, a qual é denominada de soldagem dissimilar (DUPONT, 1996).

Silva (2010) explica que a grande diferença entre os processos de união e de revestimento de materiais, especialmente aqueles com ligas resistentes à corrosão, está na importância dada ao controle da diluição. Essa pode ser definida como grau de mistura entre o metal de base e o metal de solda ou como a contribuição do metal base ou substrato para a formação da zona fundida, diferente das soldagens de juntas, na qual emprega-se uma combinação de parâmetros que resulte em boa penetração sem maiores preocupações com a diluição.

Corrêa (2000) completa destacando que o processo de revestimento requer algumas características particulares, como penetração relativamente pequena e maiores reforço e largura, aumentando-se desta maneira os valores referentes a essas características do revestimento e, conseqüentemente, diminuindo o número de cordões a serem aplicados.

## 5 CUSTOS DIRETO DE SOLDAGEM

Segundo Pessoa (2009) o desempenho econômico do processo de soldagem pode ser influenciado por diversas variáveis, dentre elas o tipo de transferência metálica, a composição química, os parâmetros operacionais, etc. Os valores da taxa de fusão (TF), da taxa de deposição (TD) e da eficiência de deposição (ED) definem as características econômicas do consumível na soldagem a arco elétrico, dispostas na Equação 1, Equação 2 e Equação 3.

$$TF = \frac{3,6 \cdot \rho_a \cdot l_a}{t_s}$$

Equação 1 - Cálculo da taxa de fusão

Onde:

$\rho_a$  – densidade linear do arame (g/cm<sup>2</sup>)

$l_a$  – comprimento do arame consumido (m)

$t_s$  – tempo de soldagem (s)

$$TD = \frac{3,6 \cdot (m_f - m_i)}{t_s}$$

Equação 2 - Cálculo da taxa de deposição (kg/h)

Onde:

$m_f$  – massa inicial da chapa (g)

$m_i$  – massa final da chapa (g)

$t_s$  – tempo de soldagem (s)

$$ED = \frac{TD}{TF} \times 100$$

Equação 3 - Cálculo da eficiência de deposição em porcentagem

A Equação 4, Equação 5, Equação 6, Equação 7, Equação 8 e Equação 9 são apresentadas pela AWS (2004) para a determinação dos custos diretos da soldagem MIG/MAG são:

$$C_G = \frac{G \cdot F}{TD}$$

Equação 4 - Custo do gás por unidade de peso de metal depositado

Onde:

TD – taxa de deposição (Kg/h)

F – Vazão de gás (R\$/m<sup>3</sup>)

G – Custo unitário de gás (R\$/m<sup>3</sup>)

$$C_E = \frac{P \cdot U \cdot I}{1000 \cdot TD}$$

Equação 5 - Custo de energia por unidade de tempo em R\$/kg

Onde:

I – Corrente de soldagem (A)

U – Tensão de soldagem (V)

P – Custo de energia (R\$/kWh)

$$C_{AE} = \frac{M}{ED}$$

Equação 6 - Custo do arame eletrodo por metal depositado (R\$/kg)

Onde:

M – Custo do arame eletrodo (R\$/kg)

ED – Eficiência de deposição (%)

$$C_S = \frac{S \cdot K}{TD \cdot 100}$$

Equação 7 - Custo do soldador por unidade de peso depositado (R\$/kg)

Onde:

S – Salário do soldador (R\$/h)

K – Fator de operação (%)

$$C_i = \frac{O}{TD \cdot \left(\frac{K}{100}\right)}$$

Equação 8 - Custo geral por unidade de peso depositado (R\$/kg)

Onde:

TD – taxa de deposição (Kg/h)

O – Custos gerais (R\$/h)

$$C_{DT} = \frac{C_G \cdot C_E \cdot C_{AE} \cdot C_S \cdot G_i}{TD \cdot \left(\frac{K}{1000}\right)}$$

Equação 9 - Custo direto total por unidade de peso (R\$/kg)



## 6 MATERIAIS E MÉTODOS

Serão descritos a seguir os materiais e metodologias de ensaios empregados nos diversos estudos realizados neste trabalho.

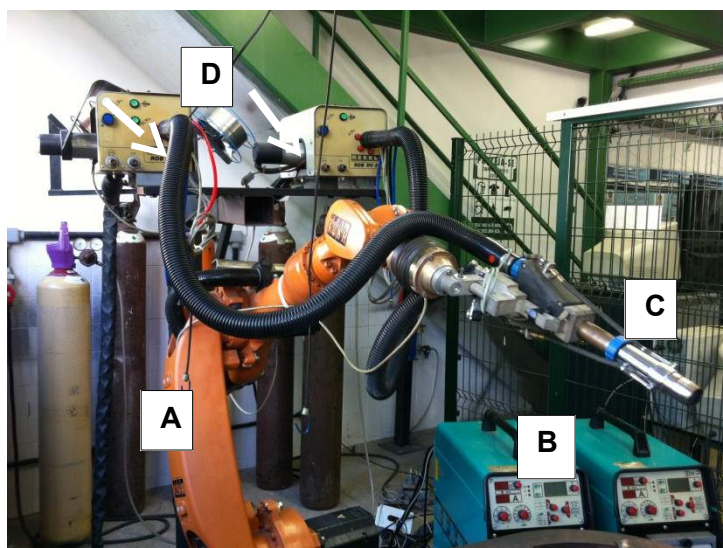
### 6.1 Equipamentos empregados

Serão descritos separadamente os equipamentos empregados nas etapas de soldagem dos corpos de prova, de caracterizações dimensionais e metalúrgicas dos revestimentos e também de ensaios de resistência à corrosão.

#### 6.1.1 Soldagens dos corpos de prova

Nas soldagens preliminares e exploratórias foram utilizados os equipamentos marcados na **Figura 3**.

Figura 3 - Equipamentos utilizados nos ensaios iniciais e exploratórios



Fonte: Própria autora

a) Robô industrial para deslocamento automático da tocha de soldagem com incerteza de  $\pm 0,1$  mm no posicionamento.

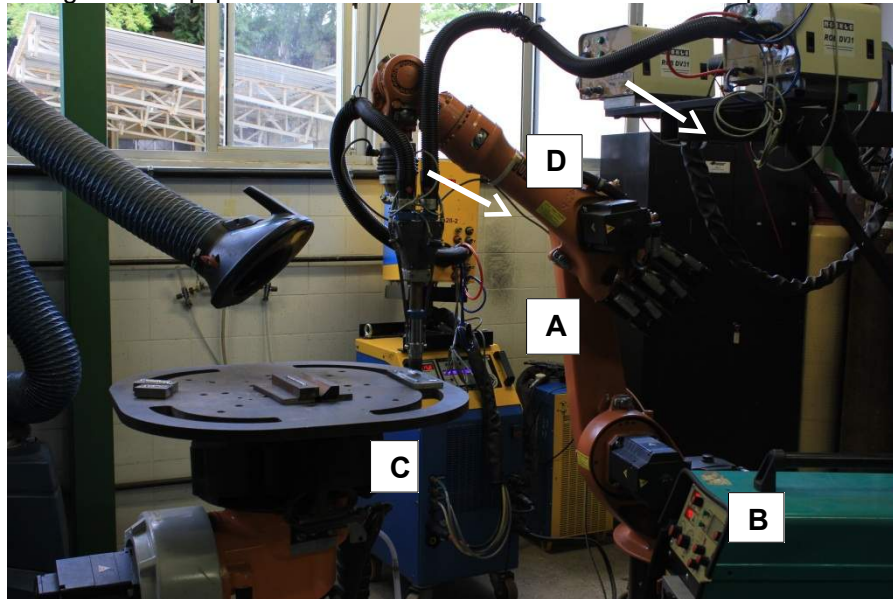
b) Duas fontes de soldagem eletrônica multiprocesso com corrente máxima de 550 A.

c) Sistema de aquisição de dados para adquirir os sinais de tensão e corrente operando em frequência de 9600 Hz.

d) Dois sistemas tracionadores de arame.

Nas soldagens dos revestimentos foram utilizados os equipamentos marcados na Figura 4.

Figura 4 - Equipamentos utilizados nos ensaios iniciais e exploratórios



Fonte: Própria autora

a) Robô industrial para deslocamento automático da tocha de soldagem com incerteza de  $\pm 0,1$  mm no posicionamento.

b) Uma fonte de soldagem eletrônica multiprocessado com corrente máxima de 550 A.

c) Uma fonte DIGIplus A7 450

c) Dois sistemas de aquisição de dados para adquirir os sinais de tensão, corrente, comprimento do arame consumido, tempo de arco aberto.

d) Dois sistemas tracionadores de arame.

### **6.1.2 Preparação e caracterização microestrutural dos corpos de prova**

Serra de fita;

Lixadeira rotativa;

Politriz;

Soprador térmico;  
Máquina fotográfica digital;  
Fonte de corrente contínua para ataque eletrolítico;  
Microscópio ótico (MO);  
Microscópio eletrônico de varredura (MEV) com dispositivo para  
microanálise química por espectroscopia por dispersão de energia raios-X (EDS)

### **6.1.3 Ensaios de Corrosão segundo a Norma ASTM G-48**

Banho ultratermostático, visualizado na Figura 5;  
Cloreto de Ferro;  
Ácido clorídrico;  
Béquer;  
Placas de vidro

Figura 5 - Banho ultratermostático utilizado para realização de ensaio de imersão em solução de cloreto de ferro segundo a norma ASTM G48.



Fonte: Santos (2013).

### 6.1.4 Ensaio de microdureza

Microdurômetro

### 6.2 Material de Consumo

São listados a seguir os metais de base e os consumíveis utilizados neste trabalho e suas composições químicas de acordo com fabricante.

Chapas de aço ASTM A36 em forma de barra chata – utilizada nos ensaios iniciais e exploratórios em função do seu baixo custo e disponibilidade.

Tabela 2 - Composição química do aço ASTM A36

Material	Composição (% em peso)				
	C	Si	Mn	P	S
ASTM A36	0,23	0,09	0,67	0,01	0,08

Chapas de aço ASTM A 516 Gr 60 - material utilizado para soldagem de revestimento foi escolhido por ser empregado na construção de equipamentos e na indústria do petróleo e gás natural.

Tabela 3 - Composição química do aço A 516 GR60

Material	Composição (% em peso)							
	Ni	C	Cr	Mo	Fe	Al	Mn	Si
ASTM A516 Gr 60	0,01	0,15	0,02	0,01	Bal.	0,02	0,95	0,2

Foram utilizados como metais de adição os seguintes arames eletrodo ( $\emptyset$  =1,14 mm): o AWS ERNiCrMo-3 (UNSN06625), o AWS ERNiCrMo-4 (UNSN10276).

Tabela 4 - Composição química dos arames-eletrodos

Material	Composição química (% em peso)							
	Ni	Cr	Mo	C	Fe	Cu	Al	Ti
ERNiCrMo -3 (INCONEL 625)	64,09	22,73	8,75	0,01	0,35	0,01	0,17	0,19
	Nb+Ta	Si	Mn	P	S	Outros		
	3,53	0,04	0,10	0,002	0,001	<0,50		
ERNiCrMo -4 (INCONEL C-276)	Ni	Cr	Mo	C	Fe	Cu	Co	Mn
	59,56	15,97	15,24	0,002	5,12	0,08	0,04	0,38
	Si	P	S	W	V	Outros		
	0,037	<0,001	0,001	3,33	0,02	<0,50		

Gases de Proteção: Foi utilizado argônio puro, pelo seu baixo custo, e uma mistura gasosa contendo 70% de argônio e 30% de hélio que permite trabalhar com energias mais elevadas melhorando a molhabilidade da poça de fusão.

### **6.3 Metodologia**

A metodologia utilizada no trabalho foi dividida e apresentada nas etapas descritas a seguir.

Etapa 01 - Realização dos ensaios preliminares a fim de encontrar a faixa operacional para velocidade de soldagem o processo MIG/MAG- DA.

Etapa 02 – Nessa etapa foram realizados ensaios com diferentes tipos de transferência metálica e de operação das fontes de soldagens. Ainda nessas soldagens foram explorados parâmetros como DBCP, gás de proteção, energia e técnica de energia, energia, disposição dos eletrodos em relação à velocidade de soldagem, tecimento e defasagem entre as correntes na geometria do cordão de solda.

Etapa 03 – Nessa etapa foram realizadas as soldagens dos revestimentos utilizando a combinação ótima dos parâmetros indicados nas etapas anteriores. Variou-se o ângulo de ataque entre 10°, 15° e 28° e a sobreposição de 50%, 40% e 30%.

Etapa 04 – Análise econômica dos revestimentos, através do cálculo do custo direto dos revestimentos.

Etapa 05 – Realizaram-se ensaios de microdureza e de resistência a corrosão, seguindo a norma ASTM G-48, método C, para encontrar a temperatura crítica de pite da mistura das ligas. Esses ensaios foram realizados nas condições extremas encontradas em relação à diluição calculada por revestimento.

#### **6.3.1 Metodologia Ensaios preliminares**

Os ensaios preliminares foram realizados a fim de encontrar inicialmente a faixa operacional do processo de soldagem MIG/MAG – DA quanto à velocidade de soldagem, esses ensaios foram realizados com a fonte operando no modo de

tensão constante e utilizando o Argônio puro como gás de proteção. As soldagens foram feitas com transferência metálica goticular, com arcos posicionados lado a lado, variando-se a velocidade de soldagem. Como critério de decisão utilizou-se a continuidade do cordão.

### **6.3.2 Metodologia dos Ensaios exploratórios**

Nessa etapa foram explorados tipo de transferência metálica e modo de operação da fonte. Inicialmente utilizou-se a fonte operando no modo de tensão constante com transferência metálica goticular, na tentativa de se obter alta produtividade e com transferência curto-circuito na intenção de realizar soldagens com arcos curtos amenizando as deflexões de arco, e maior acessibilidade pelo modo de operação em tensão constante, por não necessitar de fontes modernas. Por ultimo foi explorado modo de operação da fonte em corrente constante pulsado pela regulagem de um maior número de parâmetros.

Nas soldagens com a fonte operando no modo tensão constante e transferência metálica curto circuito foram explorados o tipo de gás de proteção a ser utilizado e a distância bico de contato peça - DBCP. A fim de se manter a mesma área adicionada foram relacionadas às velocidades de alimentação com as velocidades de soldagem, a partir da Equação 10, descrita abaixo.

$$S_{ad} = \left( \frac{\pi d^2}{4} \right) \frac{V_{alim}}{V_{sold}}$$

Equação 10 - Área depositada

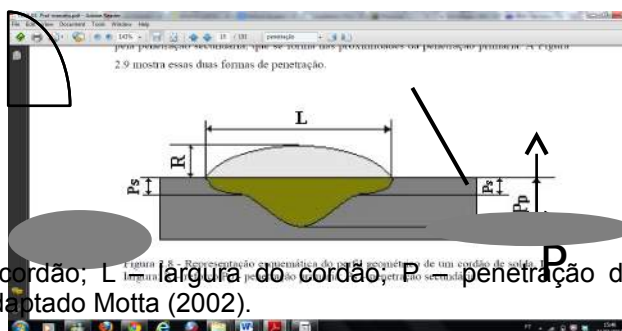
O método de planejamento experimental utilizado nessas soldagens foi um fatorial completo, variando DBCP entre 20 e 25 mm e o gás de proteção entre argônio puro e mistura gasosa de argônio com 30% de hélio. As variáveis de respostas utilizadas foram diluição, penetração, largura dos cordões de solda, e ainda, a geração de respingos e aspectos visuais do cordão. Essas respostas foram avaliadas a partir da análise de variância (ANOVA), a fim de se obter a influência da DBCP e dos gases na geometria do cordão se solda.

As variáveis de resposta utilizadas nos ensaios exploratórios foram: largura, reforço, penetração, diluição e ângulo de molhabilidade. Escolhidas por

serem consideradas as principais nas soldagens de revestimentos mensuradas conforme a Figura 6.

Figura 6 - Variáveis de respostas utilizadas

$\theta$



Onde: R- reforço do cordão; L- largura do cordão; P- penetração do cordão;  $\theta$  – ângulo de molhamento. Fonte: Adaptado Motta (2002).

A soldagens foram realizadas com simples deposição sem tecimento sobre barras de aço ASTM A36, 3"x1/2"x 15mm, o metal de adição utilizado foi a liga AWS ERNiCrMo-3 com 1,14 mm de diâmetro.

Nas soldagens com fonte operando no modo corrente constante pulsada foram explorados importantes parâmetros para a soldagem utilizando processo MIG/MAG – DA, como: energia de soldagem, técnica de variação da energia, posição dos eletrodos em relação à velocidade de soldagem, tecimento e defasagem dos pulsos de corrente nas soldagens com corrente pulsada. Esses ensaios foram realizados a fim de se obter um maior controle do processo.

Utilizou-se o método experimental Taguchi com o intuito de reduzir o número de ensaios e propiciar um maior entendimento dos efeitos dos fatores de controle sobre as variáveis de resposta, apontando combinações de melhores parâmetros de soldagem de revestimento. A matriz ortogonal escolhida para o experimento permite avaliar até oito fatores de controle com dois níveis para um fator e três níveis para sete fatores. Foram utilizadas as mesmas variáveis de resposta.

Para a diluição, penetração e ângulo de molhamento, a função objetiva adotada foi a de quanto menor melhor e para a largura e reforço, quanto maior melhor. A diluição baixa é um fator essencial para evitar teores altos de Fe no revestimento. A norma ISO 1043 indica que o teor de ferro máximo no metal de solda pode ser enquadrado em duas categorias. A primeira FE5 para teores de ferro (% em massa) igual ou inferiores a 5%, e segunda FE10 para revestimentos que apresentam teores de ferro igual ou inferior 10% e superior a 5%. (ISO, 2003).

Para avaliação do reforço tomou-se como referência o valor de espessura mínima indicado para construção de vaso de pressão revestidos por solda que é de 3 mm (PETROBRAS, 1999). Alguns equipamentos ainda precisam da existência de uma camada de sobremetal revestida, para uma posterior usinagem, a fim de se atingir as espessuras de revestimentos especificadas em normas.–Os fatores de controle utilizados foram:

*a) Energia de soldagem e Técnica de energia*

Os níveis de energias de trabalho foram 7,56 kJ/cm, 10,8 kJ/cm e 15,2 kJ/cm calculados conforme a Equação 11.

$$E = \frac{U \cdot A}{V_{sold}}$$

Equação 11 – Cálculo da energia de soldagem

A técnica da energia explorada se baseia em variação da energia por alterações da intensidade da corrente, mantendo-se a velocidade de soldagem constante - técnica tipo I, ou alterando-se a velocidade de soldagem, permanecendo a corrente no mesmo nível, técnica tipo V. Conforme as combinações descritas na Tabela 5.



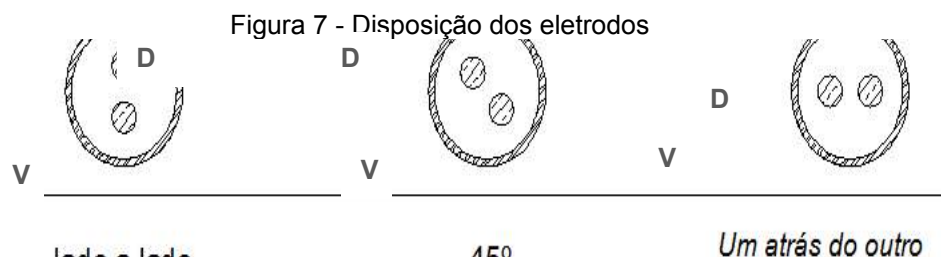
Tabela 5 - Combinação de velocidades e correntes de soldagens

Técnica de Energia	Níveis de Energia		
	E1	E2	E3
Tipo I	$I_1/V_2$	$I_2/V_2$	$I_3/V_2$
Tipo V	$I_2/V_3$		$I_2/V_1$

Fonte: Aguiar (2011).

### b) Posição dos eletrodos

Os eletrodos foram posicionados tendo com referência a direção da velocidade de soldagem, conforme a Figura 7, posição lado a lado formando ângulo de 90°, posição 45°, formando ângulo de 45°, e posição um atrás do outro, formando ângulo de 0° em relação à velocidade de soldagem.



Onde: V - direção velocidade de soldagem; D – direção da posição dos eletrodos Fonte:

Adaptado Silva Júnior, 2013

### c) Tecimento

As soldagens foram realizadas com três diferentes formas de deslocamento: sem tecimento, tecimento triangular, e tecimento duplo oito conforme a Figura 8. A exploração desse fator foi motivada pelos resultados mostrados na literatura da sua significativa influência nas características geométricas do cordão de solda (SILVA, 2010; AGUIAR, 2011; MAGALHÃES, 2008).

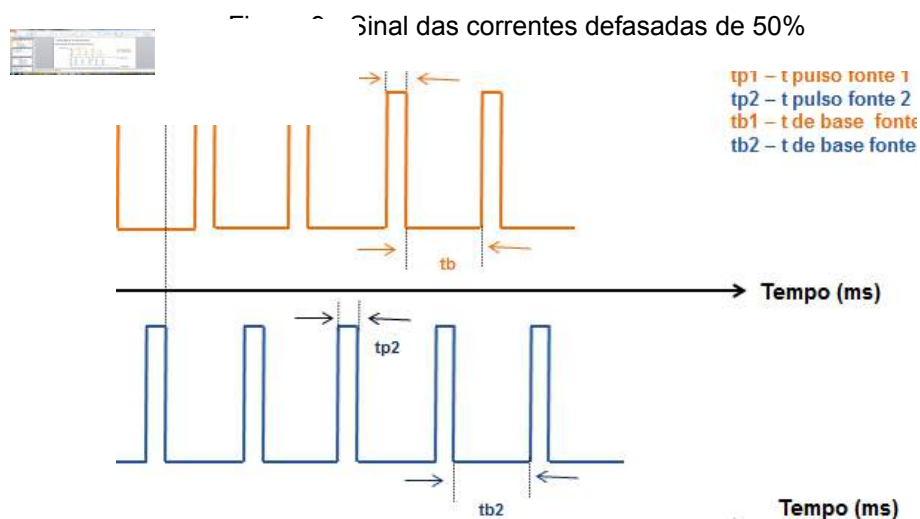
Figura 8 - Tecimento triangular e duplo oito



Fonte: Aguiar (2011).

#### d) Defasagem

Foram realizadas soldagens sem defasagem entre as correntes, defasadas de 25%, onde o sinal da corrente  $I_2$  iniciava-se 25% após o início do período de  $I_1$ , e defasadas de 50%, onde o sinal da corrente  $I_2$  iniciava-se após 50% do período de  $I_1$ , conforme a Figura 9.



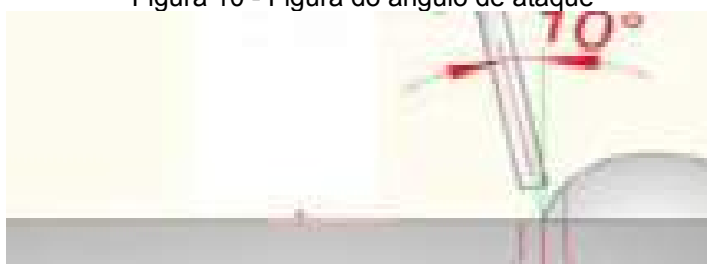
Fonte: Própria autora

### 6.3.3 Metodologia das Soldagens dos revestimentos

A partir das condições indicadas pelo Taguchi para as variáveis de respostas, foram escolhidas as condições para soldagem dos revestimentos.

Para a determinação dos parâmetros do revestimento, realizou-se um fatorial completo explorando o ângulo de ataque da tocha, conforme Figura 10, variando de 10°, 15° e 28°.

Figura 10 - Figura do ângulo de ataque



Fonte: Silva *et al.* (2001).

