

UNIVERSIDADE FEDERAL DE CAMPINA GRANDE
CENTRO DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA
E ENGENHARIA DE MATERIAIS

**INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE SOLDAGEM SOBRE AS
CARACTERÍSTICAS DE REVESTIMENTOS DE LIGA DE NÍQUEL APLICADOS
EM AÇOS API 5L Gr B PELO PROCESSO ARCO SUBMERSO.**

VALMIR RODRIGUES BATISTA

Campina Grande
Agosto/2011

**INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE SOLDAGEM SOBRE AS
CARACTERÍSTICAS DE REVESTIMENTOS DE LIGA NÍQUEL APLICADOS EM
AÇOS API 5L Gr B PELO PROCESSO ARCO SUBMERSO.**

VALMIR RODRIGUES BATISTA

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-
Graduação em Ciência e Engenharia de
Materiais como requisito parcial à obtenção do
título de MESTRE EM CIÊNCIA E
ENGENHARIA DE MATERIAIS

Orientador: Prof^oDr. Theophilo Moura Maciel

Campina Grande

Agosto/2011

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA BIBLIOTECA CENTRAL DA UFCG

B333i Batista, Valmir Rodrigues

Influência dos parâmetros de soldagem sobre as características de revestimentos de liga de níquel aplicados em aços API 5L Gr B pelo processo arco submerso / Valmir Rodrigues Batista. — Campina Grande, 2011.

124 f. : il.

Dissertação (Mestrado em Engenharia de Materiais) – Universidade Federal de Campina Grande, Centro de Ciências e Tecnologia.

Referências.

Orientador: Prof^o. Dr^o. Theophilo Moura Maciel.

1. Soldagem de Revestimento. 2. Metalurgia da Soldagem. 3. Processo ao Arco Submerso. 4. Resistência à Corrosão. 5. Ligas de Níquel. I. Título.

CDU

621.791.75(043)

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho aos meus queridos pais Cicinato Batista Filho e Verônica Maria Rodrigues Batista.

VITAE DO CANDIDATO

Engenheiro de Materiais pela UFCG (2009).

INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE SOLDAGEM SOBRE AS
CARACTERÍSTICAS DE REVESTIMENTOS DE LIGA DE NÍQUEL APLICADOS
EM AÇOS API 5L Gr B PELO PROCESSO ARCO SUBMERSO.

Valmir Rodrigues Batista

Dissertação Aprovada em 12/08/2011 pela banca examinadora constituída dos
seguintes membros:



Dr. Theophilo Moura Maciel

Orientador

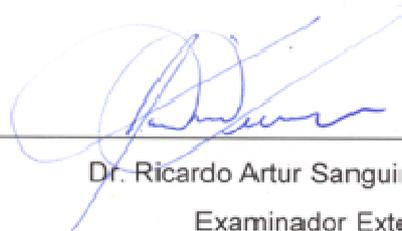
UAEM – UFCG



Dr. Walman Benício de Castro

Examinador Interno

UAEM – UFCG



Dr. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira

Examinador Externo

DEMEC/UFPE



Dr. Marco Antonio dos Santos

Examinador Interno

UAEM/UFCG

AGRADECIMENTOS

Primeiramente a Deus que me deu saúde e proteção, me amparando nos momentos mais difíceis.

À minha família, em especial meus pais que me deram amor, educação e incentivo para estudar e apostaram no meu potencial.

Ao meu orientador Prof. Dr. Theophilo Moura Maciel, pela ótima orientação, paciência comigo e confiança no meu trabalho.

Aos amigos e companheiros de trabalho Marcos Mesquita da Silva, Raphael Henrique Falcão de Melo, Marcelo Cesar Dias da Cunha e Fernando da Silva Araújo, pelo inestimável apoio nas atividades laboratoriais.

À Universidade Federal de Campina Grande e Unidade Acadêmica de Engenharia de Materiais, pela inefável contribuição na minha formação acadêmica e pessoal.

Ao Laboratório de Soldagem (LABSOL) e ao Laboratório de Caracterização de Materiais, assim como as pessoas que os compõe, pela estrutura oferecida para a realização da pesquisa.

Ao CENPES / PETROBRAS pelo material fornecido para a realização desse trabalho.

A CAPES / CNPq pelo apoio financeiro.

Enfim, a outras pessoas que, de forma direta ou indireta, contribuíram no desenvolvimento deste trabalho. Obrigado!

“Paciência e perseverança tem o efeito mágico de fazer as dificuldades desaparecerem e os obstáculos sumirem.”

John Quincy Adams

INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE SOLDAGEM SOBRE AS CARACTERÍSTICAS DE REVESTIMENTOS DE LIGA NÍQUEL APLICADOS EM AÇOS API 5L Gr B PELO PROCESSO ARCO SUBMERSO.

RESUMO

A necessidade de exploração de óleos mais pesados, em poços cada vez mais profundos e em ambientes mais agressivos tem causado falhas dos materiais por corrosão com grandes prejuízos econômicos e ambientais. Portanto este trabalho teve como objetivo avaliar a influência dos parâmetros de soldagem sobre a geometria (razão entre a altura e a largura- R/L), diluição(D), teor de Ferro, %Fe, e consequentemente resistência à corrosão de revestimentos de ligas de Ni (Hastelloy-276) aplicados por soldagem em aços C-Mn. O processo de soldagem utilizado foi ao Arco Submerso utilizando um arame eletrodo de liga de níquel (Ni-Cr-Mo-4) com diâmetro de 1,14 mm, avaliando duas modalidades de corrente, a corrente pulsada e a corrente convencional. Como substrato foi empregado segmentos de um tubo de aço de especificação API 5L Gr B com espessura de 18 mm e diâmetro interno de 290 mm. Para relacionar a influência das variáveis citadas com as respostas desejadas, foi utilizada a técnica de planejamento de experimentos com aplicação de planejamento fatorial em dois níveis. O planejamento fatorial foi utilizado apenas na etapa das soldagens dos cordões isolados. As etapas subseqüentes foram confeccionar revestimentos planos com três passes de solda e revestimentos circunferenciais com três passes no interior do tubo, com esse girando e a tocha parada, onde foi avaliado principalmente o teor de Fe e resistência à corrosão. Para os cordões isolados na modalidade de corrente pulsada, foram obtidos valores de diluição de 3,6% a 22,26% e valores de R/L de 0,23 a 0,67, sendo o resultado mais satisfatório de 12,76% e 0,28 para D e R/L respectivamente. Para os corões isolados na modalidade de corrente convencional, os valores de diluição variaram de 9,62% a 23,19%, com R/L variando de 0,21 a 0,60, sendo o resultado mais satisfatório de 11,81% e 0,28 para D e R/L. Nos revestimentos com três passes foram alcançados melhores resultados de resistência à corrosão na modalidade de corrente convencional, sendo a variável distância do bico de contato à peça, DBCP, de maior influência nos resultados.

Palavras-chave: Soldagem, Processo ao Arco Submerso, Hasteloy-276, Revestimento, Diluição, Planejamento Fatorial, Resistência à Corrosão.

INFLUENCE OF WELDING PARAMETERS ON THE CHARACTERISTICS OF NICKEL ALLOYS OVERLAYS APPLIED ON API 5L Gr B STEEL BY SUBMERGED ARC PROCESS.

ABSTRACT

The need for exploration of heavier oils, in ever deeper wells and more aggressive environments has caused failures due to corrosion of materials with large economic and environmental losses. Therefore the aim of this study was to evaluate the influence of welding parameters on geometry (ratio of height to width - R/L), dilution (D), Iron content, % Fe, and hence corrosion resistance of Ni alloy overlays (Hastelloy-276) applied by welding on C-Mn steels. Submerged Arc welding process was used with pulsed and conventional current using nickel alloy wire electrode (Ni-Cr-Mo-4) with 1.14 mm diameter as filler metal. A segments of API 5L Gr B steel pipe with 18 mm thickness and 290 mm internal diameter was used as substrate. To relate the influence of the variables mentioned with the desired responses design of experiments technique with application of factorial design at two levels was used. The factorial design was used only in the stage of isolated welding beads. Subsequent steps consisted of overlay with 3 welding pass in plan position and inside of the pipe in rotation movement with the torch stopped. In this case it was also being evaluated mainly % Fe and corrosion resistance. For isolated beads in the pulsed current mode, dilution values were obtained from 3.6% to 22.26% and values of R / L from 0.23 to 0.67, being the most satisfactory result of 12.76% and 0.28 for D and R / L respectively. For isolated beads in the conventional current method, dilution values ranged from 9.62% to 23.19%, with R / L ranging from 0.21 to 0.60, being the most satisfactory result of 11.81% and 0.28 for D and R / L. At overlays with three passes, have been achieved better results in the corrosion resistance with conventional current mode, and the variable "distance from the contact tip to the workpiece, DBCP", had the greatest influence on results.

Keywords: Welding, Submerged Arc Process, Hasteloy-276, Overlay, Dilution, Factorial Design, Resistance to Corrosion.

PUBLICAÇÕES

Artigo(s) publicado(s):

- BATISTA, V. R.; SILVA, M. M.; MACIEL, T. M.; MELO, R. H. F.; ARAÚJO, F. S.; SANTOS, M. A. **Influência dos parâmetros de soldagem sobre as características de revestimentos de liga níquel aplicados em aços API 5L Gr B.** In: Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais, Campos do Jordão, 2010.

- BATISTA, V. R.; SILVA, M. M.; MACIEL, T. M.; MELO, R. H. F.; CUNHA, M. C. D. **Análise de revestimentos de liga de níquel aplicados por soldagem SAW em aço API 5L Gr B.** In: 66º Congresso ABM. São Paulo – SP, 2011.

Artigo(s) submetido (s) para publicação:

- BATISTA, V. R.; SILVA, M. M.; MACIEL, T. M.; MELO, R. H. F.; CUNHA, M. C. D. **Avaliação dos parâmetros de Soldagem sobre Revestimentos de Liga de Níquel em Duto de Aço API 5L Gr B.** In: CONSOLDA 2011 – XXXVII Congresso Nacional de Soldagem. Natal-RN, 2011.

- BATISTA, V. R.; SILVA, M. M.; MACIEL, T. M.; MELO, R. H. F.; ARAÚJO, F. S.; SANTOS, M. A. Efeito dos parâmetros de soldagem sobre a geometria e diluição de revestimentos de liga de níquel aplicados em aço api 5l gr b **In: Revista Eletrônica de Materiais e Processos - REMAP, 2011.**

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS	i
RESUMO	iii
ABSTRACT	iv
PUBLICAÇÕES.....	v
SUMÁRIO	vi
ÍNDICE DE FIGURAS	viii
ÍNDICE DE TABELA	xiii
LISTA DE SÍMBOLOS, SIGLAS E ABREVIATURAS.....	xv
1. INTRODUÇÃO	1
2. JUSTIFICATIVA	4
3. OBJETIVOS	6
3.1. Objetivo geral.....	6
3.2. Objetivo específico	6
4. REVISÃO DA LITERATURA	7
4.1. Aços de alta resistência e baixa liga (ARBL)	7
4.2. Características das ligas de níquel	8
4.3. Resistência à Corrosão.....	10
4.3.1. A técnica de Resistência de polarização para avaliar a resistência à corrosão	11
4.3.2. A técnica de Espectroscopia de Impedância Eletroquímica para avaliar a resistência à corrosão	12
4.4. Corrosão em ligas de níquel	15
4.5. Hastelloy C-276	16
4.6. Processo de soldagem ao Arco Submerso.....	19
4.6.1. Definição	19
4.6.2. Processo	19
4.6.3. Equipamento	21
4.7. Efeito das variáveis de processo de soldagem sobre as características do cordão de solda	21
4.7.1. Corrente elétrica.....	21
4.7.2 Tensão do arco	22
4.7.3. Diâmetro do eletrodo.....	23
4.7.4. Tipo de corrente	24
4.7.5. Velocidade de soldagem	24
4.7.6. Distância do bico de contato a peça (DBCP) ou <i>stickout</i>	25
4.8. Soldagem de revestimento	25

4.8.1. Considerações	25
4.8.2. Escolha do processo de soldagem de revestimento	26
4.8.3. Aplicação.....	26
4.8.4. Versatilidade do processo	27
4.8.5. Diluição	27
4.8.6. Produtividade	27
4.8.7. Flexibilidade para expansão futura.....	27
4.9. Aspectos metalúrgicos de revestimento aplicados por soldagem.....	28
4.9.1. Soldagem e revestimento.....	28
4.9.2. Formação de zona parcialmente diluída	29
4.9.3. Comportamento em meio agressivo.....	31
4.10. Planejamento de experimentos	33
4.10.1 Tipos de planejamento de experimentos.....	35
4.10.2. Vantagens do planejamento experimental	35
4.10.3. Etapas para o desenvolvimento de um planejamento de experimentos	36
5. MATERIAIS E MÉTODOS	37
5.1. Materiais	37
5.2. Processo de Soldagem.....	38
5.3. Deposição dos revestimentos.....	39
5.4. Cálculo da Diluição e R/L (altura / largura do cordão)	41
5.5. Ensaio de microdureza	41
5.6. Ensaio de corrosão	43
5.7. Avaliação do teor de Fe	46
5.8. Planejamento Fatorial.....	47
6. RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	51
6.1. Cordões isolados	51
6.2. Análise dos cordões na forma de revestimento	67
6.2.1 – Resultados de microdureza.....	70
6.2.2 – Resultados de Corrosão.....	76
6.3. Revestimentos aplicados com o tubo girando	78
6.3.1 – Resultados de microdureza.....	82
6.3.2 – Resultados de corrosão	88
7. CONCLUSÕES	91
SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	93
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	94
ANEXO.....	102

