



UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ
CENTRO DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA METALÚRGICA E DE MATERIAIS
CURSO DE ENGENHARIA METALÚRGICA

**ESTUDO EXPLORATÓRIO DA SOLDAGEM MIG/MAG DUPLO ARAME COM
LIGAS DE NÍQUEL**

EDUVÂNIO MACHADO DA SILVA JÚNIOR

Fortaleza – CE
Fevereiro de 2013

EDUVÂNIO MACHADO DA SILVA JÚNIOR

**ESTUDO EXPLORATÓRIO DA SOLDAGEM MIG MAG DUPLO ARAME COM
LIGAS DE NÍQUEL**

Monografia submetida ao Corpo Docente do Curso de Engenharia Metalúrgica da Universidade Federal do Ceará, como requisito para obtenção do Título de Bacharel em Engenharia Metalúrgica.

Orientador: Prof. Dr. Marcelo Ferreira Motta

Fortaleza – CE

Fevereiro de 2013

EDUVÂNIO MACHADO DA SILVA JÚNIOR

**ESTUDO EXPLORATÓRIO DA SOLDAGEM MIG MAG DUPLO ARAME COM
LIGAS DE NÍQUEL**

Monografia submetida ao Corpo Docente do Curso de Engenharia Metalúrgica da Universidade Federal do Ceará, como requisito para obtenção do Título de Bacharel em Engenharia Metalúrgica.

Orientador: Prof. Dr. Marcelo Ferreira Motta

Aprovada em: ___/___/_____.

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Marcelo Ferreira Motta (Orientador)

Universidade Federal do Ceará

Prof. Dr. Hélio Cordeiro de Miranda

Universidade Federal do Ceará

Prof. Dr. Willys Machado Aguiar

Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Ceará

Fortaleza – CE

Fevereiro de 2013

A verdadeira medida de um homem não se vê na forma como se comporta em momentos de conforto e conveniência, mas em como se mantém em tempos de controvérsia e desafio.

(Martin Luther King Jr.)

A Deus

À minha mãe, Izabel

AGRADECIMENTOS

A Deus, pelo dom da vida.

À minha mãe, pelo amor, dedicação e presença constante em minha vida.

A minha namorada Mariana, pelo amor e pelo grande apoio em todos os momentos ao longo deste trabalho.

Aos meus irmãos Yárina, Erik, Eduvânio e Carole pelo carinho e amizade.

Ao Prof. Dr. Marcelo Ferreira Motta, pelo apoio e disponibilidade na orientação deste trabalho e, principalmente pela amizade e confiança depositada em mim desde os primeiros anos de iniciação científica.

Ao Professor Dr. Willys Machado Aguiar, pelos ensinamentos e contribuições durante este trabalho.

Ao Professor e futuro Doutor Edson Frota Pessoa, pelos constantes ensinamentos que foram de fundamental importância para realização deste trabalho.

Aos Professores Dr. Cleiton Carvalho Silva e Dr. Hélio Cordeiro de Miranda do ENGESOLDA, pela saudável convivência e ensinamentos durante todos esses anos de ENGESOLDA.

A todos os Professores do DEMM em especial aos Professores Elineudo Pinho de Moura, Vicente Walmick Almeida Viera, Lindberg Lima Gonçalves, Hamilton Ferreira Gomes de Abreu, Marcelo José Gomes da Silva, Ricardo Emílio F. Quevedo Nogueira, Walney Silva Araújo, Raimundo Leite, Jeferson Klug e Francisco Marcondes por todos os ensinamentos e pela incansável dedicação na construção e melhoria do curso de Engenharia Metalúrgica.

A mestranda Kamilla pela amizade e pela excelente contribuição a este trabalho

Aos doutorandos Everton e Antônio Rodolfo pelas contribuições na etapa de avaliação dos resultados

A todos os bolsistas e amigos do ENGESOLDA, em especial a Alexandre Sousa Barreto, Guilherme Gadelha, Davi Farias e Maria Marcela, pelos ótimos momentos de convivência e pela contribuição a realização deste trabalho.

Aos membros da terceira turma de Engenharia Metalúrgica da UFC e futuros engenheiros metalurgistas Nathalia Candido Figueiredo, Abraão Danilo, Thiago Ivo, Alfredo Leão, Emanuel Seixas, Émerson Miná, Tiago Pontes, Neco Júnior, Cleber Yuri e Fernando Emerson pelos constantes ensinamentos que foram de fundamental importância nestes anos de graduação e acima de tudo pela amizade verdadeira.

RESUMO

Os equipamentos utilizados no setor de petróleo e gás natural necessitam de especial atenção em vários aspectos, principalmente os associados à corrosão causada pela ação do petróleo. Este processo de degradação exige uma intervenção durante as paradas destes equipamentos, por isso, a utilização de um processo com características econômicas e tecnológicas viáveis, além de materiais adequados para a fabricação e reparo destes equipamentos é de extrema importância. A soldagem de revestimento com ligas a base de níquel é uma alternativa bastante utilizada no setor de petróleo e gás natural para evitar a corrosão em dutos e equipamentos que operam em condições severas. O processo de soldagem MIG/MAG com duplo arame pode vir a ser uma boa alternativa para realização de operações de manutenção de equipamentos. Este processo se destaca por apresentar elevada produtividade e boa estabilidade. Neste trabalho foi realizado um estudo exploratório do processo MIG/MAG com duplo arame no modo de operação corrente constante pulsada com transferência metálica goticular (Icte-p) para obtenção de condições ideais para realização de soldagens de revestimento. As soldagens com as ligas de níquel foram realizadas em simples deposição sobre chapas de aço ASTM A516 Gr 60 na posição plana, sendo utilizada as ligas AWS ERNiCrMo-3 como metal de adição. O gás de proteção utilizado foi a mistura Ar 70% e He 30%. As variáveis respostas adotadas foram à diluição, o reforço e a razão R/L, tendo em vista que estas variáveis são fundamentais na soldagem de revestimento. Empregou-se o método Taguchi para avaliar os efeitos das variáveis de controle sobre as variáveis respostas. Os resultados mostraram que as soldagens (Icte-p) apresentaram cordões de solda com um bom aspecto superficial, sem a incidência de defeitos e com uma baixa diluição, com reforços e razões reforço/largura (R/L) satisfatórios. Para a condição de menor diluição foi obtido um reforço médio de 3,27 mm, constatando que para realização de soldagens de revestimento será necessário a aplicação de uma segunda camada para alcançar um reforço bruto de 5 mm.

Palavras-Chave: Ligas de Níquel, MIG/MAG com duplo arame, Geometria da solda, Taguchi.

ABSTRACT

The equipment used in the oil and natural gas require special attention on several factors, especially those associated with corrosion caused by the action of oil. This degradation process requires an intervention during stops such equipment, therefore, the use of a process with viable economic and technological characteristics as well as materials suitable for the manufacture and repair of such equipment is of extreme importance. The welding overlay with nickel-based alloys is an alternative widely used in the oil and natural gas to prevent corrosion in pipelines and equipment operating in harsh conditions. The process of MIG / MAG welding with double wire might be a good alternative for performing maintenance equipment. This process excels due to high productivity and good stability. This work represents an exploratory study of the MIG / MAG wire with dual operating mode constant current pulsed droplet metal transfer (ICTE-p) to obtain optimal conditions for conducting welding overlay. The welding alloys with nickel were performed in simple deposition on steel plates ASTM A516 Gr 60 in the flat position being used alloys AWS ERNiCrMo-3 as filler metal. The shielding gas mixture used was 70% Ar and 30% He. Outcome variables were taken to the dilution ratio and strengthening R/L, given that these variables are critical in welding coating. We applied the Taguchi method to evaluate the effects of the control variables on the response variables. The results showed that the welds (ICTE-P) coatings showed a good surface appearance without the incidence of defects and with a low dilution ratios with reinforcement ribs and / width ratio (R/L) satisfactory. For condition of lesser dilution was obtained a reinforcement average 3.27 mm, noting that for performing welds coating will be necessary applying a second layer to achieve a reinforcement of brute 5 mm.

Keywords: Nickel Alloys, MIG / MAG with double wire, weld geometry, Taguchi.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Classificação das ligas de níquel.	8
Figura 2 - Processo MIG/MAG duplo arame com potencial único.....	17
Figura 3 - Representação da pulsação da corrente com os pulsos em fase.....	19
Figura 4 - Processo MIG/MAG-DA com potenciais isolados.	19
Figura 5 - Representação esquemática da defasagem dos pulsos de corrente entre os dois arcos voltaicos onde: (a) pulsos em fase, (b) pulsos defasados em 25% e (c) pulsos defasados em 50%.	20
Figura 6 - Disposição das tochas de soldagem na posição longitudinal “(a) soldas de filete; (b) soldas de topo(GROETELAARS, 2005).	22
Figura 7 - Disposição das tochas de soldagem na posição transversal (a) em revestimentos soldados; (b) em soldagem de uma junta de topo com cobre-junta(GROETELAARS, 2005).	23
Figura 8. - Equipamentos utilizados nas soldagens: robô industrial, fonte eletrônica multiprocesso.	28
Figura 9. Posicionamento dos eletrodos.	33
Figura 10. Tipos de tecimento.	34
Figura 11. Defasagem entre os pulsos de corrente.....	34
Figura 12. Desenho esquemático de extração das amostras.	37
Figura 13. Seção transversal de um cordão de solda, onde: Ad é a área adicionada e Af é a área do metal base fundida (AGUIAR, 2010).....	37
Figura 14. Esquema perfil de microdureza.....	39
Figura 15. Aspecto superficial das soldas em simples deposição sem tecimento.....	41
Figura 16. Aspecto superficial das soldas em simples deposição com tecimento triangular.	41
Figura 17. Aspecto superficial das soldas em simples deposição com tecimento duplo oito.....	42
Figura 18. Seção transversal dos cordões de solda ensaios Taguchi L18.....	44
Figura 19. Valores de diluição para cada nível dos fatores de controle.	49
Figura 20. Análise de variância da tecnica da energia.	51
Figura 21. Seção transversal do corpo de prova do ensaio de confirmação para a diluição EC-DIL-I (12111).	52
Figura 22. Valores do reforço para cada nível dos fatores de controle.	53

Figura 23. Seção transversal do corpo de prova do ensaio de confirmação TCR A (12132).....	56
Figura 24. Valores da razão R/L para cada nível dos fatores de controle.....	57
Figura 25. Seção transversal do corpo de prova do ensaio de confirmação TC-R/L (12111).....	59
Figura 26. Perfil de microdureza ensaios L18.	63
Figura 27. Efeito da energia de soldagem na dureza do cordão de solda.	64

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Composição química nominal das ligas à base de níquel comerciais típicas (% em peso) (AWS, 1996).	9
Tabela 2 - Sistemas usuais para ligas de níquel.	10
Tabela 3- Propriedades físicas e mecânicas do Níquel e do Ferro (ASM, 1990).	12
Tabela 4 - Composição química da liga UNS N06625 (% em peso) (METALS, 2008).	13
Tabela 5 - Propriedades físicas da liga UNS N06625, medidas à temperatura ambiente (METALS, 2008).	13
Tabela 6 - Propriedades mecânicas da liga UNS N06625, medidas à temperatura ambiente (METALS, 2008).	13
Tabela 7 - Composição química do aço ASTM A 516 Gr 60.	30
Tabela 8 - Composição química do arame-eletrodo de liga de níquel com 1,12 mm de diâmetro.	30
Tabela 9. Combinações de corrente e velocidade de soldagem para os três níveis de energia E1, E2 e E3.	33
Tabela 10. Projeto do experimento L18.	35
Tabela 11. Parâmetros de soldagem utilizados nos ensaios.	36
Tabela 12. Valores das características geométricas para os ensaios da matriz L18	42
Tabela 13. Análise de variância da função η para a diluição.	49
Tabela 14. Valores das características geométricas dos cordões de solda para o ensaio de confirmação da diluição.	52
Tabela 15. Análise de variância da função η para o reforço.	53
Tabela 16. Valores das características geométricas dos cordões de solda para o ensaio de confirmação do reforço.	56
Tabela 17. Análise de variância da função η para a razão R/L.	57
Tabela 18. Valores das características geométricas dos cordões de solda para o ensaio de confirmação da razão R/L.	59
Tabela 19. Comparativo entre as características geométricas.	61

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	1
2 OBJETIVOS GERAL E ESPECÍFICOS.....	5
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	6
3.1 Definição e classificação das ligas de níquel	6
3.2 Propriedades das ligas de níquel.....	11
3.2.1 Propriedades mecânicas	11
3.2.2 Propriedades físicas	11
3.3 Liga UNS N06625	12
3.4 Soldabilidade das ligas de níquel com aumento de resistência por solução sólida.....	14
3.5 Processo MIG/MAG duplo arame (MIG/MAG-DA)	15
3.5.1 Classificação do processo MIG/MAG duplo arame quanto à energização dos arames eletrodos.	17
3.5.2 Classificação do processo MIG/MAG Duplo Arame quanto ao posicionamento dos eletrodos em relação a direção de soldagem.	21
3.6 Variáveis do processo MIG/MAG	23
4 MATERIAIS E MÉTODOS.....	28
4.1 Equipamentos empregados	28
4.1.1 Equipamentos empregados na soldagem	28
4.1.2 Equipamentos para caracterização microestrutural.....	29
4.2 Materiais empregados nos ensaios.....	29
4.3 Metodologia dos ensaios.....	30
4.3.1 Metodologia para realização dos ensaios	30
4.3.2 Metodologia da caracterização metalúrgica dos corpos de prova soldados e medição do perfil geométrico e do nível de diluição	36

3.3.3 Avaliação dos resultados pelo método Taguchi.....	38
4.3.4 Metodologia da avaliação das propriedades mecânicas dos corpos de prova soldados	38
5 RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	40
5.1 Aspectos visuais dos cordões de solda.	40
5.2 Características geométricas dos cordões de solda.....	42
5.3 Análise das variáveis resposta.....	47
5.3.1 Diluição (D)	47
5.3.2 Reforço (R)	52
5.3.3 Razão reforço/largura (R/L)	56
5.4 Comparativos entre o processo MIG/MAG com duplo arame e MIG/MAG arame simples.....	59
5.5 Avaliação das propriedades mecânicas - Ensaio de microdureza	62
6 CONCLUSÕES	65
7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	66
8 REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS	67

CAPÍTULO I

1 INTRODUÇÃO

A indústria petroquímica brasileira cada vez mais busca a utilização de revestimentos metálicos que apresentem uma elevada resistência à corrosão e a oxidação, quando aplicados sobre aços ao carbono, que é o principal material utilizado na fabricação de fornos, reatores, incineradores, torres de destilação. Estes equipamentos normalmente operam sobre condições com altas pressões, elevadas temperaturas. Outra característica importante se deve ao fato da Petrobras contar com um grande número de reservatórios contendo petróleo pesado com elevados teores de compostos nitrogenados, oxigenados, sais minerais, água, dentre outros agentes que de forma isolada ou combinados tornam o meio extremamente agressivo aos materiais dos dutos e equipamentos utilizados nas suas unidades produtoras e de refino.

Estes fatores têm como consequência um desgaste prematuro dos equipamentos destas unidades que acabam por acarretar em paradas não programadas para realização de reparos. Os custos associados com a parada de uma unidade de processamento são extremamente elevados, além de ocasionar atrasos no fornecimento de seus produtos. Outra consequência importante desta degradação inesperada é o risco de falhas nos equipamentos que podem vir a ocasionar gigantescos desastres ambientais.

Por isso, a seleção de materiais e processos adequados para a fabricação e reparo destes equipamentos é de extrema importância. Para atender a estes ambientes, os materiais selecionados devem possuir excelentes propriedades mecânicas combinadas com uma boa resistência à corrosão em especial para elevadas temperaturas. Dentre os materiais disponíveis comercialmente que apresentam estas características, as ligas de níquel se destacam por sua excelente resistência mecânica, à corrosão, ao desgaste e às altas temperaturas. Em virtude dessas propriedades, as superligas de níquel vêm sendo utilizadas em equipamentos tais como: válvulas, colunas de destilação, tubos de processamento, vasos de pressão, reatores, turbinas e demais aplicações (AWS, 1996; SIMS *et al.*, 1987).

Outro aspecto relevante na escolha do material a ser utilizado é o custo de fabricação de equipamentos ou componentes maciços constituídos por estas ligas. Como uma alternativa viável vem sendo usados processos de revestimento por soldagem, que consiste na deposição de uma camada de material mais nobre (liga de níquel) sobre um substrato menos nobre (aços C-Mn e aços baixa liga). Existem varias formas de aplicação destes revestimentos, entre elas podem ser citadas “clad”, “lining” e “overlay”. A técnica “overlay” consiste na deposição de uma camada de material com características desejáveis (resistência à corrosão, resistência ao desgaste, etc.) sobre um substrato. Dentre os vários processos de soldagem utilizados para a aplicação de revestimentos, destacam-se o MIG/MAG, arame tubular, o arco submerso com fita, o TIG (com alimentação de arame frio ou quente) e o plasma por arco transferido (PTA).

O processo MIG/MAG com duplo arame é uma variação do MIG/MAG com um arame, diferenciando-se, pela formação de dois arcos elétricos entre a peça e os dois arames-eletrodo que são continuamente alimentados (Michie et al, 1999). Sendo que a poça de fusão é protegida da mesma forma que na soldagem MIG/MAG convencional, por um fluxo de gás inerte, ativo ou uma mistura de ambos. Este processo foi impulsionado devido a crescente necessidade de processos de soldagem que conciliassem uma elevada produtividade a custos relativamente baixos, bem como a obtenção de cordões de solda de boa qualidade e aspecto superficial. No processo MIG/MAG com duplo arame é possível a utilização de altas densidades de corrente que é responsável pelas elevadas taxas de fusão deste processo e, conseqüentemente, pela possibilidade de maiores velocidades de soldagem ou cordões com maiores volumes que proporcionam uma redução no número de passes pelo aumento do volume do cordão, em relação ao arame simples e conseqüentemente garante um menor tempo de soldagem.

A combinação adequada da aplicação de revestimentos utilizando ligas de níquel através do processo MIG/MAG com duplo arame tem uma grande potencialidade no desenvolvimento de novos procedimentos de construção e reparo na indústria de petróleo e gás natural. A alta taxa de deposição proporcionada por esse processo combinada a excelente resistência mecânica e a corrosão das ligas de níquel se constitui uma excelente alternativa na redução de tempos de paradas e aumento de produtividade em revestimentos de equipamentos e estruturas.

Baseado nestas necessidades, a PETROBRAS desenvolve a alguns anos pesquisas voltada para o desenvolvimento de técnicas e procedimentos nas áreas de soldagem de revestimento de ligas resistentes a corrosão. Neste contexto, o Laboratório de Engenharia de Soldagem (ENGESOLDA) da Universidade Federal do Ceará (UFC) vem desenvolvendo através de seus laboratórios de pesquisas trabalhos direcionados a avaliação e seleção de materiais para o setor de petróleo e gás natural. Entre os trabalhos desenvolvidos podem ser destacados:

- ✓ Avaliação da Corrosão Microbiológica no Aço Inoxidável AISI 444 por Microrganismos Presentes em Amostras de Petróleo (SILVA *et al.*, 2005);
- ✓ Avaliação da resistência à corrosão de aços inoxidáveis utilizados como revestimentos de torres de destilação de petróleo (SILVA *et al.*, 2006);
- ✓ Análise por técnica eletroquímica da influência do envelhecimento sobre a resistência a corrosão do revestimento com metal de adição (NETO *et al.*, 2008);
- ✓ Comportamento do revestimento com eletrodo ERNiCrMo-3 em aço ASTM A516-Gr 60 a ensaios de envelhecimento (MAGALHÃES *et al.*, 2008);
- ✓ Dissertação sobre a “Avaliação do revestimento a base de liga de níquel em aço estrutural empregando o metal de adição ERNiCrMo-3 através da soldagem MIG/MAG”(MAGALHÃES *et al.*, 2008);
- ✓ Dissertação sobre o “Estudo Exploratório de Parâmetros de Soldagem de Revestimentos com Ligas de Níquel Empregando o Processo TIG com Alimentação de Arame Frio” (MIRANDA, 2008).
- ✓ Dissertação sobre a soldagem de ligas de níquel pelo processo MIG/MAG com transferência por curto-circuito (PESSOA, 2009);
- ✓ Tese sobre revestimento de ligas de níquel depositadas pelo processo TIG com alimentação de arame frio – aspectos operacionais e metalúrgicos (SILVA, 2010).
- ✓ Tese sendo desenvolvida pelo doutorando Edson Frota Pessoa sobre soldagem de revestimento com ligas de níquel empregando o processo

MIG/MAG com duplo arame para aplicações em componentes do setor de petróleo e gás natural.

2 OBJETIVOS GERAL E ESPECÍFICOS

O objetivo geral deste trabalho é avaliar os efeitos das variáveis de soldagem sobre as características geométricas do cordão de solda com ligas à base de níquel sobre aços C-Mn para aplicação na indústria do petróleo e gás natural.