A sobreposição de passes foi feita deslocando-se a tocha de 50%, 60% e 70% da largura do cordão, com o intuito de se obter redução nos valores de diluição e evitar defeitos no pé do cordão. As soldagens foram realizadas em corpos de prova de aço ASTM A516 Gr 60 com 12,7 mm x 150 mm x 200 mm. A vazão do gás foi mantida em 22 l/min, devido ao formato do bocal da tocha e a utilização de tecimento.

#### **6.3.4 Metodologia de avaliação econômica dos revestimentos**

O custo direto dos revestimentos foi calculado a partir da taxa de revestimento depositado, por meio da relação entre quilograma depositado e quilograma consumido, a fim de se obter a eficiência de deposição do processo.

#### **6.3.5 Metodologia de caracterização metalúrgica**

Para caracterização metalúrgica dos revestimentos foram realizadas análises micrográficas por meio de microscopia eletrônica de varredura, afim de se visualizar as microfases presentes.

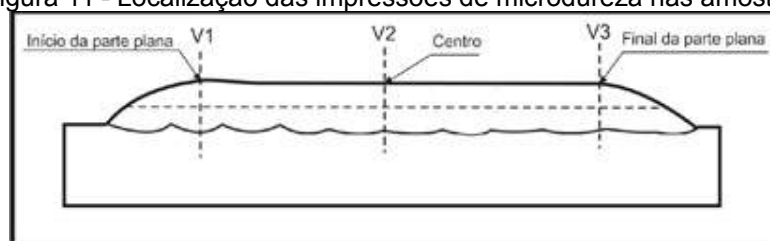
As amostras foram retiradas das seções transversais das chapas revestidas, e a preparação consistiu de lixamento até a granulação de 1200 e polimento mecânico com pasta de diamante até  $\frac{1}{4}$   $\mu\text{m}$ .

Foi realizado ataque por imersão no metal de base utilizando reagente Nital 3%. Já no metal de solda foi realizado ataque eletroquímico com solução contendo 10% de ácido crômico diluído em água deionizada (% em peso) utilizando tensão de 2,5 V e 20 segundos.

### 6.3.6 Metodologia da avaliação das propriedades mecânicas e de resistência à corrosão dos revestimentos

Foram realizados ensaios de microdureza Vickers através do levantamento de três perfis de microdureza, localizados no início, meio e final da seção transversal do revestimento, demonstrado na Figura 11.

Figura 11 - Localização das impressões de microdureza nas amostras



Fonte: Aguiar (2011).

As varreduras verticais foram realizadas distanciando as medições de 0,2 mm uma da outra, iniciando na superfície do revestimento e passando pela interface revestimento/substrato e finalizando no metal de base. Aplicou-se uma carga de 0,981 N (100 gf) por um tempo de 15 segundos, conforme recomendado pela norma ASTM E 384-99 (ASTM, 2002). Os ensaios foram realizados com objetivo de avaliar as possíveis diferenças de dureza na extensão do revestimento.

O ensaio para avaliação do desempenho quanto à resistência a corrosão foi realizado conforme a norma ASTM – G 48, método C para determinação da temperatura crítica de pite da mistura das ligas AWS ERNiCrMo-3 e AWS ERNiCrMo-4. Foram utilizados corpos de provas com dimensões de 20 mm x 40 mm, com espessura variada, de acordo com o reforço da amostra.

Esse ensaio foi realizado em amostras dos revestimentos com maior e menor diluição, e que coincidentemente foram as que apresentaram o maior e menor custo direto de soldagem de revestimento, a fim de se observar a influência desse fator na resistência a corrosão por pite do revestimento. A temperatura inicial dos ensaios foi de 50° C, acrescidas de 5°C entre os ensaios. A cada ensaio, as amostras foram lavadas, escovadas e pesadas a fim de verificar a quantidade de perda de massa, se superior ou igual à 0,0001 g/cm<sup>2</sup>, identificando a ocorrência de pite.

## 7 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Serão descritos em sequência os resultados obtidos nas etapas de: soldagens preliminares e exploratórias, soldagens dos revestimentos, determinação dos custos diretos de soldagem, medições de microdurezas e de verificação de resistência à corrosão.

### 7.1 Ensaio Preliminares

As soldagens foram realizadas com as fontes operando no modo tensão constante. As tensões nas fontes foram ajustadas em 32 V e as velocidades de alimentação em cada arame em 6m/min, totalizando 12 m/min. A DBCP foi regulada em 20 mm e os eletrodos posicionados um ao lado do outro. Iniciou-se o ensaio com velocidade de soldagem de 30 cm/mim. Para a alta taxa de deposição do processo, essa velocidade foi considerada relativamente baixa, o que resultou em uma poça fundida de grande volume e que possivelmente reduziu a DBCP, tendendo a diminuir o comprimento do arco, provocando curto-circuito.

As velocidades de soldagem foram elevadas para 60, 80, 100 até 140 cm/mim, valor no qual o cordão não mais se apresentou contínuo, mostrando tendência de formação de dois cordões desviando-se da intenção do processo que é a formação de um único cordão através de dois arcos de soldagem sobre uma única poça de fusão.

A faixa operacional para velocidade de soldagem MIG/MAG-DA encontrada, utilizando energias entre 10 KJ/cm e 15 KJ/cm com eletrodos na posição lado a lado, foi de 40 - 140 cm/mim. A partir dessas explorações, adotou-se a faixa entre 50 e 100 cm/min, como intervalo para as velocidades de soldagem a serem utilizadas nos demais ensaios.

## 7.2 Ensaio Exploratórios

### 7.2.1 Ensaio com transferência metálica goticular

Durante as soldagens realizadas com transferência metálica goticular, percebeu-se dificuldades em relação à estabilidade e controle do processo em virtude da interação entre os arcos.

Com o intuito de se manter o comprimento do arco se fazia necessária em certas ocasiões efetuar regulagem nos valores das velocidades de alimentação, o que causava em alterações nas correntes de soldagem podendo esse ser motivo das diversas deflexões dos arcos apresentadas, que foram refletidas nos defeitos dos cordões de solda, conforme a Figura 12.

Figura 12 - Exemplos de defeitos nas soldagens com tensão constante e transferência goticular



Fonte: Própria autora

Em virtude dos resultados obtidos com esse tipo de transferência metálica, optou-se por reduzir a tensão de soldagem na tentativa de reduzir os efeitos da interação magnética entre os arcos por meios de arcos curtos.

### 7.2.2 Ensaio exploratórios com transferência curto-circuito

Nessas soldagens com tensões menores foi identificada grande quantidade de ocorrência de curtos-circuitos, porém dentro dessa faixa de trabalho pode ter ocorrido outro tipo de transferência metálica, como globular.

Os parâmetros de soldagem com transferência metálica curto-circuito estão apresentados na Tabela 6.

Tabela 6 - Parâmetros das soldagens preliminares com transferência metálica curto-circuito

ENSAIO	GÁS	DBCP (mm)	Valim 1 (M/min)	Valim 2 (M/min)	U1(V) eficaz	U2(V) eficaz	I1(A) eficaz	I2(A) eficaz	V <sup>SOLD</sup> (cm/min)
Ensaio 03	Ar + 30%He	25	11	11	32,3	34,6	184,5	193,1	75
Ensaio 03R	Ar + 30%He	25	11	11	32	34,7	181,1	191,4	75
Ensaio 07	Ar + 30%He	20	9,5	9,5	33,5	33,1	169,5	180,7	64,7
Ensaio 07R	Ar + 30%He	20	9,5	9,5	33,1	34,1	177,1	178,6	64,7
Ensaio 08	Ar	20	8,5	8,5	30,6	30,8	184,5	186,6	57,95
Ensaio 08R	Ar	20	8,5	8,5	30,6	30,8	182,9	184,2	57,95
Ensaio 09	Ar	25	10	10	30,7	31,1	183,5	186,3	68,18
Ensaio 09R	Ar	25	10	10	30,6	31	181,7	187,2	68,18

Fonte: Própria autora

As tensões utilizadas para essas soldagens foram de 32 V, para soldagens utilizando argônio puro, e 35 V quando utilizou-se a mistura argônio +30%hélio como gás de proteção. Os valores das correntes de soldagem ficaram abaixo da corrente de transição, indicando as transferências por curto-circuito.

A Tabela 7 mostra os valores das variáveis de resposta para as soldagens com transferência curto-circuito.

Tabela 7 - Variáveis de resposta para os ensaios preliminares com transferência curto-circuito

ENSAIO	Reforço (mm)	Largura (mm)	Penetração (A)	Diluição	Ângulo de Molham. (°)
Ensaio 03	2,75	16,06	1,04	24%	35,66
Ensaio 03R	2,81	15,40	1,17	25%	41,34
Ensaio 07	2,63	15,50	1,50	31%	33,69
Ensaio 07R	2,56	15,58	1,13	23%	43,30
Ensaio 08	2,25	15,90	0,96	21%	33,31
Ensaio 08R	2,81	15,42	0,79	18%	22,93
Ensaio 09	2,88	13,98	0,57	12%	39,09
Ensaio 09R	2,61	14,34	0,71	16%	48,81

Fonte: Própria autora

Utilizou-se análise de variância por meio do programa Estatística pelo método ANOVA com intervalo de confiança de 95%. Na Tabela 8 estão apresentados

os valores de significância para relacionar os efeitos das variáveis de resposta com a mudança do gás de proteção e da DBCP.

Tabela 8 - Valores de significâncias dos ensaios preliminares com transferência curto-circuito

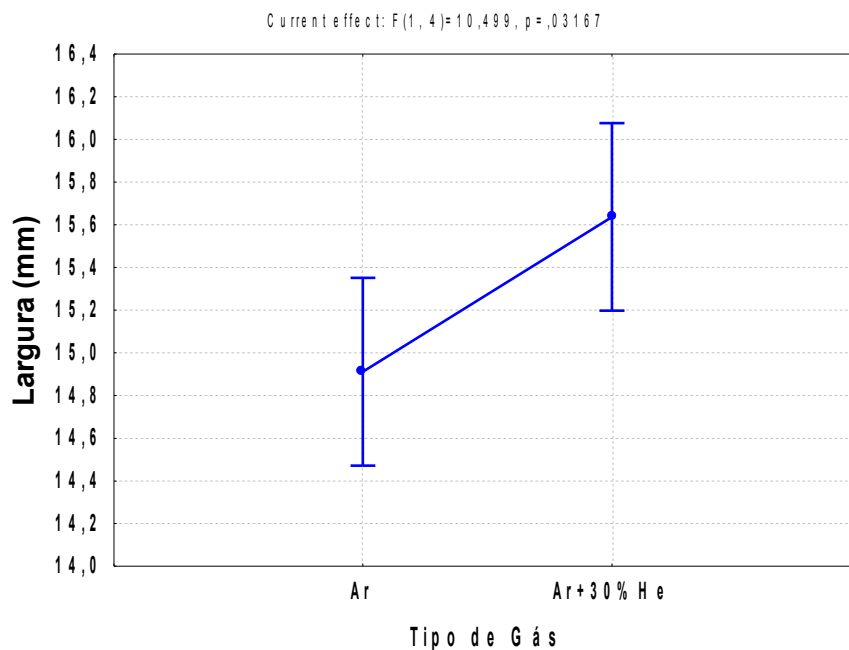
ENSAIO	Reforço	Largura	Penetração	Diluição	Ângulo de Molham.
Tipo de Gás	0,762333	<b>0,031669</b>	<b>0,015876</b>	<b>0,013337</b>	0,370077
DBCP	0,265468	<b>0,042693</b>	0,117433	0,145524	0,176562
Tipo de Gás e DBCP	0,938696	<b>0,019353</b>	0,911446	0,605396	0,572197

Fonte: Própria autora

O efeito significativo do tipo de gás foi observado para a largura, penetração e diluição enquanto que o da DBCP apenas para a primeira.

As menores larguras para DBCP 25 mm e para mistura Ar+30%He, mostradas na Figura 13 e na Figura 14, podem ser atribuídas às maiores velocidades de alimentação, que possivelmente resultam em maior ocorrência de curto circuito, conseqüentemente maior frequência de apagamento de arco, reduzindo a eficiência de fusão.

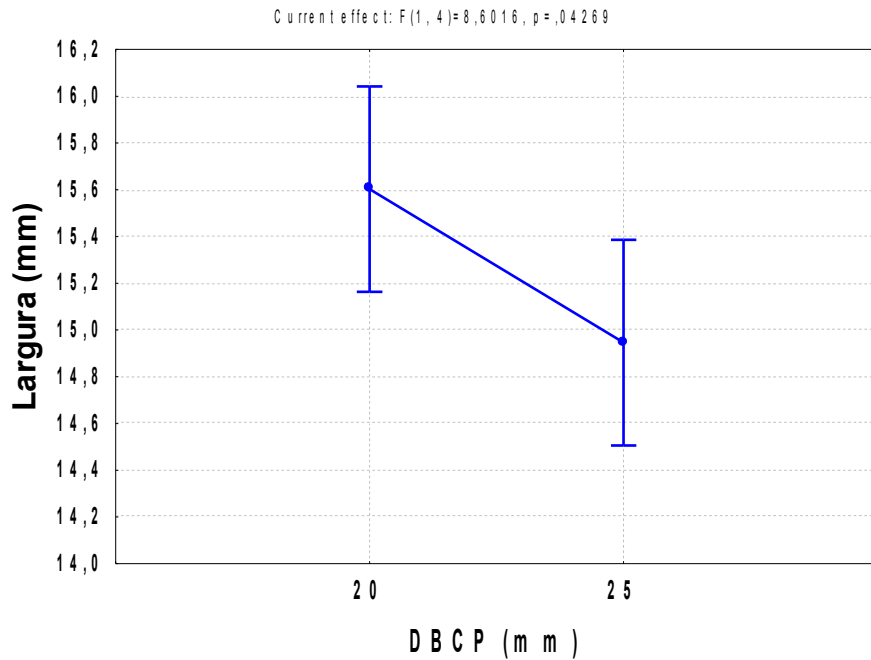
Figura 13 - Efeito da variação do tipo de gás na largura do cordão dos ensaios preliminares com transferência curto-circuito



Fonte: Própria autora



Figura 14 - Efeito da variação da DBCP na largura do cordão dos ensaios preliminares com transferência curto-circuito

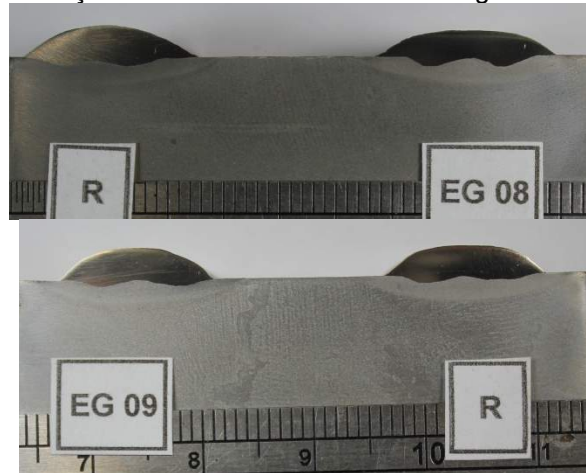


Fonte: Própria autora

A menor molhabilidade da poça pode ser constatada nos dados de geometria e pelas seções transversais dos ensaios 08 e 09, vista na Figura 15. Os cordões dos ensaios 09 e 09 R apresentaram reforço maior e, por outro lado, largura, penetração e diluição menores em relação aos ensaios 08 e 08R.

Scotti (2008) destaca que a redução da molhabilidade pode ser também consequência de uma redução de calor imposto à peça provocada por uma barreira em função da poça de fusão. Quanto maior a poça de fusão interposta entre o arco e metal de base mais difícil se torna a transferência de calor para o metal de base.

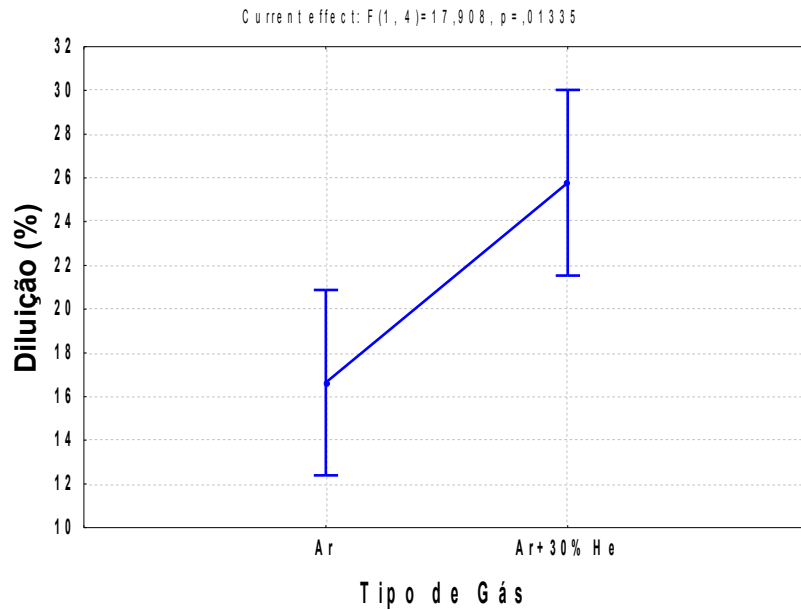
Figura 15 - Fotos das seções transversais dos ensaios de gás 08 e 09 e respectivas repetição



Fonte: Própria autora

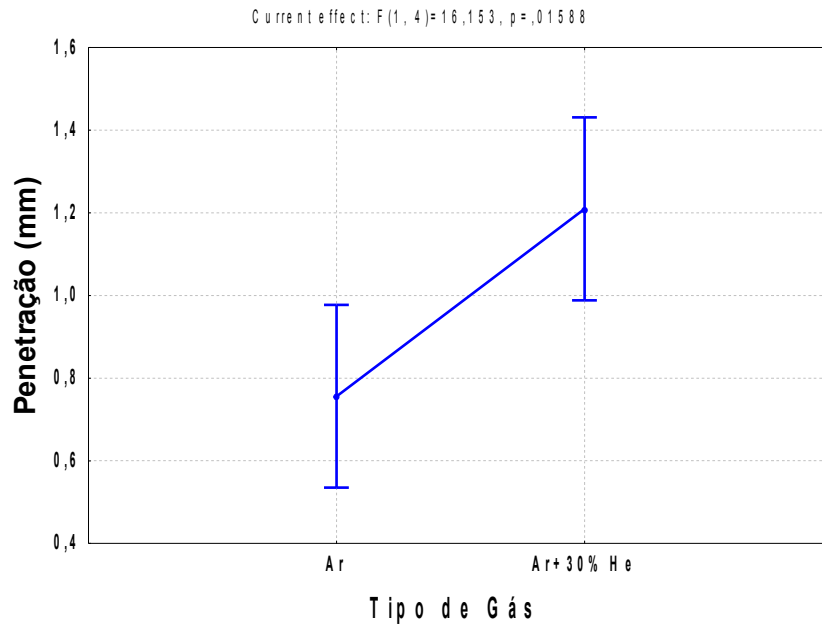
As maiores tensões de referência utilizadas para soldagens com misturas de argônio e hélio podem ser a causa da tendência de maiores diluições obtidas para as soldagens com esse gás, como Aguiar (2011) verificou que com o aumento da tensão, o arco fica mais largo, reduzindo o reforço e o efeito barreira, favorecendo a atuação da pressão do arco sobre o metal de base. Outro fator que afeta também é a maior energia do arco formado com a mistura do Ar+ 30%He, relativamente ao Ar puro, que transfere para a peça a soldar por convecção uma maior intensidade de calor, contribuindo para aumentar tanto penetração quanto diluição visto na Figura 16 e na Figura 17.

Figura 16 – Efeito da variação do tipo de gás na diluição do cordão dos ensaios preliminares com transferência curto-circuito



Fonte: Própria autora

Figura 17 – Efeito da variação do tipo de gás na penetração do cordão dos ensaios preliminares com transferência curto-circuito



Fonte: Própria autora

A tendência de redução da penetração, ao utilizar o gás argônio puro como proteção da poça de fusão, pode ser atribuída ao efeito da tensão de referência menor quando comparado à soldagem com a mistura Ar 70%+ He30%.

Segundo Aguiar (2011) menores tensões de referências resultam em arcos mais estreitos gerando um maior reforço que limita a pressão do arco sobre o metal de base e restringindo o aumento da penetração. Porém, também no caso do autor as variações de tensão não tiveram efeitos significativos na penetração.

Sobre as demais variáveis que não foram estatisticamente influenciadas, seguem alguns comentários.

Os altos valores de reforço atribuídos à transferência metálica por curto-circuito, segundo Pessoa (2009), são atribuídos dentre outros fatores, ao percentual de tempo de arco aberto, já que o arco elétrico que é a principal fonte de energia de calor permanece um tempo maior apagado, assim o maior número de curtos-circuitos, implica na redução do percentual de arco aberto, o que resulta em uma poça de fusão menos aquecida e menos fluida, dificultando assim a molhabilidade da poça.

Nem a variação do gás nem da DBCP foi significativa para o ângulo de molhamento do cordão. É interessante destacar que os valores de ângulos de molhamento foram menores que  $90^\circ$ , que pode ser causado pela pressão e interação dos dois arcos atuando sobre uma única poça, tornando-a mais fluida e resultando em cordões menos convexos.

Nas soldagens com transferência metálica por curto-circuito foram identificados problemas associados à excessiva geração de respingos e efeitos sonoros intensos, assim como Michi *et al.* (1999), que também considerou instável as soldagens com esse tipo de transferência, justificando que no momento em que um dos arcos tocava a poça de fusão, toda a corrente passava somente por esse arame, causando rompimento de uma forma violenta, porém nesse caso a soldagens foram realizadas com o processo MIG/MAG com configuração duplo arame com potencial único.

As soldagens com curto-circuito, assim como as soldagens com transferência metálica goticular, resultaram em cordões com defeitos, além da grande geração de respingos tendo um grande desperdício de material fundido e não depositado, vistos na Figura 18, assim decidiu-se por explorar modo de operação pulsado na intenção de se ter menor variação dos parâmetros.

Figura 18 - Exemplos de defeitos nas soldagens com tensão constante e transferência por curto circuito



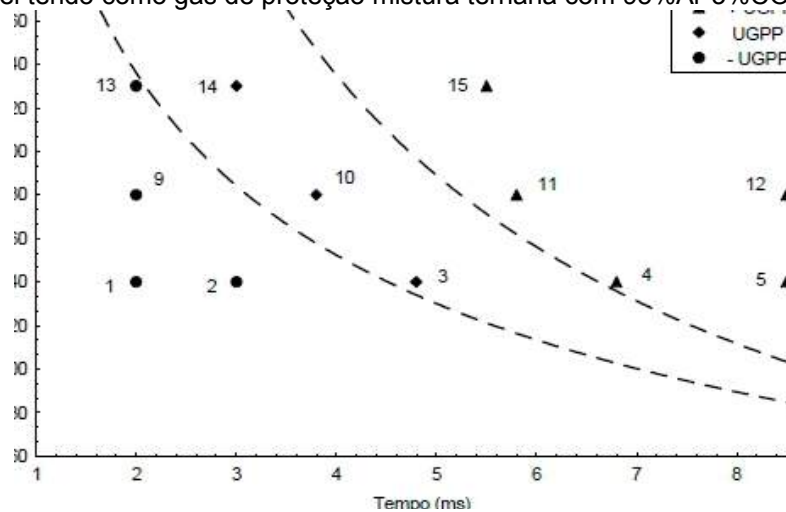
Fonte: Própria autora

### 7.2.3 Ensaios exploratórios com transferência goticular pulsada

Na tentativa de se obter um maior controle dos parâmetros de soldagem e, obter resultados melhores que os obtidos nas soldagens dos ensaios preliminares, optou-se por realizar um trabalho exploratório com a fonte operando com corrente constante pulsada. Nessa etapa, variou-se energia de soldagem entre 7,56 kJ/cm, 10,8 kJ/cm e 15,2 kJ/cm.