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1 - Micrografia de principais fases secundárias de uma liga à base de níquel: intermetálicos, carbetos (GREGORI, 2003).....	9
Figura 2 - Curva de polarização esquemática: (a) em escala linear; (b) em escala logarítmica.....	12
Figura 3 - Diagrama de Nyquist para os seguintes circuitos elétricos: (a)um único capacitor; (b) associação de um resistor e um capacitor em série (RC série); (c) associação de um resistor e um capacitor em paralelo (RC paralelo); (d) Associação de um circuito RC paralelo em série com um resistor (FISHER, 1996). .	14
Figura 4 - O processo de soldagem por arco submerso (FORTES, 2004).....	20
Figura 5 – Equipamento para soldagem ao arco submerso (MODENESI e MARQUES, 2000).	21
Figura 6 – Efeito do nível de corrente de soldagem no perfil do cordão soldado: (a) corrente excessivamente baixa; (b) corrente excessivamente alta; (c) corrente recomendada (ASM INTERNATIONAL, 1993).....	22
Figura 7 – Efeito da tensão no perfil do cordão soldado para a corrente constante. (a) voltagem excessivamente baixa; (b) voltagem excessivamente alta (ASM INTERNATIONAL, 1993).	22
Figura 8 – Cordão em forma de Chapéu, produzido pelo uso de excessiva tensão (FORTES, 2004).	23
Figura 9 – Efeito da polaridade do eletrodo sobre o cordão de solda, mantidos constantes os demais parâmetros (WAINER e BRANDI, 1992).....	24
Figura 10 - Desenho esquemático da formação de uma junta soldada.	28
Figura 11 - Desenho esquemático da deposição de um revestimento por soldagem.....	29
Figura 12 – (a) formação de zona parcialmente diluída na interface da linha de fusão em uma solda depositada com corrente de soldagem de 90 A e velocidade de soldagem de 16 cm/min. (b) diluição local calculada em 4 pontos a partir da linha de fusão (HIPPERT, 2004)	30
Figura 13 - Microestruturas de soldas dissimilares efetuadas sob diferentes condições de velocidade e corrente de soldagem (KEJELIN, et. al., 2006).	30
Figura 14 – Micrografias em MEV mostrando a corrosão da água primária em 379 MPa para 2931 h: (a) Seção transversal (Inconel 600) e (b) SCC na zona termicamente afetada (Inconel 690) (KIM e MOON, 2004).	31

Figura 15 - Micrografias de Inconel 690 mostrando SCC em solução de sulfato de 414 MPa para 1624 h: (a) SCC intergranular e (b) SCC após uma severa formação de pitting (KIM e MOON, 2004).	32
Figura 16 – Micrografias em MEV de Inconel 600 mostrando as trincas da superfície externa na solução cáustica a 414 MPa para 3744 h: (a) ataque intergranular da zona termicamente afetada e (b) ataque intergranular na superfície (KIM e MOON, 2004).	32
Figura 17 - Micrografia da seção transversal de Inconel 690 em solução de soda cáustica em 207 MPa para 4877 h (KIM e MOON, 2004).	33
Figura 18 - Tubo de aço API 5L Gr B na condição como-recebida.	38
Figura 19 – Equipamento de soldagem por arco submerso.	39
Figura 20 – Confeção da peça a ser soldada.	39
Figura 21 – Cordões de solda isolados.	40
Figura 22 – Revestimento com três passes plano.	40
Figura 23 - Revestimento com três passes circunferencial.	41
Figura 24 - Áreas para o cálculo da diluição e R/L: (a) Cordão isolado; (b) Três cordões.	41
Figura 25 - Disposição das impressões de microdureza ao longo das linhas verticais e interface revestimento-substrato.	42
Figura 26 - Localização dos pontos do ensaio de microdureza na superfície.	42
Figura 27 - Corte de uma seção transversal do corpo de prova da região da solda.	43
Figura 28 - Desenho em perspectiva da amostra após o processo de usinagem.	43
Figura 29 - Conexão entre as amostras e os fios rígidos \varnothing 1,5mm através de uma fenda aberta no substrato da amostra.	44
Figura 30 - Exemplos de eletrodos de trabalho (amostras) para análise de corrosão.	44
Figura 31 - Célula eletroquímica de três eletrodos utilizada.	45
Figura 32 - Potenciostato/Galvanostato PG STATE30 da Autolab.	45
Figura 33 - Gaiola de Faraday.	46
Figura 34 – Relação entre R/L e diluição (D), para corrente pulsada.	54
Figura 35 – Valores preditos versus observados para os modelos de D e R/L, utilizando corrente pulsada.	56

Figura 36 – Influência de I_p , I_B , e V_a sobre a diluição (D), utilizando corrente pulsada.....	56
Figura 37 – Superfície de resposta: (a) Influência de I_p e V_a sobre a diluição, utilizando corrente pulsada, fixando I_B em 75 A e DBCP em 17,5mm. (b) Influência de I_B e V_a sobre a diluição, utilizando corrente pulsada, fixando I_p em 260 A e DBCP em 17,5mm.	57
Figura 38 – Representação cúbica: (a) Influência de I_p , I_B e V_a sobre a razão R/L, utilizando corrente pulsada. (b) Influência de I_p , V_a e DBCP sobre a razão R/L, utilizando corrente pulsada.....	58
Figura 39 – Superfície de resposta: (a) Influência de I_p e V_a sobre a relação R/L, utilizando corrente pulsada fixando I_B em 125 A e DBCP em 15 mm. (b) Influência de I_B e DBCP sobre a relação R/L, utilizando corrente pulsada fixando I_p em 300 A e V_a em 6,0 m/min.	59
Figura 40 - Influência da energia de soldagem na diluição para corrente pulsada.....	60
Figura 41 - Valores preditos versus observados para o modelo D.....	63
Figura 42 - Valores preditos versus observados para o modelo altura/largura, R/L...	63
Figura 43 - Valores preditos versus observados para o modelo corrente média, I_M ...	64
Figura 44 – Influência da velocidade de alimentação e distância do bico de contato à peça na diluição, fixando a tensão em 30volts.	64
Figura 45 – Superfície de resposta: (a) Influência da distância do bico de contato à peça e a tensão em R/L, fixando V_a em 6,5 m/min. (b) Influência da velocidade de alimentação e a distância do bico de contato á peça em R/L, fixando a tensão em 40 volts.....	65
Figura 46 – Superfície de resposta: (a) Influência da tensão e velocidade de alimentação na corrente média, fixando DBCP em 30 mm. (b) Influência da velocidade de alimentação e a distância do bico de contato á peça na corrente média, fixando U em 30 A.	66
Figura 47 - Efeito da energia de soldagem sobre diluição para as correntes convencional e pulsada.....	67
Figura 48 - Seções transversais dos Revestimentos. (a) RP22, (b) RP51 e (c) RCE4.....	67
Figura 49 - Valores de diluição D (%) para os revestimentos planos.....	68
Figura 50 - Largura dos revestimentos planos.	69
Figura 51 - Altura mínima dos revestimentos planos.	70

Figura 52 - Microdureza Vickers ao longo da interface MS/substrato (a) RCE4, (b) RP51.	71
Figura 53 - Variações de microestrutura ao longo da interface MS / substrato.	73
Figura 54 - Perfil de microdureza ao longo do revestimento de Hastelloy C-276. (a) corrente convencional (RCE4) e (b) corrente pulsada (RP51).	74
Figura 55 - Interface da linha de fusão de soldas dissimilares depositadas em diferentes condições de soldagem: (a) RCE4, (b) RP51, (c) RP22. Valores em HV..	75
Figura 56 - Curva de polarização dos três revestimentos planos soldados em substrato de aço API 5L Gr.B.....	77
Figura 57 - Diagrama de impedância relacionado aos três revestimentos planos.	78
Figura 58 - Seções transversais dos revestimentos obtidos através de soldagens circunferenciais (a) RT1, (b) RT2 e (c) RT3.	80
Figura 59 - Dependência da diluição e do teor de Fe com (a) DBCP e (b) Corrente de soldagem.....	81
Figura 60 - Largura dos revestimentos circunferenciais.....	81
Figura 61 - Altura mínima dos revestimentos circunferenciais.	82
Figura 62 - Perfil de dureza Vickers ao longo da interface MS/substrato, amostra RT1.	83
Figura 63 - Perfil de dureza Vickers ao longo da interface MS/substrato, amostra RT2.	83
Figura 64 - Perfil de dureza Vickers ao longo da interface MS/substrato, amostra RT3.	83
Figura 65 - Variações de microestrutura ao longo da interface MS / substrato.	84
Figura 66 - Perfil de microdureza ao longo do revestimento de Hastelloy C-276. Amostra RT1.	85
Figura 67 - Perfil de microdureza ao longo do revestimento de Hastelloy C-276. Amostra RT2.	85
Figura 68 - Perfil de microdureza ao longo do revestimento de Hastelloy C-276. Amostra RT3.	86
Figura 69 - Interface da linha de fusão de soldas dissimilares depositadas em diferentes condições de soldagem: (a) RT1, (b) RT2.....	87
Figura 70 - Curva de polarização dos três revestimentos circunferenciais soldados em substrato de aço API 5L Gr.B.....	89

Figura 71 - Diagrama de impedância relacionado aos três revestimentos circunferenciais.	90
--	----

ÍNDICE DE TABELA

Tabela 1 – Composição química da liga Hastelloy C-276 (RIGH TEMP METALS, 2010).....	17
Tabela 2 – Taxas típicas de corrosão para o Hastelloy C-276 * (RIGH TEMP METALS, 2010).....	17
Tabela 3 – Propriedades físicas médias da liga Hastelloy C-276 (RIGH TEMP METALS, 2010).....	18
Tabela 4 – Taxa média de oxidação (RIGH TEMP METALS, 2010).....	19
Tabela 5 – Correntes recomendadas para diferentes diâmetros de eletrodo (ASM INTERNATIONAL, 1993).	22
Tabela 6 – Composição química (% em peso) do metal de adição utilizado.	37
Tabela 7 - Composição química (% em peso) do metal de base utilizado.	38
Tabela 8 – Níveis reais e codificados dos fatores em estudo para cordões isolados, com corrente pulsada.....	47
Tabela 9– Matriz de planejamento experimental $2^4 + 3$ pontos centrais, para corrente pulsada.....	48
Tabela 10 – Níveis reais e codificados dos fatores em estudo para corrente convencional.	49
Tabela 11– Matriz de planejamento experimental $2^3 + 3$ pontos centrais, para a corrente convencional.	49
Tabela 12 - Nomenclatura dos corpos de prova e parâmetros de soldagem utilizados para os revestimentos planos.....	50
Tabela 13 - Parâmetros de soldagem utilizados para os revestimentos circunferenciais.	50
Tabela 14 – Matriz de planejamento e resultados obtidos para corrente pulsada.....	52
Tabela 15 – Valor de P para os fatores e interações, utilizando corrente pulsada.....	53
Tabela 16 – Efeitos dos fatores e interações, para corrente pulsada.....	54
Tabela 17 – Análise de variância (ANOVA) para as respostas D e R/L, utilizando corrente pulsada.....	55
Tabela 18 – Matriz de planejamento e resultados obtidos para a corrente convencional.	60
Tabela 19 – Valor de P para os fatores e interações, para a corrente convencional.	61
Tabela 20 – Efeitos dos fatores e interações para a corrente convencional.	61

Tabela 21 – Análise de variância (ANOVA) para a resposta diluição, D.	62
Tabela 22 – Análise de variância (ANOVA) para a resposta altura/largura, R/L.	62
Tabela 23 – Análise de variância (ANOVA) para a resposta corrente média, I_M	63
Tabela 24 - Principais resultados obtidos para os três revestimentos planos.	68
Tabela 25 - Percentual de valores de dureza Vickers acima de um determinado nível especificado.	71
Tabela 26 - Valores médios de microdureza HV na seção transversal dos revestimentos planos com suas respectivas energias de soldagem.	74
Tabela 27 - Perfil de Microdureza nas superfícies dos revestimentos planos.	76
Tabela 28 - Resumo dos resultados do ensaio de corrosão (revestimentos planos).	78
Tabela 29 – Resumo dos resultados para os revestimentos circunferenciais.	80
Tabela 30 - Valores médios de microdureza HV na seção transversal dos revestimentos circunferenciais com suas respectivas energias de soldagem.	86
Tabela 31 - Perfil de Microdureza nas superfícies dos revestimentos circunferenciais.	88
Tabela 32 - Resumo dos resultados do ensaio de corrosão (soldagem circunferencial)	90
Tabela A - Pontos de percentagem da distribuição F, 5%.	102