Os objetivos específicos do trabalho são:

- ✓ Determinar os parâmetros operacionais adequados para soldagem com o processo MIG/MAG com duplo arame no modo de operação corrente constante pulsada com transferência metálica goticular (Icte-p), visando obter condições ideais para posterior soldagem de revestimentos com ligas de níquel sobre um substrato de aço C-Mn.
- ✓ Obter características geométricas adequadas com cordões em simples deposição em aços C-Mn com a liga UNS N06625 (Inconel 625), através do processo MIG/MAG com duplo arame no modo de operação corrente constante pulsada com transferência metálica goticular (Icte-p) que possibilitem condições ideais para soldagem de revestimento.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 Definição e classificação das ligas de níquel

As ligas de níquel são ligas que oferecem elevada resistência mecânica tanto em baixa como em altas temperaturas e elevada resistência à corrosão e a oxidação em uma infinidade de meios agressivos, especialmente em condições com altas temperaturas, além de uma excelente resistência ao desgaste, constituindo-se uma classe especial de materiais de engenharia. Algumas ligas de níquel podem ser postas em operação com temperaturas cerca de 85% do seu ponto de fusão, por um tempo de até 100.000 h (ASM, 1990). Outra característica especial nas ligas de níquel é que geral elas mantêm suas propriedades em temperaturas elevadas, ou até mesmo aumentam sua resistência. Devido a estas características, essas ligas são utilizadas em diversos equipamentos da indústria petroquímica tais como: fornos de destilação, vasos de pressão e tubos de processamento (SIMS *et al.*, 1987).

As ligas de níquel são consideradas complexas pelo fato de poderem incorporar cerca de uma dúzia de elementos na sua composição. Nestas ligas, os elementos considerados nocivos como silício, fósforo, enxofre, oxigênio e nitrogênio são controlados através de práticas apropriadas de fusão. Já elementos como selênio, bismuto e chumbo, devem ser mantidos em níveis críticos, na ordem de partículas por milhão (ppm). A sua resistência à corrosão e a oxidação pode ser melhorada pela adição de cromo e/ou alumínio. Normalmente, as ligas de níquel apresentam maior resistência a altas temperaturas do que os aços de baixa liga e os aços inoxidáveis, especialmente, em temperaturas superiores a 650 °C. O teor de níquel varia entre 38% e 76% e o de cromo entre 1% e 27%. O teor de ferro varia conforme a liga de baixos teores (máximo de 5% em ligas como UNS N07080), até patamares de 36% em ligas como o UNS N09706. As adições de alumínio, titânio, nióbio, molibdênio e tungstênio, em pequenos teores, contribuem para aumentar a resistência mecânica e a resistência à corrosão (ASM, 1993a; COUTINHO, 1992).

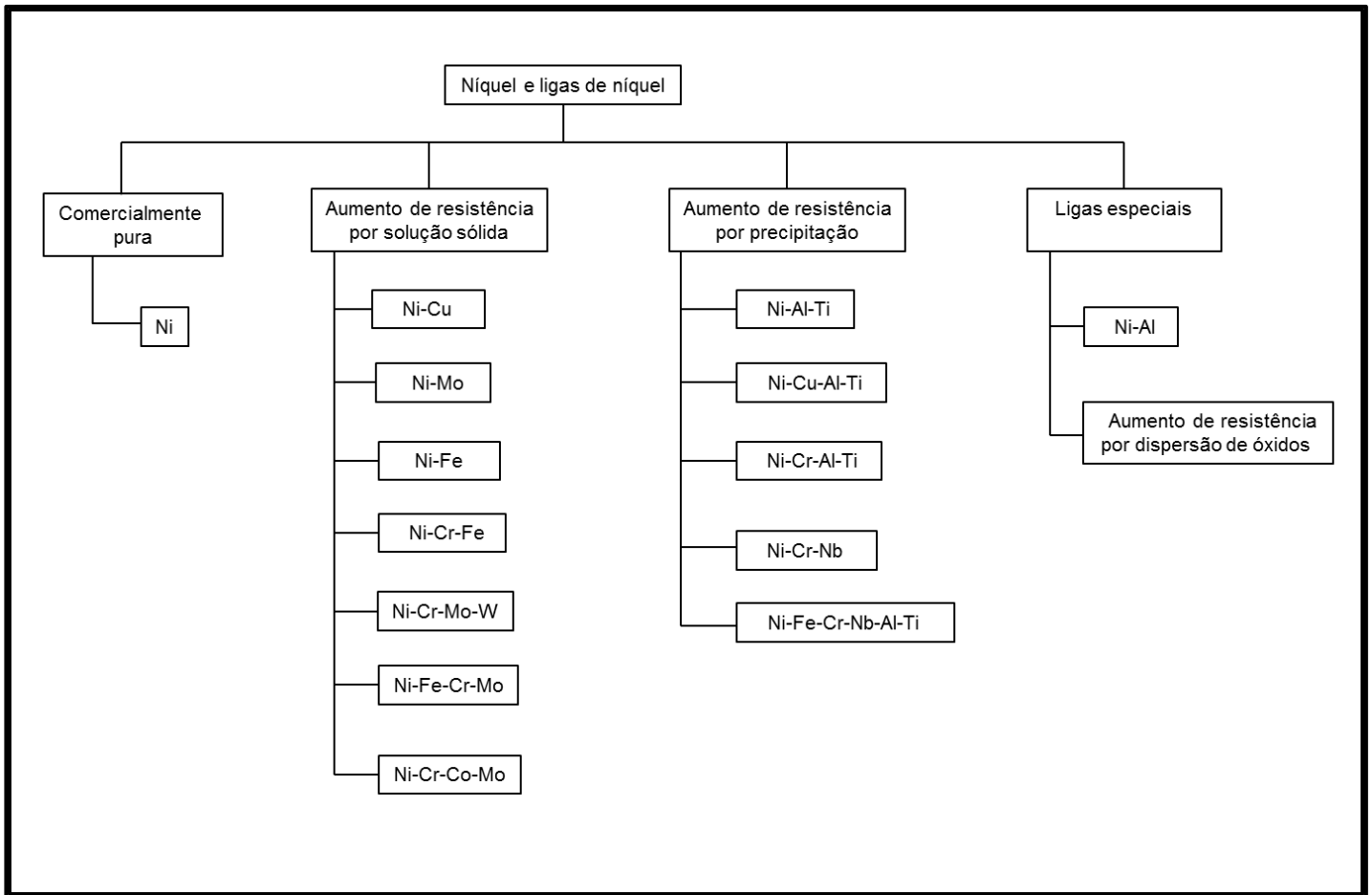
Pelo fato destas ligas terem como elemento principal o níquel, cujo preço é da ordem de US\$11 mil/ton, estas ligas apresentam um custo elevado sendo assim o seu custo um fator limitante na sua utilização (LORENZI e GOTARDELLO, 2009). Por apresentar este custo relativamente elevado as ligas de níquel são aplicadas normalmente quando outros metais não fornecem as propriedades

desejadas. No entanto, quando são necessários materiais com elevada vida útil, a utilização das ligas de níquel de forma apropriada pode permitir uma melhor relação custo-benefício (Plant, 2000).

As ligas de níquel podem ser classificadas como superligas, que de acordo com (SIMS *et al.*, 1987) recebe a seguinte definição: “ Superligas são ligas desenvolvidas para operações com elevadas temperaturas , sendo constituídas por elementos químicos do grupo VIIIA, na qual tensionamentos mecânicos relativamente severos são encontrados, e no qual alta estabilidade superficial é frequentemente requerida”. As superligas de níquel constituem uma das principais classes das superligas. Estas ligas começaram a ser desenvolvidas nos Estados Unidos nos Anos 30. Suas primeiras aplicações foram em turbinas a gás, plantas de conversão de carvão, equipamentos para processos químicos e aplicações onde se exigia resistência ao calor e resistência a corrosão e a oxidação. Com o passar do tempo as superligas foram evoluindo, passando então a ser empregadas largamente em turbinas de aviões a jato. A participação nas turbinas de aviões a jato teve um aumento de 10%, em 1950, para cerca de 50%, em 1980. As ligas de níquel foram as que mais se destacaram por suas propriedades, tanto em baixa como em altas temperaturas (COUTINHO, 1992).

As ligas de níquel podem ter sua resistência aumentada por vários mecanismos: por solução sólida, por precipitação e por dispersão (ASM, 1993c; DUPONT *et al.*, 2009; SIMS *et al.*, 1987). Um sistema de classificação das ligas de níquel que leve em consideração o mecanismo de aumento de resistência da liga e a sua composição química se constitui uma forma coerente de classificação. A Figura 1 mostra a classificação das ligas de níquel (DUPONT *et al.*, 2009).

Figura 1. Classificação das ligas de níquel.



Outro sistema usual de classificação é o que divide as ligas de níquel em quatro grupos, com base no mecanismo de aumento de resistência (ASM, 1990; AWS, 1996; SIMS *et al.*, 1987) STOLOFF, 1987):

- Ligas endurecidas por solução sólida.
- Ligas endurecidas por precipitação.
- Ligas endurecidas por dispersão de óxido.
- Ligas fundidas

Essa classificação e as ligas que as compõe, com suas respectivas composições químicas são mostradas na Tabela 1 (AWS, 1996).

Tabela 1 - Composição química nominal das ligas à base de níquel comerciais típicas (% em peso) (AWS, 1996).

Ligas ^a	N ^o UNS	Composição, peso %														
		Ni ^b	C	Cr	Mo	Fe	Co	Cu	Al	Ti	Nb ^c	Mn	Si	W	B	Outros
Níquel puro comercial																
200	N02200	99,5	0,08	-	-	0,2	-	0,1	-	-	-	0,2	0,2	-	-	-
201	N02201	99,5	0,01	-	-	0,2	-	0,1	-	-	-	0,2	0,2	-	-	-
Ligas endurecidas por solução sólidas																
400	N04400	66,5	0,2	-	-	1,2	-	31,5	-	-	-	1	0,2	-	-	-
X	N06002	47	0,10	22	9	18	1,5	-	-	-	-	1	1	0,6	-	-
NICR80	N06003	76	0,1	20	-	1	-	-	-	-	-	2	1	-	-	-
NICR60	N06004	57	0,1	16	-	Bal.	-	-	-	-	-	1	1	-	-	-
IN102	N06102	68	0,06	15	3	7	-	-	0,4	0,6	3	-	-	3	0,005	0,03Zr, 0,02Mg
600	N06600	76	0,08	15,5	-	8	-	0,2	-	-	-	0,5	0,5	-	-	-
617	N06617	52	0,07	22	9	1,5	12,5	-	1,2	0,3	-	0,5	0,5	-	-	-
625	N06625	61	0,05	21,5	9	2,5	-	-	0,2	0,2	3,6	0,2	0,2	-	-	-
686	N06686	58	0,005	20,5	16,3	1,5	-	-	-	-	-	-	-	3,8	-	-
690	N06690	60	0,02	30	-	9	-	-	-	-	-	0,5 ^d	0,5 ^d	-	-	-
825	N08825	42	0,03	21,5	3	30	-	2,25	0,1	0,9	-	0,5	0,25	-	-	-
C-276	N10276	57	0,01 ^d	15,5	16	5	2,5 ^d	-	-	0,7 ^d	-	1 ^d	0,08 ^d	4	-	0,35V ^d
C-22	N06022	56	0,010 ^d	22	13	3	2,5 ^d	-	-	-	-	0,5 ^d	0,08 ^d	3	-	0,35V ^d
G-30	N06030	43	0,03 ^d	30	5,5	15	5 ^d	2	-	-	1,5 ^d	1,5 ^d	1 ^d	2,5	-	-
Ligas endurecidas por precipitação																
Waspalloy	N07001	58	0,08	19,5	4	-	13,5	-	1,3	3	-	-	-	-	0,006	0,06Zr
R-41	N07041	55	0,10	19	10	1	10	-	1,5	3	-	0,05	0,1	-	0,005	-

718	N07718	52,5	0,04	19	3	18,5	-	-	0,5	0,9	5,1	0,2	0,2	-	-	-
706	N09706	41,5	0,03	16	-	40	-	-	0,2	1,8	2,9	0,2	0,2	-	-	-
901	N09901	42,5	0,05	12,5	-	36	6	-	0,2	2,8	-	0,1	0,1	-	0,015	-

Ligas endurecidas por dispersão de óxidos

TD Nickel	N03260	98	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	2ThO ₂
TD NICR	N07754	78	-	20	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	2ThO ₂

Ligas fundidas

HW	N08001	60	0,5	12	-	25	-	-	-	-	-	2,0	2,5	-	-	-
HX	N06006	66	0,5	17	-	15	-	-	-	-	-	2,0	2,5	-	-	-
CY-40	N06040	72	0,4 ^d	16	-	11 ^d	-	-	-	-	-	1,5	3,0	-	-	-
CZ-100	N02100	95	1,0 ^d	-	-	3 ^d	-	1,25 ^d	-	-	-	1,5	2,0	-	-	-
M-35-1	N24135	68	0,35 ^d	-	-	3,5 ^d	-	30	-	-	-	1,5	1,25	-	-	-

- Algumas dessas ligas possuem nomes registrados, podendo possuir similares com outras designações.
- Incluída pequena quantidade de cobalto, se não for especificado.
- Incluído tântalo (Nb+Ta)
- Valor Máximo

Outra forma comum de classificação das superligas de níquel é quanto aos principais elementos que estão presentes, com propriedades e aplicações específicas. Essas ligas são subdivididas segundo a Tabela 2 (Agarwal, 2000 b).

Tabela 2 - Sistemas usuais para ligas de níquel.

Sistema da liga	Algumas das principais ligas do sistema
Ni	Níquel puro comercial, ligas 200/201
Ni-Cu	400, K-500
Ni-Mo	B, B-2, B-3, B-4, B-10
Ni-Si	Ligas Ni-Si para fundição, liga SX, Lewmet, D-205
Ni-Fe	Invar
Ni-Cr-Fe	600, 601, 800, 800H, 800HT, 690
Ni-Cr-Fe-Mo-Cu	825, G, G-3, G-30
Ni-Cr-Mo	625, C-276, C-4, 22, 686, C-2000, Mat 21, 59
Ligas de alta temperatura	602CA, 45TM, 230, 625, X, 160, 214, 718, 617, 690, séries Nimonic e Udimet

3.2 Propriedades das ligas de níquel

3.2.1 Propriedades mecânicas

A excelente resistência mecânica num amplo intervalo de temperaturas é a razão primordial para a existência das ligas à base de níquel com diferentes composições químicas. A alta capacidade de difusão dos elementos secundários na matriz austenítica, juntamente com a capacidade de controle da precipitação de fases intermetálicas como a gama linha (γ') conferem alta resistência mecânica as ligas de níquel. O endurecimento também pode ser aumentado pela formação de carbeto e também pela dissolução de alguns elementos na matriz (endurecimento por solução sólida). Essa capacidade de endurecimento dessas ligas austeníticas de níquel, de cobalto e de ferro as tornam adequadas para aplicações em turbinas de jato e motores de foguetes, que exigem alta resistência mecânica em média e alta temperatura (SIMS *et al.*, 1987).

A maioria das ligas a base de níquel apresentam em geral boa resistência ao impacto, à fadiga de alto e de baixo ciclo e à fadiga térmica (SIMS *et al.*, 1987).

3.2.2 Propriedades físicas

O níquel puro possui densidade de 8,9 g/cm³, ponto de fusão 1455 °C, estrutura cristalina CFC (cúbica de face centrada). A densidade apresentada pela da maioria das ligas de níquel fica entre 7,79 e 9,32 g/cm³. A condutividade térmica do níquel puro é da ordem de 0,089 (W/mm²)/(°C/mm), portanto superior à do ferro puro (CCC: cúbico de corpo centrado), que é da ordem de 0,072 (W/mm²)/(°C/mm). Já a condutividade térmica das ligas de níquel é inferior, da ordem de 10 % desses valores, fato este devido à adição de muitos elementos de liga em elevados teores (ASM, 1990). Por apresentar uma menor condutividade térmica as ligas de níquel apresentam normalmente maiores gradientes de temperatura, tendendo a apresentar falha por fadiga térmica.

A expansão térmica nas ligas à base de níquel é menor do que nas ligas ferrosas austeníticas, esta característica é importante do ponto de vista da aplicação em turbinas de jatos, já que esses componentes são projetados com estreitas tolerâncias dimensionais, além do seu baixo coeficiente de expansão térmica

contribuir para minimizar as tensões térmicas, reduzindo assim a ocorrência de empenamento e fadiga térmica (SIMS *et al.*, 1987).

Algumas propriedades do níquel e do ferro são listadas na Tabela 3.

Tabela 3- Propriedades físicas e mecânicas do Níquel e do Ferro (ASM, 1990).

Propriedade	Níquel	Ferro
Densidade (g/cm ³)	8,89	7,87
Ponto de fusão (°C)	1.453	1.535
Coef. de expansão térmica (m/(m °C))	13,3 x 10 ⁻⁶	11,8 x 10 ⁻⁶
Condutividade térmica (25°C) (W/m*K)	92	80
Resistividade elétrica (Ωm)	9,7 x 10 ⁻⁸	7,0 x 10 ⁻⁸
Módulo de elasticidade (kPa)	204 x 10 ⁶	211 10 ⁶
Limite de resistência (MPa)	462	
Limite de escoamento, 0,2% (MPa)	148	
Alongamento em 51 mm (%)	47	

3.3 Liga UNS N06625

O desenvolvimento da liga UNS N06625 (Inconel 625) se deu em 1950, sendo introduzida no mercado apenas em 1964. Inicialmente esta liga foi utilizada para serviços em altas temperaturas e posteriormente, devido as suas elevadas propriedades de resistência mecânica, resistência à fadiga, resistência térmica, resistência à oxidação, excelente soldabilidade, excelente resistência à corrosão em vários meios com ampla faixa de temperatura e pressão e resistência a cloretos, a liga UNS N06625 tem sido utilizada em indústrias aeroespacial, química, petroquímica, nuclear, naval, dentre outras (EISELSTEIN e TILLACK, 1991).

A liga UNS N06625 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 cromo, carbono, molibdênio e nióbio. Os elementos cromo e molibdênio contribuem para o aumento de resistência mecânica e a corrosão enquanto a adição de Nb atua no aumento de resistência à fluência, já elementos

como Al e Ti aumentam a estabilidade térmica (THOMAS e TAIT, 1994a). A composição química da liga UNS N06625 é mostrada na Tabela 4.

Tabela 4 - Composição química da liga UNS N06625 (% em peso) (METALS, 2008).

Elemento	Ni	Cr	Mo	Fe	Nb	Al	Ti	Mn	Si	C
% em peso	58,0 Min	20,0 a 23,0	8,0 a 10,0	5,0 Max	3,15 a 4,15	0,4 Max	0,4 max	0,5 max	0,5 max	0,1 max

Embora tenha sido projetados originalmente para ter sua resistência aumentada por solução sólida, trabalhos mostram a ocorrência de precipitação de fases intermetálicas e carbonetos quando a liga UNS N06625 é submetida a tratamentos térmicos de envelhecimento em temperaturas na faixa de 600 a 800 °C (SHANKAR *et al.*, 2001). Sendo observada a precipitação de fases intermetálicas (γ'' , laves e δ) e carbonetos (MC, M_6C e $M_{23}C_6$) que podem ser malélicas ou benéficas, dependendo do tipo de fase, do local da precipitação e do ponto de vista da propriedade de interesse (MATHEW *et al.*, 2004; THOMAS e TAIT, 1994b). As propriedades físicas e as propriedades mecânicas medidas à temperatura ambiente da liga UNS N06625 são mostradas na Tabela 5 e na Tabela 6 respectivamente.

Tabela 5 - Propriedades físicas da liga UNS N06625, medidas à temperatura ambiente (METALS, 2008).

Ponto de fusão (°C)	Densidade (g/cm ³)	Calor Específico (J/kg.K)	Coefficiente de dilatação ($\mu\text{m}/\text{m.K}$)	Condutividade Térmica (W/m.K)	Resistividade ($\mu\Omega.\text{m}$)
1290 - 1350	8,44	410	12,8	9,8	1,29

Tabela 6 - Propriedades mecânicas da liga UNS N06625, medidas à temperatura ambiente (METALS, 2008).

Limite de Resistência à Tração (MPa)	Limite de Escoamento (MPa)	Alongamento em 50mm (%)	Módulo de Elasticidade (MPa)
930	517	42,5	207

3.4 Soldabilidade das ligas de níquel com aumento de resistência por solução sólida

De um modo geral, as ligas de níquel com aumento de resistência por solução sólida podem ser soldadas com alta qualidade pelos processos normalmente usados, mas nem todos são aplicáveis a todas as ligas, pois as características metalúrgicas, a disponibilidade de metais de adição e de fluxos adequados, podem limitar a escolha do processo. Os procedimentos utilizados nas soldagens das ligas de níquel são semelhantes aos empregados nos aços inoxidáveis, o que diferencia é que as ligas de níquel possuem uma poça de fusão mais viscosa, requerendo assim, uma maior habilidade do soldador em processos manuais e semiautomáticos, pois são necessários maiores cuidados na deposição do metal de solda em uma junta (AWS, 1996). O coeficiente de dilatação das ligas de níquel se aproxima do aço carbono, com isso, a possibilidade de distorções durante a soldagem é menos provável (JORDAN, 1998).