Utilizou-se como instrumento para escolha das correntes e tempos de pulso o mapeamento visualizado na Figura 19, apesar desse ter sido elaborado a partir de aço inoxidável. A, semelhança entre as ligas utilizadas nesse trabalho pela matriz austenítica e os altos teores de cromo e níquel permitem a sua utilização.

Figura 19 - Mapeamento das regiões de transferência metálica para soldagem pulsada de aço inoxidável tendo como gás de proteção mistura ternária com 95%Ar-3%CO<sub>2</sub> – 2%N<sub>2</sub>



Fonte: Miranda (2002).

Assim os valores escolhidos para correntes e tempos de pico para os quais os pontos de encontro localizaram-se na região UGPP, sendo elas mostradas na Tabela 9.

Tabela 9 – Correntes e tempos de pico escolhidos para soldagens com corrente pulsada

<b>Ip (A)</b>	<b>tp (s)</b>
330	2,5
400	2
430	2

Fonte: Própria autora

A frequência de pulso foi calculada a partir da Equação 12, descrita abaixo.

$$F_p = \frac{D_{elet} \cdot 25 \cdot V_{alim}}{D_{gota}^3}$$

Equação 12 – Frequência de pulso

Para os cálculos da frequência de pulso, o diâmetro de gota foi preestabelecido em 1,25% do diâmetro do eletrodo. As velocidades de alimentação foram consideradas às utilizadas nos ensaios exploratórios. As frequências trabalhadas nesta etapa variaram entre os valores de 100 e 125 Hz, visualizados na Tabela 10.

Tabela 10 - Cálculo da frequência de pulso dos ensaios exploratórios

<b>D elet (mm)</b>	<b>D gota (mm)</b>	<b>Valim (m/min)</b>	<b>Fp (kHz)</b>
1,14	1,36	9	102
1,14	1,36	10	113
1,14	1,36	11	125

Fonte: Própria autora

Para a finalização dos parâmetros de pulso, foram calculadas a corrente e o tempo de base pela Equação 13.

$$I_m = \frac{I_p t_p + I_b t_b}{T}$$

Equação 13 – Cálculo da corrente de base

Foram feitas algumas simulações nas quais observaram-se que quanto maior a diferença entre as correntes de pulso e de base, o processo tornava-se mais instável, aumentando o comprimento do arco de tal forma que em certos momentos ocorria a interrupção e extinção do arco.

Assim optou-se por fixar a frequência de pulso em 100 Hz e manter aproximadamente a mesma diferença entre as correntes de pulso e de base.

Os valores calculados estão descritos na Tabela 11. As velocidades de soldagem escolhidas dentro da faixa operacional encontrada nos ensaios iniciais foram 50, 80 e 100 cm/min e as combinações entre as velocidades e os parâmetros de correntes foram feitas a partir da Tabela 5.

Tabela 11 - Parâmetros de pulso para soldagens exploratórias

	<b>Im</b>	<b>Ip</b>	<b>tp</b>	<b>Fp</b>	<b>tb</b>	<b>Ib</b>
I1	135	330	2,5	100	7,5	70
I2	180	400	2	100	8	125
I3	222	430	2	100	8	170

Fonte: Própria autora

É importante destacar que a curva da Figura 19 foi levantada para o processo MIG/MAG convencional, sem considerar o efeito da interação entre os arcos presente no processo MIG/MAG duplo arame, assim mesmo mantendo os valores das correntes e dos tempos de pulso na região de uma gota por pulso não se garante a repetitividade desse comportamento.

Em soldagens com corrente pulsada Motta (2000) observou que os destacamentos das gotas não se mantiveram aos tempos de pulsos, em alguns casos os destacamentos ocorreram já na descida da corrente.

Utilizou-se a Tabela 12 matriz ortogonal de 18 linhas para realização dos ensaios exploratórios utilizando o método Taguchi. Esse método foi utilizado com o intuito de reduzir a quantidade de experimentos, o tempo e o custo da etapa. O método aponta a melhor combinação dos parâmetros para determinado fator de controle, isso através da maximização da função  $\eta$  adotado no problema (maior melhor, menor melhor ou nominal melhor).

As variáveis de controle utilizadas nos ensaios exploratórios foram a energia de soldagem, a técnica de variação da energia, posição dos eletrodos em relação a velocidade de soldagem, tecimento, e defasagem entre os sinais de

corrente. Os aspectos geométricos, como: diluição, largura, penetração, ângulo de molhamento.

Tabela 12—Ensaio exploratório utilizando Taguchi como método experimental

ENSAIO	ENERGIA	TÉCNICA	ENERGIA	POSIÇÃO	TECIMENTO	DEFASAGEM
1	1	1	I1/V2	L-L	s/ tecimento	0%
2	2	1	I2/V2	L-L	△	25%
3	3	1	I3/V3	L-L	duplo 8	50%
4	1	1	I1/V2	Um atrás do outro	s/ tecimento	25%
5	2	1	I2/V2	Um atrás do outro	△	50%
6	3	1	I3/V2	Um atrás do outro	duplo 8	0%
7	2	1	I2/V2	45°	s/ tecimento	0%
8	3	1	I3/V2	45°	△	25%
9	1	1	I1/V2	45°	duplo 8	50%
10	3	2	I2/V1	L-L	s/ tecimento	50%
11	1	2	I2/V3	L-L	△	0%
12	2	2	I2/V2	L-L	duplo 8	25%
13	2	2	I2/V2	Um atrás do outro	s/ tecimento	50%
14	3	2	I2/V1	Um atrás do outro	△	0%
15	1	2	I2/V3	Um atrás do outro	duplo 8	25%
16	3	2	I2/V1	45°	s/ tecimento	25%
17	1	2	I2/V3	45°	△	50%
18	2	2	I2/V2	45°	duplo 8	0%

Fonte: Própria autora

Para a análise das variáveis de respostas foram utilizadas duas amostras do cordão de solda das soldagens exploratórias, os valores de diluição, largura, penetração, reforço e ângulo de molhamento estão descritos na Tabela 13.



Tabela 13 - Características geométrica dos ensaios exploratórios

ENSAIO	ENERGIA	TÉCNICA	POSIÇÃO	TECIMENTO	DEFASAGEM	Largura (mm)	Reforço (mm)	Penetração (mm)	R/L	Diluição (%)	Ângulo interno (°)
1	1	1	L-L	S/	0%	12,55	2,61	1,21	0,21	23,8	28,39
1	1	1	L-L	S/	0%	12,24	2,42	1,26	0,20	26,7	45
2	2	1	L-L	△	25%	13,61	3,10	0,90	0,23	20,0	53,97
2	2	1	L-L	△	25%	13,58	3,18	1,00	0,23	24,7	36,47
3	3	1	L-L	duplo 8	50%	16,71	3,34	1,26	0,20	23,9	40,76
3	3	1	L-L	duplo 8	50%	15,95	3,00	1,42	0,19	26,9	38,16
4	1	1	Um atrás do outro	S/	25%	9,97	2,89	1,73	0,29	26,4	60,1
4	1	1	Um atrás do outro	S/	25%	8,97	3,05	1,24	0,34	21,6	68,2
5	2	1	Um atrás do outro	△	50%	13,29	3,24	1,47	0,24	19,2	36,38
5	2	1	Um atrás do outro	△	50%	14,74	2,97	1,39	0,20	18,5	37,07
6	3	1	Um atrás do outro	duplo 8	0%	15,71	3,05	1,47	0,19	19,1	34
6	3	1	Um atrás do outro	duplo 8	0%	13,71	3,16	1,63	0,23	22,3	52,85
7	2	1	45°	S/	0%	12,45	2,92	2,47	0,23	32,0	36,35
7	2	1	45°	S/	0%	11,35	3,21	2,27	0,28	26,2	52,91
8	3	1	45°	△	25%	15,57	3,16	0,81	0,20	17,4	40,16

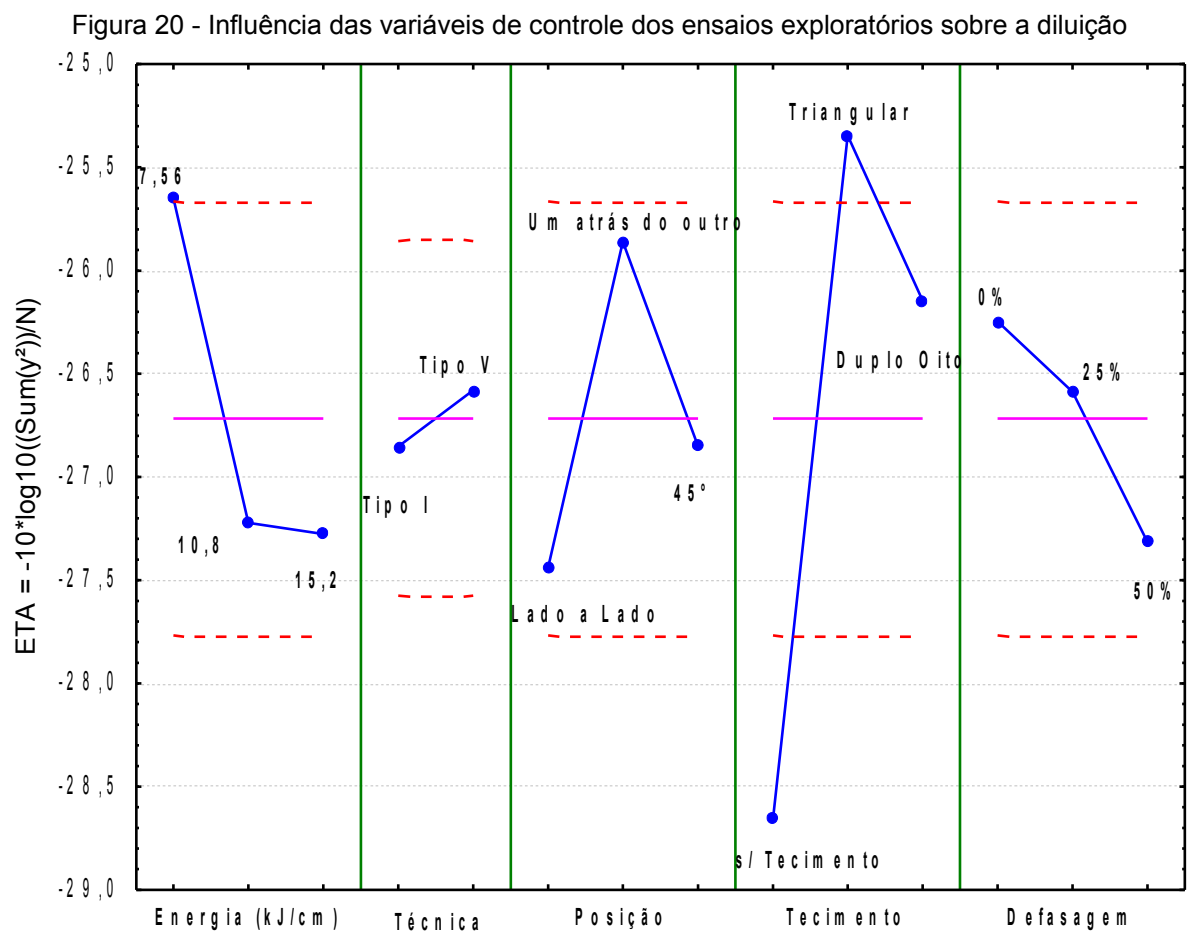
8	3	1	45°	△	25%	14,68	2,87	1,03	0,20	18,9	45
9	1	1	45°	duplo 8	50%	12,03	2,81	0,67	0,23	17,3	39,03
9	1	1	45°	duplo 8	50%	11,19	2,95	0,82	0,26	17,7	43,45
10	3	2	L-L	S/	50%	20,67	2,67	2,13	0,13	32,5	45
10	3	2	L-L	S/	50%	19,5	2,61	2,5	0,13	38,2	50,41
11	1	2	L-L	△	0%	13,32	2,87	0,42	0,22	13,2	46,4
11	1	2	L-L	△	0%	11,40	2,84	0,45	0,25	14,9	37,88
12	2	2	L-L	duplo 8	25%	13,72	3,26	0,82	0,24	21,6	46,61
12	2	2	L-L	duplo 8	25%	12,87	2,74	1,10	0,21	27,3	42,14
13	2	2	Um atrás do outro	S/	50%	13,44	2,78	2,10	0,21	23,0	48,83
13	2	2	Um atrás do outro	S/	50%	13,97	2,68	2,00	0,19	25,1	43,26
14	3	2	Um atrás do outro	△	0%	14,74	3,23	1,43	0,22	17,2	44,03
14	3	2	Um atrás do outro	△	0%	14,92	3,29	1,21	0,22	16,8	44,42
15	1	2	Um atrás do outro	duplo 8	25%	10,75	2,71	0,68	0,25	12,7	34,88
15	1	2	Um atrás do outro	duplo 8	25%	9,68	2,61	0,97	0,27	18,0	46,97
16	3	2	45°	S/	25%	16,40	3,66	1,71	0,22	24,7	54,29
16	3	2	45°	S/	25%	14,31	3,43	2,44	0,24	29,2	58,32
17	1	2	45°	△	50%	10,34	2,79	1,03	0,27	21,1	44,29
17	1	2	45°	△	50%	10,79	2,52	1,03	0,23	23,2	35,71

18	2	2	45°	duplo 8	0%	14,48	3,26	1,05	0,23	18,6	36,47
18	2	2	45°	duplo 8	0%	13,00	2,73	1,22	0,21	23,2	41,28

Fonte: Própria autora

### a) Análise da Diluição

A análise da diluição é uma variável do tipo menor melhor, as condições necessárias para obter valores mínimos de diluição são representadas pelo maior valor de  $\eta$  (eta), mostrado na Figura 20. A menor diluição é requerida, pois a o presente estudo tem como aplicação revestimento, no qual teores de ferro indicado pela Norma ISO 10423 (ISO, 2003) devem ser de 5% de teor de ferro a 3 mm do metal de base, considerando a liga AWS ERNiCrMo-3.



Fonte: Própria autora

A condição indicada pelo Taguchi para se obter mínima diluição foi (12221) menor energia 7,56 kJ, técnica tipo V, eletrodos posicionados um atrás do outro, tecimento triangular e defasagem das correntes de soldagem de 0%. A Tabela 14 mostra o nível estatístico de significância dos fatores de controle com  $\alpha < 0,05$ .

Tabela 14 - Nível de significância dos fatores de controle para a diluição

<b>Energia</b>	<b>Técnica</b>	<b>Posição</b>	<b>Tecimento</b>	<b>Defasagem</b>
<b>0,006358</b>	0,532069	<b>0,019517</b>	<b>0,000003</b>	0,135894

Fonte: Própria autora

A partir da combinação indicada pelo Taguchi e do nível de significância das variáveis, conclui-se que:

O tecimento foi o fator mais significativo para diluição. O movimento da tocha sobre a poça de fusão, possivelmente diminui o tempo de aplicação da pressão do arco sobre a poça e contribui para fluidez da poça espalhando-a, Silva (2010) destaca que ao utilizar a aplicação de tecimento a velocidade de deslocamento do arco sobre a poça aumenta, mesmo mantendo a velocidade de soldagem, resultando numa melhor distribuição de calor e menor tempo de atuação do arco sobre determinado ponto da amostra.

A energia de soldagem também foi estatisticamente significativa para a diluição. A energia 1 (7,56 kJ/cm) foi apontada para se obter menor diluição, podendo ser aplicada pela combinação da menor corrente (parâmetros de pico para corrente média 1 – I1) com velocidade de soldagem intermediária (80 cm/min) ou pela corrente média intermediária (parâmetros de pico para corrente média – I2) com maior velocidade de soldagem (100 cm/min), visto que a técnica de variação de energia não teve efeito significativo sobre a diluição.

As menores diluições obtidas com o menor aporte de energia, possivelmente justificam-se, pelo fato de a energia restante para fundir o metal de base, após fundir o metal de adição, é bem menor nesse caso que para maiores energias, resultando em menores áreas fundidas.

Quanto à posição dos eletrodos em relação à velocidade de soldagem foi indicada um atrás do outro, nessa posição apenas um dos arcos, o correspondente ao arame líder, incide sobre o metal de base, enquanto que o arco do arame seguidor, incide sobre metal depositado pelo arco da frente, desse modo a parcela de energia direcionada para fundir o metal de base é bem menor que nas demais posições tanto lado a lado, quanto 45°, nas quais os arcos incidem sobre o substrato.

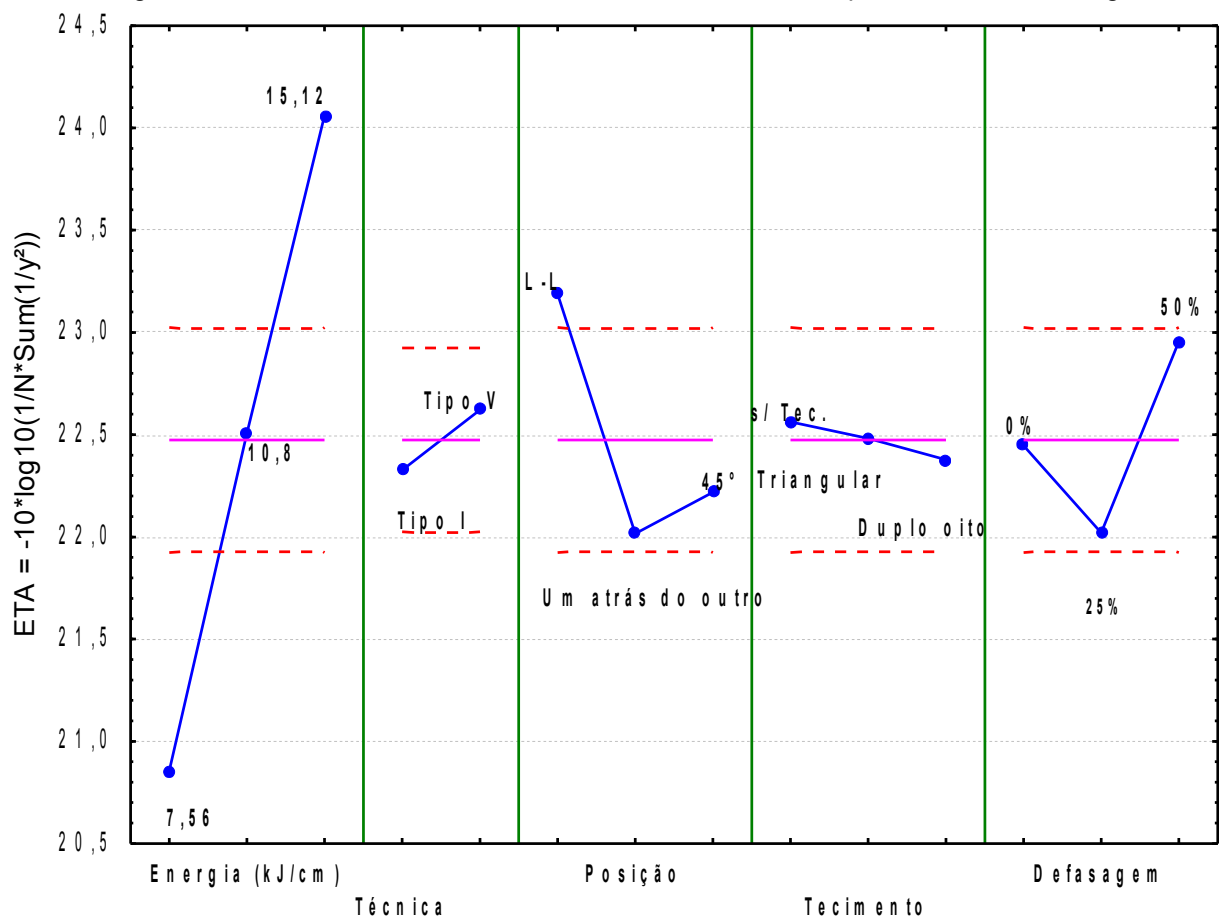
A defasagem entre as correntes não foi estatisticamente significativa, mesmo resultado foi obtido por Motta (2002), que em soldagens MIG/MAG-DA na posição sobrecabeça explorou a corrente média, a interação e defasagem entre as

correntes (em pulsos defasados, em fase e aleatórios), dentre essas variáveis de controle, apenas a corrente média foi estatisticamente significativa para diluição.

### b) Análise da Largura

A análise da largura é um problema do tipo maior melhor, as condições necessárias para obter valores máximos dessa variável são representadas pelo maior valor de  $\eta$ (eta), mostrado na Figura 21. A maior largura é indicada para soldagens de revestimentos, desse modo um menor número de cordões será necessário para o preenchimento de uma determinada área, reduzindo o tempo e alguns custos.

Figura 21 - Influência das variáveis de controle dos ensaios exploratórios sobre a largura



Fonte: Própria autora

A condição indicada pelo Taguchi para se obter maior largura foi (32113) maior energia, técnica tipo V, eletrodos posicionados lado a lado, sem tecimento e defasagem das correntes de soldagem de 50%. A Tabela 15 mostra o nível estatístico de significância dos fatores de controle com  $\alpha < 0,05$ .

Tabela 15 - Nível de significância dos fatores de controle para a largura

<b>Energia</b>	<b>Técnica</b>	<b>Posição</b>	<b>Tecimento</b>	<b>Defasagem</b>
0,000000	0,200083	0,000489	0,799581	0,008246

Fonte: Própria autora

O parâmetro mais significativo para largura foi à energia de soldagem, a maior energia acarretou maiores larguras. A poça de fusão tende a se espalhar pela maior fluidez do metal líquido na poça de fusão devido à quantidade de metal fundido, tanto do eletrodo como do metal de base.

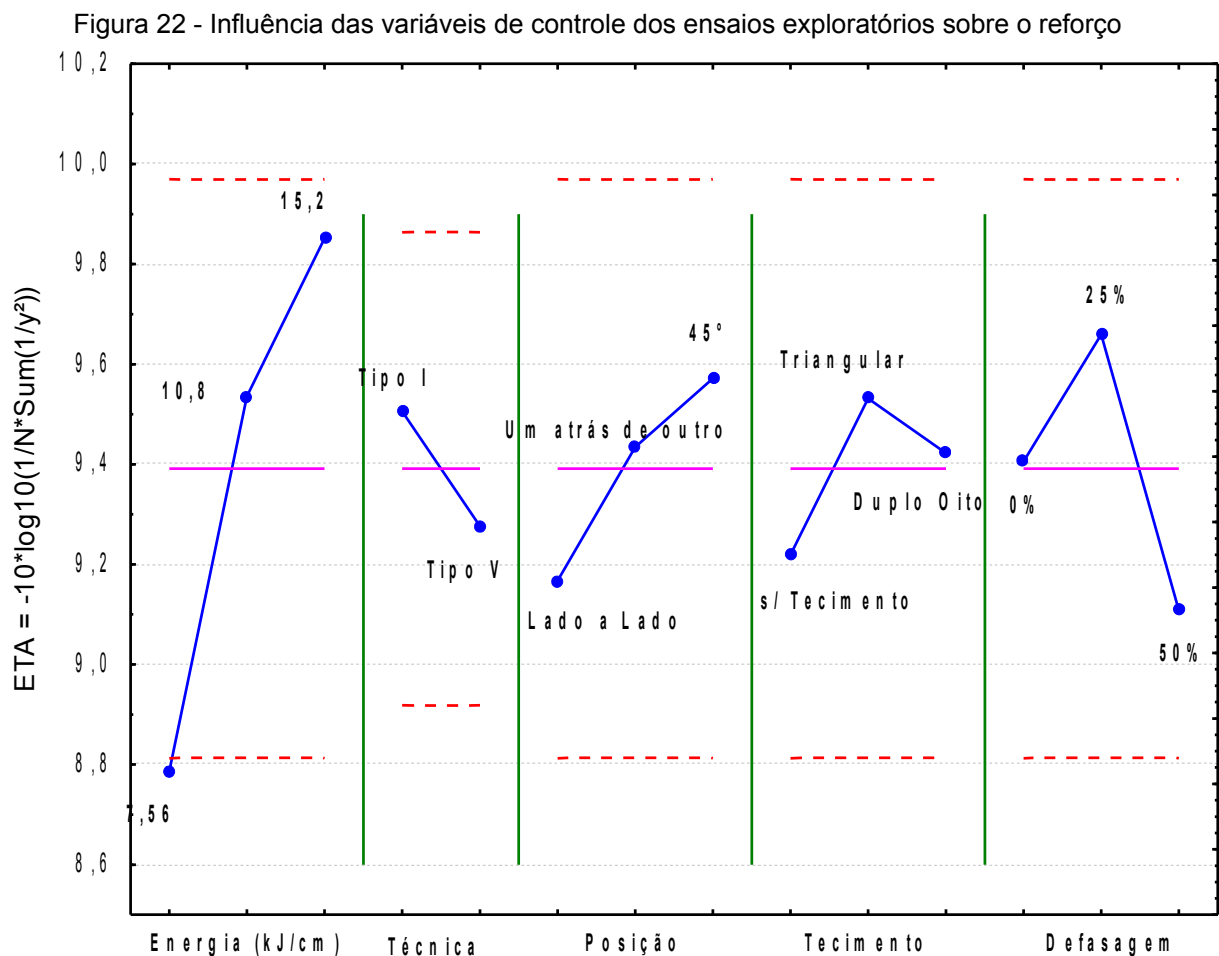
O posicionamento dos eletrodos em lado a lado foi indicado pelo método Taguchi para obter maiores larguras, nesse caso, os dois arcos são abertos sobre o metal de base, acredita-se que a pressão do arco e o movimento resultando da transferência metálica das gotas também contribuam para molhabilidade da poça, resultando em cordões mais largos.