LISTA DE SÍMBOLOS, SIGLAS E ABREVIATURAS

Siglas

ANSI – Association National Standards Institute

API – American Petroleum Institute

ASME – American Society of Mechanical Engineers

ASTM – American Society for Testing And Materials

AWS – American Welding Society

CENPES - Centro de Pesquisa e Desenvolvimento Leopoldo A. Miguez de Mello

NACE – National Association Corrosion Engineers

SAE – Society of Automotive Engineers

Letras Gregas

β – Coeficiente de transferência

Φ – Diâmetro do arame consumível

η – Extensão da polarização

α – Fase alfa

γ – Fase gama (Austenita)

γ'' – Fases intermetálicas

μ - micron

η_a – Sobretensão anódica

η_c – Sobretensão catódica

Abreviações

5L – Specification for Line Pipe

Ag – Prata

ANOVA – Analise of variance (análise de variância)

Ar – Argônio

ARBL – Alta Resistência e Baixa Liga

C – Carbono

CC⁺ - Corrente continua com polaridade invsera ou reversa

CC - Corrente continua com polaridade direta
Cl – Cloro
Co – Cobalto
CP – Corpo de Prova
Cr – Cromo
Cu – Cobre
D – Diluição
DBCP – Distância do bico de contato à peça
DL – Diluição longitudinal
H – Energia de soldagem
E_{COR} – Potencial de corrosão
EDX – Energy Dispersive X-ray
E_E – Potencial de equilíbrio da polarização
E_X – Potencial resultante da polarização
F – Constante de Faraday
FCAW – Flux Cored Arc Welding
Fe – Ferro
GMAW – Gas Metal Arc Welding
GR – Grau
GTAW – Gas-Shielded Tungsten Arc Welding
HV – Dureza Vickers
i – Densidade de corrente medida
i_{COR} – Corrente de corrosão
IMZ's – Zonas intermediárias misturadas
k – Número de fatores variáveis
K – Kelvin
L – Largura do cordão
LF – Linha de fusão
M – Molar
MAG – Metal Active Gas
MB – Metal de Base
MIG – Metal Inert Gas
Mn – Manganês
Mo – Molibdênio
MS – Metal de Solda

MSR – Metodologia de Superfície de Resposta

n – número de oxidação da espécie eletroativa

Na – Sódio

Ni – Níquel

O – Oxigênio

P – Fósforo

P.A. – Pró-análise (o reagente tem grau de pureza suficientemente alto para uso em análise química)

Pb – Chumbo

psi – Pound square inch

R – Altura do cordão

RC – Revestimento produzido com corrente convencional

R/L – Relação altura / largura do cordão

RP - Revestimento produzido com corrente pulsada

R_p – Resistência de polarização

RT – Revestimento circunferencial no interior do tubo

S – Enxofre

SAW – Submerged Arc Welding

SMAW – Shielded Metal Arc Welding

Sn - Estanho

T_o – Temperatura de pré-aquecimento

Ti – Titânio

U – Tensão elétrica

UMZ's – Zonas não misturadas

V – Vanádio

V_a – Velocidade de alimentação

V_s – Velocidade de soldagem

Z – Impedância

Zn - Zinco

ZPD – Zonas Parcialmente Diluídas

ZTA – Zona Termicamente Afetada

ZTA-GG – Região de grãos grosseiros da zona termicamente afetada

1. INTRODUÇÃO

O processo de corrosão que ocorre no interior dos dutos, que transportam óleo ou gás, é um problema de relevância na indústria do petróleo e pode afetar de forma significativa a vida útil dos mesmos. Quando o referido processo não é controlado, ocorre o inevitável vazamento nas tubulações, causando danos irreparáveis ao meio ambiente. Investigar a corrosão no interior de dutos que transportam óleo ou gás é um tema complexo, pois esse sistema que é composto na sua maioria de diferentes fases (gás, óleo e água), possui no mínimo um fluido com elevada velocidade em contato com a parede do duto. Em relação este último, sabe-se que o movimento de um fluido sobre a superfície de um metal, pode influir de forma significativa na velocidade de corrosão do sistema (GUERRA, 2000). A prática mostra que o ataque corrosivo se dá preferencialmente na parte inferior do tubo, onde ocorre o contato do fluido com a parede de aço carbono.

Com a escassez de petróleo, tem sido comum a exploração e refino de óleos cada vez mais pesados. Estes óleos, com elevados teores de impurezas tornam-se bastante agressivos aos materiais dos equipamentos de processos utilizados nas unidades de exploração e refino da Petrobrás. O problema mais comum é a degradação destes equipamentos por corrosão, em especial a corrosão naftênica. Isto ocorre porque as refinarias não foram originalmente projetadas para trabalhar com os níveis de impurezas presentes nestes óleos mais pesados. Uma das soluções empregadas para a correção dos equipamentos degradados é a recuperação por soldagem e a outra seria a substituição das instalações empregando-se materiais compatíveis com os atuais níveis de agressividade (MANKINS e LAMB, 1990). Em qualquer um destes casos, o desafio principal é encontrar materiais resistentes às severas condições de corrosão e ainda que atendam às diferentes condições de temperatura e de tensões.

As empresas que extraem e transportam esses óleos pesados, ricos em substâncias extremamente corrosivas procuram soluções capazes de minimizar os problemas citados acima, porém, devido à grande competitividade desse setor, as soluções procuradas devem ser viáveis, e critérios como, custo, benefício, e produtividade, são muito importantes e devem ser levados em consideração.

Vários estudos já foram feitos e outros estão em andamento com o propósito de aprimorar técnicas de revestimento de tubulações, assim como, desenvolvimento de ligas mais resistentes a corrosão, por exemplo, o desenvolvimento de

intermetálicos Ni/Al para revestimento protetor de componentes que operam em ambientes carburizantes (CANGUE, 2007), além de desenvolvimento de novos processos de revestimento por soldagem capazes de revestir grandes áreas em pouco tempo, procurando-se uma mínima penetração no metal de base, como por exemplo, revestimento anti-corrosivo realizado por arco submerso utilizando eletrodo em forma de fita simples, fita dupla e fita larga (ROCHA, 1987). Estudos bem recentes também estão ou foram feitos com esse mesmo propósito utilizando soldagem MIG/MAG manual (SOUZA NETO, 2010).

Como a produtividade e qualidade andam sempre juntos nos processos de soldagem, as empresas estão dando cada vez mais preferência por processos semi-automatizados e automatizados, pois é possível se ter o controle de parâmetros como velocidade de soldagem, alimentação de eletrodo, distância do bico de contato à peça (DBCP), também conhecido como “stickout”, resultando em arcos mais estáveis (no caso de soldagem à arco elétrico), geometria e penetração constantes, ou seja, uma solda de alta qualidade, com a vantagem de não exigir tanto da habilidade do soldador, como no processo por eletrodo revestido, ou MIG/MAG manual.

Um fator importantíssimo e decisivo sobre a resistência à corrosão dos revestimentos aplicados por soldagem é o nível de diluição do substrato no revestimento já que isto implica diretamente no teor de Fe na superfície do revestimento e conseqüentemente na sua resistência à corrosão. Quanto menor a diluição, menor a probabilidade de formação de microestruturas frágeis e susceptíveis à corrosão (WAINER et. al., 1992). A norma ISO 10423 (ISO, 2003) adotada pela Petrobras para as soldagens de revestimento em equipamentos com revestimentos metálicos, exige o teor de ferro máximo de 10%. Os níveis de diluição, por sua vez, estão diretamente relacionados com a variação dos parâmetros e procedimentos de soldagem os quais afetam também a geometria do cordão (altura e largura) que também são fatores que influenciam na resistência à corrosão. Além disso, o controle destes parâmetros permite controlar o aparecimento de zonas parcialmente diluídas (ZPD) na interface entre o substrato e o revestimento (KEJELIN, 2006) (SOUZA NETO et. al., 2010).

Neste contexto, destaca-se a importância de um trabalho voltado para o estudo da compatibilidade metalúrgica de revestimentos à base de superligas de níquel, depositados por soldagem em chapas de aço C-Mn para proteção contra corrosão.

Sendo assim, o presente trabalho apresenta um estudo voltado à análise de revestimentos de ligas de níquel aplicados por soldagem levando em consideração a influência da variação dos parâmetros de soldagem sobre a diluição, as características geométricas e a resistência à corrosão destes revestimentos, utilizando o processo de soldagem a Arco Submerso.

2. JUSTIFICATIVA

A Petrobrás é a maior produtora de petróleo em águas profundas do mundo com cerca de 65% da área de seus blocos exploratórios offshore a profundidades de lâmina d'água de mais de 400 m. No ano de 2006, a empresa alcançou a auto-suficiência, sendo que cerca de 70% da produção é proveniente de águas profundas e ultra profundas. Em 2010, a produção de óleo pesado em ambiente offshore foi cerca de 20% da produção de óleo condensado da Petrobrás. Os volumes de óleo pesado e viscoso descobertos pela Petrobrás nos últimos anos ultrapassam 15 bilhões de barris. A maior parte deste óleo encontra-se em lâmina d'água acima de 1.000 metros, o que exige tecnologias sofisticadas e caras para a sua extração. Na área do refino, deve-se investir pesado para adequar as instalações das refinarias à qualidade do óleo pesado produzido no Brasil. Esta situação exige grandes investimentos em pesquisa e desenvolvimento de novos materiais e tecnologias para atenderem aos desafios impostos pela necessidade crescente da extração, do transporte e do refino dos óleos pesados produzidos em águas profundas e ultraprofundas (MORRITIS, 1995).

A Petrobrás, com todo desenvolvimento tecnológico apresenta uma ordem de 82% em gastos com manutenção de dutos e equipamentos.

O aço carbono é um dos materiais mais utilizados hoje nas indústrias seja elas de quaisquer ramos de atividade e é utilizado principalmente na parte estrutural, porém apresenta muitos problemas no que diz respeito à corrosão, necessitando assim de um mecanismo que impeça ou diminua essa ação indesejável e prejudicial aos equipamentos constituídos desse material. Na indústria, podemos constatar a ocorrência deste fato nas unidades de destilação e processamento de petróleo, onde a corrosão se dá pela ação dos ácidos naftênicos que atacam e desgastam as estruturas de aço causando grandes prejuízos e interferências nos planos de manutenção das unidades.

O petróleo cru, como normalmente usado na indústria petrolífera, apresenta em sua composição química, grandes teores desses ácidos naftênicos e outros componentes que aumentam significativamente o grau de corrosividade. Este aspecto exige dos materiais empregados nas unidades de destilação e de processamento do petróleo uma elevada resistência à corrosão, em especial aquela causada pela ação do ácido naftênico.

O problema da corrosão nas tubulações de petróleo é tão complexo que mesmo em países industrialmente avançados, as perdas econômicas (diretas e indiretas) decorrentes de falhas de materiais associados à corrosão / abrasão são elevadas. Especialistas revelam que na Alemanha (antiga ocidental), estas perdas são cerca de 5% do PIB por ano (LUGSHEIDER, 1987). Foi realizado um levantamento do prejuízo causado pelas falhas nos EUA em 1982, concluindo-se que um terço do custo total das perdas poderia ser eliminado através de um melhor uso da tecnologia existente, e que outro tanto poderia ser eliminado se investimentos pudessem ser realizados para pesquisa e desenvolvimento dentro das empresas (DOWLING, 1993).

Investimentos deverão ser feitos para a melhoria dos revestimentos, em particular dos revestimentos internos de dutos e da sua soldabilidade; dos sistemas de detecção de defeitos em dutos empregando emissão acústica; das técnicas de avaliação de corrosão interna em dutos e reservatórios; dos materiais empregados para o revestimento das torres de destilação e sua soldabilidade e para o desenvolvimento de novos materiais resistentes à corrosão naftênica (SMITH, 1993).

Portanto é justificável investimentos em pesquisas de revestimentos metálicos utilizando-se ligas metálicas resistentes a corrosão, como as ligas de níquel nas tubulações e equipamento sujeitos a ação de substâncias corrosivas nos processos envolvidos nas petroquímicas.

3. OBJETIVOS

3.1. Objetivo geral

Determinar os melhores parâmetros de soldagem para aplicação de revestimentos de ligas de Ni (Hastelloy-276) aplicados pelo processo ao Arco Submerso em segmentos de tubos de aço C-Mn empregados nas indústrias do setor de petróleo e gás natural, visando garantir uma maior resistência à corrosão.