A soldabilidade das ligas de níquel é sensível a elementos residuais como enxofre, chumbo, zircônio, boro, fósforo e bismuto, pois tais elementos são praticamente insolúveis nas ligas de níquel, podendo gerar uma forte segregação de elementos de liga e de impurezas induzindo a formação de reações eutéticas que influenciam na susceptibilidade à trincas de solidificação e podem promover a fragilização do metal de solda durante os tratamentos térmicos pós-soldagem (TTPS). Estes elementos podem vir a segregar nos contornos de grão tornando as ligas suscetíveis a trincas por liquação na zona afetada pelo calor (ZAC) (DUPONT *et al.*, 2009). Além disso, fatores como: características metalúrgicas, indisponibilidade do metal de adição ou de fluxos compatíveis podem limitar a escolha do processo de soldagem (AWS, 1996). As ligas de níquel são limitadas a operações que utilizam elevado aporte térmico, pois estes processos podem produzir uma excessiva precipitação de carbonetos ou outros fenômenos metalúrgicos danosos que tendem a potencializar a formação de trincas ou perda de resistência à corrosão (AWS, 1996).

Além da susceptibilidade à formação de trincas, processos de soldagem de revestimento que utilizam ligas de níquel sobre aços C-Mn fazem com que as regiões próximas a interface metal de adição/metal de base apresentem uma

variação significativa de composição química e de propriedades mecânicas podendo comprometer o desempenho da solda.

Então a escolha do processo de soldagem deverá ser baseada nos seguintes critérios (AWS, 1996):

- liga a ser soldada;
- espessura do metal base;
- condições de projeto da estrutura (temperatura, pressão, tipo de tensão etc);
- posição de soldagem;
- necessidade de sujeição da junta;
- condições de serviço e de ambiente.

3.5 Processo MIG/MAG duplo arame (MIG/MAG-DA)

O processo de soldagem MIG/MAG duplo arame (MIG/MAG-DA) é uma variação do processo MIG/MAG convencional, em que se baseia na formação de dois arcos elétricos entre a peça e dois arames-eletrodo continuamente alimentados que se fundem sobre uma única poça fundida. A poça de fusão é protegida da mesma maneira que na soldagem MIG/MAG convencional, por um fluxo de gás inerte, ativo ou uma mistura de ambos (MICHIE *et al.*, 1999; MOTTA, 2002).

A ideia de se empregar a técnica de soldagem com duplo arame se deu inicialmente pelo processo de soldagem a arco submerso onde se aplicava três ou mais arames eletrodos (MOREHEAD, 2003; TUSEK, 1996; UTTARACHI, 1978). Algumas tentativas de se empregar a técnica MIG/MAG-DA existem desde a década de 50. Porém, foi nas últimas décadas do Século XX, devido o surgimento das fontes controladas eletronicamente que permitiram controlar melhor a estabilidade dos arcos, aumentando a eficiência do processo, a partir deste momento o processo ganhou novo impulso (MOTTA, 2002).

Trabalhos mostram que a velocidade de soldagem no processo MIG/MAG-DA pode atingir o dobro, ou até mais que as velocidades atingidas pelo MIG/MAG convencional, sendo possível alcançar velocidades superiores a 3 m/min (UEYAMA *et al.*, 2004). Com o emprego de maiores velocidades de soldagem é possível diminuir o aporte de calor sobre a peça soldada e, conseqüentemente,

reduzir distorções, o que favorece a soldagem de chapas finas (MOTTA, 2002). Além destas, outras vantagens podem ser citadas (GROETELAARS, 2005):

- Controlar a geometria do cordão de solda, através do posicionamento da tocha (ângulos), do comprimento de arco e da corrente de cada arame, apresentando-se como uma solução na soldagem de juntas mal ajustadas;
- Utilização de eletrodos com diferentes diâmetros e diferentes composições químicas;
- Alimentação dos arames com diferentes velocidades e diferentes intensidades de corrente;
- Redução do nível de porosidade em altas velocidades devido ao aumento da área da poça de fusão (maior o tempo para liberação dos gases dissolvidos na poça de fusão para a atmosfera, antes de ocorrer a solidificação do cordão de solda);
- Extrema versatilidade e ampla faixa de aplicações, excelentes características para robotização e pouca produção de escória (intrínsecas ao processo MIG/MAG).

O processo MIG/MAG-DA também apresenta algumas limitações e desvantagens (GROETELAARS, 2005), como por exemplo:

- Maior complexidade operacional (ajuste de parâmetros, que além de multiplicados, ainda não se conhece bem como é a interação entre os dois arcos);
- Excessiva geração de fumos e radiações luminosas;
- As taxas de fusão são ainda limitadas (devido principalmente às condições físicas do arco e capacidade mecânica da tocha em correntes elevadas);
- Instabilidades devido à interferência do sopro magnético;
- Dificuldade na montagem e preparação da área de trabalho (aumento da complexidade do sistema);
- Custo relativamente elevado da tocha.

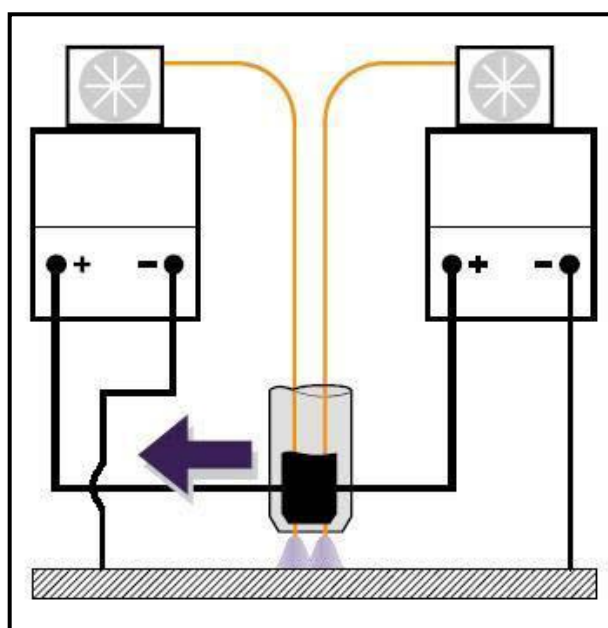
3.5.1 Classificação do processo MIG/MAG duplo arame quanto à energização dos arames eletrodos.

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

✓ Processo MIG/MAG-DA com Potencial Único.

Na soldagem MIG/MAG duplo arame com potencial único os dois arames-eletrodos são fornecidos por alimentadores de arames independentes através de um único contato elétrico que ocorre no bico da tocha. Nesta configuração, ambos os arames são submetidos ao mesmo potencial elétrico, sendo a corrente de soldagem fornecida por uma única fonte com potência suficiente para a fusão dos dois arames nas condições estabelecidas. Também pode ser utilizada uma configuração com duas fontes de menor potência em que é necessária uma interligação eletrônica que possibilite uma comunicação entre elas (MOTTA, 2002). Neste caso, uma das fontes terá a função de comandar a tensão disponível no bico de contato (fonte mestre) e a fonte escrava (a comandada). A Figura 2 ilustra o sistema com potencial único (PESSOA, 2007).

Figura 2 - Processo MIG/MAG duplo arame com potencial único.



Uma vantagem do sistema com potencial único é a possibilidade de utilização de uma tocha mais compacta e mais leve, que como consequência facilita

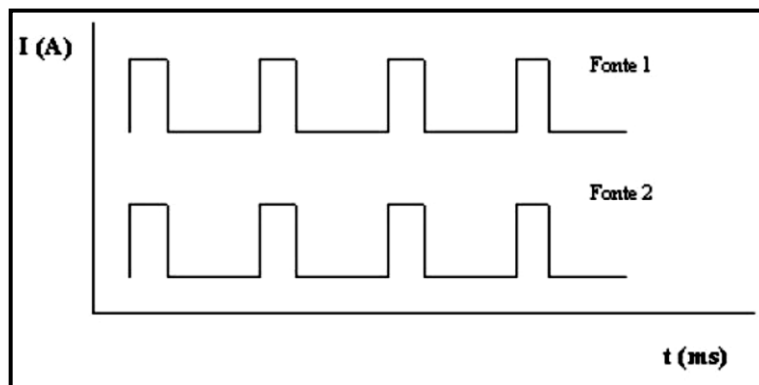
a operação robotizada. Além disso, o uso de apenas um único bico de contato facilita a limpeza automática do bocal, uma vez que ele usualmente tem formato cilíndrico e concêntrico ao bico de contato. Outra característica positiva é que o sistema com potencial único apresenta um menor custo operacional em relação ao sistema com potencial isolado, pois o número de equipamentos e acessórios necessários para a soldagem por esse processo é, em geral, inferior. (GROETELAARS, 2005).

Entretanto, trabalhos mostraram que a configuração duplo arame com potencial único pode apresentar instabilidade do processo na transferência metálica por curto circuito, pois quando um dos arames toca a poça metálica toda a corrente é forçada a passar por ele, causando o rompimento do curto-circuito de forma abrupta e grande geração de respingo (MICHIE *et al.*, 1999). Ainda com relação à transferência por curto-circuito, (GONZÁLEZ e DUTRA, 2000), verificaram que o processo MIG/MAG-DA com potencial único apresenta uma taxa de fusão específica ligeiramente inferior em relação ao processo MIG/MAG convencional.

Segundo González & Dutra (2000), no processo MIG/MAG duplo arame com potencial único, há um maior risco de provocar a fusão do arame no bico de contato, pois na ocorrência de qualquer problema no fornecimento de um dos arames toda a corrente é obrigada a passar pelo outro eletrodo, que desta forma deve receber o dobro da corrente necessária para a taxa de fusão estabelecida. No trabalho de (GROETELAARS, 2005) foi verificado que quanto maior o comprimento do arco, maior será a influência da interação magnética dos arcos, o que acarreta na diminuição da eficiência do processo.

Para minimizar os problemas com instabilidade iniciou-se a utilização da corrente pulsada no processo MIG/MAG-DA com potencial único. No processo MIG/MAG-DA com corrente pulsada utiliza as duas fontes de soldagem sincronizadas de tal forma que os pulsos de corrente das fontes ocorram simultaneamente, como mostra a figura 3.

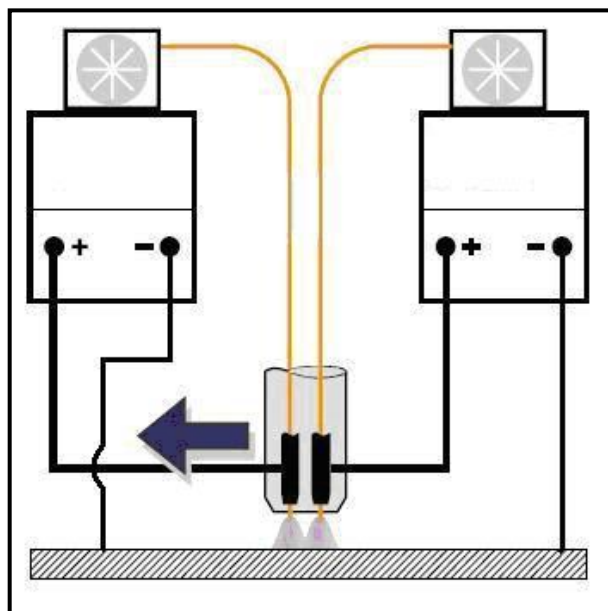
Figura 3 - Representação da pulsação da corrente com os pulsos em fase.



- ✓ Processo MIG/MAG-DA com potenciais isolados.

Na configuração com potenciais isolados o contato elétrico se dá de forma independente, onde cada fonte de soldagem é conectada a um respectivo bico de contato elétrico e a manutenção do arco se dá por fontes operando de forma independente uma da outra, sendo os arames eletrodos são fornecidos por dois alimentadores de arame independentes. A Figura 4 ilustra o processo MIG/MAG-DA com potenciais isolados (PESSOA, 2007).

Figura 4 - Processo MIG/MAG-DA com potenciais isolados.

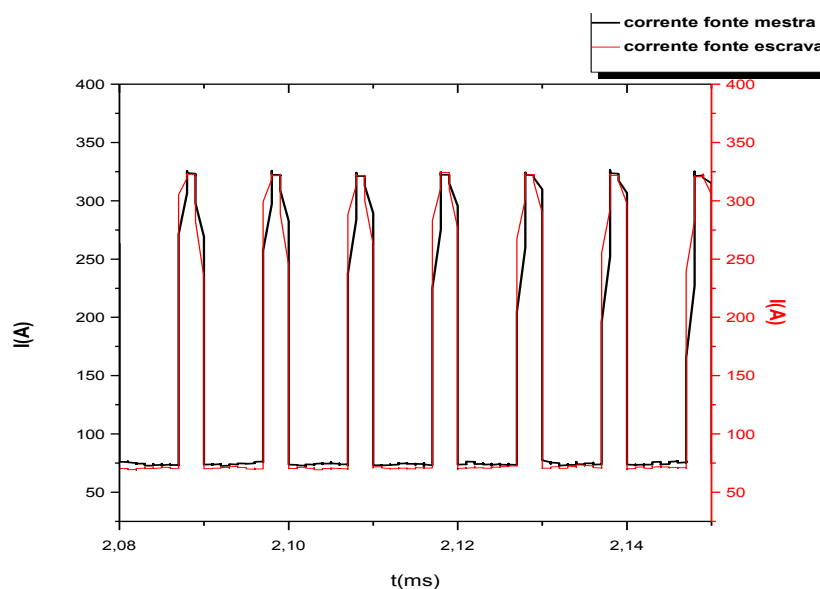


Com a configuração MIG/MAG-DA com potenciais isolados é possível controlar mais facilmente o tamanho dos arcos elétricos de forma independente, o que dá maior flexibilidade para a escolha dos parâmetros de soldagem (MICHIE *et*

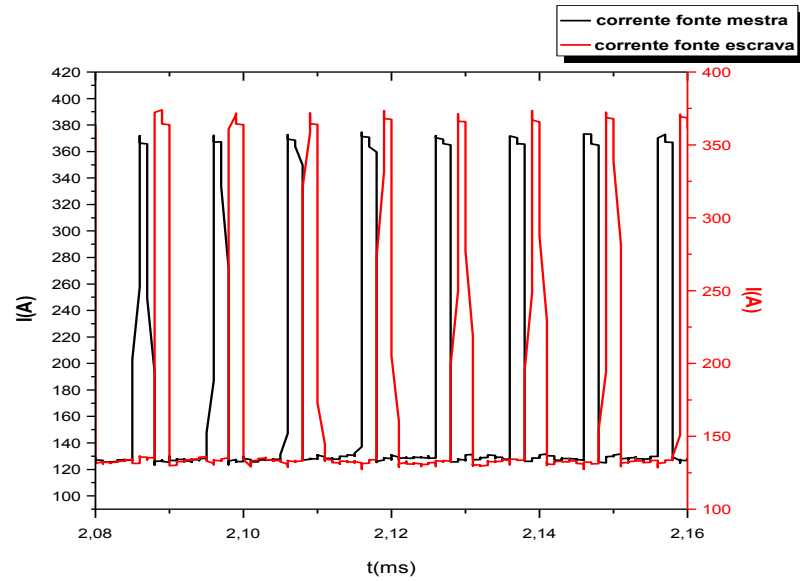
al., 1999). Este tipo de configuração também permite diferentes combinações de transferência metálica e o uso de diferentes diâmetros de eletrodos em uma mesma operação de soldagem. GOECKE *et al* (2001) ressaltam que a forma mais eficiente de se operar o processo MIG/MAG-DA com potenciais isolados é através do uso de cada fonte operando de forma independente. Entretanto, o número de variáveis a serem ajustadas praticamente duplica nesta configuração, o que pode vir a requerer mais tempo na determinação de tais parâmetros.

Foi verificado por (MOTTA, 2002) que o sopro magnético, problema crítico nos sistemas de duplo arame pode ser contornado nesta aplicação através de uma defasagem da corrente que circula por cada arame-eletrodo (Figura 5). Para garantir a defasagem durante todo o processo, é necessário o uso de um sistema de sincronismo entre as duas fontes de modo que os pulsos da fonte denominada “escrava” são ativados pelos pulsos da fonte denominada “mestre”, depois de um tempo preestabelecido que é o tempo de defasagem (T_d). Este procedimento evita que os pulsos de corrente das duas fontes aconteçam ao mesmo tempo, minimizando os efeitos da deflexão magnética entre arcos.

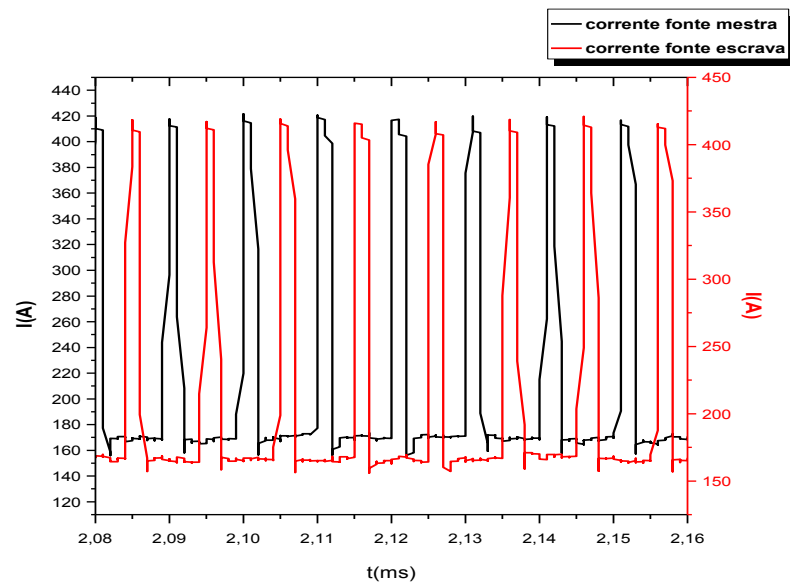
Figura 5 - Representação esquemática da defasagem dos pulsos de corrente entre os dois arcos voltaicos onde: (a) pulsos em fase, (b) pulsos defasados em 25% e (c) pulsos defasados em 50%.



(a)



(b)



(c)

3.5.2 Classificação do processo MIG/MAG Duplo Arame quanto ao posicionamento dos eletrodos em relação a direção de soldagem.

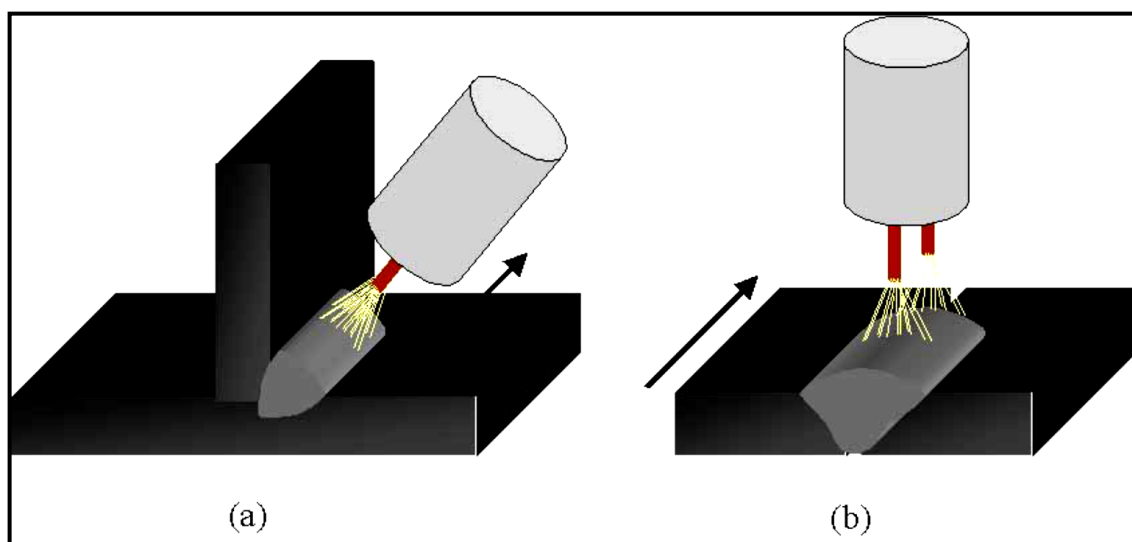
O posicionamento dos eletrodos em relação a direção de soldagem constitui mais um importante aspecto no processo MIG/MAG- DA. Podem ser citadas três possibilidades de disposição dos eletrodos: eletrodos em posição longitudinal, eletrodos em posição transversal e eletrodos em posição 45°.

- ✓ Eletrodos na posição longitudinal

Neste tipo de posicionamento, os eletrodos são dispostos um em frente ao outro, longitudinalmente em relação à direção de soldagem (Figura 6). Essa disposição é normalmente utilizada em soldagens para preenchimento de chanfro, soldas de filete e de topo em que se ajusta uma maior potência no arco da frente, que será responsável pela formação da cratera, possibilitando uma maior penetração. No segundo arco, é ajustado um nível de energia mais baixo, cuja função é o preenchimento da cratera formada pelo arco da frente. Desta forma o arco de trás é responsável pela formação de cordões de solda com melhores aspectos geométricos, bem como a redução da quantidade de defeitos (MOREHEAD, 2003; GOECKE *et al*, 2001; MICHIE *et al*, 1999).

O posicionamento dos eletrodos de forma longitudinal tem como uma das vantagens o fato de aumentar o tempo para promover a saída de gases aprisionados na poça metálica, resultando na redução de problemas como porosidade.

Figura 6 - Disposição das tochas de soldagem na posição longitudinal "(a) soldas de filete; (b) soldas de topo (GROETELAARS, 2005).