A defasagem, também foi considerada, estatisticamente significativa para a largura. A defasagem de 50% foi indicada como a mais influente para o aumento da largura, isso deve ser resultado de uma maior agitação conferida à poça, devido ao direcionamento das gotas à poça de fusão em tempos diferentes, devida a defasagem entre as correntes. Motta (2002) também verificou que pulsos de corrente defasados causam deflexões menores dos arcos para o centro da poça fundida, o que resultou em cordões de solda mais largos.

Porém é importante salientar que o fato de ter sido estatisticamente significativo não implica que necessariamente que tenha efeito relevante nas soldagens, no caso da defasagem, apesar de ter apresentado nível de significância menor que 5%, observa-se que pelo gráfico que essa indicação encontra-se dentro do erro do método (linha pontilhada vermelha da Figura 21).

### c) Análise do reforço

O reforço, assim como a largura é um problema do tipo maior melhor, as condições necessárias para obter valores máximos dessa variável são representadas pelo maior valor de  $\eta$  (eta), mostrado na Figura 22. O maior reforço é indicado para soldagens de revestimentos, a fim de diminuir o número de camadas necessárias para atingir a espessura bruta do revestimento, reduzindo o tempo e alguns custos.



A condição indicada pelo Taguchi para se obter maior reforço foi (31322) maior energia, técnica tipo I, eletrodos posicionados a 45°, tecimento triangular e defasagem das correntes de soldagem de 25%. A Tabela 16 mostra o nível estatístico de significância dos fatores de controle com  $\alpha < 0,05$ .

Tabela 16 - Nível de significância dos fatores de controle para o reforço

Energia	Técnica	Posição	Tecimento	Defasagem
---------	---------	---------	-----------	-----------



<b>0,003356</b>	0,339239	0,377501	0,555349	0,181841
-----------------	----------	----------	----------	----------

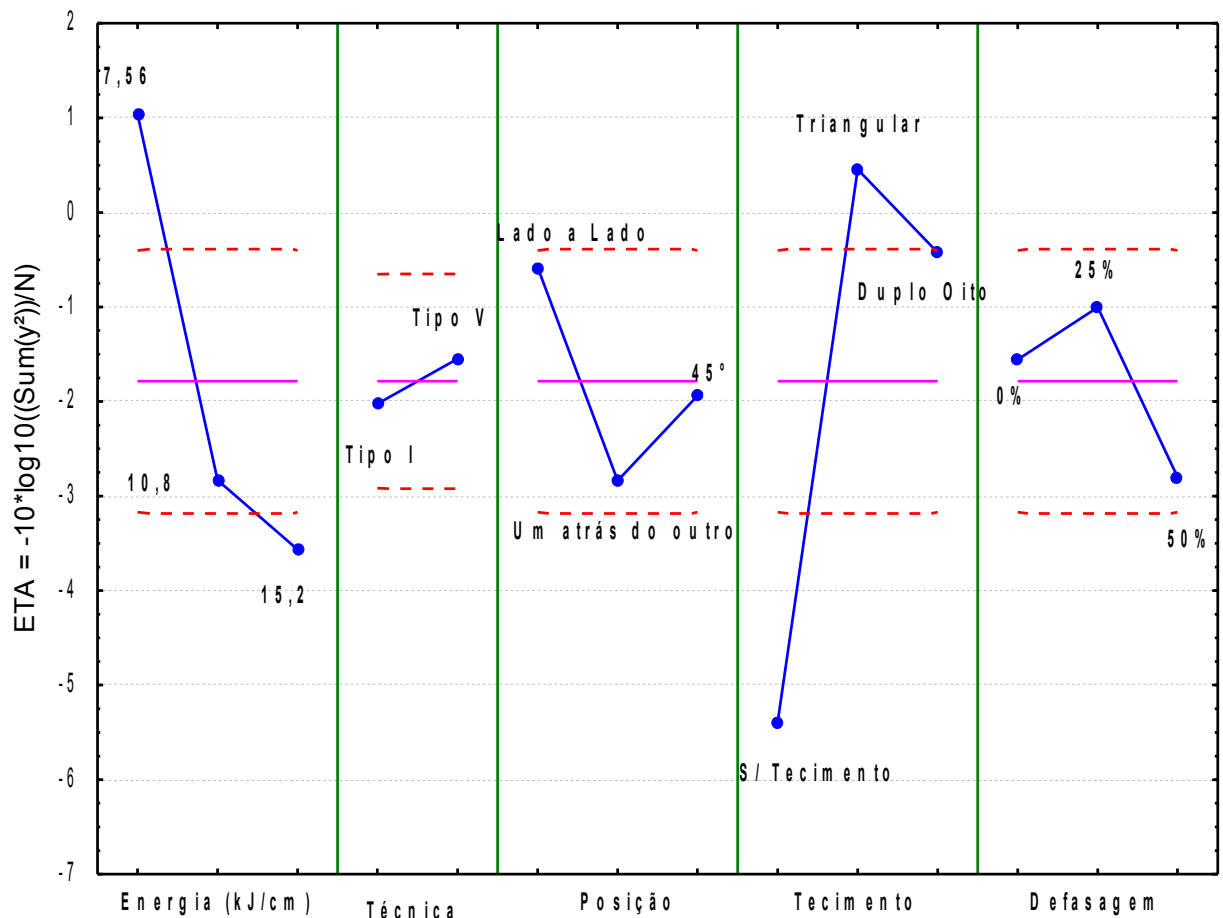
Fonte: Própria autora

Para o reforço, a única variável significativa foi a energia de soldagem, indicando que maiores reforços são obtidos para a energia de soldagem 3 (15,2 kJ/cm), devido a maior taxa de fusão é depositado mais material sobre a poça de fusão, formando cordões com altos valores de reforço. As demais variáveis de controle não foram estatisticamente significativas para essa variável de controle.

#### *d) Análise da penetração*

A análise da variável penetração é um problema do tipo menor melhor. As condições necessárias para obter valores mínimos dessa variável são representadas pelo maior valor de  $\eta$ (eta), mostrado na Figura 22. O menor valor de penetração é indicado, por esse fator está diretamente relacionado com a diluição.

Figura 23 - Influência das variáveis de controle dos ensaios exploratórios sobre a penetração



Fonte: Própria autora

A condição indicada pelo Taguchi para se obter menor penetração foi (12122) menor energia, técnica tipo V, eletrodos posicionados lado a lado, tecimento triangular e defasagem das correntes de soldagem de 25%. A Tabela 17 mostra o nível estatístico de significância dos fatores de controle com  $\alpha < 0,05$ .

Tabela 17 - Nível de significância dos fatores de controle para a penetração

Energia	Técnica	Posição	Tecimento	Defasagem
<b>0,000001</b>	0,406629	<b>0,011021</b>	<b>0,000000</b>	<b>0,044285</b>

Fonte: Própria autora

As variáveis estatisticamente significativas para penetração são bem semelhantes aos encontrados para a diluição, tendo como principais fatores o

tecimento e a energia. Devido à utilização do tecimento é possível que haja maior distribuição do material e de calor na poça de fusão.

A energia de soldagem 1 (7,5 kJ/cm) foi a indicada pelo método para se obter menor penetração. O aporte de energia está diretamente ligado a esse fator, considerando quanto menor energia, menor será o aporte térmico fornecido, implicando no menor volume de metal fundido. Apesar da técnica de energia não ter sido significativa, foi apontada a variação pela corrente para se obter uma menor penetração no cordão de solda, segundo Silva (2010), deve-se ao fator da corrente interferir na ação das forças eletromagnéticas que atuam sobre o mecanismo de convecção da poça.

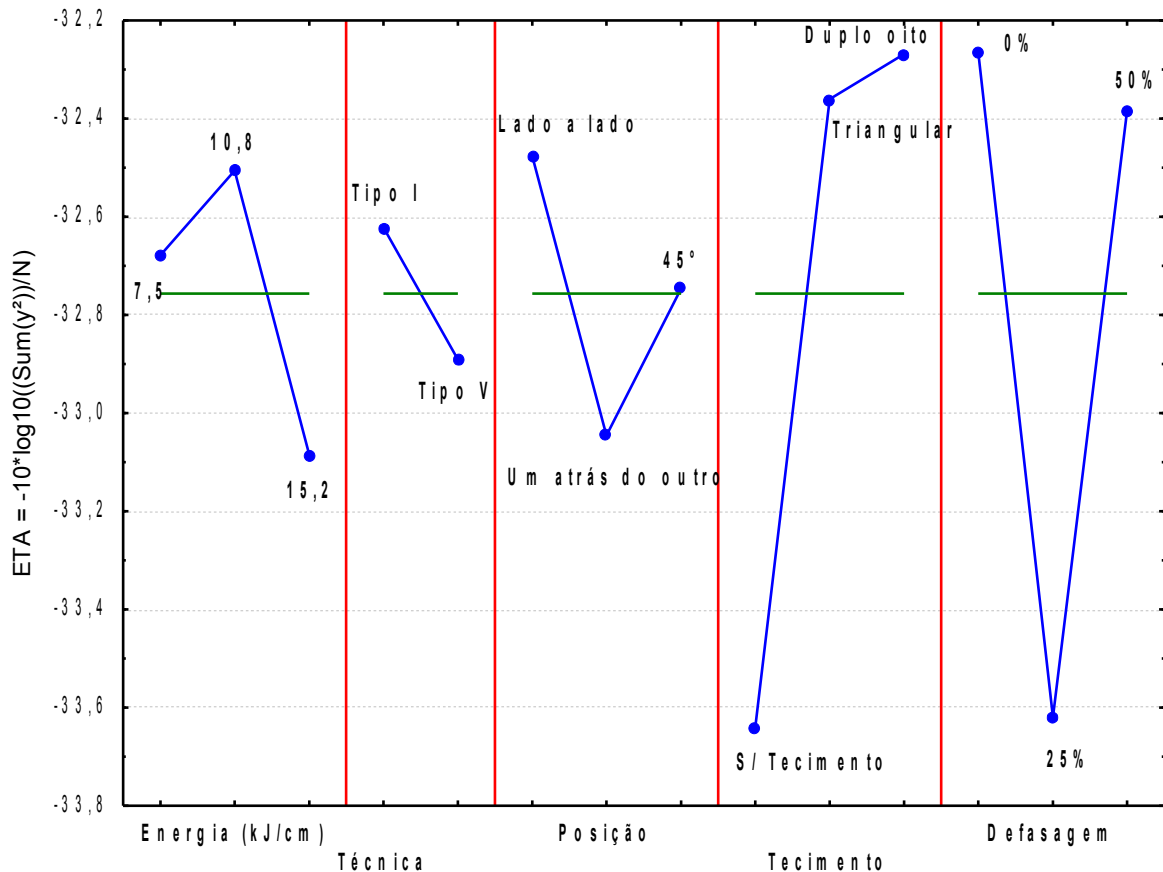
O posicionamento dos eletrodos indicado foi o de lado a lado, resultado diferente do obtido para diluição que foi um atrás do outro. Os valores de penetração obtidos podem ter sido menores para essa condição, pela pressão dos arcos atuarem em regiões diferentes da poça de fusão, porém por esse motivo o perfil de solda dessa configuração tende a apresentar dupla penetração "*double finger*". Por esse motivo, mesmo apresentando valores absolutos de penetração menores que os apresentados nas soldagens com eletrodos disposto um atrás do outro, os valores de diluição podem ser maiores.

Foi indicado a defasagem de 25 % entre os pulso de corrente, Motta (2000) em soldagens realizadas com 50% e pulsos em fases, verificou que a utilização de pulsação de correntes tendem a formação de perfis com dupla penetração, os mesmos obtidos com soldagens na posição lado a lado.

e) Análise do ângulo de molhamento

O ângulo de molhamento, é um problema do tipo menor melhor, as condições necessárias para obter valores mínimos dessa variável são representadas pelo maior valor de  $\eta$ (eta), mostrado na Figura 23.

Figura 24 - Influência das variáveis de controle dos ensaios exploratórios sobre a penetração



Fonte: Própria autora

A condição indicada pelo Taguchi para se obter menor ângulo de molhamento foi (21131) energia intermediária, técnica tipo I, eletrodos posicionados lado a lado, tecimento duplo oito e defasagem das correntes de soldagem de 0%. A mostra o nível estatístico de significância dos fatores de controle com  $\alpha < 0,05$ .

Tabela 18 - Nível de significância dos fatores de controle para a penetração

Energia	Técnica	Posição	Tecimento	Defasagem
0,613903	0,585705	0,638862	0,052481	0,058820

Fonte: Própria autora

Para a variável de resposta ângulo de molhamento nenhuma dos fatores de controle foram estatisticamente significativos, porém o tecimento e a defasagem tiveram valores mais próximos do valor de  $\alpha$  necessário.

O tecimento duplo oito, dentre os explorados, é o que tende a provocar mais movimentos na poça de fusão, provavelmente essa se espalha mais tornando o cordão menos convexo.

Dentre os modos de operação e tipos de transferência metálica que foram explorados, o modo corrente constante pulsada apresentou maior estabilidade do processo reduzindo ao máximo as deflexões do arco cordões e cordões com melhores e aspectos geométricos e superficiais, conforme Figura 25, desse modo foi a opção escolhida para soldagem dos revestimentos.



Fonte: Própria autora

#### **7.2.4 Conclusões dos ensaios exploratórios**

As soldagens realizadas com transferência metálica goticular apresentaram grande ocorrência de deflexões do arco resultando em defeitos como mordeduras no pé do cordão.

Para os ensaios realizados com transferência metálica por curto-circuito a variação do gás teve efeito significativo para largura, diluição e penetração e, também para variação da DBCP, com exceção da variável penetração.

Os valores de diluição foram menores para soldagens utilizando argônio puro como proteção e DBCP de 25 mm. Enquanto que larguras maiores foram obtidas com a utilização da mistura argônio +30% hélio e DBCP de 20 mm.

Nas soldagens MIG/MAG com único arame a adição de gás hélio em argônio e o uso de tecimento são utilizados para favorecer a molhabilidade do cordão. O ângulo de molhamento em todas as soldagens realizadas tiveram valores menores que 90°, podendo ser atribuído ao processo MIG/MAG – DA, desse modo o gás argônio puro pode ser utilizado como proteção, reduzindo consideravelmente o custo do gás de proteção, haja vista, o alto custo de misturas gasosas com adição do gás hélio.

A energia de soldagem foi estatisticamente significativa para as variáveis de respostas, com exceção do ângulo de molhamento. O nível mais baixo de energia (7,5 kJ/cm) foi indicado para se obter menores penetrações e diluições e o maior nível de energia 15,2 kJ/cm indicado para se obter cordões com maiores reforços e larguras.

O uso de tecimento com trajetória triangular foi indicado como melhor condição de tecimento para se obter menores penetrações e diluições, e maiores reforços, como no ensaio L11 que apresentou em que apresentou diluições de 13,2% e 14,9 % e reforços de 2,87 mm e 2,84 mm.

A técnica de energia não foi estatisticamente significativa para nenhuma das variáveis de respostas.

A posição lado a lado foi a mais indicada para se obter maiores larguras, e menores penetrações, como no ensaio L10 com larguras de 20,7 mm e 19,5 mm e no ensaio L11 penetrações de 0,42 e 0,44. Enquanto que a posição um atrás do outro resulta em menores diluições, como no ensaio L15 com diluições de 12,7 % e 18% e para maiores reforços o método indicou a posição de 45°.

A defasagem dos pulsos das correntes de soldagens foram estatisticamente significativos para largura e penetração, sendo indicadas pelo método a defasagem de 50% e 25%, respectivamente.

### **7.3 Soldagem dos revestimentos**

Para a soldagem dos revestimentos foram utilizados os parâmetros a partir das condições otimizadas indicadas pelo método experimental Taguchi na etapa anterior, que resultaram em menores valores de diluição e que estão dispostos na Tabela 19.

Tabela 19 - Condição otimizada pelo método experimental Taguchi para menor diluição

<b>Energia</b>	1	7,56 kJ/cm
<b>Técnica</b>	2	I2/V3
<b>Posição</b>	2	Um atrás do outro
<b>Tecimento</b>	2	Triangular
<b>Defasagem</b>	1	0%

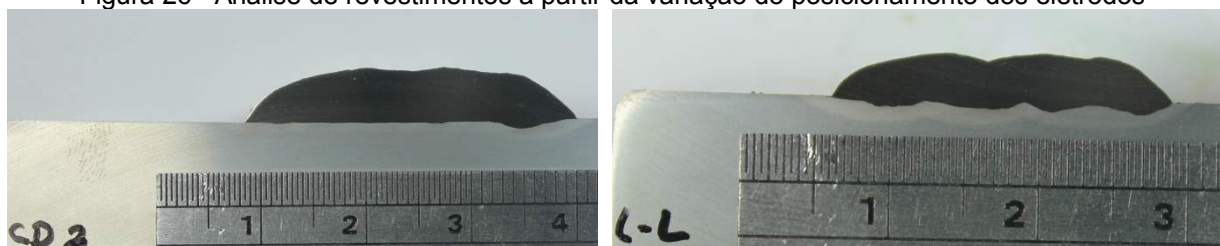
Fonte: Própria autora

Antes dos ensaios desta etapa, foram soldados dois revestimentos iniciais o primeiro com a condição indicada pelo Taguchi e o segundo substituindo a posição do eletrodo por lado a lado, com o intuito de aumentar a largura do cordão. Essa sugestão surgiu da análise dos fatores significativos para diluição e largura.

Os principais fatores significativos para diluição, tecimento e energia foram mantidos, e modificando o segundo mais significativo para a largura, posicionamento dos eletrodos. Essas soldagens foram realizadas com a tocha posicionada com 20° de ângulo de ataque.

Como pode ser visto na Figura 26, a diluição obtida com eletrodos posicionados em lado a lado foi bem superior que os eletrodos posicionados um atrás do outro em relação à velocidade de soldagem. Com base nesse resultado, definiu-se que os revestimentos seriam realizados empregando eletrodos posicionados um atrás do outro e as condições já apresentadas na Tabela 19.

Figura 26 - Análise de revestimentos a partir da variação do posicionamento dos eletrodos



Fonte: Própria autora

Nas soldagens de revestimento, os experimentos foram realizados seguindo um planejamento do tipo fatorial completo, variando-se os parâmetros ângulo de ataque da tocha de soldagem e a sobreposição dos cordões de solda,

conforme apresentado na Tabela 20. Na fonte de soldagem 1 foi utilizada como eletrodo a liga AWS ERNiCrMo-3 e na dois a liga AWS ERNiCrMo-4.



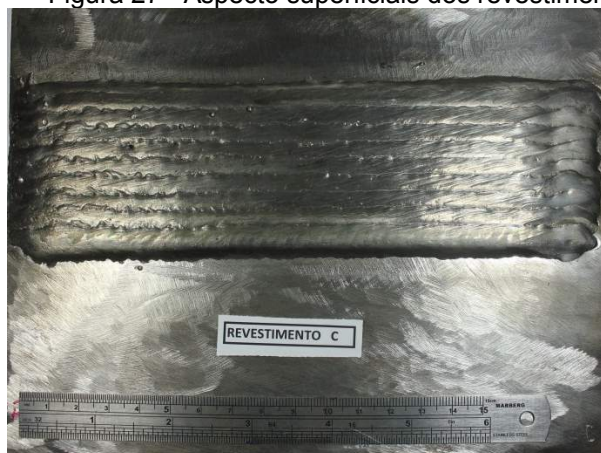
Tabela 20 - Parâmetros de soldagem dos revestimentos

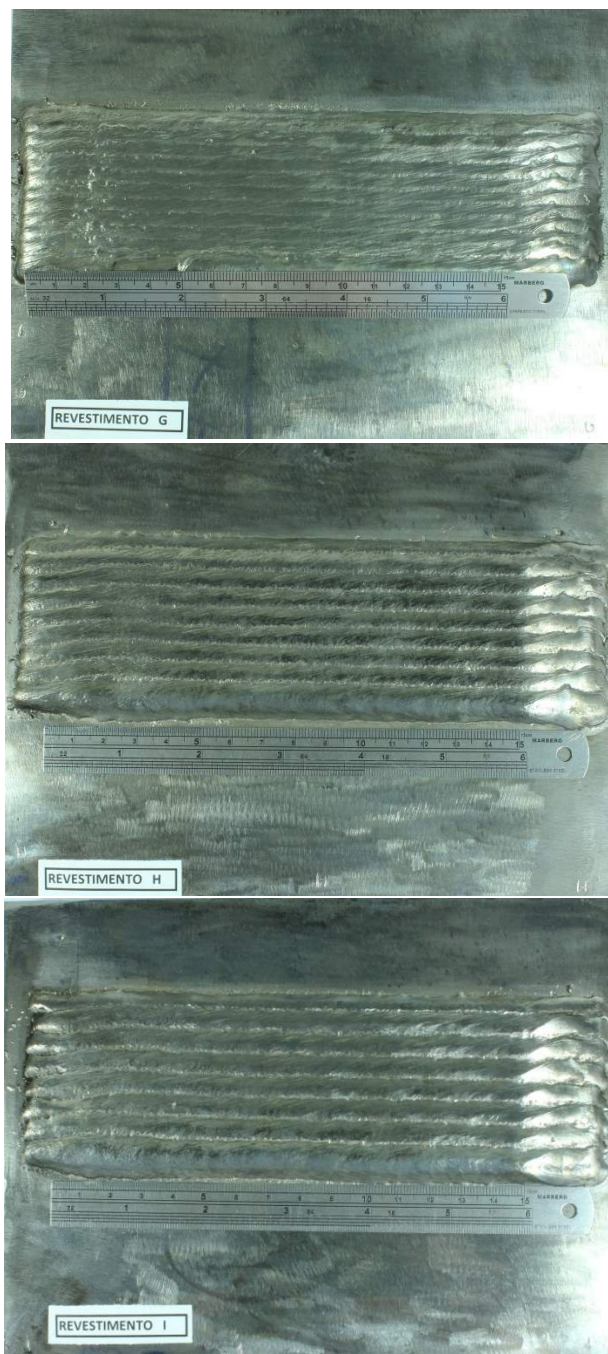
<b>Ensaio</b>	<b>Ângulo</b>	<b>Sobreposição</b>
Revestimento A	28°	50%
Revestimento B	28°	30%
Revestimento C	28°	40%
Revestimento D	10°	30%
Revestimento E	10°	40%
Revestimento F	10°	50%
Revestimento G	15°	50%
Revestimento H	15°	40%
Revestimento I	15°	30%

Fonte: Própria autora

Em relação ao aspecto superficial, os revestimentos C, G, H, I se apresentaram visualmente com melhores acabamentos, conforme imagens mostradas na Figura 27.