3.2. Objetivo específico

- Avaliar o efeito da variação dos parâmetros de soldagem sobre a geometria e os níveis de diluição dos cordões de solda;
- Avaliar a dureza e a microestrutura na superfície, na interface com o substrato e na ZTA (zona termicamente afetada) dos revestimentos de liga de Ni;
- Medir o teor de ferro (%Fe) diluído nos revestimentos de liga de Ni através de EDX (Espectroscopia de Energia Dispersiva de Raio X);
- Medir a resistência a corrosão dos revestimentos de liga de Ni através das técnicas de Polarização Potenciodinâmica Linear e Espectroscopia de Impedância Eletroquímica.

4. REVISÃO DA LITERATURA

4.1. Aços de alta resistência e baixa liga (ARBL)

Estes materiais são aços microligados que apresentam (em sua forma original mais simples) microestrutura típica de ferrita-perlita. Sua composição química é similar a de um aço baixo carbono, mas com micro-adições de elementos de liga de aproximadamente 0,1% Nb, Ti ou V para garantir propriedades mecânicas superiores (HIPPERT, 2004). A demanda por esses aços aumentou pela necessidade de se transportar gás natural de forma mais rápida e econômica, pois devido ao aumento de consumo de energia novas fontes de óleo e gás passaram a ser exploradas. As tubulações que transportam esses insumos são submetidas a altas pressões e por isso necessitam de grandes espessuras. E isso acarretou em um aumento na demanda por aços de alta resistência e boa tenacidade a baixas temperaturas tais como os aços ARBL de classificação API (SILVA, 1986).

Em função desta demanda, a tecnologia para produzir esses aços vem se desenvolvendo rapidamente. Por exemplo, melhoria no processo de laminação tem proporcionado a esses materiais um maior limite de escoamento (obtenção de tamanho de grão reduzido), acompanhado de uma redução gradual do carbono (a quantidade de carbono pode ser reduzida com o objetivo de aumentar a soldabilidade e tenacidade), já que adições de nióbio e vanádio compensam a diminuição de resistência devido a redução desse elemento (SAE, 1972; ASM, 1990).

Existem várias formas de se fabricar aços ARBL, mas a mais utilizada é a laminação controlada, que é um processo largamente utilizado para obtenção de aços destinados a dutos, pontes, estruturas offshore, e outras aplicações de engenharia. Este alia combinações diversas entre temperatura e quantidade de deformação, obtendo-se elevados valores de resistência e tenacidade a partir dos efeitos de refino do grão e da precipitação de carbeto e nitreto dos elementos microligantes (SILVA, 1986).

As duas principais especificações de material utilizadas para dutos são de origem norte-americana, são elas: ASTM e API.

Os aços da especificação API são considerados aços ARBL, com características de elevada resistência, aliada à boa soldabilidade, baixo nível de inclusões e boa qualidade superficial. Estes aços são especificados pelo American

Petroleum Institute (API), no caso, a norma API 5L, Specification for Line Pipe (API, 2004).

Uma grande parte dos dutos utilizados atualmente é fabricada de acordo com as especificações ou normas API. Os tubos para dutos denominados API são designados por seu mínimo esforço de escoamento aceitável, em libras por polegada quadrada (psi). No caso dos API 5L Gr A e API 5L Gr B, os Limites mínimos de escoamento são respectivamente 30 kpsi e 35 kpsi (API, 2004).

A composição química dos aços para dutos API é variada para fornecer propriedades específicas. Conteúdos máximos e mínimos são descritos na especificação API 5L para vários graus, principalmente para os elementos de microliga Mn, P, S, Co, V, Ti. Nem todos esses elementos estão presentes em todos os graus. Alguns deles são adicionados a certos graus de aços para dutos para proporcionar características específicas.

Esses aços são largamente utilizados em dutos para transporte de petróleo e são submetidos a condições severas de corrosão e desgaste. Apesar das boas propriedades mecânicas citadas anteriormente, esse material possui uma composição química susceptível a corrosão. Atualmente está sendo empregado a nível mundial, o revestimento interno de tubulações de aço C-Mn com ligas a base de níquel para melhoria da resistência à corrosão. Essa aplicação está ganhando espaço principalmente por questões econômicas, uma vez que restringe a utilização de materiais nobres somente às regiões que demandam melhores propriedades, nesse caso, à superfície interna dos tubos (KEJELIN, et. al., 2006).

4.2. Características das ligas de níquel

As superligas de níquel estão entre os materiais metalúrgicos mais complexos. Segundo CANGUE (2007) e GREGORI (2003), de uma forma geral, as superligas são constituídas por uma matriz de estrutura CFC (γ) e fases secundárias. As fases secundárias podem ser:

- i) Intermetálicos (γ'). A fase intermetálica (γ') forma-se quando da presença de Al e Ti, segundo a relação $Ni_3(Al, Ti)$, ocorrendo na forma de precipitados coerentes com a matriz. A fina dispersão destes precipitados é a principal responsável pelas boas propriedades mecânicas obtidas em altas temperaturas;

ii) Carbetos. Carbetos são combinações químicas binárias de carbono e metais com grande interesse industrial. A presença de carbetos é freqüente nas ligas de níquel, conferindo a essas ligas maior resistência mecânica.

Nas aplicações em altas temperaturas é importante a estabilidade dos carbetos, sendo comum para esta finalidade, as adições de Nb, Ti, Zr, Ta, Mo e W responsáveis pelo refino da rede de carbetos. Adicionalmente o Ni, W, Mo e Mn atuam também como endurecedores por solução sólida, aprimorando, ainda que de modo secundários as propriedades mecânicas. Além disso, os carbetos podem ser utilizados como revestimentos em indústria petroquímica. O estudo de aplicação de carbetos como camada anti-corrosiva está baseado em suas propriedades mecânicas e químicas. Estes materiais também favorecem sua aplicação como camadas de aplicações de altas temperaturas (PONTE, et. al., 2001).

Na Figura 1 está apresentada a micrografia ilustrando as fases secundárias de uma liga de níquel.

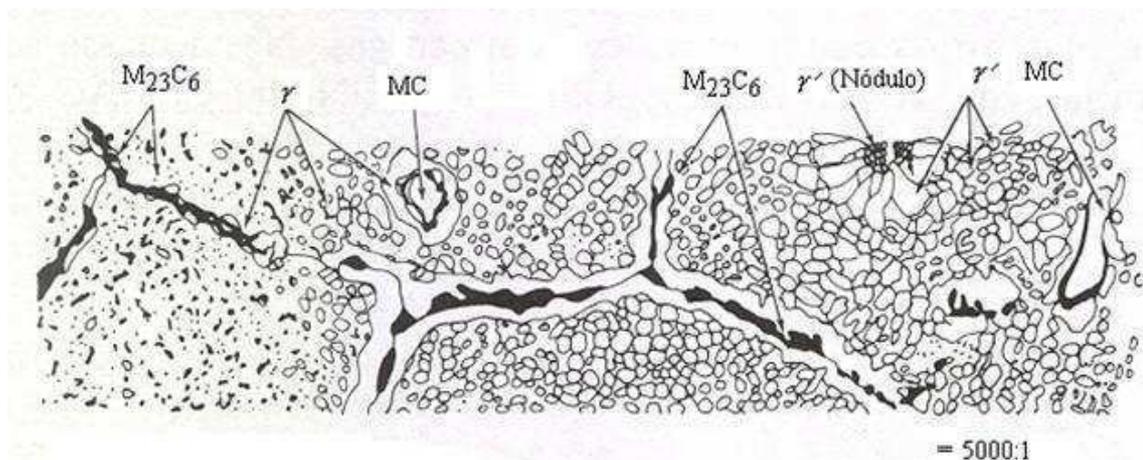


Figura 1 - Micrografia de principais fases secundárias de uma liga à base de níquel: intermetálicos, carbetos (GREGORI, 2003).

Um estudo mais minucioso foi realizado por PÉREZ (2005) em sua tese de Doutorado, onde foi feita uma avaliação de fases por difração de raios-x pela técnica de elétrons retroespalhados (EBSD) para o revestimento de Inconel 625 e para o passe de raiz. Conclui-se que no revestimento de Inconel 625 estão presentes carbetos, fases Laves e fase delta e no passe de raiz fase laves, fase delta e fase γ' . Constatou-se também que a quantidade de fase laves é maior no revestimento de Inconel 625 do que no passe de raiz.

Vale salientar que neste mesmo estudo foram utilizadas também as técnicas de microscopia ótica, MEV e EDS para a identificação dos carbetos e fases presentes no revestimento e no passe de raiz. Foi observado por EDS, a presença

de carbeto primários de Nb e Ti, o que não foi possível com o DRX que, porém identificou a presença de fases Laves de Nb e Ti.

Essas superligas possuem mecanismos de endurecimento por precipitação e endurecimento por solução sólida que são responsáveis pelas suas notáveis propriedades.

Mesmo possuindo boa estabilidade, as superligas à base de níquel podem degradar quando submetidas a altas temperaturas. As formas mais comuns são (CANGUE, 2007):

- i) Oxidação intergranular, que afeta diretamente o comportamento em relação à fadiga térmica;
- ii) Carbonização. Ocorre a formação de carbeto complexo pela combinação do carbono com outros elementos de liga presentes em solução sólida;
- iii) Depleção de elementos de liga. Usualmente, ocorre uma maior modificação da composição química no interior do revestimento que na superfície;
- iv) Contaminação. Ocorre principalmente em ambientes que contêm altas concentrações de enxofre. Forma-se primeiramente uma camada de Cr_2S_3 e caso o ataque continue, poderá formar um eutético $\text{Ni-Ni}_3\text{S}_2$ de baixo ponto de fusão (645°C).

4.3. Resistência à Corrosão

A corrosão de metais e ligas ocorre em diversos meios, porém manifesta-se com mais frequência no meio aquoso. São possíveis várias formas de corrosão nesse meio. Pela remoção uniforme da superfície, a qual é conhecida como corrosão generalizada, e no caso de metais que apresentam formação de filmes protetores sobre a superfície, pelo rompimento localizado do filme, gerando corrosão localizada por pite, intergranular, corrosão sob tensão, entre outras. Todas essas formas de corrosão ocorrem essencialmente por um mecanismo eletroquímico e está associado a uma passagem de corrente elétrica através de uma distância finita, maior que a distância interatômica, como resultado do movimento de partículas carregadas: íons e/ou elétrons (SCULLY, 1990). Sendo assim, técnicas eletroquímicas podem ser utilizadas na avaliação, no controle e na investigação da corrosão de metais ou ligas metálicas sob diferentes tipos de ataque corrosivo. A

exemplo dessas técnicas podem ser citadas a extrapolação das retas de Tafel, a medida da resistência de polarização, impedância, entre outras (WOLYNEC, 2003).

4.3.1. A técnica de Resistência de polarização para avaliar a resistência à corrosão

O método de polarização linear, inicialmente assim chamado, foi popularizado por Stern e Geary em 1957 e recebe ultimamente o nome de método da resistência de polarização, por apresentar unidades de uma resistência (Ωm^2). Este método possui a vantagem de determinar a velocidade de corrosão através da realização da polarização anódica ou catódica de alguns milivolts em torno da resistência de polarização do metal ou liga metálica (Lee, 2000). Este método evita algumas dificuldades práticas quando comparado com o método da Extrapolação das Retas de Tafel, ou seja, a influência da queda ôhmica e dos fenômenos de transporte pode ser minimizada, uma vez que a densidade de corrente utilizada é baixa.

Esse método foi desenvolvido a partir de duas observações experimentais. Na primeira foi que para uma certa corrente imposta, o grau de polarização é maior para a menor velocidade de corrosão e a segunda retrata a existência aparente de uma linearidade na origem da curva de polarização para sobretensões de alguns milivolts.

A Figura 2a mostra de forma esquemática a linearidade nas proximidades da resistência de polarização quando as curvas de polarização são realizadas em escala linear. A resistência de polarização (R_P), que é definida como o inverso da inclinação da reta (Figura 2a), é independente do grau de linearidade. Se o eixo da corrente for colocado em escala logarítmica com os valores de corrente em módulo, tem-se a curva da Figura 2 b que indica o potencial de corrosão (E_{COR}).

Medidas de potencial de corrosão podem indicar a transição do estado passivo à corrosão ativa. O sucesso de medidas de potencial de corrosão depende da estabilidade em longo prazo de um eletrodo de referência. Eletrodos têm sido desenvolvidos para o monitoramento contínuo de pH de fluxos de processos e sua aplicação para medir potenciais de corrosão é simples. No entanto, temperatura, pressão, composição de eletrólitos, pH, e outras variáveis podem limitar as aplicações desses eletrodos para a corrosão de monitoramento de serviço. Além disso, enquanto a técnica pode indicar mudanças no comportamento de corrosão ao

longo do tempo, ele não fornece qualquer indicação de taxas de corrosão (ASM INTERNATIONAL, 2006).

A resistência de polarização pode ser medida experimentalmente por um galvanostato ou um potenciostato. Os equipamentos disponíveis funcionam basicamente com um circuito semelhante. O método galvanostático é experimentalmente mais simples e comercialmente mais usado devido à existência de dispositivos de monitoramento da resistência de polarização. O método potenciostático ou potenciodinâmico é mais favorável para uso em laboratório, pois os procedimentos de ensaios podem ser bem controlados.