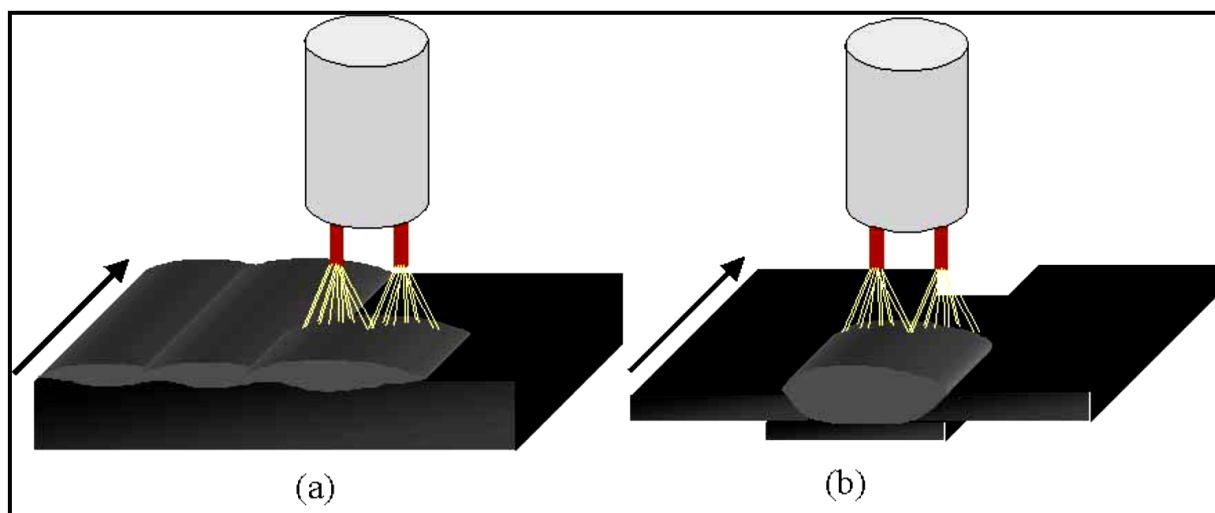


✓ Eletrodos na posição transversal

Nessa configuração, os eletrodos são posicionados transversalmente em relação à direção de soldagem (Figura 7). 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 a possibilidade de aparecimento de defeitos por falta de fusão (SADLER, 1999). Outra aplicação é a

soldagem de revestimento, que requer cordões mais largos, menos convexas e penetração mais baixa, trabalhos mostram que com a disposição transversal se pode obter uma pequena penetração com uma baixa diluição, características desejáveis nesta aplicação (LASSALINE et al, 1989).

Figura 7 - Disposição das tochas de soldagem na posição transversal (a) em revestimentos soldados; (b) em soldagem de uma junta de topo com cobre-junta (GROETELAARS, 2005).



- ✓ Eletrodos na posição 45°

Nessa configuração os eletrodos são posicionados 45° em relação à direção de soldagem. Esta disposição é um meio termo entre o posicionamento longitudinal e transversal. Até o momento não existem trabalhos realizados com esta configuração.

3.6 Variáveis do processo MIG/MAG

A etapa de ajuste das variáveis de soldagem no processo MIG/MAG é bem complexa, pois existe um grande número de variáveis e muitas vezes há interações entre elas, de tal forma que é fundamental o conhecimento e o controle destas variáveis para que se consigam soldas com qualidade satisfatória. A seleção correta destas variáveis para uma dada aplicação depende de fatores como:

- ✓ a disponibilidade de equipamentos e materiais;
- ✓ considerações geométricas (espessura do componente, desenho da junta, posição de soldagem, etc);

- ✓ aspectos metalúrgicos (tipo de material de base e sua sensibilidade ao ciclo térmico e às deformações associadas ao processo de soldagem);
- ✓ aspectos econômicos (produtividade);
- ✓ a necessidade de garantir um nível adequado de estabilidade para o processo e de se reduzir a possibilidade de formação de descontinuidades (mordeduras, inclusões de escória, falta de fusão, etc) no cordão de solda(ASM, 1993b; MODENESI, 2008).

As principais variáveis na soldagem com o processo MIG/MAG que afetam o aspecto superficial, a geometria e a qualidade total dos cordões de solda são:

- ✓ Corrente de soldagem

A corrente de soldagem tem grande influência na taxa de fusão do arame-eletrodo, na largura, na penetração e no reforço do cordão de solda. Com todas as outras variáveis do processo mantidas constantes um aumento na corrente proporciona um aumento na taxa de deposição, na penetração e na largura do cordão de solda. Processo em que se utiliza uma fonte de tensão constante, a corrente de soldagem é diretamente proporcional à velocidade de alimentação do arame (ASM, 1993b; MACHADO, 1996; MIRANDA, 2002).

- ✓ Polaridade

A polaridade é o termo usado para descrever a conexão elétrica da tocha de soldagem com relação aos terminais de corrente da saída da fonte de tensão. No MIG/MAG geralmente utiliza-se CCEP, pois produz um arco estável, com bom perfil do cordão de solda, maior penetração e menor quantidade de respingos gerada (MACHADO, 1996; MIRANDA, 1999). A corrente contínua com eletrodo na polaridade negativa (CCEN) tem como vantagens em relação à CCEP uma maior velocidade de fusão e uma menor penetração (MODENESI, 2008). A utilização da corrente alternada (CA) tem como vantagem a elevada estabilidade do arco e a boa qualidade do cordão de solda em (CCEP), com a redução do aporte térmico no metal de base, baixo valor de penetração do cordão e maior deposição de metal de adição em (CCEN) (MACHADO, 1996; PESSOA *et al.*, 2004; QUITES, 2002).

✓ Tensão do arco

A tensão do arco está diretamente relacionada com comprimento do arco, pois, mantendo as demais variáveis constantes, um acréscimo na tensão do arco resulta numa elevação do comprimento do arco. Lembrando que o mesmo comprimento do arco pode está relacionado com diferentes tensões, dependendo de fatores como corrente de soldagem, gás de proteção e comprimento do eletrodo. A tensão é a principal variável na definição da largura do cordão de solda e em conjunto com a corrente exerce influência direta no modo de transferência metálica. Uma diminuição na tensão resulta em cordões com perfil estreito e mais abaulado, já um aumento tende a gerar cordões mais planos com maior largura da zona de fusão (ASM, 1993b). Em fontes com a curva característica estática de tensão constante, a tensão é regulada na máquina enquanto que nas fontes com a curva característica estática de corrente constante, a mesma depende do comprimento do arco mantido pelo operador e do sistema tensão sensível (MACHADO, 1996; VILLANI *et al.*, 2005).

✓ Velocidade de Soldagem

A velocidade de soldagem representa a taxa linear em que o arco se move ao longo da junta de solda. Observa-se que a penetração, primeiro aumenta e depois diminui com o aumento da velocidade de soldagem, sendo máxima para velocidades intermediárias. Quando a velocidade de soldagem é muito baixa, a quantidade de material depositado por unidade de comprimento da solda aumenta, a poça de fusão fica com dimensões elevadas e o calor do arco atua diretamente na poça e não no metal de base, fazendo com que a penetração seja baixa. Já quando se utiliza uma velocidade de soldagem muito elevada, a quantidade de calor transferida por unidade de comprimento é reduzida e a penetração também diminui. Outro aspecto a se considerar é que o uso de velocidades excessivas pode resultar em mordeduras e falta de penetração ao longo do cordão de solda (ASM, 1993b).

✓ Comprimento do eletrodo (Stickout)

Esta variável representa o comprimento do arame não fundido a partir do bico de contato até o início do arco. Neste trecho de arame por onde passa corrente elétrica gera-se calor por efeito Joule (RI^2). Quanto maior o comprimento do

eletrodo, maior será o calor gerado por efeito Joule e conseqüentemente terá um acréscimo na taxa de fusão de material. Este calor gerado não só afeta a taxa de fusão de material, mas também influencia a taxa de deposição e a penetração do cordão de solda (ASM, 1993b; MACHADO, 1996; VILLANI *et al.*, 2005).

✓ Diâmetro do arame-eletrodo

O diâmetro do eletrodo tem influência na forma do cordão de solda. Quanto maior o diâmetro do arame, maior será a corrente mínima necessária para a fusão do arame e manter as mesmas características de transferência metálica. Altas correntes também proporcionam altas taxas de deposição e grande penetração. Entretanto nas posições vertical e sobre cabeça, menores diâmetros de arame são utilizados com baixas correntes de soldagem (AWS, 2004; MIRANDA, 1999).

✓ Tipo de gás de proteção

O gás de proteção usado nos processos de soldagem possui a função de proteger a poça de fusão dos elementos nocivos presentes no meio ambiente, melhorar a estabilidade do arco, proporcionar uma adequada geometria do cordão de solda e melhorar as propriedades do metal de solda. O tipo de gás de proteção influencia diretamente a estabilidade do arco, o tipo de transferência metálica, a penetração, a largura e o formato do cordão, a velocidade de soldagem máxima, a tendência de aparecimento de mordeduras e o custo de produção (MACHADO, 1996; MIRANDA, 1999; VILLANI *et al.*, 2005).

✓ Vazão do gás de proteção

A vazão do gás afeta diretamente a qualidade do metal depositado. Onde uma pequena vazão propiciará pouca proteção da poça de fusão e, conseqüentemente, a ocorrência de poros e oxidação. Uma vazão excessiva de gás resultará em turbulência e aumento de impurezas no metal depositado. A escolha correta da vazão do gás dependerá do tipo e do diâmetro do bocal da tocha, da distância do bocal até a peça de trabalho e das correntes de ar durante a soldagem (VILLANI *et al.*, 2005).

✓ Taxa de deposição e eficiência de deposição

A taxa de deposição representa a quantidade de arame-eletrodo (em peso) depositado por unidade de tempo. Ela depende de variáveis de soldagem como: diâmetro do eletrodo, composição do eletrodo, extensão do eletrodo e corrente de soldagem. A eficiência de deposição é a quantidade de metal depositado por quantidade de eletrodo consumido (VILLANI *et al.*, 2005).

4 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo serão listados os equipamentos e os materiais de consumo utilizados para realização dos experimentos, bem como a metodologia utilizada.

4.1 Equipamentos empregados

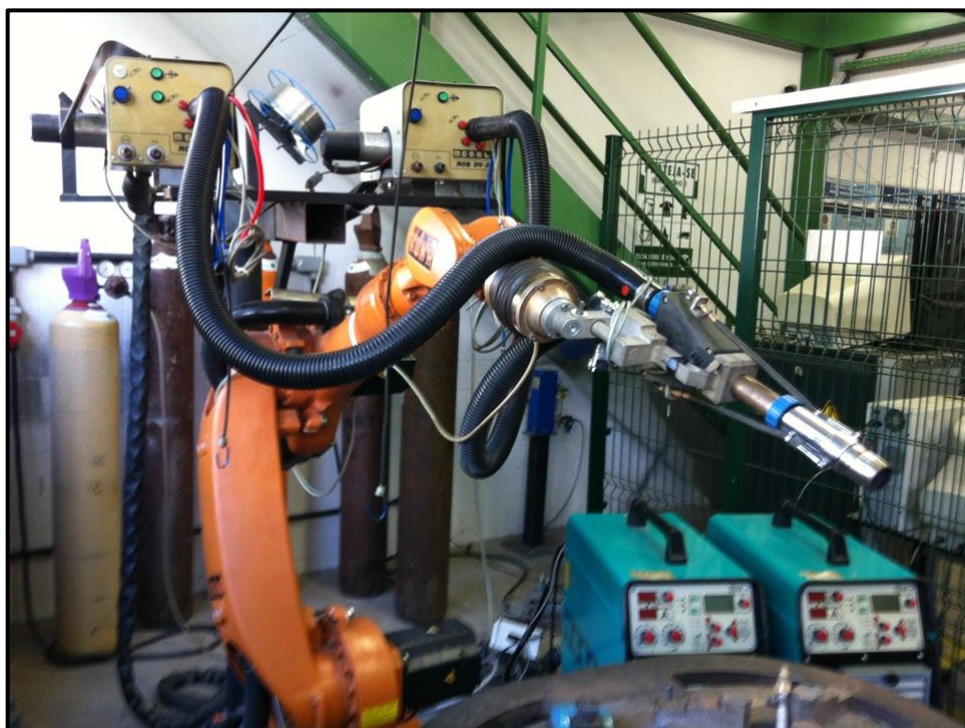
A seguir serão apresentados os equipamentos utilizados na elaboração deste trabalho.

4.1.1 Equipamentos empregados na soldagem

- Um sistema de soldagem composto por um robô industrial e uma mesa de trabalho interligada ao robô,
- Um suporte para as bobinas
- Uma tocha MIG/MAG duplo arame
- Dois sistemas independentes de alimentação do arame-eletrodo,
- Duas fontes de soldagem eletrônica multiprocesso
- Um sistema de aquisição de dados

Os equipamentos utilizados na soldagem são apresentados na Figura 8 a seguir.

Figura 8. - Equipamentos utilizados nas soldagens: robô industrial, fonte eletrônica multiprocesso.



4.1.2 Equipamentos para caracterização microestrutural

A seguir são listados os equipamentos utilizados para preparação dos corpos de provas soldados para análises metalográficas.

- Serra de fita.
- Soprador térmico.
- Máquina fotográfica digital.
- Régua metálica.
- Paquímetro digital.
- Equipamento para corte metalográfico.
- Lixadeira rotativa.
- Politriz automática.
- Microdurômetro Shimadzu.
- Microscópio óptico.

4.2 Materiais de consumo

Os materiais de consumo utilizados nas soldagens dos corpos de prova foram: arame-eletrodo ou metal de adição, metal de base e gases de proteção. O metal de adição de liga à base de níquel da família Ni-Cr-Mo foi o principal material de consumo deste trabalho. Foi empregado a liga AWS ER NiCrMo-3 (similar à liga UNS N06625 - Inconel 625).

Para realização dos ensaios foi utilizado como metal de base o aço ASTM A 516 Gr 60 por ser bastante utilizado na construção de equipamentos na indústria de petróleo e gás natural. Outro aspecto importante na escolha do aço ASTM A 516 Gr 60 foi a sua composição química semelhante a dos aços API X60 e X65 usado em tubulações, principalmente com relação ao seu teor de carbono.

A seguir serão detalhados os materiais de consumo empregados nos ensaios.

4.2 Materiais empregados nos ensaios

- Corpo de prova de aço ASTM A 516 Gr 60 com 12,7 mm x 50 mm x 200 mm com sua composição química apresentada na Tabela 7.

Tabela 7 - Composição química do aço ASTM A 516 Gr 60.

Material	Composição química, % 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

- Arame-eletrodo de liga de níquel AWS ERNiCrMo-3 com 1,12 mm de diâmetro, conforme composição química na Tabela 8.

Tabela 8 - Composição química do arame-eletrodo de liga de níquel com 1,12 mm de diâmetro.

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		

- Gases de proteção
 - ✓ 70% de argônio e 30% de hélio com a vazão de 25 l/min.

4.3 Metodologia dos ensaios

A metodologia empregada neste trabalho foi dividida nas seguintes etapas:

- ✓ Realização das soldagens.
- ✓ Caracterização metalúrgica dos corpos de prova soldados e medição do perfil geométrico e do nível de diluição
- ✓ Avaliação dos resultados pelo método Taguchi.
- ✓ Avaliação das propriedades mecânicas

4.3.1 Metodologia para realização dos ensaios

Para realização dos ensaios foi utilizado o processo MIG/MAG duplo arame com potenciais isolados (MIG/MAG-DAPI) com modo de operação corrente constante pulsada (Icte-P) com transferência metálica goticular. Tendo em vista que o processo MIG/MAG DA ainda é pouco estudado, e a literatura ainda é escassa

sobre o tema, optou-se pela realização estudo sobre este processo, onde foram feitas observações do comportamento das principais variáveis deste processo sobre as características geométricas do cordão de solda, com o objetivo de obter condições ótimas para uma posterior soldagem de revestimento.

Com o intuito de possibilitar um melhor entendimento da influência dos fatores de controle sobre as variáveis respostas, determinar os melhores parâmetros de soldagem para realização de revestimentos e reduzir a quantidade de experimentos em relação ao método multifatorial completo, optou-se pelo uso do método Taguchi.

O método Taguchi visa determinar as variáveis (fatores de controle) que mais influenciam a variabilidade do processo ou produto. O controle destes fatores garante a qualidade do processo/produto (menor variabilidade), além da otimização do seu desempenho (VIEIRA, 1996). A técnica denominada projeto robusto, desenvolvida por Taguchi, é uma ferramenta poderosa na melhoria de produtos ou processos e pode ser definida como um conjunto de conceitos, estratégias e métodos que utiliza o conhecimento existente de engenharia para realizar os seguintes benefícios (ROSS, 1991):

- melhoria da Qualidade;
- minimização do custo;
- minimização do tempo de desenvolvimento.

O objetivo do método Taguchi é prever a melhor combinação de níveis dos fatores de controle que mais influenciam a resposta do processo, resultando numa resposta ótima, denominada de η ótimo (η_{ot}).

$$\eta = -10 \log_{10} \left(\frac{1}{n} \times \sum_{i=1}^n y_i^2 \right)$$

Equação 1

Onde:

y é a característica do tipo menor melhor;

n_i é o número de observações da característica da qualidade dentro de diferentes condições de ruídos.

$$\eta = -10 \log_{10} \left(\frac{1}{n} \times \sum_{i=1}^n \frac{1}{y_i^2} \right) \quad \text{Equação 2}$$

Onde:

y é a característica do tipo maior melhor;

n_i é o número de observações da característica da qualidade dentro de diferentes condições de ruídos.

Estes benefícios são obtidos através da determinação e controle das variáveis (fatores de controle).

Como variáveis respostas foram escolhidas a diluição (D), o reforço (R) e a razão reforço/largura (R/L) já que estas características são de fundamental importância para obtenção de soldagens de revestimento com qualidade.

Os fatores de controle utilizados para realização dos experimentos foram: técnica da energia (TE), posicionamento dos eletrodos (PE), tecimento (TC), energia de soldagem (E) e defasagem entre os pulsos de corrente (DF). A seguir, estes fatores de controle serão detalhados:

- Técnica de energia (TE)

Pelo uso da técnica da energia podemos obter uma dada energia de soldagem (E) a partir de diferentes combinações de tensão (U), corrente (I) e velocidade de soldagem (V_s). Onde, a técnica de energia Tipo I é aquela onde a corrente varia e a velocidade de soldagem é constante (com valor intermediário V_2) e a técnica Tipo V, aquela em que a velocidade de soldagem varia e a corrente eficaz é constante (com valor intermediário I_2). Deste modo, para uma mesma energia de soldagem, avaliou-se o efeito individual da velocidade de soldagem e da corrente de

soldagem nas características geométricas do cordão de solda. Na Tabela 9 observam-se as combinações possíveis destes fatores de controle.

$$E = \frac{U \cdot I}{V_s}$$

Equação 3

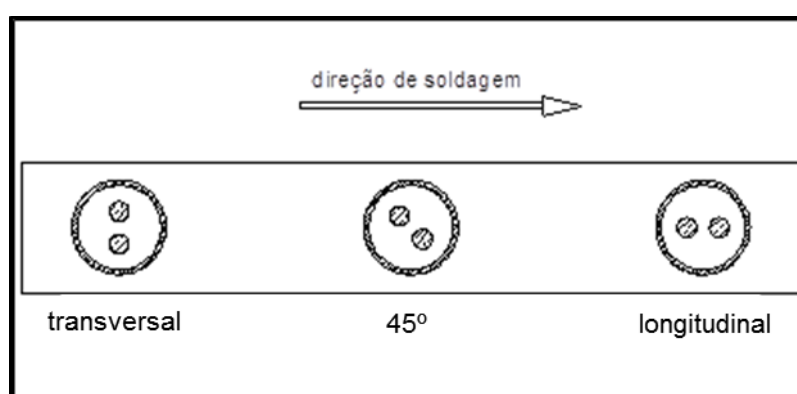
Tabela 9. Combinações de corrente e velocidade de soldagem para os três níveis de energia E1, E2 e E3.

Tipo de energia	Níveis de energia		
	E1	E2	E3
I	I1/V2	I2/V2	I3/V2
V	I2/V3		I2/V1

- Posicionamento dos eletrodos (PE)

Para avaliar a influência do posicionamento dos eletrodos sobre as características geométricas do cordão de solda foram escolhidos três níveis deste fator de controle: eletrodos em posição longitudinal, eletrodos em posição transversal e eletrodos em posição 45°. A Figura 9 mostra o posicionamento dos três níveis de controle adotados neste trabalho.

Figura 9. Posicionamento dos eletrodos.

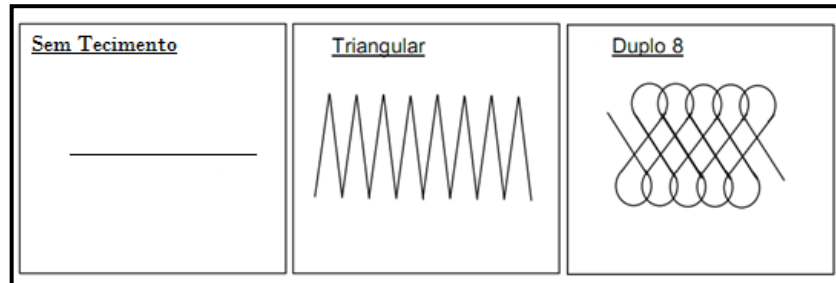


- Tipo de tecimento (TC)

Para avaliar a influência do tecimento sobre as características geométricas do cordão de solda foram propostos três níveis para este fator de

controle: soldagem sem tecimento, soldagem com tecimento triangular e soldagem com tecimento duplo oito. Na Figura 10 é possível observar os três tipos de tecimento utilizados.