Figura 27 - Aspecto superficiais dos revestimentos





Fonte: Própria autora

### **7.3.1 Análise da geometria do revestimento**

Para análise geométrica foram consideradas duas seções transversais dos revestimentos: à aproximadamente 30 mm do início e a 30 mm do final. Ao longo de cada seção, foram medidos três valores de reforço e a diluição. Os valores obtidos estão demonstrados na Tabela 21.

Tabela 21 - Características geométricas dos revestimentos

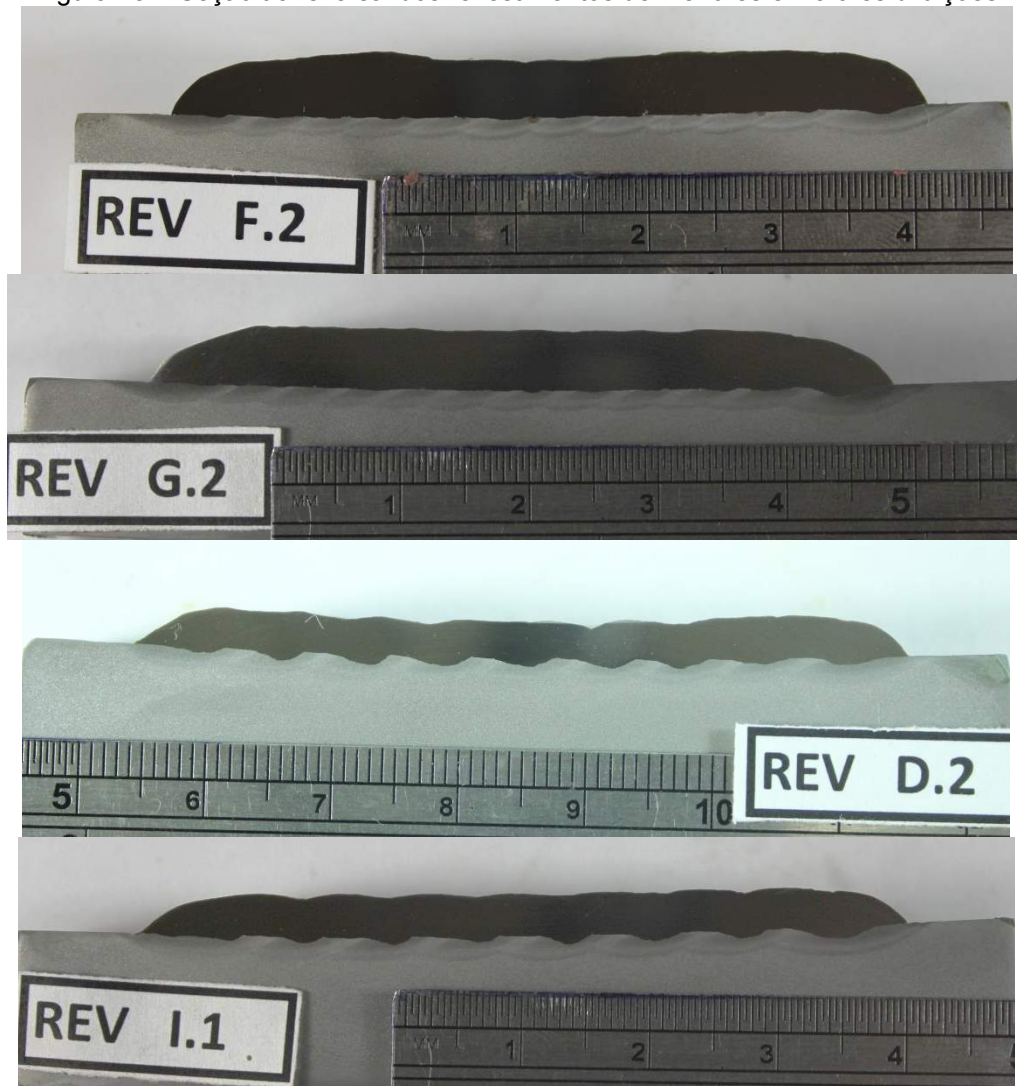
<b>Ensaio</b>	<b>Reforço 1</b>	<b>Reforço 2</b>	<b>Reforço 3</b>	<b>Diluição</b>
Revestimento A	2,6616	3,3333	3,9801	10,28 %
	3,1351	2,9189	3,8378	11,77 %
Revestimento B	2,1978	2,5274	3,0219	16,92 %
	2,0879	2,6699	2,864	17,34 %
Revestimento C	3,2894	3,5868	3,75	11,88 %
	1,8264	2,9333	3,26	16,72 %
Revestimento D	2,2222	2,8352	3,4099	17,99 %
	2,39	2,9343	2,8978	23,09 %
Revestimento E	2,9934	3,5552	3,8815	13,07 %
	3,1828	3,44	3,858	13,41 %
Revestimento F	3,5632	3,908	4,0996	10,85 %
	3,4844	4,3205	4,1114	10,13 %
Revestimento G	3,9202	4,2524	3,9867	9,75%
	4,086	4,1935	4,301	9,67%
Revestimento H	2,7952	3,3464	3,5433	13,41 %
	2,9729	3,2432	3,3204	14,44 %
Revestimento I	2,391304	2,427536	2,4637	22,57 %
	2,1454	2,3272	3,0181	20,64 %

Fonte: Própria autora

Dentre os valores medidos de diluição destacam-se os referentes aos revestimentos F e G, apresentando as menores diluições e os revestimentos D e I,

apresentando maiores diluições, conforme pode ser verificado pela sessão transversal visualizada na Figura 28.

Figura 28 - Seção transversal dos revestimentos de menores e maiores diluições



Fonte: Próprio autora

Utilizando o método ANOVA para verificar a influência da sobreposição e do ângulo de ataque nas variáveis de resposta observa-se que dentre as variáveis de controle somente a sobreposição teve efeito significativamente estatístico tanto na diluição, como no reforço, como se verifica na Tabela 22.

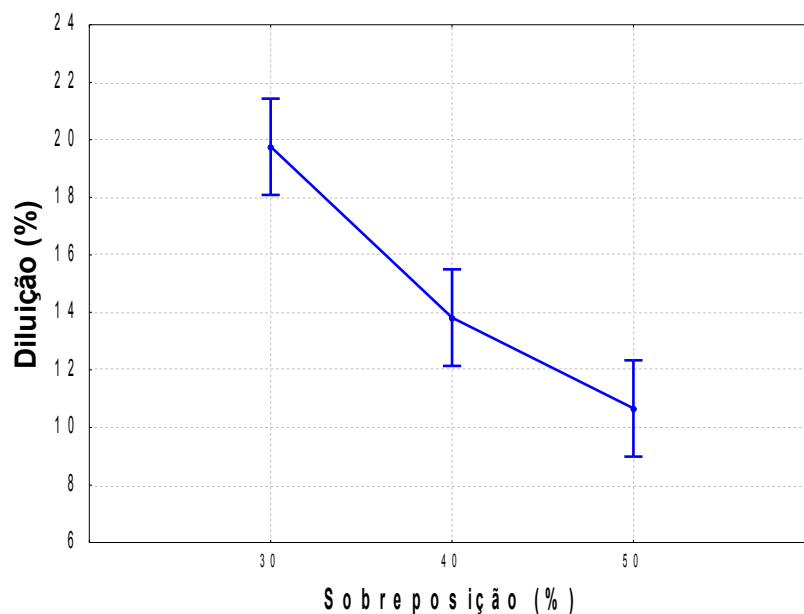
Tabela 22 - Valores de significâncias para os parâmetros de revestimento

	<b>Diluição</b>	<b>Reforço</b>
<b>Ângulo</b>	0,550013	0,084765
<b>Sobreposição</b>	<b>0,000038</b>	<b>0,001070</b>
<b>Ângulo e sobreposição</b>	0,292769	0,429006

Fonte: Própria autora

A redução da diluição com a sobreposição de 50%, conforme pode ser visualizado pela Figura 29, provavelmente pode ser creditada ao fato de que, das três condições de sobreposição utilizadas, nessa o arco incidia menos no metal de base, reduzindo o aporte de energia direcionado ao substrato, reduzindo assim sua participação na zona fundida.

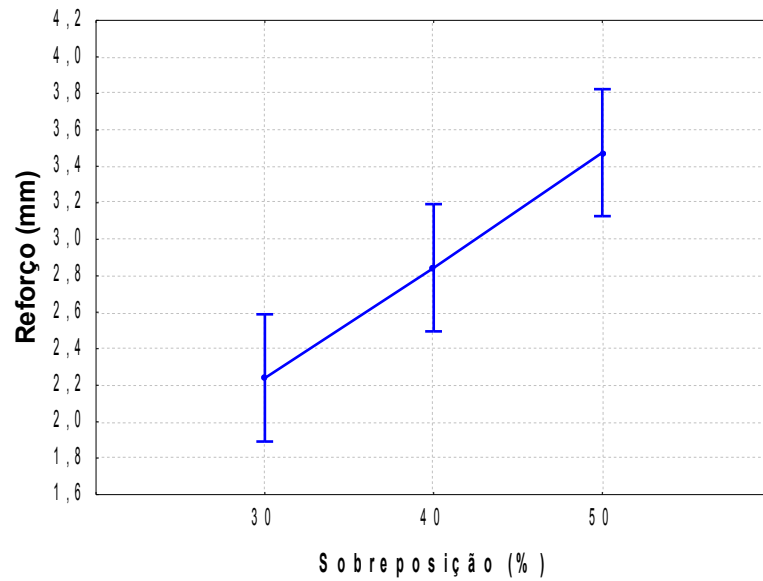
Figura 29 - Variação da diluição nas soldagens dos revestimentos



Fonte: Própria autora

Nas soldagens com sobreposição de 50% foram verificados maiores reforços como pode ser visto na Figura 30. Nessa condição o arco deve ser deslocado de uma distância de 50% da largura do primeiro cordão, o que resulta em aumentos progressivos do reforço do revestimento, pois o metal é depositado em cima do cordão anterior. Resultado semelhante foi verificado por Aguiar (2011) na soldagem de revestimento com processo MIG/MAG. O autor destaca que o aumento no reforço em direção ao fim do revestimento, verificado na seção transversal, deve-se ao efeito da sobreposição dos cordões de solda que vai se somando à medida que o revestimento vai avançando.

Figura 30 - Variação do reforço nas soldagens dos revestimentos



Fonte: Própria autora

### 7.3.2 Análise econômica dos revestimentos

Uma das grandes motivações para a mensuração dos custos diretos do revestimento foi a possibilidade de se comparar os valores obtidos para o Duplo Arame com os calculados por Aguiar (2011) e Pessoa (2009), nas soldagens com MIG/MAG convencional. Por esse motivo, os valores dos recursos utilizados para os cálculos foram considerados os mesmos utilizados por esses autores, demonstrados na Tabela 23. Esses valores podem estar defasados em relação à data corrente devido, por exemplo, à inflação do período, aos valores de trocas cambiais, entre outros.

Tabela 23 - Valores dos custos

Descrição do custo		Valor (R\$)
<b>G</b>	Custo unitário do gás Ar/ Ar+30%He (R\$/m <sup>3</sup> )	31,58/45,00
<b>P</b>	Custo unitário da energia (R\$/kWh)	0,56
<b>M</b>	Custo unitário do arame eletrodo (R\$/kg)	267,605
<b>S</b>	Salário do soldador (R\$/h)	10,00
<b>O</b>	Custos gerais (R\$/h)	1,00

Fonte: Adaptada de Aguiar (2011)

Além desses valores também foram considerados, seguindo Aguiar (2011) e Pessoa (2009), o fator de operação do soldador em 50% e a vazão de gás em 1,65 m<sup>3</sup>/h. O valor do custo do arame eletrodo, nesse caso, foi considerado a média dos preços dos dois arames utilizados neste trabalho (ligas AWS ERNiCrMo-3 e AWS ERNiCrMo-4).

a) *Cálculo das taxas de fusão, de deposição e da eficiência de deposição dos revestimentos*

Foram utilizados os dados da

, Equação 1, Equação 2, Equação 3. Além desses foi calculada a densidade linear para os dois arames 1 e 2 respectivamente 8,61 g/cm<sup>2</sup> e 9,07 g/cm<sup>2</sup>

Tabela 24 - Parâmetros obtidos nas soldagens dos revestimentos

Ensaio	Massa i (g)	Massa f (g)	Ângulo	Sobrep.	la 1 (m)	la 2 (m)	ts 1 (s)	ts 2 (s)	I1 (A)	I2 (A)	V1 (V)	V2 (V)
A	2859	3197	28°	50%	19,70	23,35	123,60	122,10	193,67	186,63	27,52	31,14
B	2900	3144	28°	30%	16,94	19,67	102,15	103,24	188,61	189,77	28,45	29,60
C	2980	3282	28°	40%	20,25	24,91	117,70	116,56	183,59	187,77	28,30	29,36
D	2980	3280	10°	30%	17,90	22,57	104,30	104,40	183,13	184,73	27,58	27,85
E	2960	3288	10°	40%	19,87	24,70	114,00	114,00	185,67	186,83	27,52	26,88
F	2908	3275	10°	50%	22,99	26,60	133,30	130,15	186,52	186,51	26,93	25,69
G	2900	3285	15°	50%	23,87	25,96	136,04	133,56	186,03	192,52	27,69	26,63
H	2950	3263	15°	40%	16,07	18,54	102,04	102,00	202,99	188,00	24,48	26,30
I	2955	3227	15°	30%	15,99	19,31	89,47	89,03	199,13	180,27	25,67	27,07

Onde: mi – massa do corpo de prova antes da soldagem do revestimento; mf – massa do corpo de prova após soldagem do revestimento; la 1 e la 2 – comprimento consumido do eletrodo 1 e do eletrodo 2; ts1 e ts 2 – tempo de arco aberto eletrodo 1 e eletrodo 2; I1 e I2 – corrente média dos arco 1 e do arco 2; V1 e V2 – Tensão média do arco 1 e arco 2.

Fonte: Próprio autor

Os resultados desses cálculos encontram-se na Tabela 25.

Tabela 25 – Cálculo das taxas de deposição e fusão e da eficiência de deposição

<b>Ensaio</b>	<b>TF 1 (Kg/h)</b>	<b>TF 2 (Kg/h)</b>	<b>TD (Kg/h)</b>	<b>ED (%)</b>
Revest. A	4,94	6,25	9,90	88,51
Revest. B	5,14	6,22	8,55	75,26
Revest. C	5,34	6,98	9,28	75,36
Revest. D	5,32	7,06	10,35	83,58
Revest. E	5,41	7,08	10,36	82,97
Revest. F	5,35	6,68	10,03	83,41
Revest. G	5,44	6,35	10,28	87,20
Revest. H	5,59	5,94	11,05	95,80
Revest. I	5,54	7,09	10,97	86,88

Fonte: Próprio Autor

*b) Cálculo do custo direto total direto dos revestimentos*

As taxas de custo por quilograma depositado, calculadas para os revestimentos soldados, empregando-se a Equação 4, Equação 5, Equação 6, Equação 7, Equação 8 e Equação 9 encontram-se na Tabela 26.

Tabela 26 - Taxas de custos dos revestimentos por quilograma depositado

<b>Ensaio</b>	<b>CG (R\$/K g)</b>	<b>CE 1 (R\$/Kg )</b>	<b>CE 2 (R\$/Kg )</b>	<b>CAE (R\$/Kg )</b>	<b>CS (R\$/K g)</b>	<b>Cg (R\$/Kg )</b>	<b>CDT (R\$/kg)</b>
Revest. A	5,26	0,30	0,33	291,84	0,50	0,20	298,44
Revest. B	6,09	0,35	0,37	347,71	0,58	0,23	355,34
Revest. C	5,61	0,31	0,33	343,07	0,54	0,22	350,08
Revest. D	5,03	0,27	0,28	311,12	0,48	0,19	317,38
Revest. E	5,03	0,28	0,27	313,26	0,48	0,19	319,51
Revest. F	5,20	0,28	0,27	307,82	0,50	0,20	314,26
Revest. G	5,07	0,28	0,28	295,65	0,49	0,19	301,96
Revest. H	4,72	0,25	0,25	272,01	0,45	0,18	277,87
Revest. I	4,75	0,26	0,25	298,46	0,46	0,18	304,36



Onde: CG – Custo do gás por Kg depositado; CE1 e CE2 – Custo energia elétrica para arco 1 e arco 2 por Kg depositado; CAE – Custo do arame eletrodo por Kg depositado; CS – Custo do soldador por Kg depositado; CDT – Custo direto total por Kg depositado.

Fonte: Própria autora

Enfim, os custos totais diretos dos revestimentos foram apresentados na Tabela 27, e foram obtidos a partir do produto do Custo direto total por quilograma depositado - CDT dos revestimentos (Coluna 8 da Tabela 26) pela variação da massa dos corpos de prova antes e após as soldagens.

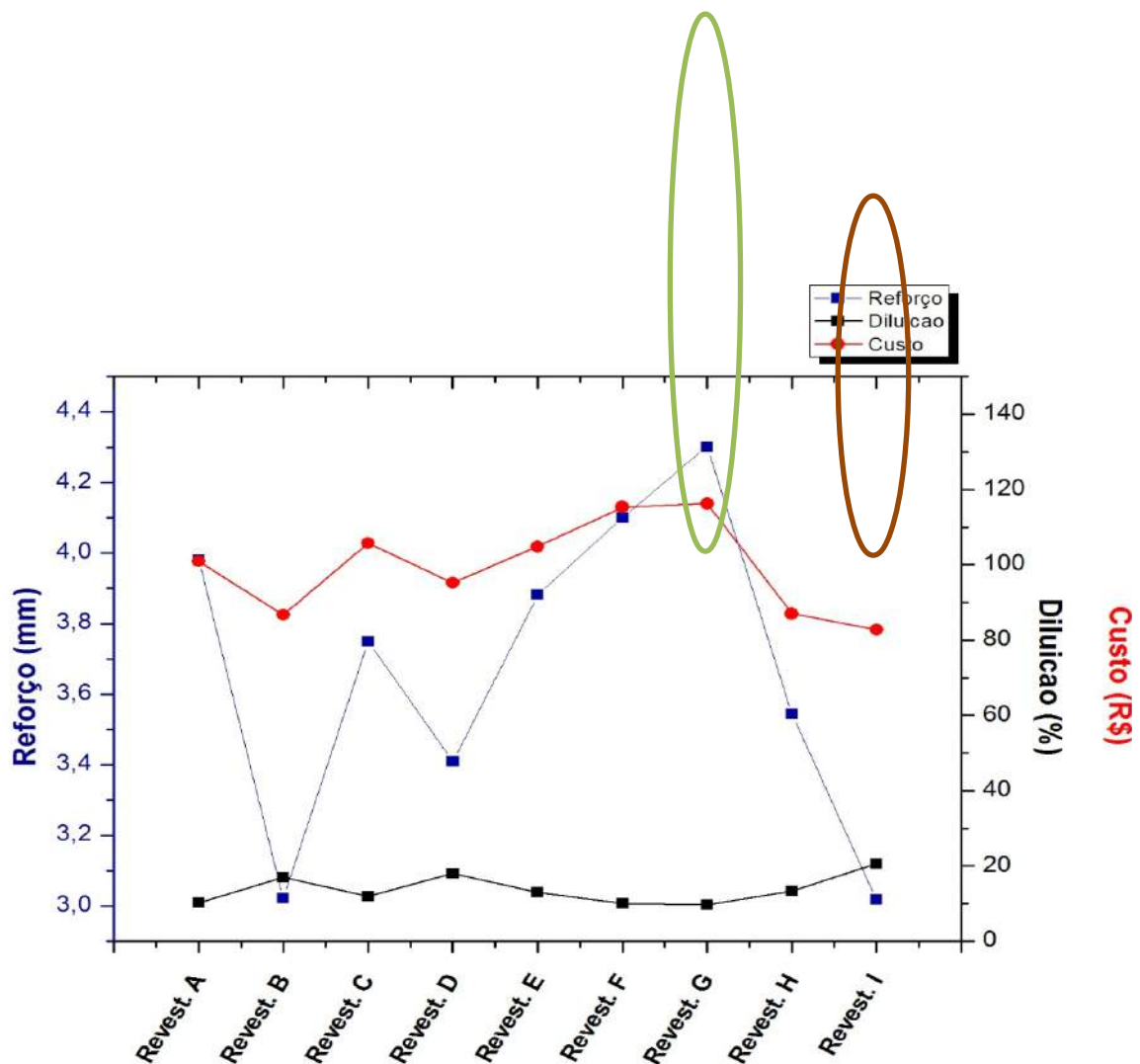
Tabela 27 - Custo total direto calculado em relação taxa de deposição

<b>Ensaio</b>	<b><math>\Delta</math> Massa (g)</b>	<b>Custo Total (R\$)</b>
Revestimento A	338,00	100,87
Revestimento B	244,00	86,70
Revestimento C	302,00	105,72
Revestimento D	300,00	95,22
Revestimento E	328,00	104,80
Revestimento F	367,00	115,33
Revestimento G	385,00	116,25
Revestimento H	313,00	86,97
Revestimento I	272,00	82,79

Fonte: Própria autora

O gráfico visto na Figura 29 apresenta simultaneamente, para cada revestimento, os valores dos custos direto total, reforço e diluição apresentados anteriormente na Tabela 21 e na Tabela 27.

Figura 31 - Relação Custo x Reforço x Diluição dos revestimentos



Fonte: Própria autora

Os revestimentos G e I foram marcados no gráfico. O primeiro por ter apresentado melhores condições de diluição e reforço, e o último por ter apresentado menor custo.

c) *Estudo comparativo de custo total direto de revestimentos depositados pelos processos MIG/MAG e MIG/MAG com Duplo Arame*

Para efeitos de comparações de custos, foram escolhidas condições de custos menores soldadas com MIG/MAG pelos autores Pessoa (2009) e Aguiar (2011). Para este estudo comparativo, considerou-se para o Duplo Arame o mesmo

critério de reforço mínimo de 3 mm considerados pelos autores que trabalharam com o MIG/MAG.

Na Tabela 28 estão apresentados os valores de custos diretos de revestimentos produzidos pelos processos MIG/MAG e MIG/MAG com Duplo Arame. É possível destacar que o custo direto do revestimento com uma camada realizado com o Duplo Arame é superior apenas ao custo de revestimento com MIG/MAG convencional pulsado com AWS ERNiCrMo-3 (Coluna 2 da Tabela 28). Para uma simulação de um revestimento com duas camadas de MIG/MAG com Duplo arame ( Coluna 9 da Tabela 28) verifica-se que o custo direto nesse caso é menor apenas que os custos dos revestimentos com a liga AWS ERNiCrMo-14. Porém, é importante salientar que maiores conclusões a respeito da relação custo benefício necessitam de mais parâmetros, além dos referentes à geometria do revestimento, como comportamento mecânico, de resistência à corrosão e de qualidade (no que diz respeito a qualidade superficial).

*Tabela 28 - Comparação custo do revestimento soldado com MIG/MAG com arame simples e MIG/MAG duplo arame*

	MIG/MAG Convencional Pulsado (duas camadas)			MIG/MAG Convencional Curto-circuito (duas camadas)			MIG/MAG Duplo Arame	
	ER NiCrMo - 3	ER NiCrMo -4	ER NiCrMo-14	ER NiCrMo-3	ER NiCrMo-4	ERNiCrMo -14	1 camada	Camadas Geil
<b>Reforço (mm)</b>	5,10	6,00	5,40	4,20	6,80	5,20	4,20	7,20
<b>Diluição (%)</b>	1,10	0,70	1,20	2,50	0,60	1,00	9,75	1,95
<b>Custo (R\$)</b>	88,45	178,67	211,68	148,00	169,21	385,31	116,25	199,04

Fonte: Própria autora

#### *d) Nova proposta de cálculo de custo de direto por revestimento*

Silva (2008) define custos como recursos aplicados na transformação dos ativos, representados por gastos relativos à utilização de bens ou serviços aplicados para produção de outros bens e serviços. A contabilidade de custos tem como objetivo prestar informações sobre como determinados recursos estão sendo sacrificados para produzir, vender ou prestar serviços.