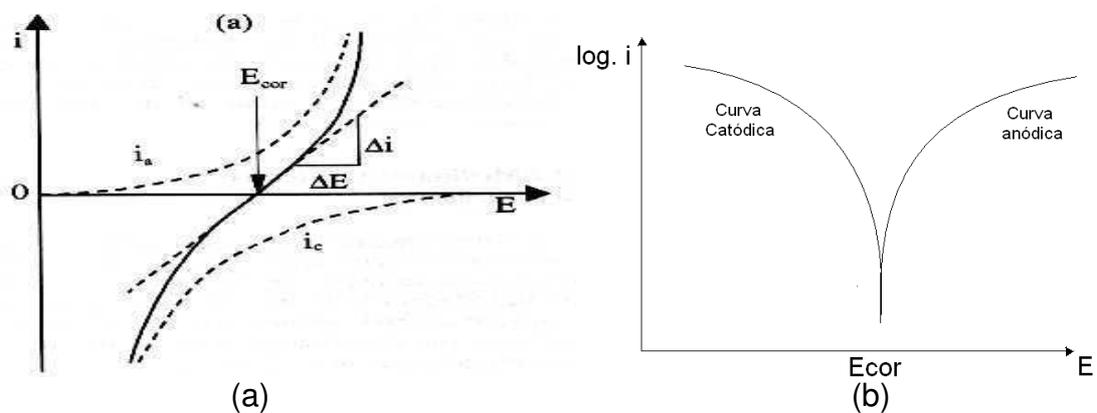


Figura 2 - Curva de polarização esquemática: (a) em escala linear; (b) em escala logarítmica.

4.3.2. A técnica de Espectroscopia de Impedância Eletroquímica para avaliar a resistência à corrosão

Um sinal alternado de potencial, de pequena amplitude, aplicado num sistema constituído de uma interface eletrodo/solução origina um sinal alternado de corrente como resposta. A razão entre a perturbação e a resposta corresponde à impedância do sistema. A técnica para determinar a impedância de um sistema eletroquímico é a espectroscopia de impedância.

A impedância de um circuito representa o nível de dificuldade pelo qual um sinal elétrico (potencial ou corrente) enviado a esse circuito encontra ao percorrê-lo. Quando uma tensão elétrica alternada for aplicada a um circuito, a corrente resultante pode ser determinada utilizando a lei de Ohm ($V = IR$) através da substituição da resistência R pela reatância X de cada elemento passivo em questão. Dessa forma é possível representar qualquer reatância, ou a impedância

(Z) de uma combinação de reatâncias, como um vetor em um plano real-imaginário, de acordo com o diagrama de Argand.

Uma forma de representar a variação da impedância com a frequência é o diagrama de Nyquist, como pode ser visto na Figura 3, o qual é uma extensão do diagrama de Argand, utilizando a frequência como uma variável. A seguir têm-se alguns comentários sobre os esquemas desta figura:

- (a) Observam-se o espectro de impedância e o circuito elétrico equivalente que correspondem à capacitância da dupla camada elétrica (C_d). Neste caso Z_{Re} (Impedância real) assume valor nulo, uma vez que não há resistor no circuito elétrico equivalente;
- (b) Verificam-se o espectro de EIE e o circuito elétrico equivalente relativos a C_d e a resistência ôhmica da célula eletrolítica, R_S . Neste caso Z_{Re} apresenta valor constante e igual a resistência ôhmica da solução (R_S);
- (c) Trata-se de um circuito com um resistor e um capacitor (RC) em paralelo referente aos processos que ocorrem na interface metal/solução eletrolítica: processo capacitivo – carga da dupla camada elétrica (C_d) e processo faradaico – resistência correspondente à reação de transferência de carga, designada de resistência de polarização (R_P). Através de Z_{Re} é possível se obter o valor de R_P . No caso deste modelo mais simples, admite-se que a resistência de transferência (R_{tc}) é igual a R_P . Trata-se de um único processo capacitivo de carga da DCE e a reação de transferência de carga não envolve espécies adsorvidas no eletrodo;
- (d) Neste caso observa-se o circuito elétrico equivalente, formado pela associação entre o circuito RC paralelo (que representa os processos típicos da interfase) e um resistor em série, relativo a resistência ôhmica da solução eletrolítica. Este circuito é a representação mais singela de um modelo que descreve um processo simples de eletrodo. O espectro da EIE fornece, a partir dos dados de Z_{Re} , os valores de R_S e R_P . Aqui também, $R_{tc}=R_P$.

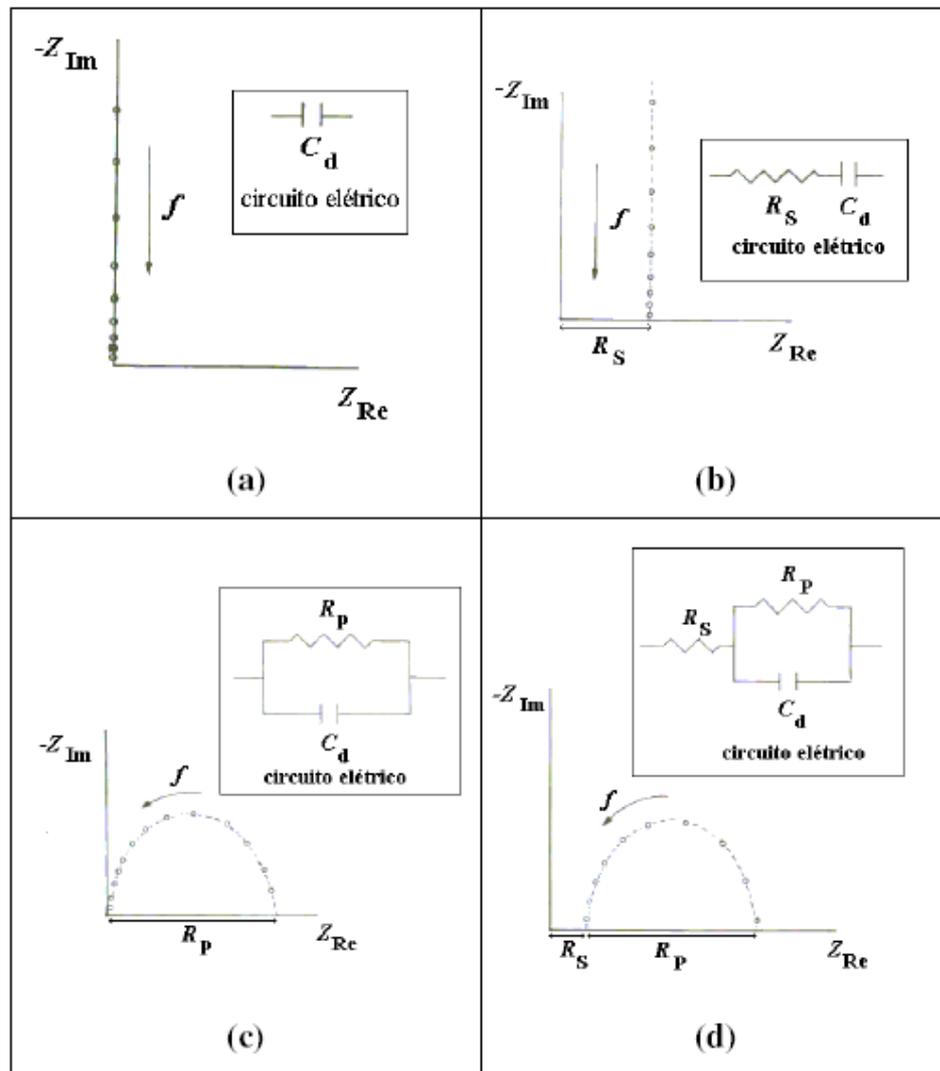


Figura 3 - Diagrama de Nyquist para os seguintes circuitos elétricos: (a) um único capacitor; (b) associação de um resistor e um capacitor em série (RC série); (c) associação de um resistor e um capacitor em paralelo (RC paralelo); (d) Associação de um circuito RC paralelo em série com um resistor (FISHER, 1996).

Para as associações apresentadas na Figura 3, as unidades dos resistores e dos capacitores são ohm e Farad, respectivamente.

A impedância imaginária (Z_{Im}), corresponde a (Equação 1):

$$-Z_{Im} = \frac{1}{2\pi f C_d} \quad (1)$$

Onde:

Z_{Im} = componente imaginário da impedância;

f = frequência (S^{-1});

C_d = capacitância diferencial ($\mu F \cdot cm^{-2}$).

A impedância real, Z_{Re} , está relacionada à resistência do circuito em estudo.

Dependendo do sistema pode corresponder à resistência ôhmica da solução (R_S), resistência de polarização (R_P), ou a uma resistência resultante de ambos os processos, R_S e R_P .

O diagrama de Nyquist é a forma mais usada para expressar os resultados obtidos através da técnica de impedância. Este consiste de uma série de pontos, cada um representando a grandeza e a direção do vetor de impedância para uma frequência particular. Este diagrama é um plano complexo (real-imaginário) de coordenadas cartesianas, onde se tem nas abscissas a parte real (termos resistivos) e nas ordenadas a parte imaginária (termos capacitivos ou indutivos).

Tanto a mudança de fase quanto a amplitude são dependentes da frequência e os dados de impedância para uma determinada amostra são, obtidos sob uma larga variação de frequência (100 kHz a 10 mHz) dessa forma produzindo o diagrama de Nyquist (ALTUBE et al, 2003).

Quanto maior for à impedância do sistema tanto mais passivo será este sistema, ou seja, maior será a restrição do referido sistema à condução de corrente, significando que a taxa de corrosão ou densidade de corrente de corrosão ao longo do sistema de análise, será a mais baixa possível (ES-SALAH et al, 2004). No processo inverso, igualmente, quanto menor a impedância tanto menor será a restrição à passagem corrente, corrente esta que está associada ao processo eletroquímico de corrosão.

4.4. Corrosão em ligas de níquel

As ligas de níquel como descrito acima são ligas que têm boa resistência a corrosão, por isso, é muito difundido o uso dessas ligas em revestimentos em tubulações de aço onde passam fluidos corrosivos. Além de um fluido corrosivo, essas tubulações são geralmente submetidas a condições severas de temperatura e pressão, o que agrava a situação. A Liga Inconel 600 tem sido utilizada como material da tubulação do gerador de vapor nuclear devido às suas boas propriedades mecânicas, tais como conformabilidade e resistência à corrosão (SMITH, 1981; ASM, 1987).

As ligas de níquel projetada para resistir à corrosão aquosa podem ser classificados de acordo com seus principais elementos de liga, além de níquel puro, que possui alta resistência à soda cáustica e hidróxido de potássio.

Existem seis famílias de liga de níquel importantes:

- Cobre-níquel (Ni-Cu)
- Níquel-molibdênio (Ni-Mo)
- Níquel-cromo (Ni-Cr)
- Níquel-cromo-molibdênio (Ni-Cr-Mo)
- Níquel-cromo-ferro (Ni-Cr-Fe)
- Níquel-ferro-cromo (Ni-Fe-Cr)

As ligas Ni-Cr-Mo são as ligas de níquel mais versáteis, porque contêm molibdênio, que protege contra a corrosão sob condições redutoras, e cromo, que protege contra a corrosão sob condições oxidantes.

O conteúdo de cromo nas ligas de Ni-Cr-Mo varia de cerca de 15-25% em peso, enquanto seu conteúdo de molibdênio varia de cerca de 12-17% em peso. A função primária do cromo é fornecer passividade em soluções ácidas oxidantes, que é também sua principal função nos aços inoxidáveis. Molibdênio aumenta muito a resistência do níquel para reduzir ácidos, em particular ácido clorídrico, e aumenta a resistência ao ataque localizado (corrosão por pite e frestas), talvez porque essas formas de ataque envolvem a formação local de ácido clorídrico (ASM INTERNATIONAL, 2006).

4.5. Hastelloy C-276

A Hastelloy C-276 é uma liga níquel-cromo-molibdênio com a adição de tungstênio, que tem excelente resistência à corrosão numa vasta gama de produtos agressivos e é especialmente resistentes à corrosão alveolar (pitting) e à corrosão por fenda (crevice corrosion). Estas ligas podem ser utilizados em qualquer ambiente que exige resistência ao calor e à corrosão, mas onde as propriedades mecânicas do metal devem ser mantidas.

Sua composição química é tipicamente a que é mostrada na Tabela 1.

Tabela 1 – Composição química da liga Hastelloy C-276 (RIGH TEMP METALS, 2010).