Figura 10. Tipos de tecimento.



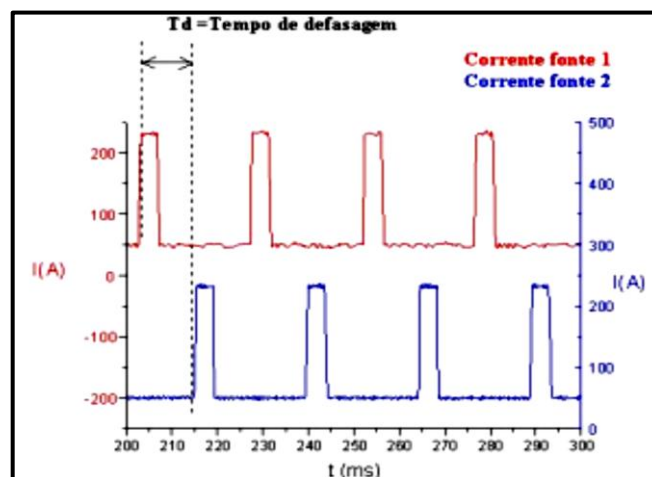
➤ Energia de soldagem (E)

Três níveis de energia de soldagem foram selecionados para os ensaios exploratórios sendo: nível 1 com 7,56 kJ/cm, nível 2 com 10,80 kJ/cm e nível 3 com 15,12 kJ/cm, para assim avaliar o efeito da energia de soldagem sobre as características geométricas do cordão de solda.

- Defasagem entre os pulsos de corrente (DF)

Para avaliar a influência da defasagem entre os pulsos de corrente fornecidos pelas duas fontes de soldagem utilizadas sobre as características geométricas do cordão de solda foram utilizados três níveis de defasagem para este fator de controle: pulsos de corrente em fase, pulsos de corrente defasados em 25% e pulsos de corrente defasados em 50%. A Figura 11 mostra a defasagem entre os pulsos de corrente.

Figura 11. Defasagem entre os pulsos de corrente.



➤ Escolha da matriz experimental - ortogonal L18 (método Taguchi)

Para os ensaios realizados foi escolhida a matriz ortogonal L18 que permite avaliar até oito fatores de controle, com dois níveis para um fator e três níveis para sete fatores. Nos ensaios realizados foram escolhidos cinco fatores de controle um com dois níveis, e quatro com três níveis. A Tabela 16 apresenta o projeto do experimento e a Tabela 11 mostra os parâmetros de soldagem utilizados nos ensaios.

Tabela 10. Projeto do experimento L18.

L18-Método Taguchi										
Ensaio	T E.	PE.	TC	E	DF	TE	PE	TC	E(kJ/cm)	DF(%)
1	1	1	1	1	1	tipo I	Transversal	Sem	7,56	0%
2	1	1	2	2	2	tipo I	Transversal	Triangular	10,80	25%
3	1	1	3	3	3	tipo I	Transversal	Duplo 8	15,12	50%
4	1	2	1	1	2	tipo I	Longitudinal	Sem	7,56	25%
5	1	2	2	2	3	tipo I	Longitudinal	Triangular	10,80	50%
6	1	2	3	3	1	tipo I	longitudinal	Duplo 8	15,12	0%
7	1	3	1	2	1	tipo I	45°	Sem	10,80	0%
8	1	3	2	3	2	tipo I	45°	Triangular	15,12	25%
9	1	3	3	1	3	tipo I	45°	Duplo 8	7,56	50%
10	2	1	1	3	3	tipo V	Transversal	Sem	15,12	50%
11	2	1	2	1	1	tipo V	Transversal	Triangular	7,56	0%
12	2	1	3	2	2	tipo V	Transversal	Duplo 8	10,80	25%
13	2	2	1	2	3	tipo V	Longitudinal	Sem	10,80	50%
14	2	2	2	3	1	tipo V	Longitudinal	Triangular	15,12	0%
15	2	2	3	1	2	tipo V	longitudinal	Duplo 8	7,56	25%
16	2	3	1	3	2	tipo V	45°	Sem	15,12	25%
17	2	3	2	1	3	tipo V	45°	Triangular	7,56	50%
18	2	3	3	2	1	tipo V	45°	Duplo 8	10,80	0%

Legenda: TE: técnica de energia (TE 1-velocidade de soldagem constante, TE 2-corrente constante); PE: posicionamento dos eletrodos(PE 1- transversal, PE 2- 45°, PE 3- longitudinal); TC: tipo de tecimento (TC 1-sem tecimento, TC 2-tecimento triangular, TC 3-tecimento em duplo oito); E: energia de soldagem (E1-energia baixa, E2-energia média, E3-energia alta)DF: defasagem de corrente (DF 1- 0% (pulsos em fase), DF 2 - 25% (o pulso da fonte escrava ocorre na metade do pulso da fonte mestra) e DF 3- 50% (o pulso da fonte escrava ocorre no período de base da fonte mestra).

Tabela 11. Parâmetros de soldagem utilizados nos ensaios.

L18-Método Taguchi								
Ensaio	Ief mestra(A)	Ief escrava(A)	Uef mestra (V)	Uef escrava (V)	Vs (m/min)	Valim mestra (m/min)	Valim escrava (m/min)	E(kJ/cm)
1	175	175	24,6	26,4	70	8,1	6,3	7,56
2	205,9	205,9	28,4	32,8	70	9,6	7,7	10,80
3	245,2	245,2	33,8	36,4	70	12	9,5	15,12
4	175	175	24,6	26,4	70	7,7	6,2	7,56
5	205,9	205,9	28,4	32,8	70	9,9	8,1	10,80
6	245,2	245,2	33,8	36,4	70	13	10,5	15,12
7	205,9	205,9	28,4	32,8	70	9,9	7,3	10,80
8	245,2	245,2	33,8	36,4	70	13	10	15,12
9	175	175	24,6	26,4	70	7,7	6	7,56
10	245,2	245,2	28,4	32,8	50	9,8	7,7	15,12
11	175	175	28,4	32,8	100	9,8	7,7	7,56
12	205,9	205,9	28,4	32,8	70	9,8	7,7	10,80
13	205,9	205,9	28,4	32,8	70	9,9	8,1	10,80
14	245,2	245,2	28,4	32,8	50	9,9	7,6	15,12
15	175	175	28,4	32,8	100	9,9	8,1	7,56
16	245,2	245,2	28,4	32,8	50	10	7,6	15,12
17	175	175	28,4	32,8	100	10,1	8,1	7,56
18	205,9	205,9	28,4	32,8	70	9,8	7,7	10,80

4.3.2 Metodologia da caracterização metalúrgica dos corpos de prova soldados e medição do perfil geométrico e do nível de diluição

Para a análise macrográfica foram seccionadas três regiões de cada corpo de prova soldado com objetivo de obter um maior espaço amostral entre os experimentos, sendo que a dimensão do cordão de solda depositado era de 180 mm. As três regiões escolhidas foram no início, meio e fim, com 10 mm de espessura cada amostra seccionada (Figura 12). Para determinação das características geométricas e diluição foi utilizado um programa de análise de imagens.

Figura 12. Desenho esquemático de extração das amostras.

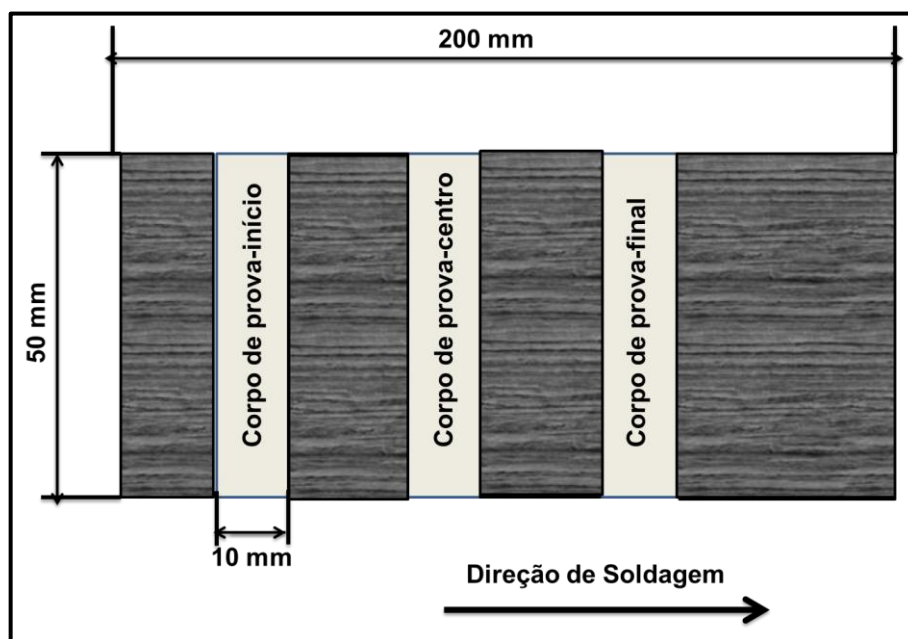
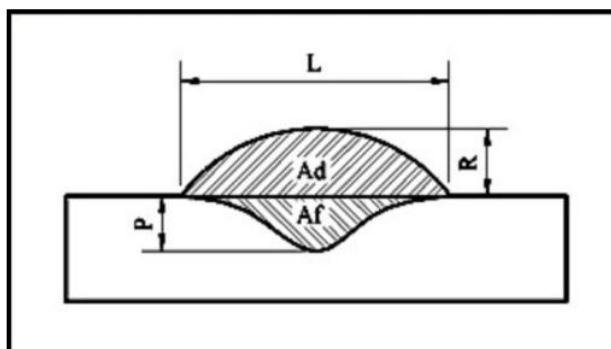


Figura 13. Seção transversal de um cordão de solda, onde: Ad é a área adicionada e Af é a área do metal base fundida (AGUIAR, 2010).



Legenda: L-largura, P-penetração, R-reforço, Ad-área adicionada, Af-área do metal de base fundida

$$D = \left(\frac{Af}{Af + Ad} \right) \cdot 100$$

Equação 3

- Preparação de amostras

Para a realização das macrografias utilizadas na determinação das características geométricas dos cordões de solda dos ensaios realizou-se lixamento através de uma lixadeira rotativa com lixas de granulação 80, 100, 220, 320, 400, 600 e 1200. Para revelar as regiões da solda, utilizou-se ataque químico por imersão com o reagente Nital 5%.

3.3.3 Avaliação dos resultados pelo método Taguchi.

De posse dos valores dos perfis geométricos dos cordões de solda, foram executados os seguintes passos para encontrar os níveis ótimos dos fatores de controle para otimização de cada variável resposta (diluição, reforço e razão R/L):

- Maximização da função objetiva (η) para encontrar η otimizado (η_{ot}) e determinação dos níveis ótimos de cada fator de controle
- Realização do ensaio de confirmação, quando necessário, com cada fator de controle no seu nível ótimo.
- Medição da variável resposta do ensaio de confirmação.
- Cálculo do intervalo de confiança para η_{ot} .
- Cálculo do intervalo de confiança da variável resposta para verificar se o valor medido se encontra dentro deste.

Com relação ao último tópico, caso o valor medido da variável resposta do ensaio de confirmação não se encontre dentro do intervalo de confiança calculado, significa que o método Taguchi não pode ser utilizado para prever esta variável, devido à existência de fortes interações entre os fatores de controle adotados (MIRANDA, 1999; PHADKE, 1989).

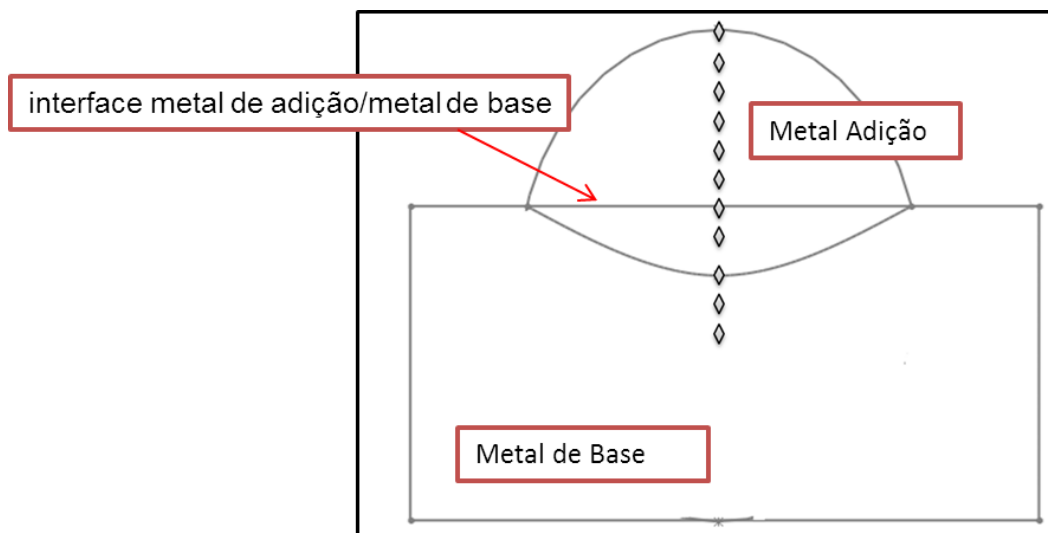
4.3.4 Metodologia da avaliação das propriedades mecânicas dos corpos de prova soldados

Com o intuito de melhor analisar o efeito da soldagem nas propriedades mecânicas do material foi utilizado o ensaio de microdureza Vickers, pois através do mesmo é possível avaliar diferenças de dureza entre o metal base e o metal de adição.

Para o levantamento dos perfis de microdureza foi utilizada a mesma metodologia usada na caracterização, onde foram retiradas três seções de cada corpo de prova para levantar o perfil de dureza. Os perfis de microdureza foram levantados na região central de cada cordão de solda, sendo que a análise consistiu de varreduras verticais com espaçamento entre as medidas de 0,2 mm, desde a superfície do metal de adição até uma profundidade de 2,0 mm a partir interface

metal de adição/metal de base (Figura 14). A carga aplicada foi de 0,981 N (100 gf) por um tempo de 15 segundos, conforme recomendado pela norma ASTM E 384-99 (ASTM, 2002). Após as medidas foi desenvolvida uma análise de variância ANOVA para verificar o efeito das variáveis de controle sobre a dureza do metal de solda.

Figura 14. Esquema perfil de microdureza.



5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo serão apresentados e discutidos os resultados baseados nas características geométricas do cordão de solda e do nível de diluição.

5.1 Aspectos visuais dos cordões de solda.

As figuras 15, 16 e 17 mostram o aspecto superficial dos cordões de solda obtidos após a realização das soldagens. De uma forma geral, os cordões de solda apresentaram um bom aspecto superficial com a presença de poucos respingos e sem mordeduras, trincas, falta de fusão. A partir da análise qualitativa destes ensaios poderão ser feitas as seguintes observações:

- Os ensaios 4, 10 e 13 da Tabela 10 apresentaram ótimos aspectos superficiais, juntamente com bons níveis de reforço, largura e diluição. Pois para soldagens de revestimento são preferíveis cordões de solda com elevada largura e reforço, mantendo baixos níveis de diluição e da razão reforço/largura.
- Os ensaios 8 e 11 da Tabela 10 ambos realizados com tecimento triangular apresentaram maiores irregularidades na largura do cordão de solda (Figura 16) Basicamente os ensaios realizados com tecimento duplo oito apresentaram acabamento superficial intermediário em relação as condições sem tecimento e tecimento triangular (Figura 17).

Figura 15. Aspecto superficial das soldas em simples deposição sem tecimento.

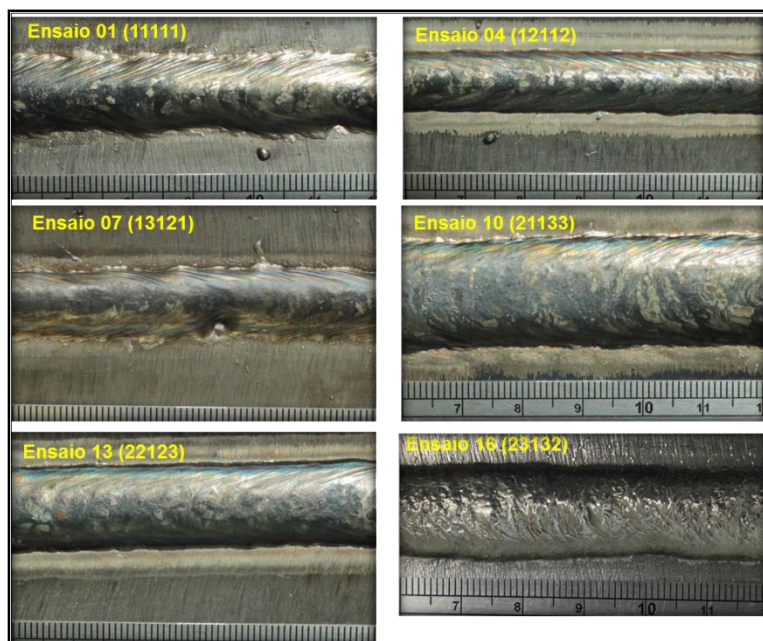


Figura 16. Aspecto superficial das soldas em simples deposição com tecimento triangular.

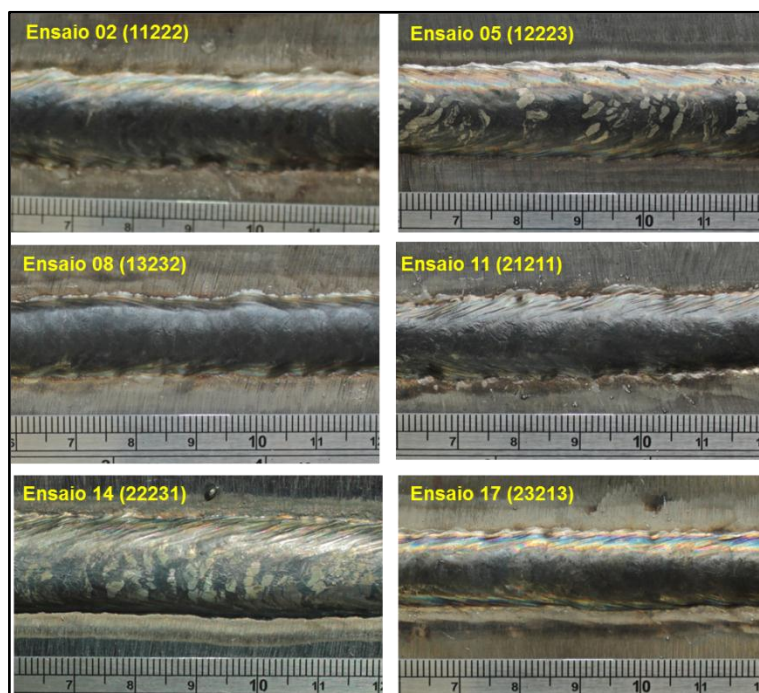
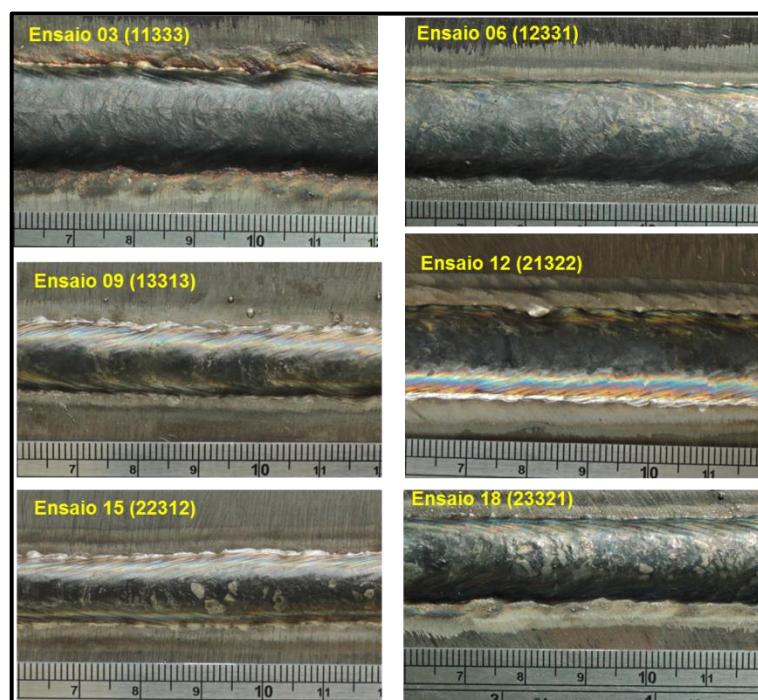


Figura 17. Aspecto superficial das soldas em simples deposição com tecimento duplo oito.



5.2 Características geométricas dos cordões de solda

As características geométricas dos cordões de solda: largura (L), reforço (R), penetração (P), razão reforço/largura (R/L) e diluição (D), medidas para os cordões de solda obtidos nos ensaios da matriz L18 (Tabela 10) estão apresentadas na Tabela 12.