Com base nesses conceitos pode-se observar uma distração na metodologia de custeamento direto do processo de soldagem, reportada pela

literatura (AWS, 2004), na qual se considera como principal fator para sua mensuração o volume de material depositado e a eficiência de deposição do processo. Os recursos referentes a perdas de materiais como respingos, pó metálico (material fundido e não depositado), gás de proteção referente a essa parcela de material fundido são descartados do cálculo dos custos, pois as perdas de materiais inerentes ao próprio processo de fabricação, reações química, evaporação, fatores inerentes à tecnologia utilizada, devem ser incorporados ao custo do produto, pois se constitui em um sacrifício que é necessário suportar para a obtenção do produto (RODRIGUES, 2005).

Além disso, a utilização da taxa de deposição como base de rateio para o custo desvia do conceito principal de custo direto, que segundo Bruni e Famá (2002), são apenas aqueles incluídos diretamente no cálculo do produto, assim o custo direto deve ser determinado pela Equação 14.

$$C_D = \frac{C_{recurso}}{n}$$

Equação 14 - Cálculo do custo direto

Sendo:

$C_D$  - Custo direto (R\$)

$C_{recurso}$  = Custo total do recurso (R\$)

$n$  – quantidade produzida

Silva (2008) completa a definição explicando que para tal não se faz necessária à utilização de nenhum critério de rateio. Diferente de como é calculado, por exemplo, o custo do gás utilizado na soldagem que de acordo com a Equação 4,

$$C_G = \frac{G \cdot F}{TD} \text{ que utiliza a taxa de deposição como direcionador para alocação do}$$

custo.

Outro fator pertinente para a avaliação da metodologia utilizada para o cálculo dos custos diretos de soldagem é a inclusão da parcela denominada custos gerais, para qual é estipulado um valor referente aos demais custos não descritos. Segundo Marques *et al.* (2005), esses são os custos relacionados à benefícios de

empregados, aluguéis, depreciação e manutenção de equipamentos e serviços de suportes. Esse montante corresponde aos custos indiretos de fabricação, geralmente, valores bem superiores que os custos diretos que não devem ser alocados diretamente ao produto, por não estarem diretamente ligados à sua produção. Estes (custos indiretos) necessitam de um direcionador de custo de acordo com as particularidades de cada processo, com exceção dos benefícios e encargos referentes à mão-de-obra direta que, segundo Bruni e Famá (2002), devem ser incorporados ao custo direto.

O custo de energia elétrica é outra parcela que, na maioria das vezes, não é incluído integralmente no cálculo dos custos diretos. No caso dos custos de soldagem segundo a metodologia utilizada, os valores alocados diretamente são exclusivamente os relacionados à potência do arco, já que apenas os valores de tensão e corrente do arco são empregados no cálculo, segundo a Equação 5.

$$C_E = \frac{P \cdot U \cdot I}{1000 \cdot TD}$$

Desta forma, é desconsiderada a potência elétrica demandada pelos equipamentos que compõem a bancada de soldagem, como robô industrial, fontes de soldagem, computadores e equipamentos de aquisição. Entende-se que o custo de energia elétrica deve ser considerado como custo indireto no processo.

Conforme Martins (2008), a contabilidade de custos que antes era tida com a finalidade básica de avaliação de estoque passou a ser vista, nesse novo cenário da economia, como uma “arma” de controle e decisões gerenciais seja na indústria, comércio ou prestação de serviços. Desse modo, a devida alocação de custos aos produtos ou serviços é tida pelas organizações como uma vantagem competitiva, destacando que muitas otimizações nos processos são realizadas a partir do conhecimento de seus custos, com a finalidade de reduzi-los.

Abaixo seguem as propostas das equações de cálculo de custos diretos de soldagem de revestimento com ligas de níquel, empregando o processo MIG/MAG com Duplo Arame (Equação 15, Equação 16 e Equação 17).

$$C_{gás} = \frac{Custo_{cilindro}}{n_{gás}}$$

## Equação 15 - Custo direto do gás

Onde:

$C_{gás}$  – Custo do gás em R\$

Custo cilindro – Custo do cilindro R\$

$n_{gás}$  – número de revestimentos soldados com a quantidade de gás

$$C_{material\ direto} = \frac{Custo_{bobina}}{n_{MD}}$$

## Equação 16 - Custo do material direto

Onde:

Custo material direto - em R\$

Custo bobina – Custo do material direto R\$

$n_{MD}$  – número de revestimentos soldados com a quantidade de material direto

$$C_{mão\ de\ obra\ direta} = \frac{Custo_{soldador}}{n_{MOD}}$$

## Equação 17 - Custo de mão de obra direta

Onde:

Custo de mão de obra direta em R\$

Custo soldador em R\$

$n$  – número de revestimentos soldados com a quantidade de mão de obra direta

O número de revestimentos soldados “n”, que aparece nos denominadores da Equação 15, Equação 16 e Equação 17 foram calculados dividindo-se a quantidade total do recurso pela quantidade do recurso utilizado na soldagem de cada revestimento. As equações empregadas nos cálculos dos “n” seguem descritas para o gás, o material direto e mão de obra direta ( Equação 18, Equação 19, Equação 20).

$$n_{gás} = \frac{Qntde\ Gás\ (m^3)}{Qntde\ Gás_{revestimento}\ (m^3)}$$

## Equação 18 - número de revestimentos soldados com a quantidade de gás

$$n_{MD} = \frac{Qntde\ material\ (kg)}{Qntde\ material\_{revestimento}\ (kg)}$$

Equação 19 - número de revestimentos soldados com a quantidade de material direto

$$n_{MOD} = \frac{Qntde\ Mão\ de\ obra\ direta\ (h)}{Qntde\ Mão\ de\ obra\ direta\_{revestimento}\ (h)}$$

Equação 20 - número de revestimentos soldados com a quantidade de mão de obra direta

Os valores utilizados para os cálculos de custos diretos, conforme proposta deste trabalho, estão dispostos na Tabela 29 destacando que também serão calculados os custos relacionados às soldagens realizadas com MIG/MAG convencional pulsado e curto circuito realizadas respectivamente por Aguiar (2011) e Pessoa (2009).

Tabela 29 - Dados utilizados nos cálculos diretos

		V.	T <sub>méd</sub> (h)	TS 1 med (h)	TS 2 med (h)	Tx.Fus. 1 (kg/h)	Tx.Fus .2 (kg/h)	
		Gás (m <sup>3</sup> /h )						
<b>MIG/MAG Duplo Arame</b>	<b>Pulsado</b>	<b>A</b>	1,65	0,0341	0,034	0,034	4,9430	6,2471
		<b>B</b>	1,65	0,0285	0,028	0,029	5,1415	6,2241
		<b>C</b>	1,65	0,0325	0,033	0,032	5,3357	6,9817
		<b>D</b>	1,65	0,0290	0,029	0,029	5,3225	7,0613
		<b>E</b>	1,65	0,0317	0,032	0,032	5,4055	7,0778
		<b>F</b>	1,65	0,0366	0,037	0,036	5,3488	6,6766
		<b>G</b>	1,65	0,0374	0,038	0,037	5,4413	6,3494
		<b>H</b>	1,65	0,0283	0,028	0,028	5,5920	5,9376
		<b>I</b>	1,65	0,0248	0,025	0,025	5,5417	7,0868
<b>MIG/MAG Convencional</b>	<b>Pulsado</b>	<b>NiCrMo-3</b>	1,5	0,0967			3,73	
		<b>Er NiCrMo-4</b>	1,5	0,0967			3,73	
		<b>Er NiCrMo-14</b>	1,5	0,0967			3,73	
	<b>circuitoCurto</b>	<b>NiCrMo-3</b>	1,5	0,202			3	
		<b>Er NiCrMo-4</b>	1,5	0,167			3	
		<b>Er NiCrMo-14</b>	1,5	0,218			3	

Obs: T méd: tempo médio de arco aberto dos arcos; TS 1 e TS 2: Tempo médio de arco aberto dos arcos 1 e do arco 2. Fonte: Própria autora

Utilizando os dados demonstrados na Tabela 29 foram calculados os custos diretos para o gás de proteção (empregando-se a Equação 15 e Equação

18), para o material direto (empregando-se a Equação 16 e Equação 19) e mão de obra direta (empregando-se a Equação 17 e Equação 20), que podem ser visualizados respectivamente na Tabela 30, Tabela 31 e Tabela 32.

A quantidade de gás por unidade de revestimento (Coluna 7 Tabela 30) foi calculada multiplicando-se a vazão pelo tempo de soldagem.

Tabela 30 - Custo direto do gás de proteção

		<b>Custo</b>	<b>Qntde</b>	<b>Qntde</b>	<b>n gás</b>	<b>Custo</b>	
		<b>Cilindro</b>	<b>Total</b>	<b>unid</b>		<b>gás</b>	
		<b>(R\$)</b>	<b>(m<sup>3</sup>)</b>	<b>(m<sup>3</sup>)</b>		<b>(R\$)</b>	
<b>MIG/MAG Duplo Arame</b>	<b>Pulsado</b>	<b>A</b>	315,8	10	0,06	177,6	1,78
		<b>B</b>	315,8	10	0,05	212,5	1,49
		<b>C</b>	315,8	10	0,05	186,3	1,70
		<b>D</b>	315,8	10	0,05	209,1	1,51
		<b>E</b>	315,8	10	0,05	191,4	1,65
		<b>F</b>	315,8	10	0,06	165,6	1,91
		<b>G</b>	315,8	10	0,06	161,9	1,95
		<b>H</b>	315,8	10	0,05	213,9	1,48
		<b>I</b>	315,8	10	0,04	244,5	1,29
<b>MIG/MAG Convencional</b>	<b>Pulsado</b>	<b>NiCrMo-3</b>	450,0	10	0,15	69,0	6,53
		<b>Er NiCrMo-4</b>	450,0	10	0,15	69,0	6,53
		<b>Er NiCrMo-1 4</b>	450,0	10	0,15	69,0	6,53
	<b>Curto circuito</b>	<b>NiCrMo-3</b>	450,0	10	0,30	33,1	13,61
		<b>Er NiCrMo-4</b>	315,8	10	0,25	40,0	7,90
		<b>Er NiCrMo-1 4</b>	315,8	10	0,33	30,5	10,34

Onde: Qntde Total: quantidade de gás em m<sup>3</sup> do cilindro; Qntde unid – Quantidade de gás utilizada para cada revestimento; ngás – número de revestimento que pode ser soldado com quantidade total de gás do cilindro; Custo gás – Custo direto de cada unidade de revestimento.

Fonte: Própria autora

Para a quantidade de material utilizado por revestimento (colunas 8 e 9 da Tabela 31) foi multiplicada a taxa de fusão do arame pelo respectivo tempo de soldagem.



Tabela 31 - Custo do Material Direto

		Custos Total 1(R\$)	Custo Total 2 (R\$)	Qntde rev 1 (Kg)	Qnt de rev 2(K g)	n° MD 1	n° MD 2	C MD1 (R\$)	C MD2 (R\$)	CMD (R\$)	
<b>MIG/MAG Duplo Arame</b>	<b>Pulsado</b>	<b>A</b>	3050,	4442,	0,170	0,21	82,5	66,0	36,98	67,23	104,
		<b>B</b>	3050,	4442,	0,146	0,17	95,9	78,4	31,79	56,64	88,4
		<b>C</b>	3050,	4442,	0,174	0,22	80,2	61,9	38,01	71,73	109,
		<b>D</b>	3050,	4442,	0,154	0,20	90,8	68,4	33,60	64,98	98,5
		<b>E</b>	3050,	4442,	0,171	0,22	81,8	62,5	37,30	71,12	108,
		<b>F</b>	3050,	4442,	0,198	0,24	70,7	58,0	43,16	76,59	119,
		<b>G</b>	3050,	4442,	0,206	0,23	68,0	59,4	44,80	74,75	119,
		<b>H</b>	3050,	4442,	0,158	0,16	88,3	83,2	34,54	53,38	87,9
		<b>I</b>	3050,	4442,	0,138	0,17	101,7	79,9	30,01	55,61	85,6
		<b>MIG/MAG Convencional</b>	<b>Pulsado</b>	<b>NiCrMo-3</b>	3050,		0,361	38,8		78,60	
<b>Er</b>	4442,							114,4		114,	
<b>NiCrMo-4</b>	34				0,361	38,8		5		45	
<b>circuitoCurto</b>	<b>Pulsado</b>		<b>Er</b>	7902,					203,5		203,
			<b>NiCrMo-14</b>	02		0,361	38,8		9		59
	<b>circuitoCurto</b>		<b>NiCrMo-3</b>	3050,		0,605	23,5		131,8		131,
			<b>Er</b>	4442,					158,6		158,
		<b>NiCrMo-4</b>	34		0,5	28,0		6		66	
		<b>Er</b>	7902,					369,7		369,	
		<b>NiCrMo-14</b>	02		0,655	21,37		0		70	

Onde: Custo total 1 e Custo Total 2 – custo total da bobina de arame eletrodo; Qntde rev1 e Qntde rev2 – Quantidade de arame 1 e de arame 2 utilizado no revestimento; n° MD1 e n°MD 2 – número de revestimentos que podem ser soldados com uma bobina de arame eletrodo 1 e 2; CMD1 e CMD 2- custo da quantidade de eletrodo 1 e eletrodo 2 consumido no revestimento; CMD – custo total da quantidade de eletrodo consumido.

Fonte: Própria autora

A quantidade de revestimentos para mão de obra direta (coluna 7 da Tabela 32) foi calculado a partir do tempo de soldagem de cada revestimento (coluna 5, 6 e 7 da Tabela 29) e o tempo disponível.

Tabela 32 - Cálculo do custo de mão de obra direta

		<b>Custo Total (R\$)</b>	<b>Qntde Total (h)</b>	<b>Qntde unid (h)</b>	<b>n° MOD</b>	<b>C MOD( R\$)</b>	
		<b>MIG/MAG Duplo Arame</b>	<b>Pulsado</b>	<b>A</b>	10	1	0,0341
		<b>B</b>	10	1	0,0285	35,1	0,2853
		<b>C</b>	10	1	0,0325	30,7	0,3254
		<b>D</b>	10	1	0,0290	34,5	0,2899
		<b>E</b>	10	1	0,0317	31,6	0,3167
		<b>F</b>	10	1	0,0366	27,3	0,3659
		<b>G</b>	10	1	0,0374	26,7	0,3744
		<b>H</b>	10	1	0,0283	35,3	0,2834
		<b>I</b>	10	1	0,0248	40,3	0,2479
<b>MIG/MAG Convencional</b>	<b>Pulsado</b>	<b>NiCrMo-3</b>	10	1	0,0967	10,3	0,9667
		<b>Er NiCrMo-4</b>	10	1	0,0967	10,3	0,9667
		<b>Er NiCrMo-1 4</b>	10	1	0,0967	10,3	0,9667
	<b>Curto circuito</b>	<b>NiCrMo-3</b>	10	1	0,2017	5,0	2,0167
		<b>Er NiCrMo-4</b>	10	1	0,1667	6,0	1,6667
		<b>Er NiCrMo-1 4</b>	10	1	0,2183	4,6	2,1833

Onde: Qntde Total – quantidade em tempo total de mão de obra (soldador); Qntde unid – Quanto tempo cada revestimento utiliza da mão de obra; n° MOD – quantidade de revestimento que pode ser soldado com a quantidade disponível de mão de obra direta, C MOD – custo total de mão de obra direta

Fonte: Própria autora

Assim, o custo direto total de cada revestimento, calculado conforme proposta deste trabalho, é apresentado na Tabela 33. Consiste na soma do custo direto de gás de proteção (coluna 8 da Tabela 30) com o custo de material direto - arame eletrodo (na coluna 10 da Tabela 31) e da mão-de obra direta (coluna 8 Tabela 32).

Tabela 33 - Custo direto total dos revestimentos

			<b>Cgás</b>	<b>CMD</b>	<b>CMOD</b>	<b>CTD</b>
		<b>MIG/MAG Duplo Arame</b>	<b>Pulsado</b>	<b>A</b>	1,78	104,21
		<b>B</b>	1,49	88,43	0,28	90,20
		<b>C</b>	1,70	109,74	0,32	111,76
		<b>D</b>	1,51	98,58	0,28	100,38
		<b>E</b>	1,65	108,42	0,31	110,38
		<b>F</b>	1,91	119,74	0,36	122,02
		<b>G</b>	1,95	119,55	0,37	<b>121,88</b>
		<b>H</b>	1,48	87,92	0,28	89,68
		<b>I</b>	1,29	85,62	0,24	87,16
<b>MIG/MAG Convencional</b>	<b>Pulsado</b>	<b>NiCrMo-3</b>	4,58	78,60	0,96	<b>86,0</b>
		<b>Er NiCrMo-4</b>	4,58	114,45	0,96	<b>121,94</b>
		<b>Er NiCrMo-14</b>	4,58	203,59	0,96	211,08
	<b>Curto circuito</b>	<b>NiCrMo-3</b>	9,55	131,83	2,01	147,0
		<b>Er NiCrMo-4</b>	7,90	158,66	1,66	168,22
		<b>Er NiCrMo-14</b>	10,34	369,70	2,18	382,33

Onde: Cgás – custo direto do gás de proteção; CMD – custo do material direto (consumo de arame eletrodo); CMOD – custo de mão de obra direta (soldador); CTD – custo total direto dos revestimentos

Fonte: Própria autora

Comparando os valores de custos destacados na Tabela 33 (linhas 8, 11 e 12), verifica-se que o revestimento G, melhor condição para soldagem MIG/MAG com Duplo Arame, apresenta o custo maior que o revestimento com MIG/MAG convencional pulsado, para liga AWS ERNiCrMo-3, e pouco menor que o revestimento com a liga ERNiCrMo-4.

Muito embora houvesse a expectativa que o custo do revestimento feito com o Duplo Arame ficasse consideravelmente menor que o realizado pelo MIG/MAG convencional, que empregou, exclusivamente, a liga AWS ERNiCrMo-4, de custo mais elevado, isso não ocorreu. Este resultado deve ser creditado à grande diferença entre as taxas de fusão, que para o revestimento G foi de 5,44 kg/h, (para

a liga AWS ERNiCrMo-3) e 6,35 Kg/h (para a liga AWS ERNiCrMo-4), enquanto que para o MIG/MAG convencional, (para a liga AWS ERNiCrMo-4), foi de 3,73 Kg/h (linha 12 da Tabela 29).

Considerando a simulação de um revestimento de duas camadas com o MIG/MAG duplo arame, observa-se que seu custo é bem superior que o do revestimento MIG/MAG convencional com a liga AWS ERNiCrMo-4, estando abaixo apenas do custo dos revestimento com MIG/MAG convencional com a liga AWS ERNiCrMo-14.

Tabela 34 - Comparação dos custos dos revestimentos soldados MIG/MAG arame simples e com duplo arame com a metodologia de cálculo de custo proposta

	MIG-MAG Convencional Pulsado (duas camadas)			MIG-MAG Convencional Curto-circuito (duas camadas)			MIG/MAG Duplo Arame	
	ER NiCrMo - 3	ER NiCrMo -4	ER NiCrMo-1 4	ER NiCrMo- 3	ER NiCrMo- 4	ER NiCrMo -14	1 Camada	Camadas G e I
<b>Reforço (mm)</b>	5,10	6,00	5,40	4,20	6,80	5,20	4,20	7,20
<b>Diluição (%)</b>	1,10	0,70	1,20	2,50	0,60	1,00	9,75	1,95
<b>Custo (R\$)</b>	86,09	121,94	211,08	147,46	168,22	382,23	121,88	<b>209,04</b>

Fonte: Própria autora

A análise deve ser feita considerando-se o tempo de soldagem para a simulação dos revestimentos, que para duas camadas com MIG/MAG duplo arame, a soma dos tempos dos revestimentos G (0,0374 h) e I (0,0248h) (Coluna 6 da Tabela 29) é de 0,0622h. É necessário salientar que enquanto em uma hora é possível realizar a soldagem de 16,1 revestimentos com duas camadas utilizando MIG/MAG duplo arame, com os parâmetros dos revestimentos com MIG/MAG convencional pulsado, soldam-se apenas 10,3 revestimentos, o que representa um aumento de produtividade de aproximadamente 56%.

Para fins de comparação das metodologias de cálculo dos custos diretos na soldagem dos revestimentos construiu-se a Tabela 35 na qual se observou que, para o cálculo do processo de soldagem MIG/MAG com configuração duplo arame, a metodologia proposta neste trabalho apresentou custo superior provavelmente atribuído ao fato de que nessa metodologia foram calculados os valores absolutos de gastos para cada eletrodo e não utilizado uma média.

No caso do processo MIG/MAG convencional tanto pulsado como curto-circuito, de modo geral, os valores dos custos diretos totais, ficaram bem

próximos nas duas metodologias, com exceção de um revestimento. Esse fato desperta uma indagação pois na metodologia proposta as parcelas relativas a energia elétrica e ao gastos gerais foram retiradas do somatório.

Salienta-se com essas informações a importância de se escolher uma metodologia adequada de custo, pois em nível industrial cuja sub mensuração pode mascarar um falso lucro, enquanto que sua super mensuração pode acarretar desvantagens competitivas no mercado.

Tabela 35 - Comparação dos valores dos custos obtidos com as duas metodologias

	Revestimento	Metodologia Tradicional (R\$)	Metodologia Proposta (R\$)	Relação de Custos
Duplo Arame	1 camada	116,25	121,88	4,8%
	2 camadas	199,04	209,04	5,0%
MIG/MAG Convencional Pulsado	ER NiCrMo-3	88,45	86,09	-2,7%
	ER NiCrMo-4	178,67	121,94	-31,8%
	ER NiCrMo-14	211,68	211,08	-0,3%
MIG/MAG Convencional Curto Circuito	ER NiCrMo-3	148,00	147,46	-0,4%
	ER NiCrMo-4	169,21	168,22	-0,6%
	ER NiCrMo-14	385,31	382,23	-0,8%

Fonte: Própria autora

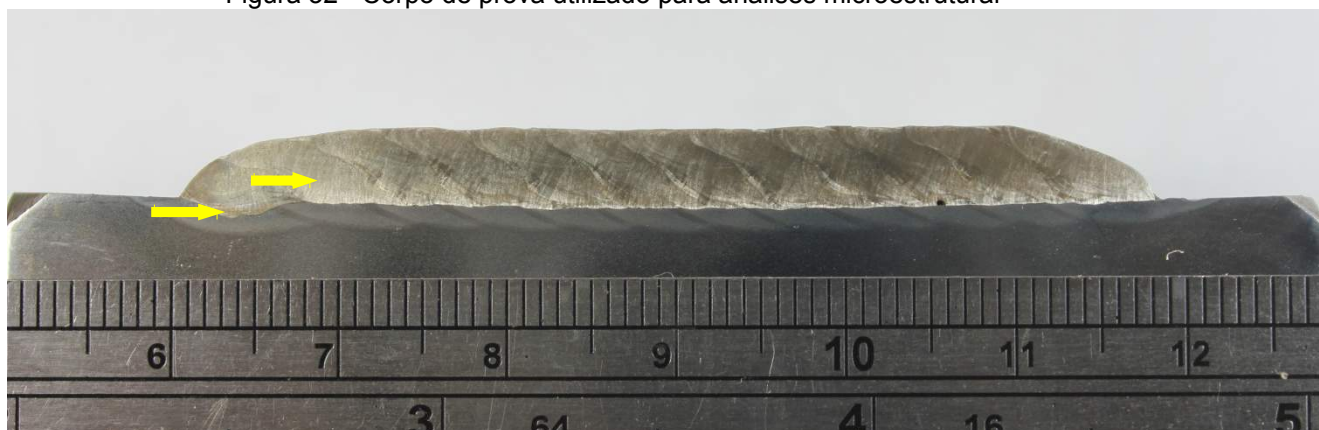
A análise de custo realizada nesse trabalho teve por intuito contribuir com as ferramentas de custeamento de soldagem, se isentando da determinação do processo de soldagem mais adequado, salientando que essa escolha dependerá das particularidades e necessidades de cada aplicação.