Elemento	% Min.	%Max.
Molibdênio	15,00	17,00
Cromo	14,50	16,50
Ferro	4,00	7,00
Tungstênio	3,00	4,50
Cobalto	--	2,50
Carbono	--	0,02
Silício	--	0,08
Manganês	--	1,00
Vanádio	--	0,35
Fósforo	--	0,03
Enxofre	--	0,03
Níquel	Restante: 50,99 - 63,5	

Sua composição é balanceada para proporcionar excelente resistência à vários tipos de corrosão para uma variedade de ambientes de processo químico, podendo ser usada em aplicações de revestimentos anticorrosivos de tubulações e equipamentos da indústria petroquímica. Esta liga apresenta resistência à quente em ácidos minerais contaminados, cloretos orgânicos e inorgânicos contaminados, hipoclorito, soluções de dióxido de cloro, ácidos fórmico e acético, anidrido acético, água do mar e soluções de salmoura. A Tabela 2 apresenta taxas típicas de corrosão para esta liga em vários ambientes corrosivos.

Tabela 2 – Taxas típicas de corrosão para o Hastelloy C-276 * (RIGH TEMP METALS, 2010)

Ambiente	Concentração (%)	Temperatura		Taxa de penetração (por ano)					
		°F	°C	Não soldado		Soldado		Soldado e tratado termicamente	
				**mils	mm	**mils	mm	**mils	mm
Ácido fórmico	20	Em ebulição	Em ebulição	4,8	0,12	3,5	0,09	3,6	0,09
Ácido clorídrico	10	150	66	21	0,53	20	0,51	21	0,53
Ácido clorídrico	10	167	75	40	1,02	50	1,27	--	--
Ácido clorídrico	10+0,5NaOCl	167	75	46	1,17	50	1,27	--	--
Ácido clorídrico	3,5+8FeCl ₃	190	88	--	--	5	0,13	--	--
Ácido sulfúrico	10	Em ebulição	Em ebulição	15	0,38	14	0,36	18	0,46
Ácido sulfúrico	85	167	75	17	0,43	17	0,43	--	--

* Determinado em laboratório. É recomendado que os testes sejam realizados sob condições reais. **mils=0,5067mm²

Algumas propriedades interessantes da liga Hastelloy C-276 são mostradas nas Tabela 3 e Tabela 4. Seu intervalo de fusão, se dá entre 1323 e 1371 °C , seu coeficiente de expansão térmica e condutividade térmica, aumentam com o acréscimo da temperatura, assim como há o aumento da taxa de oxidação com o acréscimo da temperatura . (RIGH TEMP METALS, 2010)

Tabela 3 – Propriedades físicas médias da liga Hastelloy C-276 (RIGH TEMP METALS, 2010)

Propriedades físicas	°F	Unidade britânica	°C	Unidade métrica
Densidade	72	0,321 lb/in ³	22	8,89 g/cm ³
Intervalo de fusão	2415-2500		1323-1371	
Resistividade elétrica	75	51 microhm-in	24	1,30 microhm-m
Coeficiente de expansão térmica	74-200	6,2 microin/in.°F	24-93	11,2x10 ⁻⁶ m/m-K
	75-400	6,7 microin/in.°F	24-204	12,0x10 ⁻⁶ m/m-K
	75-600	7,1 microin/in.°F	24-316	12,8x10 ⁻⁶ m/m-K
	75-800	7,3 microin/in.°F	24-427	13,2x10 ⁻⁶ m/m-K
	75-1000	7,4 microin/in.°F	24-538	13,4x10 ⁻⁶ m/m-K
	75-1200	7,8 microin/in.°F	24-649	14,1x10 ⁻⁶ m/m-K
	75-1400	8,3 microin/in.°F	24-760	14,9x10 ⁻⁶ m/m-K
	75-1600	8,8 microin/in.°F	24-871	15,9x10 ⁻⁶ m/m-K
	75-1007	8,9 microin/in.°F	24-927	16,0x10 ⁻⁶ m/m-K
Condutividade térmica	-270	50 Btu-in/ft ² -hr-°F	-168	7,2 W/m-K
	-100	60 Btu-in/ft ² -hr-°F	-73	8,6 W/m-K
	0	65 Btu-in/ft ² -hr-°F	32	9,4 W/m-K
	100	71 Btu-in/ft ² -hr-°F	38	10,2 W/m-K
	200	77 Btu-in/ft ² -hr-°F	93	11,1 W/m-K
	400	90 Btu-in/ft ² -hr-°F	204	13,0 W/m-K
	600	104 Btu-in/ft ² -hr-°F	316	15,0 W/m-K
	800	117 Btu-in/ft ² -hr-°F	427	16,9 W/m-K
	1000	132 Btu-in/ft ² -hr-°F	538	19,0 W/m-K
	1200	145 Btu-in/ft ² -hr-°F	649	20,9 W/m-K
	1400	159 Btu-in/ft ² -hr-°F	760	22,9 W/m-K
	1600	173 Btu-in/ft ² -hr-°F	871	24,9 W/m-K
	1800	185 Btu-in/ft ² -hr-°F	982	26,7 W/m-K
2000	195 Btu-in/ft ² -hr-°F	1093	28,1 W/m-K	

Tabela 4 – Taxa média de oxidação (RIGH TEMP METALS, 2010)

Temperatura °F (°C)	Taxa média de oxidação por 100 horas			
	100 horas, contínuas		100 horas, intermitente	
	mils	mm	mils	mm
1800 (982)	0,11	0,003	0,11	0,003
1900 (1038)	0,22	0,006	0,18	0,005
2000 (1093)	1,62	0,041	2,88	0,073

4.6. Processo de soldagem ao Arco Submerso

4.6.1. Definição

O Arco Submerso consiste em um arame (eletrodo) nu, continuamente alimentado, o qual produz o arco elétrico com a peça, formando assim a poça de fusão, sendo ambos recobertos por uma camada de fluxo granular visível, que protege o metal contra a contaminação atmosférica e possui outras funções metalúrgicas. Portanto, o arco permanece “submerso” – dispensando o operador de usar equipamentos de proteção contra radiação (MACHADO, 1996).

4.6.2. Processo

Quando o equipamento de soldagem é ajustado para operação, vários fatos ocorrem em uma rápida seqüência, conforme esquematizado na Figura 4:

1. Um arco elétrico é estabelecido quando a corrente flui entre o arame e a peça;
2. O dispositivo de alimentação do arame começa a empurrar o arame a uma velocidade de alimentação controlada;
3. O carro inicia seu deslocamento ao longo do cordão de solda (manual ou automaticamente);
4. O fluxo para soldagem por arco submerso é alimentado através do tubo do silo e distribui-se continuamente sobre o cordão de solda por uma pequena distância à frente da região de soldagem.

O enorme calor desenvolvido pela passagem da corrente de soldagem através da zona de soldagem funde a extremidade do arame e as bordas adjacentes das peças de trabalho, criando uma poça de metal fundido. Esta poça está em um estado líquido bem fluido e é turbulenta. Por essas razões, qualquer escória ou quaisquer bolhas de gás são prontamente varridas para a superfície. O fluxo para soldagem por arco submerso protege completamente a região de soldagem do contato com a atmosfera. Uma pequena quantidade de fluxo se funde. Essa porção fundida tem várias funções: ela cobre completamente a superfície da solda, evitando a contaminação do metal de solda por gases atmosféricos; dissolve, e, portanto elimina as impurezas que se separam do metal fundido e flutuam em sua superfície; e também pode ser o agente de adição de certos elementos de liga. A combinação de todos esses fatores resulta em uma solda íntegra, limpa e homogênea.

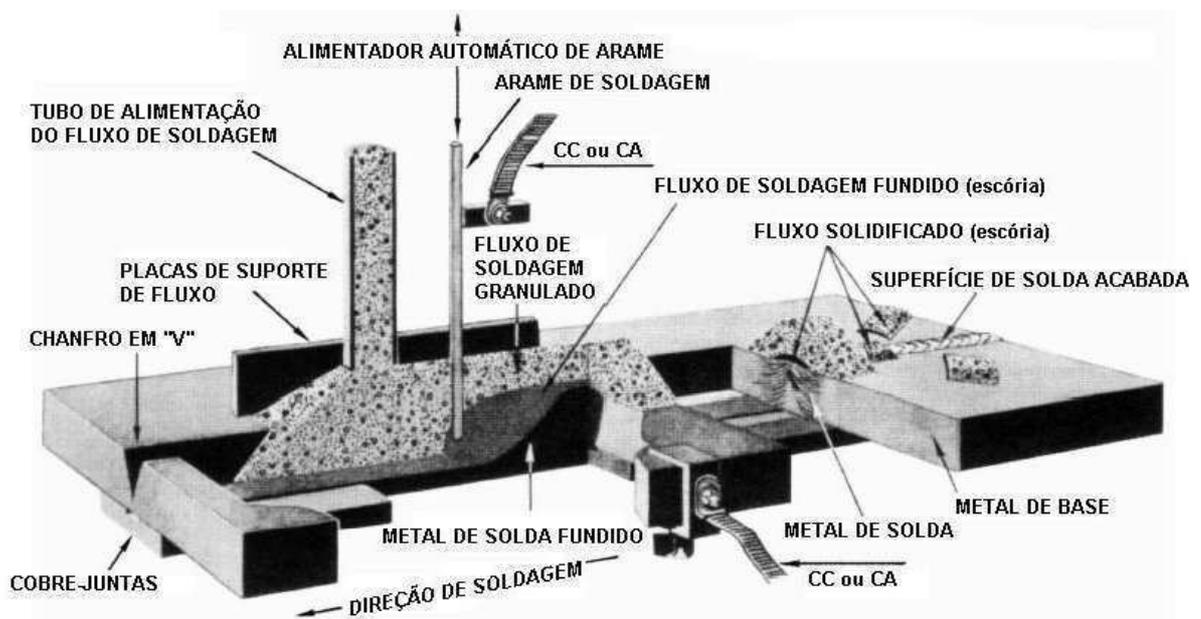


Figura 4 - O processo de soldagem por arco submerso (FORTES, 2004).

À medida que o cordão de solda é constituído, a parte fundida do fluxo se resfria e endurece, formando um material duro e vítreo, que protege a solda até seu resfriamento, sendo normal seu completo destacamento da solda.

Desde que adequadamente executadas, as soldas por arco submerso não apresentam fagulhas, tornando desnecessários equipamentos de proteção contra a radiação. Não há respingos a serem removidos (FORTES, 2004).

Esse processo é muito usado na soldagem de estruturas de aço, na fabricação de tubulações e de deposição de camadas de revestimentos tanto na fabricação como na recuperação de peças desgastadas. Trabalha freqüentemente com correntes de soldagem elevadas, que podem ser superiores a 1000 A, o que

pode levar a taxas de deposição de até 45 Kg/h. Sua maior utilização é na forma mecanizada ou automática, existindo equipamentos para soldagem semi-automática (MODENESI e MARQUES, 2000).

4.6.3. Equipamento

O equipamento consiste basicamente de uma fonte de energia normalmente do tipo tensão constante, alimentador de arame e sistema de controle, tocha de soldagem, porta fluxo, e sistema de deslocamento da tocha (trator), como mostra a Figura 5.

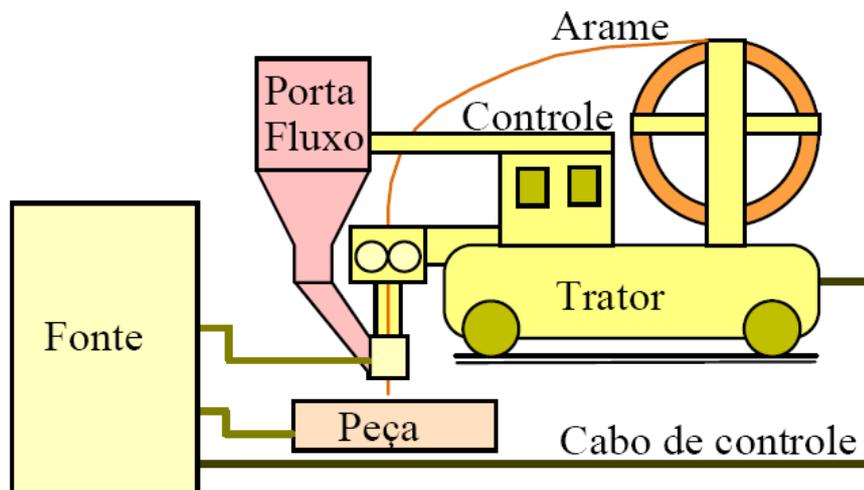


Figura 5 – Equipamento para soldagem ao arco submerso (MODENESI e MARQUES, 2000).

4.7. Efeito das variáveis de processo de soldagem sobre as características do cordão de solda

4.7.1. Corrente elétrica

Esta variável determina a taxa de deposição, a profundidade de penetração da poça da solda no metal de base e a quantidade de metal de base fundido.

Mantendo-se todas as outras condições constantes, uma elevação da corrente aumenta a penetração e a taxa de deposição (Figura 6). Em soldas de passe simples, a corrente deve ser escolhida para proporcionar a desejada penetração, sem que haja penetração da junta; em soldas de passes múltiplos ela deve proporcionar a quantidade desejada de enchimento.