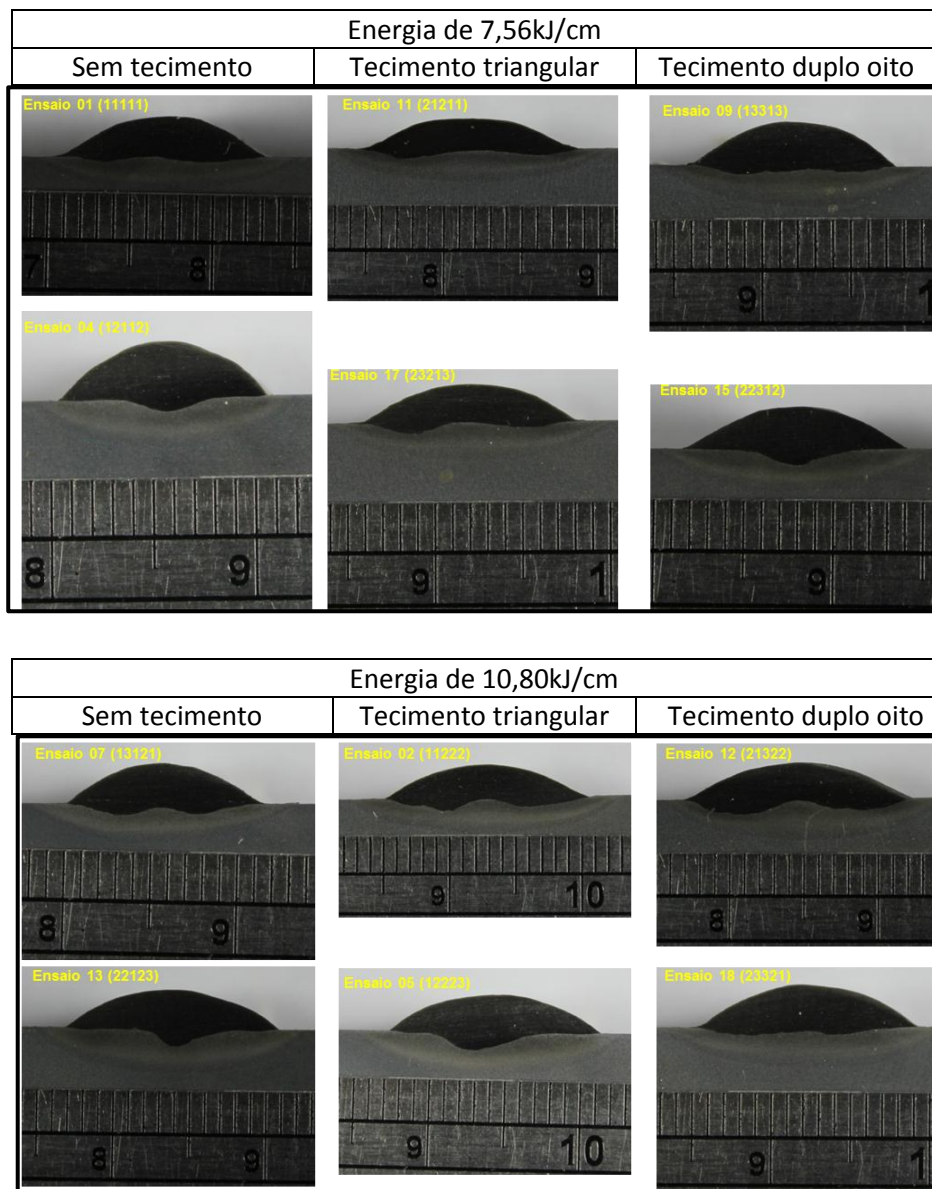
Tabela 12. Valores das características geométricas para os ensaios da matriz L18

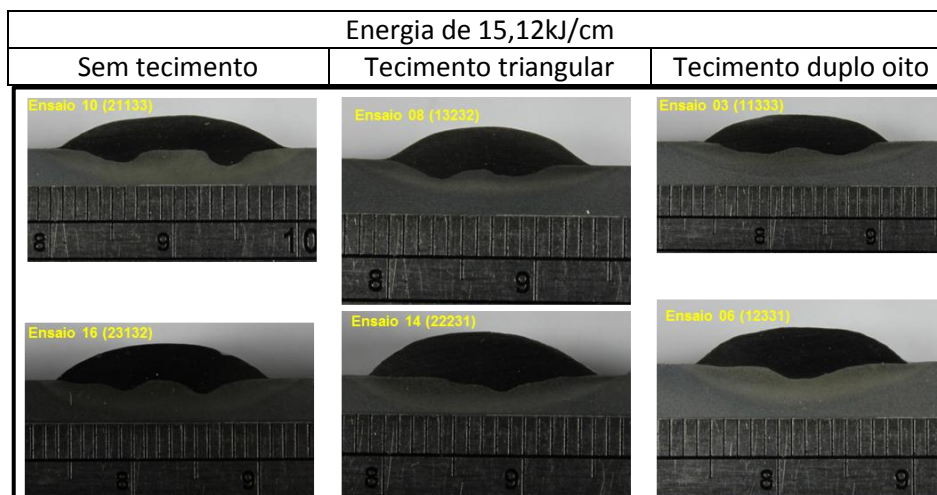
amostra	largura	reforço	penetração	R/l	diluição(%)
TE01A	12,9	2,4	0,3	0,2	9,4
TE01B	12,9	2,5	0,6	0,2	12,6
TE01C	13,3	2,4	0,6	0,2	14,9
TE02A	17,1	2,8	1,1	0,2	23,1
TE02B	15,6	2,4	0,9	0,2	22,1
TE02C	14,8	2,5	0,7	0,2	18,4
TE03A	17,8	2,5	1,4	0,1	31,6
TE03B	18,4	2,5	1,4	0,1	31,9
TE03C	16,8	2,4	1,3	0,1	29,2
TE04A	10,7	2,9	0,7	0,3	10,0
TE04B	10,2	2,8	0,7	0,3	9,9
TE04C	10,5	2,8	0,6	0,3	9,2
TE05A	14,8	2,6	1,1	0,2	17,1
TE05B	14,0	2,4	1,2	0,2	20,1

TE05C	15,7	2,6	1,2	0,2	18,3
TE06A	16,2	2,7	1,4	0,2	19,5
TE06B	16,5	2,6	1,4	0,2	19,5
TE06C	15,6	2,7	1,2	0,2	17,1
TE07A	12,3	2,3	0,5	0,2	13,5
TE07B	11,6	2,4	0,7	0,2	20,5
TE07C	11,5	2,3	0,8	0,2	20,2
TE08A	13,6	2,5	1,2	0,2	26,7
TE08B	14,0	2,4	1,2	0,2	25,5
TE08C	13,2	2,6	1,1	0,2	25,9
TE09A	12,5	2,6	0,7	0,2	17,5
TE09B	12,5	2,3	0,6	0,2	15,0
TE09C	11,8	2,5	0,5	0,2	14,0
TE10A	18,7	2,6	1,4	0,1	22,3
TE10B	18,5	2,7	1,4	0,1	22,4
TE10C	19,2	2,6	1,4	0,1	22,2
TE11A	13,7	2,1	0,6	0,2	18,8
TE11B	14,5	1,9	0,7	0,1	20,7
TE11C	3,7	2,3	0,5	0,6	15,7
TE12A	15,4	2,5	1,0	0,2	27,5
TE12B	15,1	2,3	1,1	0,2	24,2
TE12C	15,1	2,4	1,0	0,2	22,6
TE13A	14,0	2,5	1,2	0,2	16,8
TE13B	14,4	2,6	1,3	0,2	13,9
TE13C	14,2	2,6	1,3	0,2	15,5
TE14A	15,6	3,1	1,1	0,2	16,1
TE14B	16,4	3,1	1,3	0,2	16,3
TE14C	15,4	3,0	0,8	0,2	15,2
TE15A	11,4	2,3	1,0	0,2	16,7
TE15B	12,6	2,3	0,9	0,2	15,3
TE15C	12,5	2,4	0,9	0,2	15,5
TE16A	17,0	3,0	1,3	0,2	16,8
TE16B	16,9	2,8	1,2	0,2	17,5
TE16C	16,0	2,8	1,2	0,2	17,2
TE17A	12,8	2,2	0,8	0,2	20,2
TE17B	13,5	2,1	0,7	0,2	17,1
TE17C	13,1	2,2	0,8	0,2	16,1
TE18A	13,7	2,7	0,6	0,2	13,1
TE18B	14,2	2,7	0,6	0,2	15,7
TE18C	14,2	2,4	0,7	0,2	18,0

Após realização dos ensaios da Tabela 10 foram obtidos os perfis dos cordões de solda como se pode observar na Figura 18.

Figura 18. Seção transversal dos cordões de solda ensaios Taguchi L18.





Com o intuito de obter condições ideais para realização de soldagens de revestimento, foi feita análise dos resultados da Tabela 12, onde as observações baseada na indicação do Taguchi mais relevantes foram:

- Com relação ao nível de diluição o ensaio 04 (Figura 18) foi o que apresentou o menor nível diluição dentre todos os ensaios realizados, a média obtida para a diluição ficou em 9,7%. Este ensaio foi realizado usando a técnica da energia tipo I, posicionamento dos eletrodos longitudinal, sem tecimento, baixa energia e com 25% de defasagem entre os pulsos de corrente. Já o ensaio 03 (Figura 18) apresentou o maior valor de diluição, com média de 30,9%. Este ensaio foi realizado com técnica da energia tipo I, posicionamento dos eletrodos transversal, tecimento duplo oito, energia de soldagem alta e com 50% na defasagem entre os pulsos de corrente.
- O ensaio 10 (Figura 18) foi o que apresentou uma maior largura (condição desejável para soldagens de revestimento), a largura media do cordão foi de 18,8mm. Este ensaio foi realizado com técnica da energia tipo V, posicionamento dos eletrodos transversal, sem tecimento, nível alto de energia e com 50% de defasagem entre os pulsos de corrente.
- Já para a condição de maior reforço (desejável nas soldagens de revestimento), o ensaio 14 (Figura 18) apresentou o maior valor, com média de 3,1mm. Este ensaio foi realizado com técnica da energia tipo V, posicionamento dos eletrodos longitudinal, tecimento triangular, alto valor de energia e pulsos de corrente sem defasagem.

- A condição que apresentou menor valor de penetração (aconselhável para soldagens de revestimento) foi o ensaio 01 (Figura 18) que teve penetração média de 0,5 mm. Este ensaio foi realizado com as seguintes condições técnica da energia tipo I, disposição dos eletrodos transversal, sem tecimento, energia de soldagem com nível baixo e sem defasagem entre pulsos de corrente.
- O menor valor da razão R/L foi de 0,14 obtidos nos ensaios 03 e 10 (Figura 18). Estes ensaios apresentaram os mesmos posicionamentos do eletrodo em transversal, mesmo nível de energia alta e mesma defasagem de 50%. Foi diferente apenas a técnica da energia pois o ensaio 03 usou tipo I e o ensaio 10 tipo V e o tecimento pois o ensaio 03 foi realizado com tecimento duplo oitavo e o ensaio 10 foi feito na condição sem tecimento.
- Os ensaios 04 e 15 (Figura 18) apresentaram um nível de penetração um pouco mais acentuado especialmente concentrado no centro do cordão, fato este pode ser explicado pelo posicionamento dos eletrodos na posição longitudinal nos dois ensaios. Nesta configuração, os dois arcos gerados ficam concentrados na região central do cordão de solda, fazendo com que a energia incida mais fortemente nesta região contribuindo então para uma maior penetração.
- Já os ensaios 01, 09, 11 e 17 (Figura 18) apresentaram um perfil de penetração mais homogêneo em todo o cordão de solda, fato este pode ser também explicado pelo posicionamento dos eletrodos já que o posicionamento transversal dos ensaios 01 e 11 e o posicionamento em 45° dos ensaios 09 e 17 são responsáveis por uma melhor distribuição da energia do arco sobre o cordão de solda
- Os ensaios 10 e 16 apresentaram duas regiões com maior penetração, o aparecimento destas duas regiões se deve ao fato destes dois ensaios terem sido realizados sem tecimento com isso o arco ficou concentrado numa região específica. Devido a isso, ensaio 10 que foi realizado com o posicionamento dos eletrodos transversal e o ensaio 16 com

posicionamento em 45°, apresentaram duas regiões de concentração do arco, gerando então estas duas regiões.

5.3 Análise das variáveis resposta

A partir dos resultados mostrados na Tabela 12 que foram obtidos nos ensaios realizados da Tabela 10 fez-se uma análise usando o projeto robusto de experimentos (método Taguchi) para obter as melhores condições para soldagens de revestimentos. Como critério de qualidade foram escolhidas as variáveis resposta nível de diluição, reforço e razão reforço/largura.

Neste estudo, o método Taguchi foi utilizado para realização dos ensaios com o objetivo de através de um reduzido número de ensaios obter: a influência dos fatores de controle sobre as variáveis respostas e determinar os parâmetros de soldagem ideais para aplicação das ligas de níquel nas soldagens de revestimentos.

Para escolha dos melhores parâmetros para soldagem de revestimento deve-se buscar uma camada de revestimento com baixos níveis de diluição (D), um reforço satisfatório, uma largura elevada e menores valores de razão entre o reforço e largura (R/L). Portanto, estes fatores resposta mencionado foram usados como critério para avaliação dos melhores resultados, pois soldagens com baixos níveis de diluição propicia menores alterações na composição química, e por conseguinte, nas características metalúrgicas, um reforço elevado promove camadas mais espessas de revestimento, diminuindo assim o número de sobre passes, uma largura elevada esta relacionada com um ganho em produtividade do processo, enquanto que baixos valores da razão reforço/largura tem relação com a convexidade do cordão de solda, a qual implica em fatores geométricos da camada como diminuição da planicidade da superfície (irregularidades) e menores incidências de defeitos, especialmente falta de fusão.

5.3.1 Diluição (D)

A análise da diluição pelo método Taguchi é um problema do tipo menor é melhor, onde é desejável soldagens com o menor valor possível para a diluição, desde que se consiga uma soldagem adequada entre metal de adição e metal de base. Na soldagem de revestimentos de ligas de níquel sobre substratos de aço ao carbono com fins de proteção contra corrosão, o teor de ferro máximo permitido no

metal de solda deve ser de 5% (ISO, 2003). Considerando que os teores de ferro no substrato (aço ASTM A516 Gr 60) e no metal de adição (AWS ERNiCrMo-3) são respectivamente 98,64% e 0,19%, a diluição no metal de solda para alcançar estes valores de ferro deve ser em torno de 5%.

Para a determinação dos efeitos de cada fator de controle sobre a variável resposta diluição e determinar os níveis ótimos dos mesmos, foi usado um programa para tratar os dados da planilha L18 (Tabela 12), o qual gerou a Figura 19.

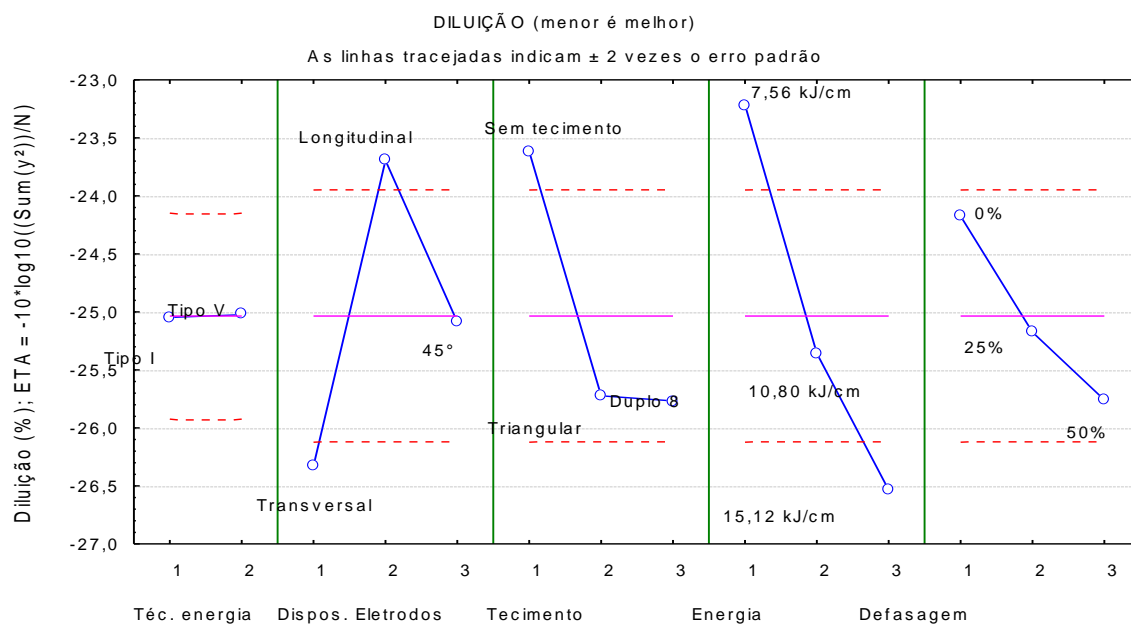
Analisando esta figura, verifica-se que para alcançar a menor diluição, os fatores de controle devem estar nos seguintes níveis:

Analisando a Figura 19, verifica-se que para alcançar a menor diluição, os fatores de controle devem estar nos seguintes níveis:

- posicionamento dos eletrodos (PE) no Nível 2 (posição longitudinal);
- tipo de tecimento (TC) no Nível 1 (sem tecimento);
- energia de soldagem (E) no Nível 1 (energia baixa);
- defasagem de corrente (DF) no Nível 1 (sem defasagem).

Uma forma de ver se o efeito do fator de controle é estatisticamente significativo é através da análise de variância da função η , (Tabela 3). Pode-se afirmar com 95% de confiança que os fatores de controle que apresentaram um nível de significância α menor que 5%, estatisticamente, influenciaram a variável resposta em questão. Neste caso, com exceção da técnica da energia (TE), todos os outros fatores de controle, estatisticamente influenciaram a diluição.

Figura 19. Valores de diluição para cada nível dos fatores de controle.

Tabela 13. Análise de variância da função η para a diluição.

Fator de controle	Nível de significância (α)
TE	0,949149
PE	0,000002
TC	0,000009
E	0,000000
DF	0,003328

Pela observação da Figura 19 e a análise de variância da função η (Tabela 13), proporcionam as seguintes observações a respeito dos efeitos dos fatores de controle sobre a diluição:

- ✓ Técnica da energia (TE)
 - é possível observar que na faixa de energia explorada a técnica da energia (TE) não influenciou estatisticamente a diluição;
- ✓ Posicionamento dos eletrodos (PE)
 - a variação da diluição devido ao posicionamento dos eletrodos (PE) se mostrou como o segundo fator mais influente sobre a diluição;
 - o posicionamento longitudinal (nível 2) proporciona uma menor diluição, seguido pelo posicionamento em 45° (nível 3). Esta tendência de menor diluição se deve ao fato desta configuração dos eletrodos

fazer com que o arco gerado pelo eletrodo da frente incida diretamente na peça e o arco gerado pelo segundo eletrodo que vem atrás incida diretamente no material que já foi depositado pelo arco da frente. Este material já depositado funciona como uma barreira para o segundo arco com isso, ocorre uma menor fusão do metal de base minimizando então a eficiência de fusão, que é responsável pelo aumento do nível de diluição;

- a condição com posicionamento em 45° que é uma posição intermediária entre a posição longitudinal e transversal (Figura 9) dos eletrodos, apresentou um valor intermediário para minimização da diluição. Mostrando a influencia do posicionamento dos eletrodos na distribuição da energia do arco e conseqüentemente no nível de diluição.

✓ Tipo de tecimento (TC)

- o tecimento também teve forte influencia sobre a diluição;
- a condição sem tecimento (nível 1) foi a que proporcionou um menor valor para a diluição quando comparado a condições com tecimento. Isto pode ser atribuído ao fato do tecimento distribuir melhor a energia do arco sobre o metal de base não permitindo que o metal de adição funcione como barreira para a energia incidir diretamente no metal de base. Além disso, o tecimento promove uma maior agitação da poça de fusão promovendo um maior efeito convectivo da poça que tende a aumentar a sua diluição.

✓ Energia de soldagem (E)

- a energia de soldagem foi o fator de controle que mais influenciou a variável resposta diluição;
- o nível mais baixo de energia (nível 1) resultou em uma menor diluição, trabalhos com MIG/MAG arame simples também tiveram os mesmos resultados (AGUIAR, 2010).