No entanto, como já foi dito anteriormente, o critério custo e produtividade não são únicos para a escolha de um processo, fatores como resistência mecânica e de corrosão e qualidade superficial dos revestimentos são essenciais para indústria de petróleo e gás.

### 7.3.3 Caracterização microestrutural do revestimento

A análise das microestruturas apresentadas foi realizada no revestimento G, o qual apresentou menor diluição. A caracterização microestrutural foi feita ao longo de uma varredura no primeiro cordão do revestimento, conforme marcado na Figura 32. A região 01 corresponde à interface entre metal de solda e metal de base e a região 02 ao metal de solda. Foram levantadas as composições químicas da matriz austenítica, bem como dos precipitados encontrados nessas regiões.

Figura 32 - Corpo de prova utilizado para análises microestrutural



Fonte: Própria autora

A imagem da região 01 pode ser visualizada na Figura 33, que mostra a interface do metal de solda e do metal de base, indicando as regiões de crescimento planar e celular. A composição química realizada por EDX pode ser visualizada na Tabela 37. As regiões analisadas correspondem a uma célula da interface e planar, próxima à linha de fusão. O alto teor de ferro nessas regiões deve-se intuitivamente à maior proximidade e maior mistura com o metal de base fundido.

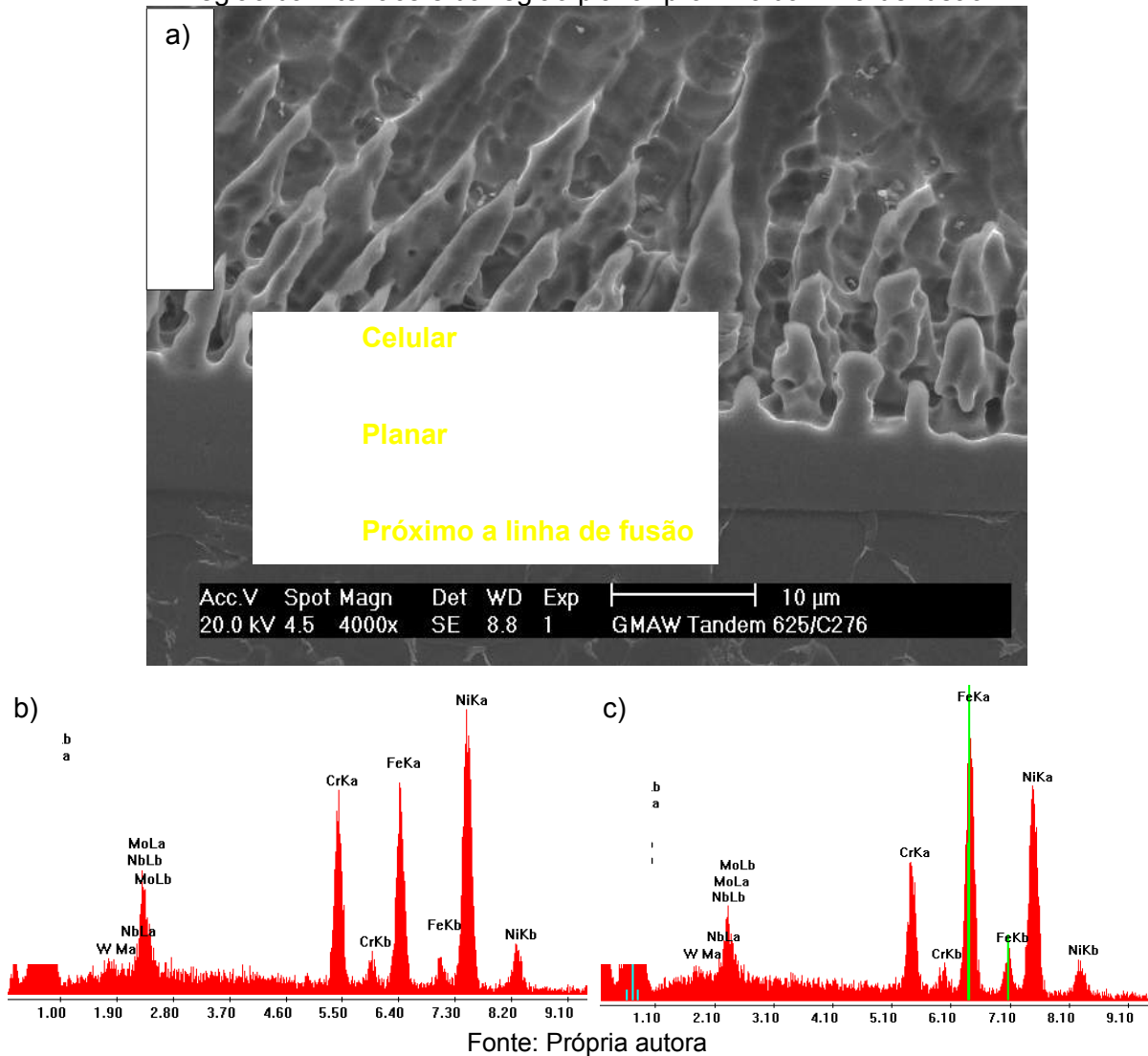
Tabela 37 - Composição química por EDX das regiões planar e celular

	<b>Celular (%peso)</b>	<b>Planar (%peso)</b>
<b>Ni</b>	48,6	53,33
<b>Cr</b>	13,65	15,32
<b>Mo</b>	9,32	8,59
<b>Nb</b>	0,23	
<b>Ti</b>		
<b>Fe</b>	25,3	22,76
<b>W</b>	2,9	

Al		
Mg		
O		
Si		

Fonte: Própria autora

Figura 33 - Imagem de MEV da interface metal de solda substrato e EDX de uma célula a região da interface e da região planar próxima da linha de fusão



A Figura 34 é composta de precipitados encontrados na região 1. As composições químicas desses precipitados encontram-se na Tabela 38.

Na coluna 2 da Tabela 38, verifica-se que o P1 do precipitado A, trata-se de uma estrutura, segundo EDX, composta de altos teores de oxigênio (29,67 %), magnésio (18,96 %) e alumínio (15,37 %), possivelmente sendo um óxido de alumínio e magnésio. SILVA (2010) identificou na liga 625 a presença de um

precipitado que possuía o núcleo formado por óxido de magnésio revestido por uma casca constituída a princípio por um carbonitreto de Ti e Nb.

Observou-se a presença de um precipitado rico em Nb e Ti o ponto 4 (coluna 4 da Tabela ) e Figura 34b, resultados semelhantes aos encontrados por por Aguiar (2010) e Silva (2011) nas soldagens com ligas AWS ERNiCrMo-3. Os autores explicam que a menor solubilidade do Nb, Si e Mo no sólido, que os elementos Fe, Ni e Cr, tendem a segregar mais fortemente, prevendo a participação desses elementos em fases secundárias.

Os pontos P3 e P5 (colunas, 3, 5 e 6 da Tabela 38) apresentaram precipitados com alto teor de W e Mo, características semelhantes aos precipitados encontrados por Aguiar (2011) e Silva (2010) nas soldagens realizadas com a liga AWS ER NiCrMo-4, isso em virtude desses elementos apresentarem menor solubilidade que os Ni, Cr e Fe, assim os tendendo a segregação e a vir compor fases secundárias, como as fases P e  $\mu$ .

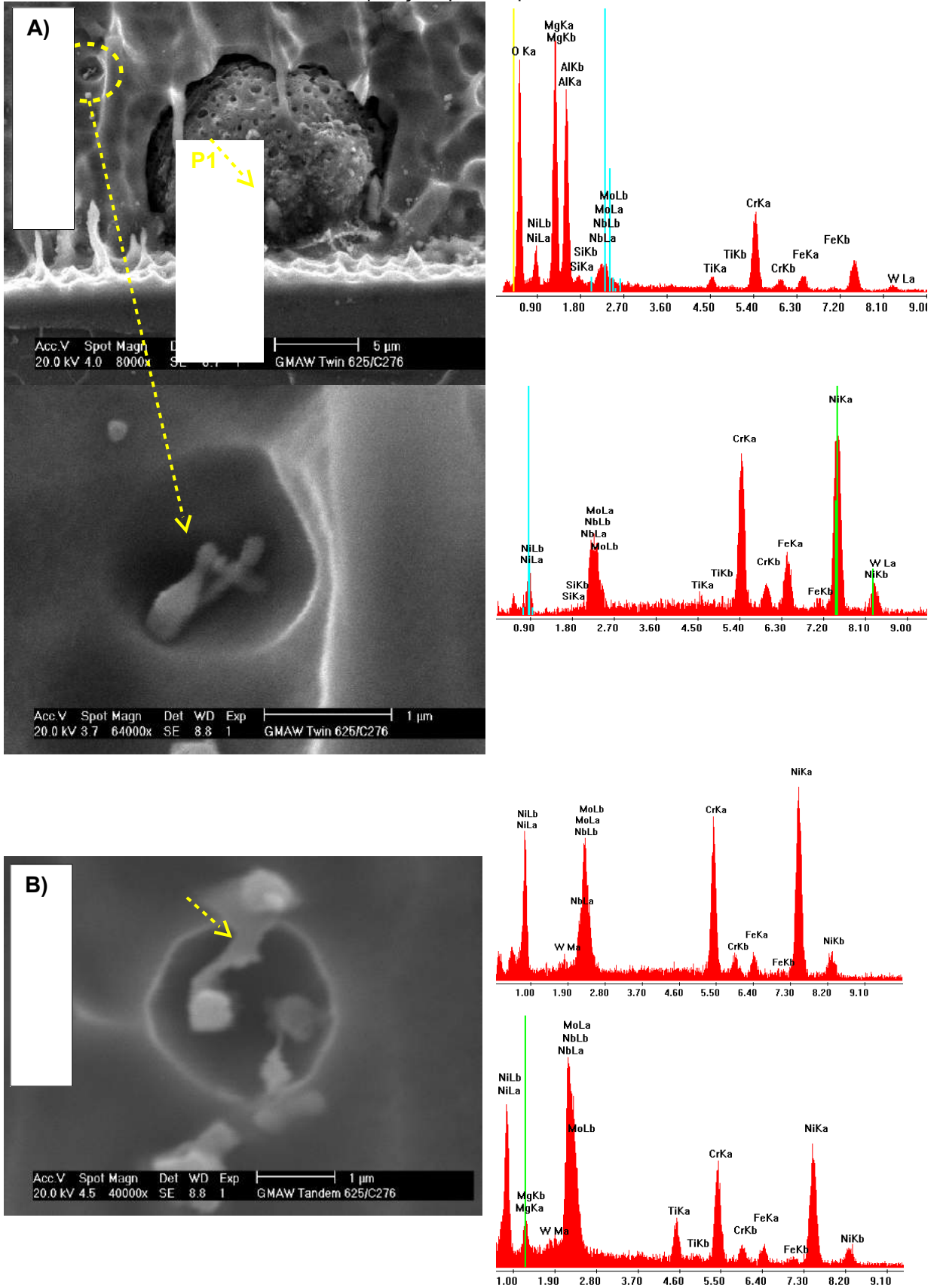
Tabela 38 - Composição química por EDX dos precipitados próximo da interface

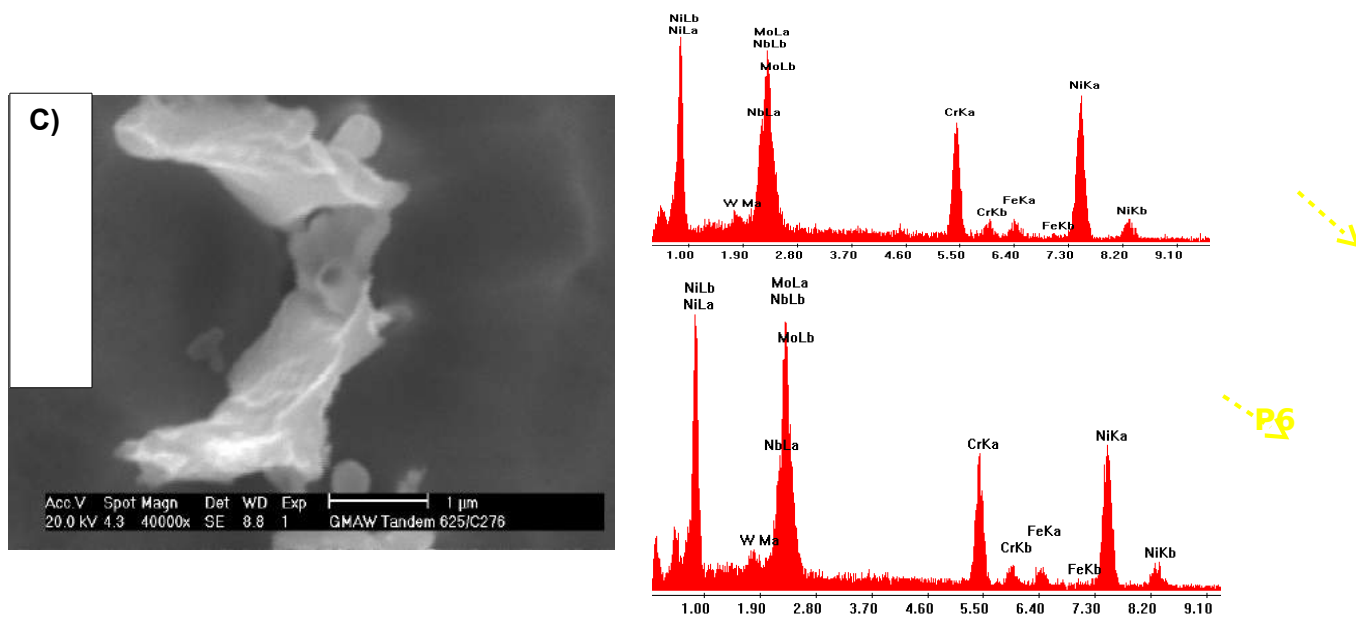
	<b>Interface</b>				
	A	B		C	
	P1	P3	P4	P5	P6
<b>Ni</b>	9,04	51,78	35,83	40,89	36,95
<b>Cr</b>	11,47	18,22	14,3	16,54	15,01
<b>Mo</b>	2,25	18,23	11,65	23,95	31,05
<b>Nb</b>	2,47	6,3	26,01	12,2	9,84
<b>Ti</b>	1,2		4,34		
<b>Fe</b>	3,23	3,25	3,34	3,28	3,05
<b>W</b>	5,56	2,22	0,48	3,14	4,09
<b>Al</b>	15,37				
<b>Mg</b>	18,96		4,05		
<b>O</b>	29,6				
<b>Si</b>	0,77				

Fonte: Própria autora



Figura 34 - Imagens de MEV dos precipitados na interface metal de solda e substrato e da composição química por EDS

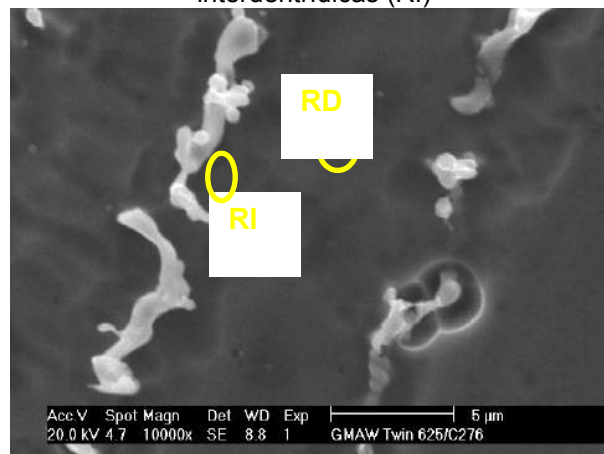


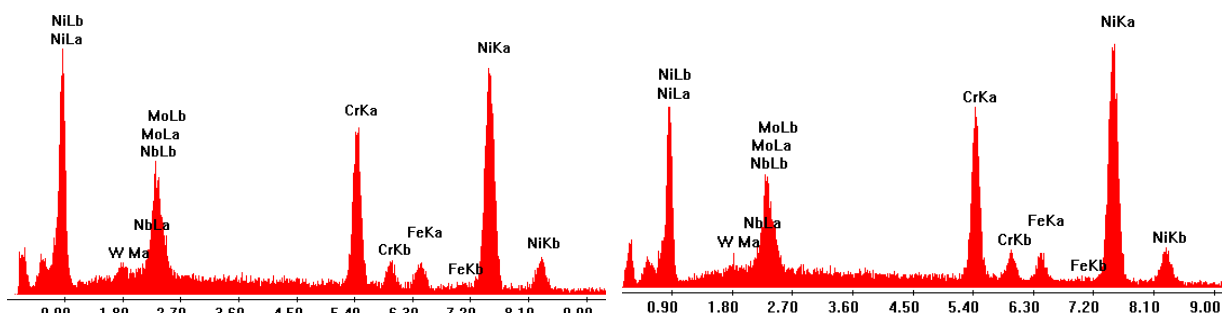


Fonte: Própria autora

A análise da região 2, indicada na Figura 32, iniciou-se pela composição química realizada nas regiões do centro de dendrita e na região interdendrítica, destacadas na Figura 35.

Figura 35 - Imagem de MEV e composição química por EDX das regiões dendríticas (RD) e interdendríticas (RI)





Onde RD – região dendrítica; RID – região interdendrítica. Fonte: Própria autora

A partir da análise das composições químicas apresentadas na Tabela 39, não foi possível identificar muitas diferenças entre as regiões dendrítica e interdendrítica. A ausência inesperada do Ti pode ser atribuída a um possível deslocamento para formação de precipitados.

Durante a análise de EDS nos precipitados é possível que os elementos Ni, Cr e Mo apareçam em teores relativamente altos por serem os principais elementos constituintes das ligas, mesmo que o ponto de análise esteja sobre o precipitado. Esse efeito pode ser creditado à interação de elétrons do feixe com a matriz (SILVA, 2010).

Tabela 39 - - Composição química (% peso) das regiões dendríticas e interdendrítica

	<b>Dendrí tica</b>	<b>Interdend rítica</b>
<b>Ni</b>	59,89	59,16
<b>Cr</b>	18,56	19
<b>Mo</b>	12,66	13,35
<b>Nb</b>	1,27	1,67
<b>Fe</b>	4,55	4,04
<b>W</b>	3,06	2,79

Fonte: Própria autora

Na sequência da análise da região 02, os precipitados D, E e F que foram encontrados no metal de solda podem ser vistos na Figura 36.

Assim como os encontrados na primeira região analisada, foram identificados a partir da composição química mostrada na Tabela 40. Os precipitados D e E, possuem alto teor de Ti e Nb, caracterizando precipitados semelhantes aos encontrados em ligas AWS ERNiCrMo-3, como discutido anteriormente para os encontrados na região 1. Em relação a esses precipitados, é interessante destacar que eles não apresentaram uniformidade em relação a composição química, apresentando Ti apenas nos pontos P7 e P10 (colunas 2 e 5 da Tabela 40).

Esse comportamento foi semelhante ao encontrado por Silva (2010) nas soldagens realizadas com Inconel 625 onde os precipitados encontrados eram composto por um núcleo de nitreto de Ti (TiN) ou Ti e Nb (TiNb)N e uma casca de carboneto de Nb e Ti (NbTi)C. Em um dos precipitados encontrados, o autor observou a clara separação entre o Ti e Nb no precipitado: o primeiro concentrado no centro do precipitado e o segundo distribuído ao redor do núcleo. Quanto à morfologia, esses precipitados eram de formato cúbico ou em forma de grandes blocos.

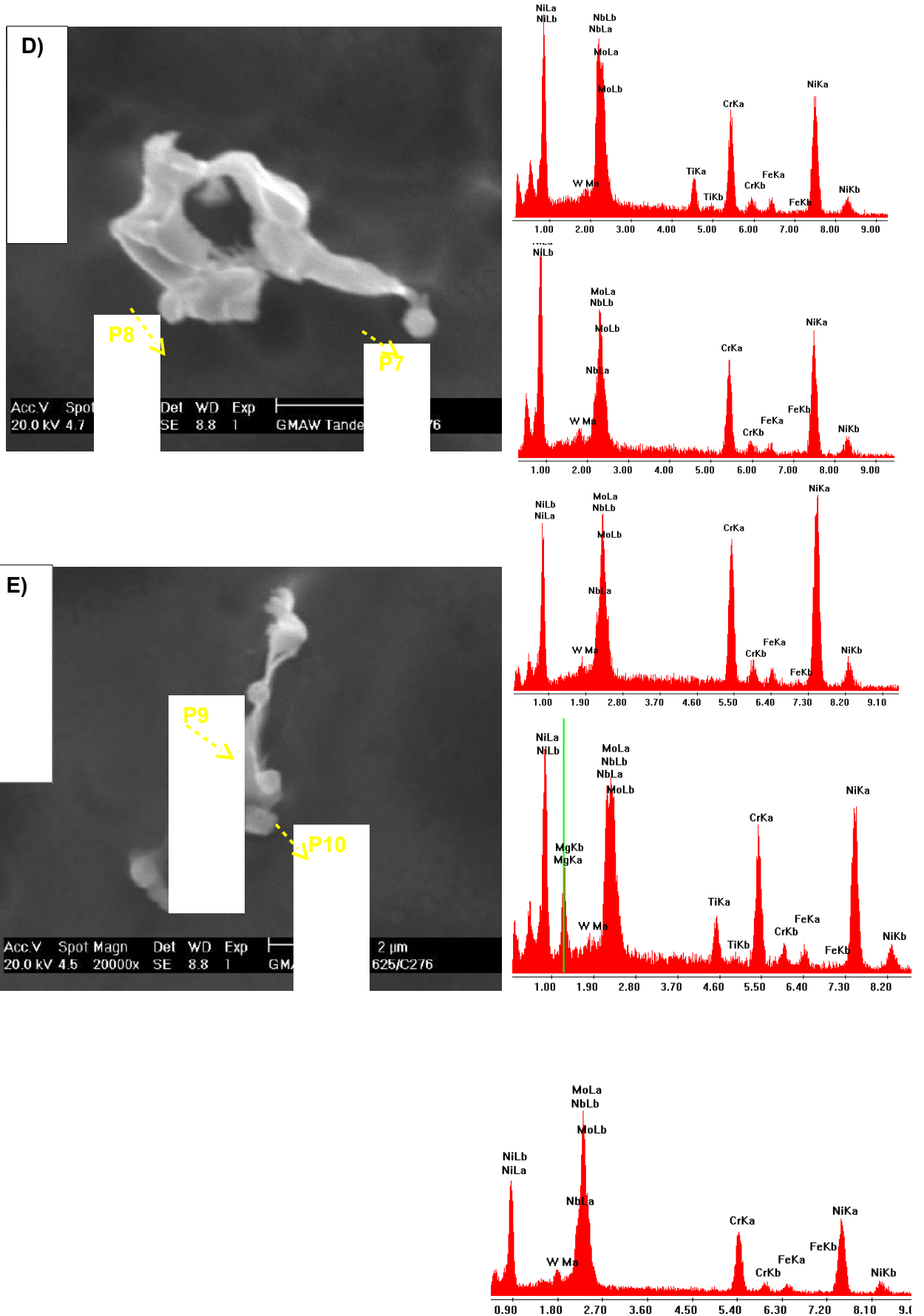
Tabela 40 - Composição química por EDX dos precipitados no metal de solda

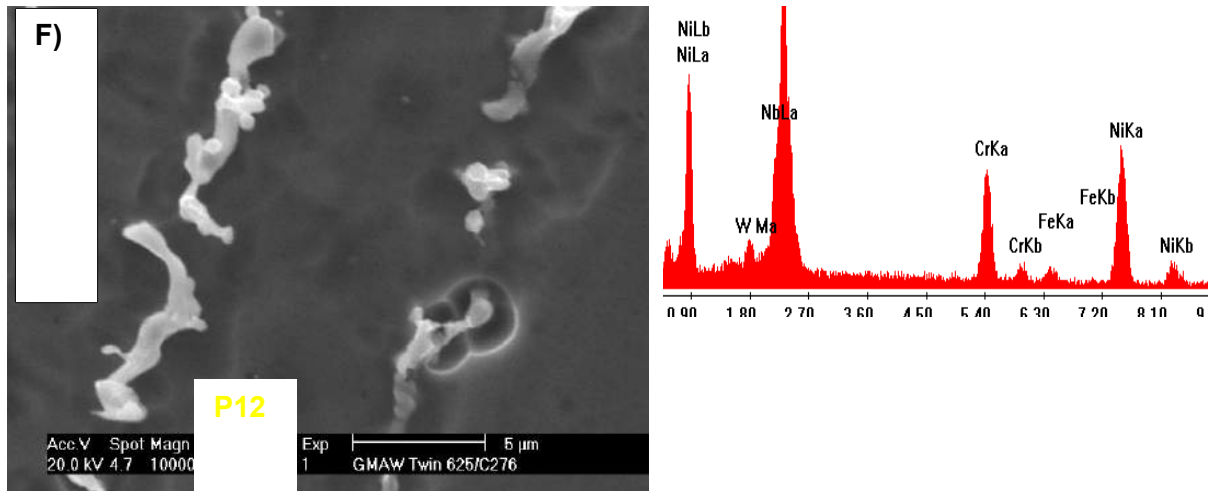
	<b>Metal de solda</b>					
	D		E		F	
	P7	P8	P9	P10	P11	P12
<b>Ni</b>	40,17	31,22	50,57	37,58	33,25	39,59
<b>Cr</b>	15,43	14,02	17,56	14,04	13,84	15,52
<b>Mo</b>	10,85	37,03	20,45	15,17	35,74	30,45
<b>Nb</b>	25,17	11,72	6,5	17,97	10,71	6,34
<b>Ti</b>	4,05			3,81		
<b>Fe</b>	2,68	1,99	2,48	2,47	1,78	3,26
<b>W</b>	1,67	4,02	2,43	1,56	4,68	4,85
<b>Al</b>						
<b>Mg</b>				7,4		
<b>O</b>						
<b>Si</b>						

Fonte: Própria autora

Em relação ao precipitado F, localizado na região interdendrítica conforme a Figura 36, possui elevado teores de W e Mo, conforme a composição química exibida para P11 e P12 (colunas 6 e 7 da Tabela 40.). Estima-se que esse precipitado possa corresponder a uma fase P ou  $\mu$ . Nas soldagens realizadas com a liga AWS ERNiCrMo-4, Silva (2010), após ensaios de difração de raio-X, identificou a fase P como principal fase secundária encontrada.