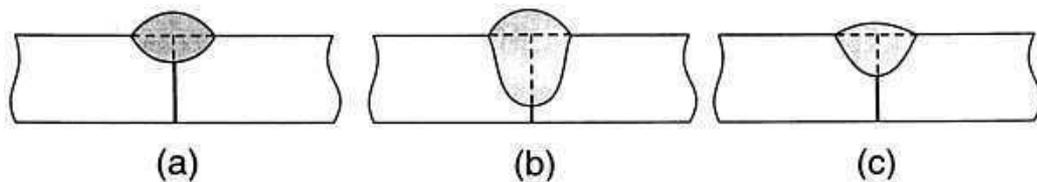


Figura 6 – Efeito do nível de corrente de soldagem no perfil do cordão soldado: (a) corrente excessivamente baixa; (b) corrente excessivamente alta; (c) corrente recomendada (ASM INTERNATIONAL, 1993).

É importante que a corrente escolhida esteja dentro da faixa adequada para o diâmetro de eletrodo que está sendo usado como mostra a Tabela 5; corrente muito elevada produz um cordão muito alto e estreito, além de mordeduras; se for muito baixa produz um arco estável (ASM INTERNATIONAL, 1993).

Tabela 5 – Correntes recomendadas para diferentes diâmetros de eletrodo (ASM INTERNATIONAL, 1993).

Diâmetros de eletrodo(mm)	Corrente elétrica (A)
2,4	230-600
3,2	300-700
4,0	400-800
4,8	450-1000
6,4	600-1300

4.7.2 Tensão do arco

Essa variável influencia a forma da seção transversal do cordão e a aparência externa da solda (Figura 7).

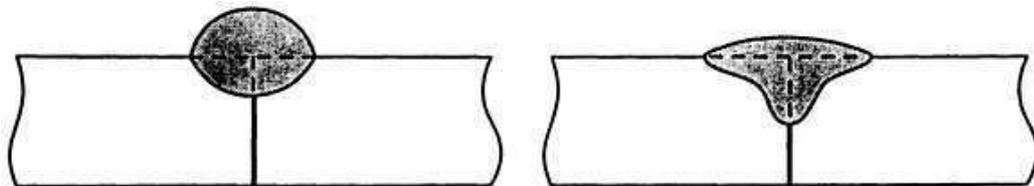


Figura 7 – Efeito da tensão no perfil do cordão soldado para a corrente constante. (a) voltagem excessivamente baixa; (b) voltagem excessivamente alta (ASM INTERNATIONAL, 1993).

Mantendo todas as outras condições constantes o aumento da tensão conduz

a:

- Cordão mais plano e mais largo;
- Aumento do consumo de fluxo (no processo SAW);

- Aumento da resistência a porosidade causada pela oxidação ou presença de óleos não removidos;
- Aumento do teor de liga proveniente do fluxo, o que pode constituir vantagem para elevar o teor de liga do depósito quando, em revestimento duro, usam-se fluxos ligados, entretanto pode também reduzir a ductilidade e aumentar a sensibilidade à trinca, especialmente em soldas de passes múltiplos.

Tensões excessivamente altas produzem também cordão em forma de chapéu, sujeito a trincas (Figura 8). Efeito similar é obtido com o uso de velocidade de avanço muito lenta. Esse tipo de cordão tem tendência a trincar nos pontos indicados pelas setas, tornam a remoção de escória difícil e em soldas múltiplos passes, aumentam o teor de liga do depósito e a sensibilidade a trinca (FORTES, 2004).

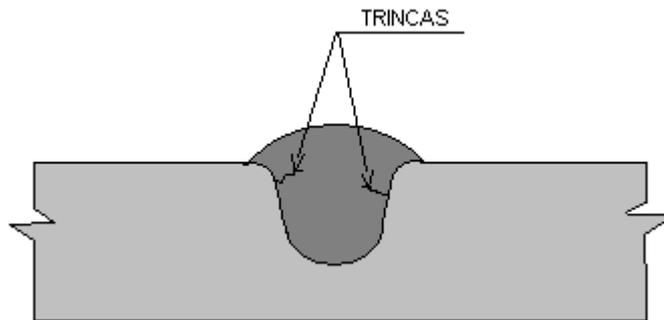


Figura 8 – Cordão em forma de Chapéu, produzido pelo uso de excessiva tensão (FORTES, 2004).

4.7.3. Diâmetro do eletrodo

O equipamento para soldagem com arco submerso pode aceitar uma faixa limitada de diâmetros do eletrodo. Portanto, as necessidades de trabalho devem ser cuidadosamente avaliadas antes da aquisição do equipamento. Os eletrodos normalmente empregados em solda automática têm diâmetro entre 2,4 e 6,4 mm. As correntes adequadas aos diversos diâmetros estão na Tabela 5.

Mantendo todas as outras condições constantes, o aumento do diâmetro do eletrodo aumenta a largura do cordão e diminui a densidade da corrente, a penetração e a taxa de deposição. Com um eletrodo mais grosso, aumenta-se a capacidade de suportar corrente, podendo-se usar maiores intensidades e obter-se taxas de deposição mais elevadas (FORTES, 2004).

4.7.4. Tipo de corrente

A corrente contínua de polaridade reversa CCPR (+) é recomendada para a maioria dos casos de soldagem com arco submerso, onde uma rápida seqüência de deposição de passes ou penetração total são fatores importantes. Esse tipo de corrente também oferece melhor resistência a porosidade e melhor formato do cordão de solda.

O uso de corrente contínua de polaridade direta CCPD(-) oferece uma taxa de deposição cerca de 30% superior a obtida com CCPR(+), mas produz menor penetração. Ela é usada nos seguintes casos (MODENESI, 2004):

- Na soldagem de filetes, onde a chapa é limpa e livre de contaminações;
- Em aplicações como soldas de revestimento, onde uma taxa de deposição mais elevada é vantajosa; e
- Onde a baixa penetração é condição necessária para reduzir a diluição em aços de difícil soldabilidade, evitando-se trincas e porosidade.

Ao se mudar a polaridade de positiva para negativa, deve-se aumentar a tensão cerca de 4V sem alterar a corrente para se obter uma forma de cordão similar (WAINER e BRANDI, 1992). A Figura 9 mostra o efeito da polaridade do eletrodo na soldagem com arco submerso.

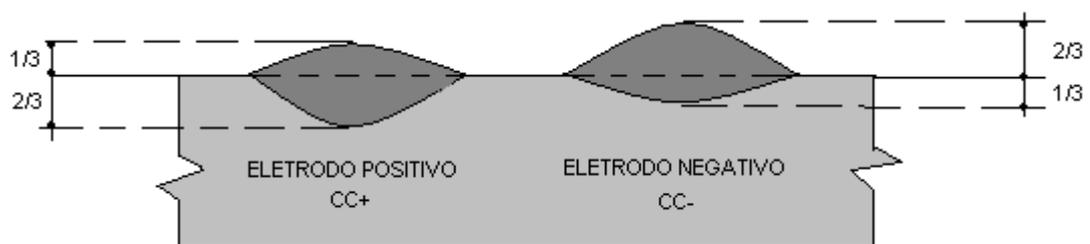


Figura 9 – Efeito da polaridade do eletrodo sobre o cordão de solda, mantidos constantes os demais parâmetros (WAINER e BRANDI, 1992).

4.7.5. Velocidade de soldagem

Fundamentalmente a velocidade de soldagem controla o tamanho do cordão e a penetração. É uma variável independente da intensidade da corrente. Em soldas de um único passe, a corrente e a velocidade devem ser escolhidas para se obter o tamanho do cordão desejado.

Mantidas as outras condições constantes, observa-se que:

a) Velocidade excessivamente elevada diminui a ação de “molhar” ou de caldear, aumentando a tendência à mordedura e ao apagamento do arco, propiciando o surgimento de porosidade e trinca. Uma velocidade de soldagem adequada tende a reduzir a porosidade, porque o material gasoso tem tempo de flutuar e escapa da solda ainda no estado líquido.

b) velocidade excessivamente baixa por outro lado produz cordões em forma de chapéu sujeitos a trinca, como foi mostrado na Figura 8, bem como, uma poça de solda muito grande em torno do arco elétrico, resultando em um cordão rugoso, respingos e inclusões de escória (WAINER e BRANDI, 1992).

4.7.6. Distância do bico de contato a peça (DBCP) ou *stickout*

Essa distância, entre o ponto de contato elétrico no bico da pistola ou cabeçote e a ponta do eletrodo que atinge a peça a ser soldada é submetida ao aquecimento por resistência durante a passagem de corrente. Portanto, o aumento dessa distância, aumenta a taxa de deposição. Normalmente a distância é mantida entre 20 e 35 mm (WAINER e BRANDI, 1992).

4.8. Soldagem de revestimento

4.8.1. Considerações

É notável a crescente demanda por pesquisas na área de revestimento metálico por soldagem visto que essa é uma técnica que proporciona uma maior vida útil aos equipamentos e peças metálicas fabricadas principalmente em aços. Muitas vezes existe uma etapa posterior de retificação (ASM INTERNATIONAL, 1993; BARRA, 1998).

Esse processo consiste em revestir uma superfície metálica com um material metálico que possua propriedades superiores ao metal de base, tais como resistência a corrosão e ao desgaste e dureza. Esse revestimento pode ser aplicado tanto em passe único como em passes múltiplos nos mais diversos tipos de peças.

Para tanto é importante o estudo das variáveis controláveis nesse processo, tais como, tensão de arco, corrente elétrica, velocidades de soldagem e de alimentação do eletrodo, dentre outras, com o intuito de obter condições de

soldagens ótimas. Essas condições devem ser bem definidas, evitando com isso o reforço excessivo do revestimento, que causa perda de material devido a posterior usinagem, além de evitar largas ZTAs com regiões de alta dureza.

4.8.2. Escolha do processo de soldagem de revestimento

Vários processos de soldagem já foram usados para revestimento, entre eles podem ser citados: ao Arco Submerso (SAE J410c, 1972; YANG et. al., 1993), Arco Elétrico com Eletrodo Revestido (SHARPLES e GOOCH, 1992), com Proteção Gasosa (MIG/MAG) semi-automática e automática, e com Proteção Gasosa e Eletrodo de Tungstênio (TIG) (CROWTHER, 1984; SMILLES, 1989), (SHARPLES e GOOCH, 1992; SMILLES, 1989; LINHARES et. al., 1991). Para a escolha do melhor processo de soldagem para revestimento são adotados vários critérios que são de fundamental importância: Aplicação, versatilidade do processo, controle da diluição, produtividade, investimentos necessários e flexibilidade para expansão futura. (FARMER, 1976; OH et. al., 1990)

4.8.3. Aplicação

Do ponto de vista do usuário e fabricante seria desejável que todas as áreas revestidas pudessem resistir simultaneamente às diversas ações destrutivas como abrasão, corrosão, impacto e alta temperatura, mas isto não é possível. Por exemplo, para ser resistente à abrasão, o material precisa ter elevada dureza, no entanto é difícil promover o endurecimento de um material sem prejudicar sua tenacidade. Portanto identificar e entender as causas dessas ações para definição de opções otimizadas desde a concepção do projeto implicam em acentuados benefícios (FARMER, 1976).

Resultados otimizados implicam em vida longa do revestimento e minimização de custos. Estes são obtidos quando os fatores que influenciam o desempenho das ligas revestidas são entendidos e considerados na escolha do processo e material apropriados para uma aplicação específica.

4.8.4. Versatilidade do processo

O processo requerido deve ser capaz de depositar metal de solda sobre áreas extensas (grandes comprimentos e diâmetros), mas também áreas extremamente pequenas de difícil acesso. Um exemplo de processo limitado é aquele que é capaz de revestir a face de um flange de pequeno porte, porém não atinja os furos deste.

4.8.5. Diluição

Valores altos ou baixos de diluição vão depender do quanto de metal de base (substrato) pode conter no revestimento obtido. Por exemplo, em uma aplicação em que é exigida elevada resistência a corrosão, o ideal é que se tenha uma diluição menor possível, visto que, assim garante-se que o revestimento não contenha átomos oriundos do metal de base próximos a superfície, como o Ferro que é oxidável (FARMER, 1976).

4.8.6. Produtividade

É extremamente necessário um bom controle de processo para garantir uma maior eficiência de utilização dos equipamentos. A habilidade de se obter uma larga faixa de taxas de deposição, mantendo o controle sobre a diluição e características de fusão são essenciais. Custos de manutenção e ciclos de limpeza devem ser considerados. Além disso o processo requerido deve evitar trabalho manual intensivo e, conseqüentemente, ser passível de automação (FARMER, 1976).

4.8.7. Flexibilidade para expansão futura

Esta está relacionada à técnica e processos adotados implicando em prever capacidade para expansão, tanto sobre o aspecto de produtividade, quanto à versatilidade, possibilitando aumento de demanda ou modificação futura da aplicação. Podem ser consideradas duas opções para essa expansão: adquirir equipamentos auxiliares às unidades de soldagem ou comprar novas unidades de soldagem adicionais (FARMER, 1976).