✓ Defasagem de corrente (DF)

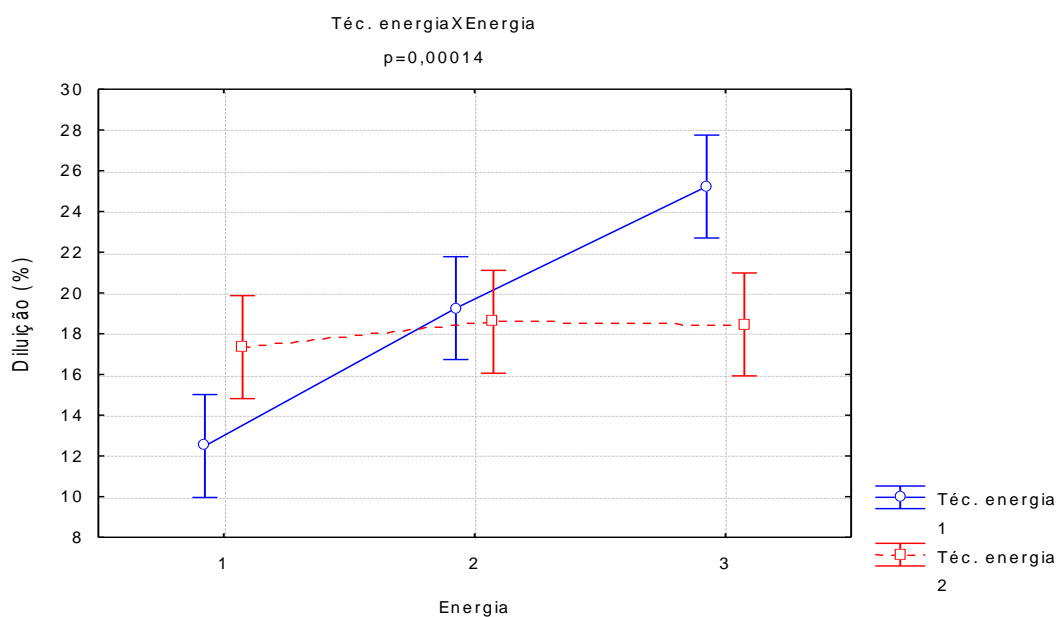
- A defasagem entre os pulsos de corrente influenciou estatisticamente a diluição;
- A condição sem defasagem (nível 1) se mostrou mais efetiva no que diz respeito a diminuição do valor da diluição. Isto pode ser atribuído ao fato da defasagem entre os pulsos de corrente contribuir para uma maior agitação da poça de fusão promovendo um maior efeito convectivo da poça que tende a gerar maiores níveis de diluição.

➤ Ensaio de confirmação para a diluição (D)

Como pôde ser observado na Tabela 13 a técnica da energia não apresentou influencia estatística sobre a variável resposta diluição. Por este motivo achou-se necessário realizar uma análise de variância para verificar a influencia da técnica da energia sobre a diluição.

Pela análise da Figura 20 é possível perceber que a técnica da energia tipo I apresentou influencia estatística sobre a variável resposta diluição.

Figura 20. Análise de variância da tecnica da energia.



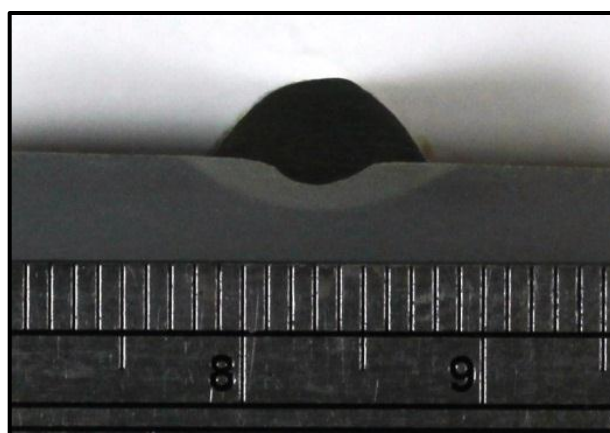
O ensaio de confirmação com os níveis de controle 12111, apresentou uma diluição média de 13,8%. Ficando então dentro do valor estimado pelo método

Taguchi ($6,5 \leq D \leq 13,9$). A Tabela 14 mostra os valores obtidos das características geométricas. A Figura 21 mostra a seção transversal do corpo de prova do ensaio de confirmação para a diluição.

Tabela 14. Valores das características geométricas dos cordões de solda para o ensaio de confirmação da diluição.

Ensaio	L-média (mm)	R-média (mm)	P-média (mm)	R/L- média	D-média (%)
EC-DIL-I	9,9	3,3	0,8	0,3	13,8

Figura 21. Seção transversal do corpo de prova do ensaio de confirmação para a diluição EC-DIL-I (12111).



Como pode ser observado na Tabela 14 o ensaio de confirmação EC-DIL-I além de apresentar uma diluição aceitável, apresentou níveis aceitáveis de reforço uma vez que para operações de revestimentos de equipamentos para o setor de petróleo e gás natural exigem um reforço líquido de 3 mm. Trabalhos realizados pelo ENGESOLDA em conjunto com o corpo técnico do CENPES ficou decidido que o reforço bruto deve ser em torno de 5 mm para permitir uma usinagem posterior que resulte no reforço líquido desejado. Portanto, ao se optar pelo ensaio de confirmação EC-DIL-I, será necessário à aplicação de mais uma camada para atender esta exigência.

5.3.2 Reforço (R)

A análise do reforço pelo método Taguchi, direciona o problema para o tipo maior é melhor, tendo em vista que, quanto maior for o reforço, menor será o número de camadas para atingir a espessura bruta do revestimento e menores serão os custos e o tempo de execução do revestimento. Por exemplo, na construção de vaso de pressão revestidos por deposição de solda, a espessura

mínima deve ser de 3 mm (PETROBRAS, 1999). Já no caso de tubulações se torna necessário à presença de um sobremetal para uma posterior operação de usinagem, devido à exigência de um determinado acabamento para permitir a inspeção da tubulação por PIG (aparelho para limpeza e inspeção de tubulações).

Analisando a Figura 22, verifica-se que para alcançar o maior reforço, os fatores de controle devem estar nos seguintes níveis:

- técnica da energia (TE) no Nível 1 (energia Tipo I);
- posicionamento dos eletrodos (PE) no Nível 2 (posição longitudinal);
- tipo de tecimento (TC) no Nível 1 (sem tecimento);
- energia de soldagem (E) no Nível 3 (energia alta);
- defasagem de corrente (DF) no Nível 2 (25% defasagem).

Figura 22. Valores do reforço para cada nível dos fatores de controle.

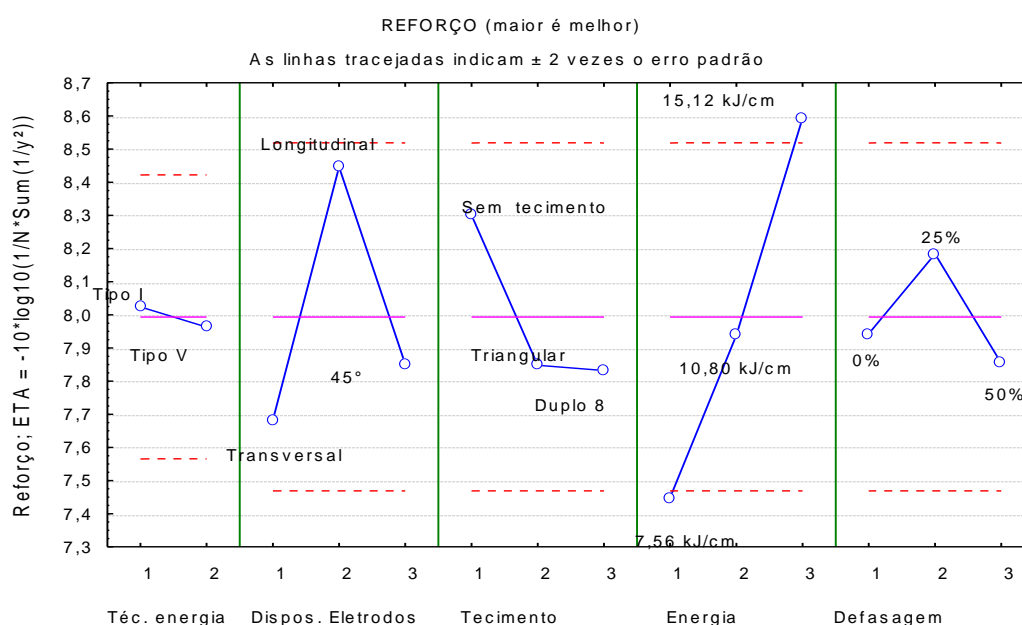


Tabela 15. Análise de variância da função η para o reforço.

Fator de controle	Nível de significância (α)
TE	0,729222
PE	0,002285
TC	0,055825
E	0,000016
DF	0,291923

A Figura 22 e a análise de variância da função η (Tabela 15) proporcionam as seguintes observações a respeito dos efeitos dos fatores de controle sobre o reforço:

- ✓ Técnica da energia (TE)
 - como pode ser observado na Tabela 15, a técnica da energia (TE) não influencia estatisticamente o reforço;
 - a mudança de nível deste fator de controle provoca apenas uma pequena oscilação em torno do reforço médio;
 - a técnica da energia tipo I (nível 1) apresenta uma maior tendência em aumento do reforço.

- ✓ Posicionamento dos eletrodos (PE)
 - a variação do reforço devido ao posicionamento dos eletrodos (PE) se mostrou como o segundo fator mais influente sobre a diluição;
 - o posicionamento longitudinal (nível 2) apresenta uma maior tendência no aumento do reforço, seguido pelo posicionamento em 45° (nível 3). Esta tendência de um reforço maior se deve ao fato desta configuração dos eletrodos fazer com que o metal de adição que é proveniente do arco da frente incida diretamente na peça e o metal de adição que é proveniente do arco que vem atrás incida diretamente no material que já foi depositado pelo arco da frente. Devido a isso, ocorre uma sobreposição de metal de adição contribuindo significativamente para o aumento do reforço.;
 - a condição com posicionamento em 45° que é uma posição de meio termo entre a posição longitudinal e transversal (Figura 9) dos eletrodos, apresentou um valor intermediário para maximização do reforço. Mostrando como o posicionamento dos eletrodos influencia diretamente na forma como o metal de adição é distribuído no metal de base.

- ✓ Tipo de tecimento (TC)
 - o tecimento não teve influencia significativa forte influencia sobre a variável resposta reforço;

- a condição sem tecimento (nível 1) foi a que proporcionou um maior valor para o reforço quando comparado a condições com tecimento. Isto pode ser atribuído ao fato do tecimento distribuir melhor o metal de adição sobre o metal de base, reduzindo o reforço e aumentando a largura do cordão de solda não permitindo que o metal de adição se concentre na região central do cordão e conseqüentemente aumente seu reforço.
- ✓ Energia de soldagem (E)
 - a energia de soldagem foi o fator de controle que mais influenciou a variável resposta reforço;
 - o nível mais alto de energia (nível 3) resultou em um maior reforço, pois neste nível de energia a taxa de fusão é maior e a velocidade de soldagem é menor, o que resulta num cordão de solda mais volumoso.
- ✓ Defasagem de corrente (DF)
 - a defasagem entre os pulsos de corrente não influenciou estatisticamente a variável resposta reforço;
 - a condição de 25% de defasagem entre os pulsos de corrente (nível 2) foi a condição que mais contribuiu para o aumento do reforço.
- Ensaio de confirmação para o reforço (R)

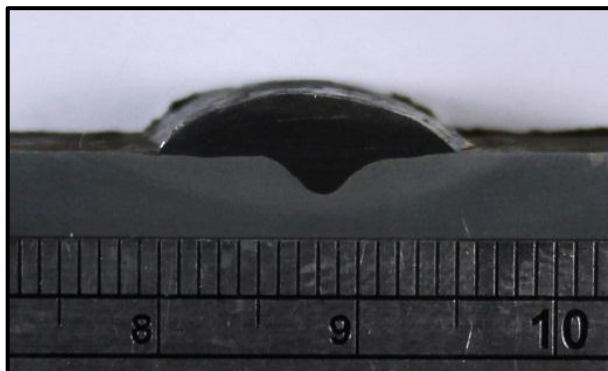
O ensaio de confirmação para o reforço, com os níveis dos fatores de controle 12132, apresentou um reforço médio de 3,0 mm (Figura 23). Este valor ficou dentro do valor estimado pelo método Taguchi ($2,6 \leq R \leq 3,5$). Apesar disto, este valor aponta para a necessidade da aplicação de duas camadas em revestimentos com o reforço bruto de 5 mm.

A Tabela 16 mostra os valores obtidos das características geométricas. A Figura 22 mostra a seção transversal do corpo de prova do ensaio de confirmação para a diluição.

Tabela 16. Valores das características geométricas dos cordões de solda para o ensaio de confirmação do reforço.

Ensaio	L-média (mm)	R-média (mm)	P-média (mm)	R/L- média	D-média (%)
TCR	16,5	3,0	2,0	0,2	20,4

Figura 23. Seção transversal do corpo de prova do ensaio de confirmação TCR A (12132).



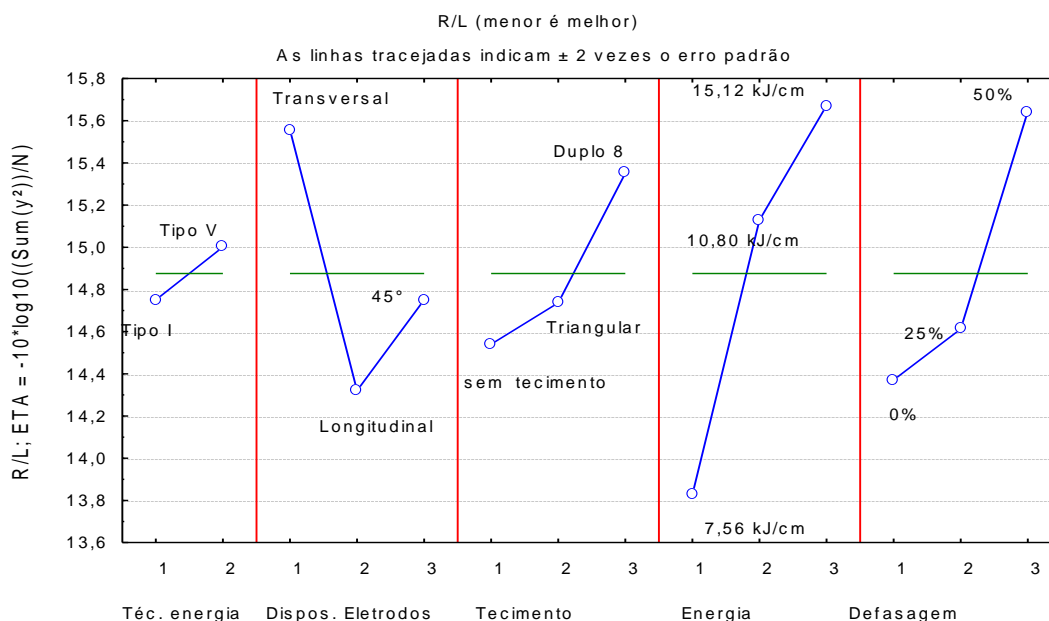
5.3.3 Razão reforço/largura (R/L)

Para a razão R/L, o problema passa a ser do tipo menor é melhor, pois uma convexidade elevada do cordão de solda e, portanto uma alta razão R/L, pode proporcionar uma série de defeitos no revestimento.

De acordo com a Figura 24, a menor razão R/L deverá ser alcançada com as seguintes combinações dos níveis dos fatores de controle:

- técnica da energia (TE) no Nível 2 (energia Tipo V);
- posicionamento dos eletrodos (PE) no Nível 2 (posição longitudinal);
- tipo de tecimento (TC) no Nível 1 (sem tecimento);
- energia de soldagem (E) no Nível 1 (energia baixa);
- defasagem de corrente (DF) no Nível 1 (sem defasagem).

Figura 24. Valores da razão R/L para cada nível dos fatores de controle.

Tabela 17. Análise de variância da função η para a razão R/L.

Fator de controle	Nível de significância (α)
TE	0,603686
PE	0,113337
TC	0,362342
E	0,009245
DF	0,081612

A Figura 24, em conjunto com a análise de variância da função η (Tabela 17), proporcionam as seguintes observações a respeito das indicações do método Taguchi sobre a influência de cada fator de controle sobre a razão R/L:

✓ Técnica da energia (TE)

- como pode ser observado na Tabela 15, a técnica da energia (TE) não influencia estatisticamente a razão R/L;
- a técnica da energia tipo V (nível 2) apresenta uma tendência em diminuir a razão R/L.

- ✓ Posicionamento dos eletrodos (PE)
 - o posicionamento dos eletrodos (PE) não mostrou influencia significativa sobre a razão R/L;
 - o posicionamento transversal devido a sua configuração, tende a proporcionar cordões com maiores larguras e menores reforço. Como pode ser observado na Figura 24 a configuração longitudinal apresentou os menores valores para a razão R/L;
 - a condição com posicionamento em 45° que é uma posição de meio termo entre a posição longitudinal e transversal dos eletrodos (Figura 9), apresentou um valor intermediário para minimização da razão R/L. Mostrando como o posicionamento dos eletrodos influencia diretamente na forma como esta técnica influencia diretamente no perfil geométrico do cordão de solda.

- ✓ Tipo de tecimento (TC)
 - o tecimento não teve influencia significativa sobre a variável resposta razão R/L;
 - a condição sem tecimento apresentou maior influencia para a diminuição da razão R/L.

- ✓ Energia de soldagem (E)
 - a energia de soldagem foi o único fator de controle que influenciou a variável resposta razão R/L;
 - o nível mais baixo de energia (nível 1) resultou em uma menor razão R/L. Nesta condição, a velocidade de soldagem esta no seu valor mais elevado fazendo com que a quantidade de material depositada não se acumule numa pequena região do corpo de prova resultando num menor reforço.

- ✓ Defasagem de corrente (DF)
 - a defasagem entre os pulsos de corrente não influenciou estatisticamente a variável resposta razão R/L;

- Com a condição sem defasagem (nível 1) deve-se obter o menor valor para a razão R/L.

➤ Ensaio de confirmação para a razão R/L

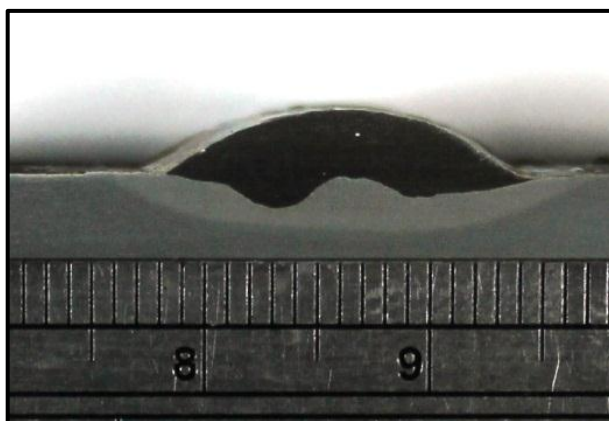
O ensaio de confirmação com os níveis de controle 12111 para a razão R/L apresentou um valor de 0,2 (Figura 25). Este valor ficou dentro do valor estimado pelo método Taguchi ($0,1 \leq R/L \leq 0,2$), sendo bastante satisfatório, tendo em vista que resulta numa baixa convexidade do cordão de solda, o que minimiza a ocorrência de defeitos no pé do cordão por ocasião da sobreposição de cordões na soldagem de revestimento. Devido o valor de o reforço ser de 2,9 mm, será necessária a aplicação de uma segunda camada de revestimento.

A Tabela 18 mostra os valores obtidos das características geométricas. A Figura 25 mostra a seção transversal do corpo de prova do ensaio de confirmação para a diluição.

Tabela 18. Valores das características geométricas dos cordões de solda para o ensaio de confirmação da razão R/L.

Ensaio	L-média (mm)	R-média (mm)	P-média (mm)	R/L- média	D-média (%)
TC-RL	16,8	2,9	1,4	0,2	20,4

Figura 25. Seção transversal do corpo de prova do ensaio de confirmação TC-R/L (12111).



5.4 Comparativos entre o processo MIG/MAG com duplo arame e MIG/MAG arame simples

Após obter as condições ideais através do uso do método Taguchi foi possível realizar um comparativo entre o presente trabalho e trabalhos que

utilizaram o processo MIG/MAG arame simples com a liga INCONEL 625. Os dois trabalhos escolhidos foram:

- (MAGALHÃES, 2008) onde utilizou o processo MIG/MAG com a fonte na condição corrente constante, gás de proteção argônio puro, DBCP de 20 mm. Os cordões de solda foram depositados sobre chapas planas de aço ASTM A36.
- (AGUIAR, 2010) a fonte operando no modo corrente constante pulsada (Icte-P), gás de proteção 70% Ar+30% He, DBCP de 20 mm. Os cordões de solda foram depositados sobre chapas de aço ASTM A516 Gr 60.

Neste comparativo foi escolhida a condição de soldagem com arame simples em que se obteve o menor nível de diluição de cada trabalho. Os resultados foram:

- Para o presente trabalho MIG/MAG com duplo arame a condição utilizada foi o ensaio de confirmação do método Taguchi para a diluição, onde os parâmetros ótimos foram: técnica da energia Tipo I, posicionamento dos eletrodos na posição longitudinal, sem tecimento, sem defasagem nos pulsos de corrente, velocidade de soldagem de 70 cm/min, velocidade de alimentação de 8,1 m/min (mestra) e 6,3 m/min (escrava) e energia de soldagem de 7,56 kJ/cm. Os valores obtidos para a característica geométrica são apresentados na Tabela 19.
- Para o trabalho de (MAGALHÃES, 2008) os parâmetros de soldagem que obtiveram o menor valor para a diluição foram: técnica da energia tipo I, técnica da tocha na posição normal, sem tecimento, velocidade de soldagem de 50 cm/min e energia de 8 kJ/cm. Os valores obtidos para a característica geométrica são apresentados na Tabela 19.
- Para o trabalho de (AGUIAR, 2010) os parâmetros de soldagem que obtiveram o menor valor de diluição foram: técnica da energia Tipo I, técnica da tocha na posição normal, sem tecimento, corrente pulsada com I_p alto, velocidade de soldagem de 40 cm/min, velocidade de alimentação de 4,8 m/min e energia de soldagem de 5,6 kJ/cm. Os valores obtidos para a característica geométrica são apresentados na Tabela 19.