Figura 36 - - Imagens de MEV dos precipitados no metal de solda e da composição química por EDS





Fonte: Própria autora

Após análises feitas ao longo da varredura do primeiro cordão de solda do revestimento de-se comentar que tanto próximo à interface, como no metal de solda, as composições químicas obtidas por EDS dos precipitados encontrados não apresentaram grandes disparidades, intuindo-se a concluir que não houve diferenças em relação aos tipos de precipitados formados na interface do cordão e ao longo do metal de solda, observação essa não podendo ser feita em relação à quantificação de fases, pois essa informação não foi explorada.

As composições da região do centro da dendrita e da região interdendrítica foram bem semelhantes, diferentes das apresentadas para as ligas AWS ERNiCrMo-3 e AWS ERNiCrMo-4, onde o centro de dendrita tende a apresentar elevados teores de Ni, Cr e Fe enquanto que elementos como Nb, Ti, Mo e W tendem a se acumular nas regiões interdendríticas.

Os precipitados encontrados foram semelhantes aos encontrados nas soldagens realizadas por Aguiar (2010) e Silva (2011), rico em Ni Ti para as soldagens com a liga AWS ERNiCrMo-3 e, com elevado teor de W, Mo, encontrados nas soldagens com a liga AWS ERNiCrMo-4. Assim pela análise realizada entende-se que a microestrutura obtida com a soldagem das duas ligas simultaneamente resulta na mistura das microestruturas obtidas com a soldagem de cada material isolado.

### **7.3.4 Comportamento mecânico do revestimento**

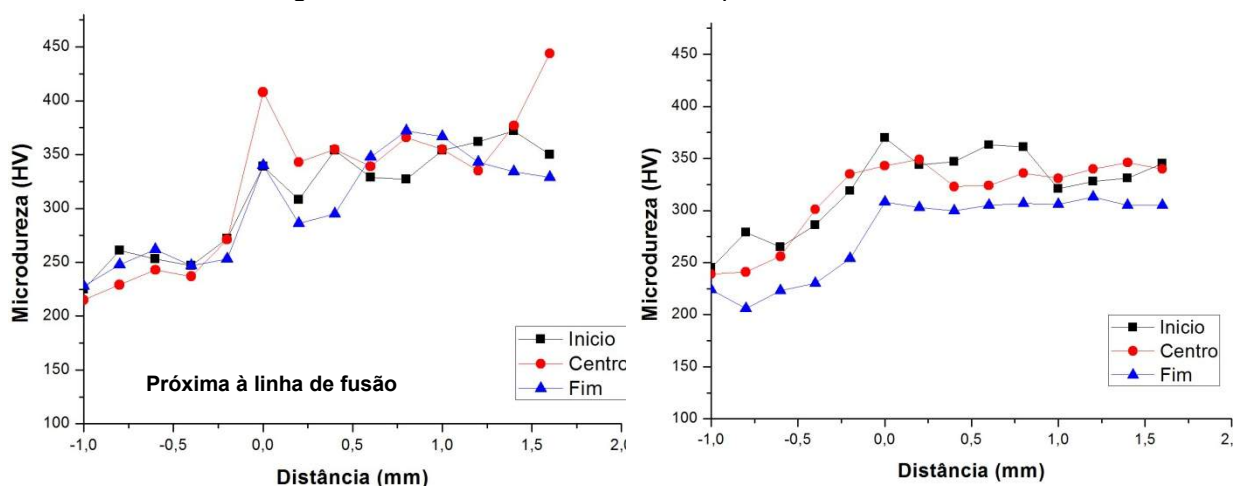
Para a determinação da temperatura crítica por pites da mistura das ligas e para os ensaios de microdureza, foram escolhidos os revestimentos que

apresentaram menor e maior diluição, os ensaios G e I (9,75% e 23% respectivamente), sendo o último também o de menor custo, conforme gráfico da Figura 31.

As impressões dos ensaios de microdureza foram feitas em três regiões distintas do revestimento: no início, no centro e no fim, com o intuito de verificar a variação da dureza nas regiões distintas do revestimento.

A partir da varredura mostrada na Figura 37 percebeu-se a tendência de menores durezas nas impressões realizadas no final do revestimento, podendo ser efeito dos ciclos térmicos gerados pelas soldagens na sobreposição dos cordões que resultou na queda de dureza.

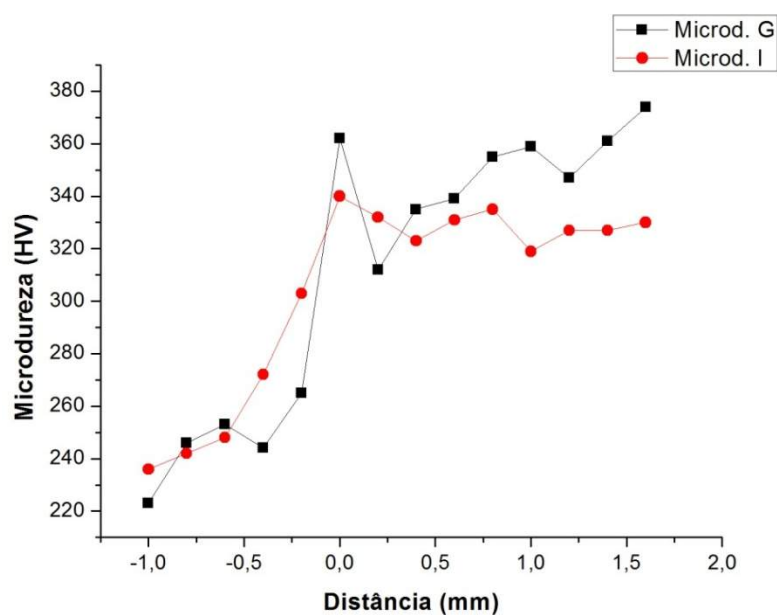
Figura 37 - Varredura de microdureza para amostras G e I



Fonte: Própria autora

Comparando as médias dos valores de microdurezas das amostras, observa-se na Figura 38 que a amostra de menor diluição, Revestimento G, apresenta maior dureza no metal de solda. Resultados semelhantes foram encontrados por Aguiar (2011) que verificou teores de ferro mais baixos na região fundida, o que significa também menor diluição dos elementos que compõem a liga com metal de base, mantendo-se assim a dureza mais elevada no metal de solda, que reteve maior teor de elementos endurecedores por solução sólida.

Figura 38 - Microdureza média das amostras G e I



Fonte: Própria autora

### 7.3.5 Comportamento de resistência à corrosão por pite do revestimento

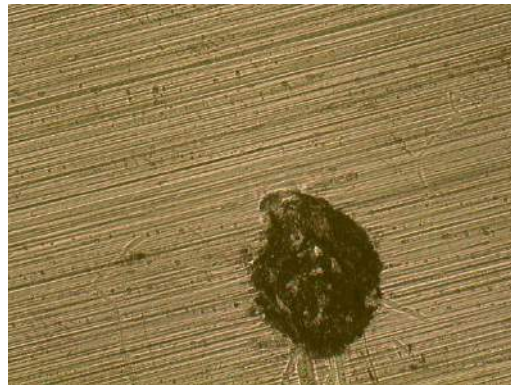
Iniciou-se os ensaios com a temperatura de 50°C, sabendo-se que a temperatura crítica de pite encontrada na literatura para a liga Inconel 625 é em torno de (55° e 65 °C) (Aguiar, 2011; Gittos & Gooch, 1996).

Foram verificados durante a preparação das amostras a presença de possíveis defeitos (estruturas de formatos circulares semelhante a poros, porém não localizados entre os cordões dos revestimentos). Para essas amostras foram calculadas perdas de massa maior que 0,0001 g/cm<sup>2</sup> logo na primeira temperatura utilizada, 50°C.

Os pites se apresentaram discretamente nas amostras, como é possível visualizar na Figura 39, na forma de pequenos pites e alguns metaestáveis invisíveis a olho nu, ficando a perda de massa bem próxima do valor determinado pela norma. A partir da análise das fotos dos pites, Figura 40, encontrados estima-se que possivelmente alguns pites tenham sido nucleados em estruturas circulares, semelhantes a poros, preexistentes nas amostras.

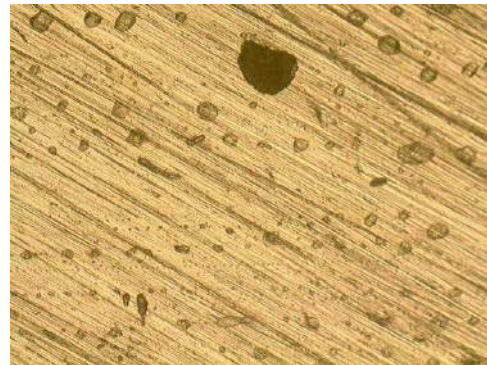


Figura 39 -Fotos dos pites nas amostras de maior diluição a) aumento de 50x. b) aumento de 5x. c) aumento de 20x.



Fonte: Própria autora

Figura 40 - Fotos do pite na amostra de menor diluição a) aumento de 5x. b) aumento de 50x. c) e d) aumento de 20x.



Fonte: Própria autora

Outras duas amostras, que durante a preparação não apresentaram nenhum defeito, continuam no ensaio a temperatura de 75 °C sem ter apresentado perda de massa, esse comportamento tem sido motivador no que tange o questionamento inicial do trabalho de se obter com a mistura das ligas melhores desempenhos à corrosão. Aguiar (2010) encontrou temperatura crítica de pite de 80 °C para liga AWS ERNiCrMo-4.

O fato de duas amostras com diluições extremas continuarem no ensaio de corrosão vai de confronto com Gittos & Gootch (1994), que ao realizar o ensaio segundo a norma ASTM-G48 com revestimentos da liga Inconel 625 em aço C-Mn encontrou resultados correlação entre a resistência a corrosão por pites e a diluição.

## 8 CONCLUSÃO

Com base nos resultados apresentados sobre as soldagens de revestimentos com MIG/MAG duplo arame, empregando as ligas de níquel AWS ERNiCrMo-3 e AWS ERNiCrMo-4, foi possível obter as seguintes conclusões específicas.:

- ✓ A faixa operacional para velocidade de soldagem MIG/MAG-DA encontrada, utilizando energias entre 10 KJ/cm e 15 KJ/cm, com eletrodos na posição lado a lado, vai de 40 à 140 cm/mim, a partir da qual tende a formação de dois cordões de solda.
- ✓ As soldagens realizadas com gás Argônio puro resultaram em menores diluições que a mistura Ar+30%He, sendo esse indicado para soldagens de revestimentos.
- ✓ A condição de soldagem de menor energia, com tecimento triangular e de posicionamento dos eletrodos um atrás do outro foi indicada para obtenção de menores diluições. Enquanto que a defasagem das correntes e a técnica de energia não se mostraram significativas para essa variável de resposta.
- ✓ Em geral, os cordões de solda obtidos apresentaram ângulos de molhabilidade menores que 90 °, podendo esse comportamento ser atribuído ao processo MIG/MAG com duplo arame, perfil este tido como vantajoso para soldagem de revestimentos.
- ✓ A soldagem de revestimentos com sobreposição de 50% dos cordões e com 15° de ângulo de ataque, obtiveram melhores resultados geométricos menor diluição, maiores reforços e maior custo direto, enquanto que a soldagem com 30% de sobreposição e mesmo ângulo de ataque mostrou maiores diluições e menor custo direto.
- ✓ O revestimento de maior diluição apresentou maior dureza que a de menor diluição, tanto na interface do metal de base com o metal de solda, quanto no metal de solda.
- ✓ As amostras soldadas pelo MIG/MAG com duplo arame, de maior e menor diluição, empregando as ligas AWS ERNiCrMo-3 e AWS ERNiCrMo-4 simultaneamente, superaram as temperaturas críticas de pite (55°- 60°C), encontradas em amostras soldadas apenas com a liga AWS ERNiCrMo-3 para o processo MIG/MAG convencional;

- ✓ A análise microestrutural realizada mostrou semelhanças entre os precipitados da interface metal de base e substrato e no metal de solda.
- ✓ Os precipitados observados foram semelhantes aos encontradas nas soldagens das ligas AWS ERNiCrMo-3 e AWS ERNiCrMo-4 isoladamente.
- ✓ A partir das conclusões específicas obtidas nesse trabalho, é possível considerar a soldagem MIG/MAG – duplo arame com as ligas AWS ERNiCrMo-3 e AWS ERNiCrMo-4 como uma boa possibilidade para soldagem de revestimentos em estruturas e equipamentos da indústria de petróleo e gás

## 9 REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AGUIAR, W. M. Revestimento por soldagem MIG/MAG empregando ligas de Níquel para aplicações em componentes do setor de petróleo e gás natural. Tese de Doutorado. UFC. Fortaleza – CE. 255p. 2011.

AWS. Welding Handbook - Materials and Applications - Part 1. 8.ed. Miami: American Welding Society, v.3. 1996

AWS. Welding Handbook – Welding Processes. Miami: American Welding Society. 2004.

BRUNI, A. L.; FAMÁ. Gestão de custos e formação de preços com aplicações na calculadora HP 12C e excel. São Paulo. Editora Atlas.2002.

CORRÊA, C. A. Aço Inoxidável Martensítico Aplicado em Revestimento Pelo Processo MIG Pulsado e Convencional. Dissertação de Mestrado, Unicamp, Campinas, (São Paulo). 2000.

DILLENBECK, V. R.; CASTAGNO, L. The Effects of Various Shielding Gases and Associated Mixtures in GMA Welding of Mild Steel, *Welding Journal*, pp 45-49 set. 1987.

D'OLIVEIRA, A. S. C. M. : VILAR, R.: SILVA, P. S. C. P. Microstructural features of consecutive layers of Stellite 6 deposited by laser cladding. *Surface and Coatings Technology*, v. 153, n. 2-3, p. 203-209, 2002.

DU, H. –Y., WEI, Y. H., WANG, W. –X., LIN, W. –M., FAN, D. Numerical simulation of temperature and fluid in GTAW-arc under changing process condition. *Journal of materials Processing Technology*. v. 209, n. 8, p. 3752 – 3765, 2009.

DUPONT, J.N. Solidification of an Alloy 625 Weld Overlay. *Metallurgical and Materials Transactions A, USA*, v. 27A, pp 3612-3620, 1996.

DUPONT, J. N.; BANOVIC, S. W.; MARDER, A. R. Microstructural Evolution and Weldability of Dissimilar Welds between a Super Austenitic Stainless Steel and Nickel-Based Alloys. *Welding Journal*, v.82, n.6, p.125-135, June, 2003.

FRATARI, R. Q.; SCHVARTZMAN, M.; SCOTTI, A. Otimização dos parâmetros de tecimento para confecção de amanteigamento de chapas de aço pelo processo TIG com arame AWS ER 309L. Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação. Belo Horizonte- Minas Gerais. 2009.

GITTOS, M. F; E T. G. GOOCH. Effect of Iron Dilution Corrosion Resistance of Ni-Cr-Mo Alloy Cladding. *British Corrosion Journal*, v. 31-N°309 -314.1996

GOECKE, S.; HEDEGARD, J.,LUNDIN M.; KAUFMANN, H. Tandem MIG/MAG Welding. *Svetsaren N° 2-3*, 2001.

- GONZÁLEZ, A. M. R.; D. J. C. Análise e desenvolvimento do processo mig/mag duplo arame com potencial único. XXV ENCONTRO NACIONAL DE TECNOLOGIA DA SOLDAGEM. Belo Horizonte – MG. 1999
- GROETELAARS, P. J.; Influência da variação de parâmetros de soldagem sobre a transferência metálica e perfil do cordão de solda no processo MIG/MAG duplo arame. Dissertação de Mestrado, UFU, Uberlândia, 2005.
- GROETELAARS, P. J.; MORAIS, C. O.; SCOTTI, A. Influencia do comprimento do arco sobre a Transferência Metálica no Processo MIG/MAG Duplo-Arame com Potencial Único. In: III Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação – COBEF 2005. Anais ...Joinville, SC, ABCM, v. CD ROM, 2005.
- ISO, Petroleum and natural Gas Industries – Drilling and Production Equipment – Wellhead Christmas Tree Equipment. Switzerland: ISO. ISO 10423 2003.
- JUNIOR SILVA, E. M.: Estudo exploratório da soldagem mig/mag duplo arame com ligas de níquel. Monografia. UFC. Fortaleza-Ce. 2013.
- KANAN, T., MURUGAN, N. Prediction of Ferrite Number of duplex stainless steel clad metals using RSM
- KUBENKA, M. KUBA, P. Corrosion- and wear-resistant 17%Cr strip weld overlay. Svestaren, n.1. p.8-10, 2001.
- LEVIN, B. F., DUPONT, J. N., MARDER, A. R. Weld overlay coatings for erosion control. Wear. v. 181-183, ..810-820, 1995.
- LU, K. The future of metals. **Science**, USA, v.328, p. 319-320, 2010.
- MARTINS, Eliseu. Contabilidade de Custos. 9. ed. São Paulo: Atlas, 2008.
- MARQUES, P.V., MODENESI, P.J., BRACARENSE, A.C. Soldagem – Fundamentos e Tecnologia. Ed. UFMG, Belo Horizonte, 2005, 362 p.
- MOTTA, M . F. Aplicação do Processo MIG/MAG Pulsado com Duplo –Arame e Potenciais Isolados em Operações de Revestimento. Tese de Doutorado, UFSC, Florianópolis, SC. 153 p. 2002.
- MURUGAN, N., PARMAR, R.S. Effects of MIG process parameters on the geometry of bead in the automatic surfacing of stainless steel. Journal of Materials Processing Technology. v.41. p 381-398, 1994.
- PATEL, S.J. A Century of Discoveries, Inventors, and New Nickel Alloys. **JOM Journal of the Minerals, Metals and Materials Society**, USA, v. 58, n. 9, p. 18-20, sep. 2006.
- PEREPEZKO, J.H. The hotter the engine, the better. **Science**, USA, v. 326, p. 1068-1069, nov. 2009.

PIERAGGI B.; MACDOUGALL B.; RAPP R.A. The role of the metal/oxide interface in the growth of passive films in aqueous environments. **Corrosion Science**, v. 47, p. 247–256, 2005.

PESSOA, A. R. P. Revestimento de ligas de níquel pelo processo mig/mag com transferência por curto-circuito. Dissertação de Mestrado, UFC, Fortaleza-CE, 127p. 2009.

RAMIREZ, A. J. & LIPPOLD, J. C. High temperature behavior of Ni-base weld metal: Part II - Insight into the mechanism for ductility dip cracking. *Materials Science and Engineering A*, v.380, n.1-2, p.245-258, 2004.

SCOTTI, A.; PONOMAREV, V. Soldagem MIG/MAG. Artilibert Editora. 2008

SILVA, B. A. da. Custos e Estratégias de Gestão. Apostilado de pós-graduação, 2008.

SILVA, C. C. Revestimentos de ligas de níquel depositados pelo processo TIG com alimentação de arame frio – aspectos operacionais e metalúrgicos. Tese Doutorado, UFC, Fortaleza,CE. 355p. 2010.

SILVA, F. C. Desenvolvimento de algoritmos para geração de trajetórias de revestimento por soldagem automatizada aplicados em caldeiras de usinas termoelétricas. Dissertação de Mestrado, UFSC, Florianópolis, SC. 2012.a

SILVA, C. C., AFONSO, C. R. M., RAMIREZ, A. J., MOTTA, M. F., MIRANDA, H. C., FARIAS, J. P. Aspectos metalúrgicos de revestimentos dissimilares com a superliga à base de níquel inconel 625. *Soldagem e Inspeção*, v. 17, p. 251-263, 2012. b

SILVA; F. G.; BRAGA; E. de M.;VALTAIR, A. F. Adequação do processo de soldagem mig/mag com adição de arame frio na qualidade do revestimento com aço inoxidável austenítico sobre um aço ao carbono comercial. 21º POSMEC – Simpósio do Programa de Pós-graduação. Uberlândia. 2011.

TANCRET F., BHADESHIA, H. K. D. H.; MACKAY D. J. C. Design of a creep resistant nickel base superalloy for power plant applications part 1 – Mechanical Properties modeling. *Materials Science and Technology*. v. 19. pp 283 – 290, 2003.

TUSEK, J. SAW with Multiple Electrodes Achieves High Production Rate. *Welding Journal*. Vol. 75, nº 8, p. 41 – 43. Agosto, 1996.

Ueyama T.; Ohnawa T.; Tanaka M.; Nakata K.; Effects of torch configuration and welding current on weld bead formation in high speed tandem pulsed gas metal arc welding of steel sheets. *Science and Technology of Welding and Joining*. vol. 10, nº 6, p. 750 – 759. 2005.

UTTARACHI, G. D. Multiple Eelectrode Systems for Submerged Arc Welding. *Welding Journal*. p. 15 – 22. 1978.

RODRIGUES, M. V. Gestão de Custos e Formação de Preços. 2005.