Tabela 19. Comparativo entre as características geométricas.

Ensaio	L-média (mm)	R-médio (mm)	P-média (mm)	R/L- média	D-média (%)
MIG/MAG duplo arame	9,6	3,3	0,8	0,3	13,8
MIG/MAG (Magalhães, 2008)	6,3	3,8	1,6	0,60	17,8
MIG/MAG (Aguiar, 2010)	8,1	2,1	0,5	0,3	6,7

Após análise dos três trabalhos e dos resultados das características geométricas da Tabela 19 podem ser feitas as seguintes considerações:

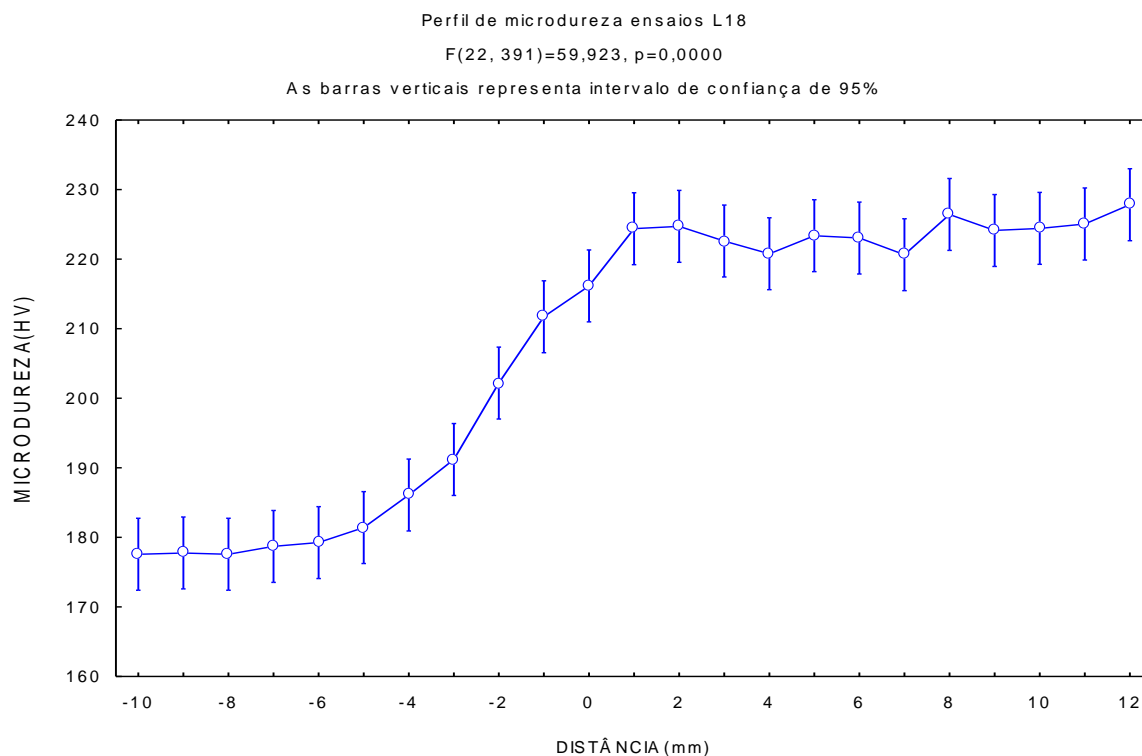
- Com relação às larguras dos cordões de solda o processo MIG/MAG duplo arame apresentou melhores resultados, pois para operações de soldagem de revestimento uma largura maior propicia maiores ganhos em produtividade. Esta maior largura do cordão no processo MIG/MAG duplo arame pode ser atribuída ao fato da maior taxa de deposição do processo pelo uso de dois arames que estão sendo fundido ao mesmo tempo com isso, obtém-se cordões mais largos. Além disso, esta taxa de deposição maior foi obtida com uma velocidade de soldagem de 70 cm/min bem superior aos utilizadas no trabalho de Magalhães e Aguiar que foram de 50 cm/min e 40 cm/min respectivamente. Este fato demonstra bem o ganho de produtividade que se pode obter com o uso do processo MIG/MAG com duplo arame.
- Com relação aos reforços dos cordões de solda o trabalho realizado por Magalhães apresentou um maior valor para esta característica geométrica. Este maior reforço pode ser explicado pelo fato de soldagens que utilizam argônio puro apresentarem um arco concêntrico e frio que impede que o metal solidificado flua para os cantos da solda resultando em baixa largura e alto reforço da solda. Apesar disso, a diferença entre o processo MIG/MAG arame simples e MIG/MAG com duplo arame não foi tão significativo, pois no trabalho de Magalhães foi utilizada uma velocidade de soldagem cerca de 30% inferior que a utilizada pelo processo MIG/MAG duplo arame. Esta pequena diferença entre os reforços pode ser explicada pelo fato de a condição de soldagem com o posicionamento dos eletrodos na posição longitudinal faz com que ocorra uma sobreposição de peças de fusão resultando num maior reforço e uma menor penetração.

- Com relação às penetrações dos cordões de solda, o trabalho realizado por Aguiar foi o que apresentou o menor valor para esta característica geométrica. Este resultado pode ser explicado pelo uso de uma menor energia de soldagem que influencia significativamente na quantidade de metal de base que será fundido e no nível de diluição, pois uma menor energia tem como consequência um menor nível de diluição e de penetração.
- Para o fator R/L, o trabalho de Aguiar apresentou os melhores valores para esta característica. O uso de uma baixa velocidade de alimentação influenciou este menor valor para a razão R/L, pois não ocorreu o acúmulo de metal de adição no centro do cordão, que é responsável pelo aumento do reforço, por este motivo a razão R/L apresentou baixo valor.
- Com relação ao nível de diluição, o trabalho de Aguiar apresentou o menor valor para esta característica com uma diluição média de 6,7% valor este bastante satisfatório para soldagens de revestimento. Porém, esta condição de menor diluição apresentou um reforço médio de apenas 2,1mm, sendo então necessária a utilização de uma segunda ou terceira camada para alcançar um reforço líquido de 5 mm como aconselhado pelo o corpo técnico do CENPES. Já o trabalho com MIG/MAG duplo arame apresentou uma diluição média de 13,8% e um reforço de 3,3 mm, estas condições foram obtidas com velocidades de soldagem cerca de 40% maior e com uma taxa de fusão cerca de 250% maior, com isso a produtividade pelo uso do MIG/MAG duplo arame se torna um fator a ser levado em conta. Além disso, como seria necessária a aplicação de uma segunda camada para os dois processos, esta maior diluição do primeiro cordão do MIG/MAG duplo arame seria diminuída para um valor aproximado de 1,9% com a aplicação da segunda camada mantendo os mesmos parâmetros de soldagem.

5.5 Avaliação das propriedades mecânicas - Ensaio de microdureza

Os ensaios de microdureza realizados ao longo do metal de solda, metal de base e atravessando toda ZAC mostraram que em termos de dureza média, os cordões de solda apresentaram baixos níveis de dureza ao longo de toda a sua região.

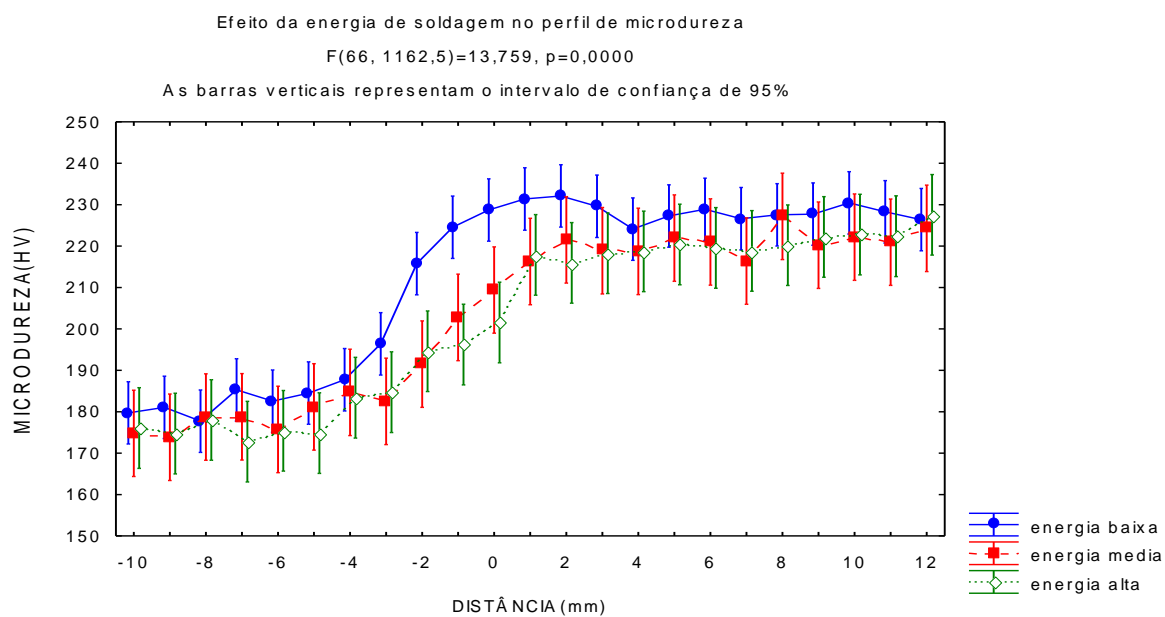
Figura 26. Perfil de microdureza ensaios L18.



Com relação ao valor de microdureza obtido nas regiões do cordão de solda, o trabalho de (AGUIAR, 2010) apresentou níveis de microdureza bastante semelhante em seus revestimentos utilizando o processo MIG/MAG com corrente constante pulsada.

O efeito da energia de soldagem sobre a dureza do metal de solda pode ser observado na Figura 27. Como podem ser observados, os ensaios realizados com menores níveis de energia apresentaram tendência de um maior valor de microdureza. Esta tendência pode ser explicada pelo fato de o aumento na energia de soldagem gerar um aumento no nível de diluição, fazendo com que o ferro substitua elementos como o nióbio, o molibdênio e o tungstênio, que apresentam tendência de endurecer a matriz por solução sólida além de, favorecem a precipitação de fases secundárias. Como consequência ocorre uma diminuição da dureza do metal de solda devido uma menor presença de precipitados e uma matriz mais mole (AGUIAR, 2010).

Figura 27. Efeito da energia de soldagem na dureza do cordão de solda.



6 CONCLUSÕES

Com base nos resultados obtidos sobre o processo de soldagem MIG/MAG duplo arame com potenciais isolados com modo de operação corrente constante pulsada e o emprego de ligas de níquel, para aplicações em componentes do setor de petróleo e gás natural, foi possível obter algumas conclusões:

- ✓ De uma forma geral os ensaios realizados proporcionaram cordões com um bom aspecto superficial, sem a incidência de defeitos e menores diluições com razões R/L e reforços satisfatórios.
- ✓ A menor diluição foi alcançada com os seguintes parâmetros: técnica da energia (TE) no nível 1 (energia Tipo I), posicionamento dos eletrodos (PE) no nível 2 (posição longitudinal), tipo de tecimento (TC) no nível 1 (sem tecimento), energia de soldagem (E) no nível 1 (energia baixa) e defasagem de corrente (DF) no nível 1 (sem defasagem).
- ✓ Para a condição de menor diluição foi obtido um reforço médio de 3,3 mm, constatando que para realização de soldagens de revestimento será necessário a aplicação de uma segunda camada para alcançar um reforço bruto de 5 mm.
- ✓ O processo utilizado proporcionou cordões de solda com baixos valores de diluição e razões R/L e com um bom acabamento superficial resultados.
- ✓ O trabalho MIG/MAG duplo arame, quando comparado com o processo MIG/MAG arame simples, apresentou elevados ganhos em produtividade mantendo os aspectos geométricos do cordão de solda e o nível de diluição em condições aceitáveis para realização de soldagem de revestimento.
- ✓ Em termos de dureza média, os cordões de solda apresentaram baixos níveis de dureza ao longo de toda a sua região.
- ✓ A energia de soldagem não influenciou a dureza dos cordões de solda.

7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- ✓ A partir das condições ideais obtidas neste trabalho, realizar soldagens de revestimento com o processo MIG/MAG duplo arame como forma de avaliar as propriedades mecânicas e metalúrgicas obtidas nos revestimentos.
- ✓ Realizar análise de custos do processo MIG/MAG duplo arame como forma de obter um comparativo entre o processo MIG/MAG arame simples.
- ✓ Realização de ensaios de corrosão nos cordões de solda, para avaliar a resistência a corrosão da liga utilizada neste trabalho.
- ✓ Realizar um estudo utilizando eletrodos com diferentes diâmetros e diferentes composições químicas, alimentação dos arames com diferentes velocidades e diferentes intensidades de corrente.

8 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**. 2010. 255 f. Doutorado (Doutorado). Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2010.

ASM. **Properties and selection of nonferrous alloys and special-purpose materials**. 10.ed. Ohio: ASM International, 1990. p.

_____. **Properties and Selection: Irons, Steels and High Performance Alloys**. 11.ed. Ohio: ASM International, 1993a. p.

_____. **Welding Brazing and Soldering**. 11.ed. Ohio: ASM International, 1993b. p.

_____. **Corrosion**. 11.ed. Ohio: ASM International, 1993c. p.

Standart Test Method for Microindentation hardness of Materials. Philadelphia: ASTM. E 384-99. 2002.

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

_____. **Welding Handbook - Welding Processes**. 8.ed. Miami: American Welding Society, 2004. p.

COUTINHO, C. B. **Materiais Metálicos para Engenharia**. 1.ed. Belo Horizonte: Fundação Cristiano Ottoni, 1992. p.

DUPONT, J. N.; LIPPOLD, J. C.; KISER, S. D. **WELDING METALLURGY AND WELDABILITY OF NICKEL-BASE ALLOYS**. Hoboken: A JOHN WILEY & SONS, 2009. 440 p.

The Invention and Definition of Alloy 625. Superalloy 718, 625, and Various Derivates. E. A. Loria: TMS Warrendale PA: 1 - 14 p. 1991.

GONZÁLEZ, A. M. R.; DUTRA, J. C. Análise e Desenvolvimento do Processo MIG/MAG Duplo Arame com Potencial Único. **Soldagem & Inspeção**, n. No 10, Ano 6 2000.

GROETELAARS, P. J. **INFLUÊNCIA DA VARIAÇÃO DE PARÂMETROS DE SOLDAGEM**

SOBRE A TRANSFERÊNCIA METÁLICA E PERFIL DO CORDÃO NO

PROCESSO MIG/MAG DUPLO-ARAME. 2005. f. Dissertação FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2005.

Petroleum and natural Gas Industries - Drilling and Production Equipment - Wellhead and Cristmans Tree Equipment. Switzerland: ISO. ISO 10423. 2003.

JORDAN, D. E. Welding of High-Molybdenum Nickel-Base Alloys. **Welding in the World**, v. 41, p. 1-9, 1998.

LORENZI, S.; GOTARDELLO, W. Preço do Níquel Cai e Reduz Valor da Inco. Rio de Janeiro, 2009. Acesso em: 25/03

MACHADO, I. G. **Soldagem e Técnicas Conexas: processos.** 1.ed. Porto Alegre: 1996. 477 p.

MAGALHÃES, S. G. **Avaliação do revestimento a base de liga de níquel em aço estrutural empregando o metal de adição ERNiCrMo-3 através da soldagem MIG/MAG.** 2008. f. Dissertação, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2008.

Comportamento do revestimento com eletrodo ERNiCrMo-3 em aço ASTM A516-gr60 a ensaios de envelhecimento. IIW International Congress, 2nd Latin American Welding Congress, XXXIV COSOLDA - National Welding Congress. São Paulo: ABS. 2008.

MATHEW, M. D.; BHANU SANKARA RAO, K.; MANNAN, S. L. Creep properties of service-exposed Alloy 625 after re-solution annealing treatment. **Materials Science and Engineering A**, v. 372, n. 1-2, p. 327-333, 2004.

METALS, S. **Joining.** 2008

MICHIE, K.; BLACKMAN, S.; OGUNBIYI. Process Characteristics and Aplications. **Welding Journal**, v. 5, p. 31-34, Maio 1999.

MIRANDA, E. C. **Estudo Exploratório de Parâmetros de Soldagem de Revestimentos com Ligas de Níquel Empregando o Processo TIG com Alimentação de Arame Frio.** 2008. f. Dissertação, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2008.

MIRANDA, H. C. **Influencia da Indutância na Soldagem MIG/MAG na Posição Sobre-Cabeça.** 1999. f. Dissertação, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 1999.

MIRANDA, H. C. **Reconhecimento e Controle da Transferência Metálica no Processo MIG/MAG Pulsado**. 2002. 215 f. Tese, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2002.

MODENESI, P. J. **Introdução à Física do Arco Elétrico e sua Aplicação na Soldagem dos Metais**. Belo Horizonte - MG: Universidade Federal de Minas Gerais 2008. p.

MOTTA, M. F. **Aplicação do Processo MIG/MAG pulsado com Duplo Arame e Potenciais Isolados em Operações de Revestimentos**. 2002. 153p f. (Tese). UFSC Florianópolis, 2002.

Análise por técnica eletroquímica da influência do envelhecimento sobre a resistência a corrosão do revestimento com metal de adição ERNiCrMo-3. 28º Congresso Brasileiro de Corrosão, 2nd International corrosion meeting, 2008. Recife: ABRACO. 2008.

PESSOA, A. R. P. **Revestimento de Ligas de Níquel pelo Processo MIG/MAG**. 2009. f. Dissertação, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2009.

PESSOA, E. F. **ESTUDO EXPLORATÓRIO DA SOLDAGEM MIG/MAG COM DUPLO ARAME EMPREGANDO CORRENTE ALTERNADA**. 2007. f. Dissertação Mestrado DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA METALÚRGICA E DE MATERIAIS, UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ, Fortaleza, 2007.

Efeito da corrente alternada na soldagem de alumínio ABNT 6060 empregando o processo MIG/MAG. III Congresso Nacional de Engenharia Mecânica - CONEM Belém-PA: Associação Brasileira de Engenharia e Ciência de Materiais - ABCM 2004.

PHADKE, M. S. **Quality Engineering Using Robust Desing**. 1.ed. New Jersey: PTR Prentice-Hall, 1989. p.

QUITES, A. M. **Introdução à soldagem a Arco Voltaico**. Florianópolis - SC: Soldasoft, 2002. p.

ROSS, P. J. **Aplicações das Técnicas Taguchi na Engenharia da Qualidade**. São Paulo - SP: McGraw-Hill Ltda, 1991. p.

SHANKAR, V.; RAO, K. B. S.; MANNAN, S. L. Microstructure and Mechanical Properties of Inconel 625 Superalloy. **Journal of Nuclear Materials** v. 288, p. 222-232, 2001.

SILVA, C. C. **Revestimentos de Ligas de Níquel Depositados pelo Processo TIG com Alimentação de Arame Frio - Aspectos Operacionais e Metalúrgicos**. 2010. 322 f. (Doutor). Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2010.

Avaliação da resistência à corrosão de aços inoxidáveis utilizados como revestimentos de torres de destilação de petróleo. *Petro&Química*. São paulo: Valete. XXX: 112-116 p. 2006.

SILVA, C. C. *et al.* Avaliação da Corrosão Microbiológica no Aço Inoxidável AISI 444 por Microrganismos Presentes em Amostras de Petróleo. **Revista Matéria**, v. 10, nº. 2, p. 258 -264, 2005.

SIMS, C. T.; HAGEL, W. C.; STOLOFF, N. S. **The Superalloys II**. New York: John Wiley & Sons, 1987. p.

THOMAS, C.; TAIT, P. The Performance of Alloy 625 in long-term Intermediate Temperature applications. **Int. J. Pressure Vessel & Piping**, v. 59, p. 41 - 49, 1994a.

THOMAS, C.; TAIT, P. The Performance of Alloy 625 in Long-term Intermediate Temperature Applications. **International Journal of Pressure Vessel and Piping**, v. 59, p. 41-49, 1994b.

VIEIRA, S. R. B. **Um sistema de gerenciamento da qualidade para fábricas montadoras com ênfase no método Taguchi e QFD**. 1996. f. (Dissertação). Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis - SC, 1996.

VILLANI, P. M.; MONDENESI, P. J.; BRACARENSE, A. Q. **Soldagem - Fundamentos e Tecnologia**. 1.ed. Belo Horizonte: UFMG, 2005. 363 p.

PESSOA, A. R. P. *et al.* Seleção de Parâmetros Através do Método Taguchi para Soldagem de Revestimento com Ligas de Níquel pelo Processo MIG/MAG. **Soldagem & Inspeção**, v. Vol. 15, n. No. 4, p. p.317-324, 2010.

UMA DISCUSSÃO SOBRE A UTILIZAÇÃO DA CORRENTE PULSADA NO PROCESSO MIG/MAG DUPLO ARAME COM POTENCIAL ISOLADO. XXVII CONSOLDA – Congresso Nacional de Soldagem. Campinas - SP: Associação Brasileira de Soldagem. 2001.