4.9. Aspectos metalúrgicos de revestimento aplicados por soldagem

4.9.1. Soldagem e revestimento

Um grande número de diferentes processos utilizados na fabricação e recuperação de peças, equipamentos e estruturas se encaixa no termo “soldagem”. A soldagem é considerada como um método de união, porém, atualmente, muitos processos de soldagem ou variações destes são usados para a deposição de material sobre uma superfície, visando a recuperação de peças desgastadas ou para a formação de um revestimento com características especiais.

Pode-se ter várias definições para o termo soldagem, uma delas é adotada pela AWS - AMERICAN WELDING SOCIETY (1992) onde é dito que soldagem é uma operação que visa obter a coalescência localizada, produzida pelo aquecimento até uma temperatura adequada, com ou sem a aplicação de pressão e de metal de adição. Neste contexto os processos de soldagem se dividem em soldagem por pressão e soldagem por fusão. Aqui será dada ênfase ao processo de soldagem por fusão, o qual consiste na aplicação localizada de calor na região de união para a sua fusão e do metal de adição (quando este for utilizado), produzindo a ligação pela solidificação do metal fundido e, portanto, a destruição das interfaces, como pode ser visto na

Figura 10. Na Figura 11 é mostrado um esquema de uma solda de revestimento, onde, o termo ZTA, significa zona afetada pelo calor, ou seja, essa zona não foi fundida, porém teve suas propriedades metalúrgicas alteradas.

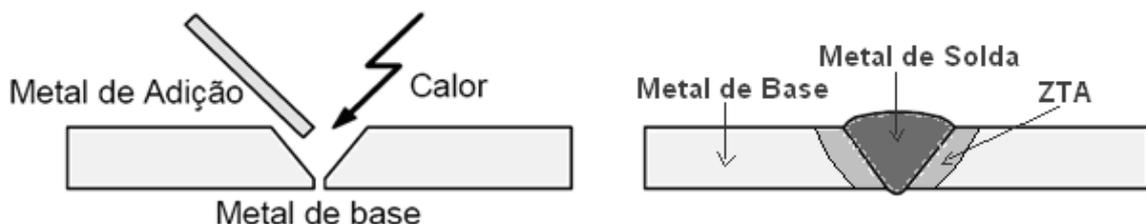


Figura 10 - Desenho esquemático da formação de uma junta soldada.

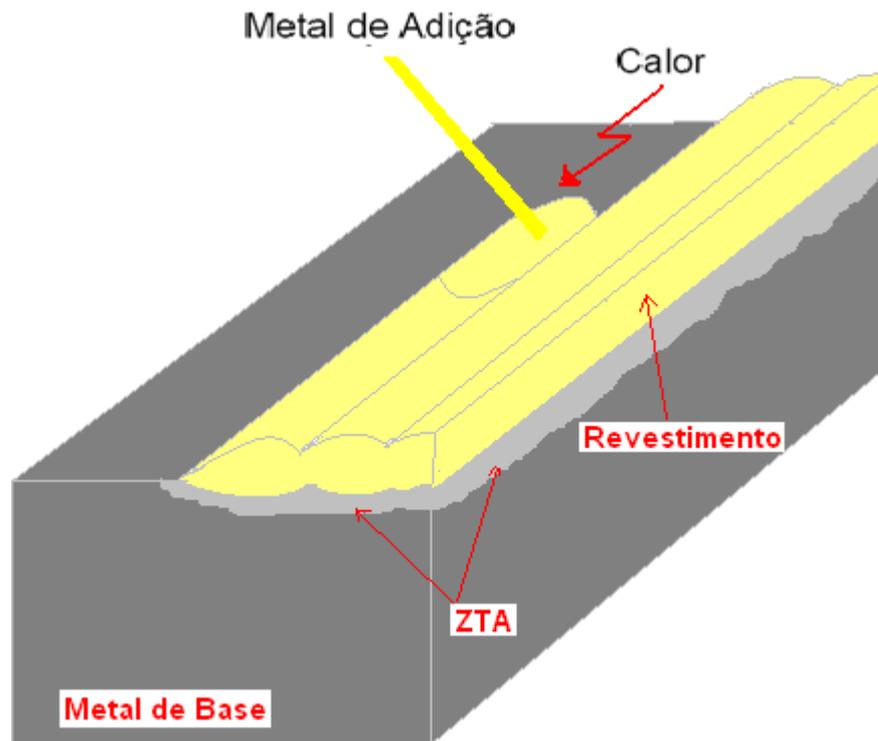


Figura 11 - Desenho esquemático da deposição de um revestimento por soldagem.

4.9.2. Formação de zona parcialmente diluída

Quando dois metais diferentes são unidos por soldagem ocorre o fenômeno de diluição do metal de base no metal de solda, porém neste caso a diluição não é completa. Existe uma faixa entre a linha de fusão e o metal de solda chamada de Zona Parcialmente Diluída (ZPD) que possui composição química intermediária entre o metal de solda e o metal de base. Essas regiões podem atingir durezas superiores a 400 HV, o que indicam estarem constituídas de martensita e, portanto, serem frágeis. Para comprovar a existência da ZPD pesquisadores (BAESLACK et. al., 1979) propuseram que os movimentos convectivos na poça de fusão não são intensos o bastante para misturar uma estreita camada fundida estagnada de metal de base (região que denominaram zona fundida não misturada), mas são responsáveis por enriquecer esta região com elementos de liga, de modo que pode aumentar localmente a sua temperabilidade.

Apresenta-se à seguir varias micrografias mostrando a região de solda de um aço API 5L X60 com eletrodo revestido de Inconel 625 (E NiCrMo-3) (KEJELIN et. al., 2006).

Na Figura 12 observa-se a formação de zonas parcialmente diluídas, de alta dureza, situadas na interface entre o metal de solda e o metal de base. Os valores de diluição total para os 4 pontos mostrados, sugerem que a microestrutura nessa

região seja martensítica: valores de diluição local superiores a 90% na ZPD. Adicionalmente, valores de microdureza superiores a 440 HV comprovam a microestrutura martensítica. (HIPPERT, 2004)

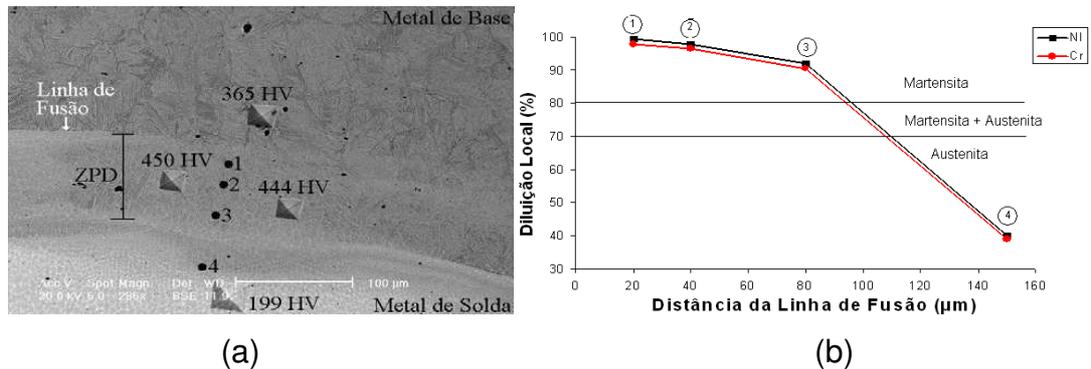


Figura 12 – (a) formação de zona parcialmente diluída na interface da linha de fusão em uma solda depositada com corrente de soldagem de 90 A e velocidade de soldagem de 16 cm/min. (b) diluição local calculada em 4 pontos a partir da linha de fusão (HIPPERT, 2004) .

A Figura 13 mostra a análise de microestruturas de soldas dissimilares efetuadas sob diferentes condições de velocidade e corrente de soldagem, onde é observado que correntes de soldagem mais altas proporcionam com mais freqüência a ocorrência de ZPD, mesmo com baixa velocidade de soldagem (que tendem de uma forma geral a diminuir a diluição global). Reduz-se a formação de ZPD sobre a linha de fusão quando se utiliza corrente de soldagem mais baixas (50 A e 70 A) (KEJELIN, et. al., 2006). Essa constatação deve-se provavelmente ao fato de que a energia de soldagem é diretamente proporcional à corrente de soldagem e como foi constatado por SILVA, et. al. (2009) e ARAÚJO, et. al. (2010) ocorre uma maior quantidade e extensão de ZPD's com o aumento da energia de soldagem.

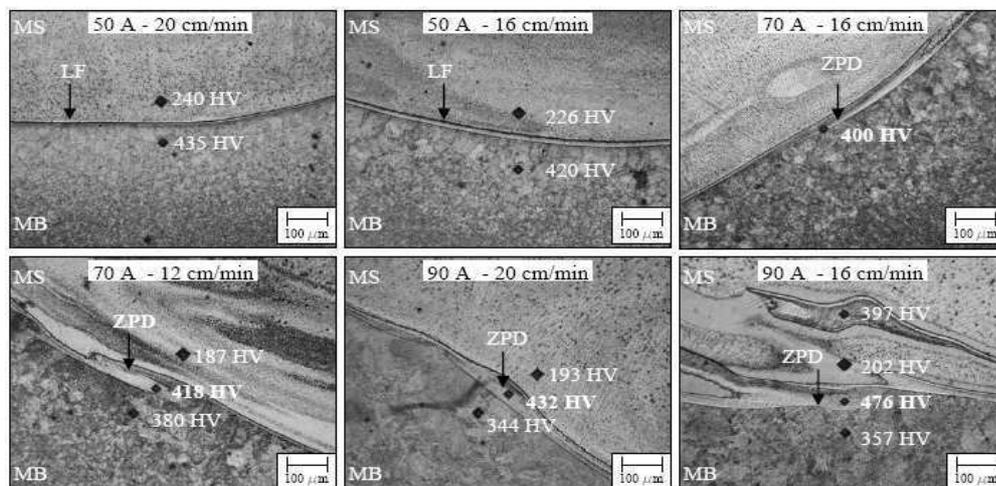


Figura 13 - Microestruturas de soldas dissimilares efetuadas sob diferentes condições de velocidade e corrente de soldagem (KEJELIN, et. al., 2006).

4.9.3. Comportamento em meio agressivo

A avaliação do teste de corrosão da junta soldada é necessária porque as trincas ocorrem geralmente na solda e na zona termicamente afetada (ZTA). As Figuras de 14 a 17 mostram várias micrografias em microscópio ótico (MO) e eletrônico (MEV) ilustrando os defeitos causados no metal de solda, metal de base e zona termicamente afetada (ZTA) quando os corpos de prova são submetidos a corrosão sob tensão (KIM e MOON, 2004).

A Figura 14 mostra a corrosão sob tensão de espécimes em água primária a 379 MPa durante 2931h. Na micrografia (a) vê-se uma fina camada de Inconel 600 corroída com ausência de SCC (stress corrosion crack ou fissura por corrosão sob tensão), sendo que na camada corroída pode haver a propagação de microtrincas. Já na micrografia (b) presencia-se o fenômeno da SCC, havendo propagação de trincas da zona termicamente afetada em direção ao metal de solda (Inconel 690), devido a tensões residuais na ZTA.

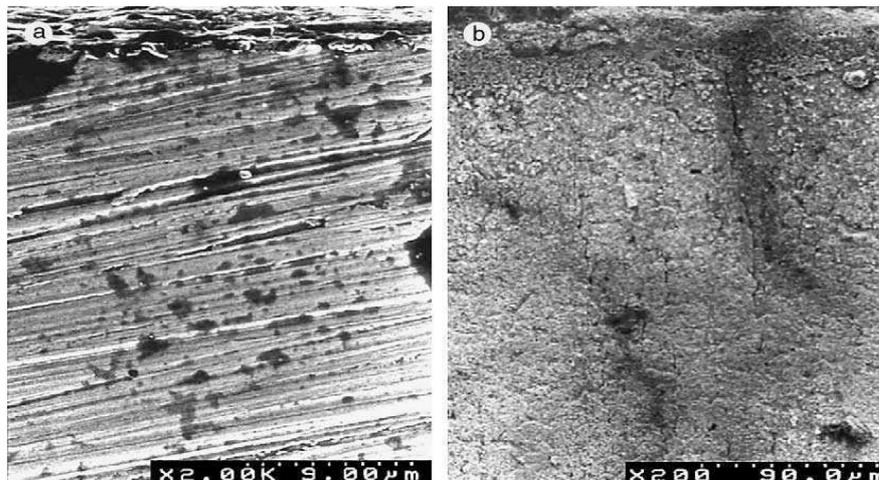


Figura 14 – Micrografias em MEV mostrando a corrosão da água primária em 379 MPa para 2931 h: (a) Seção transversal (Inconel 600) e (b) SCC na zona termicamente afetada (Inconel 690) (KIM e MOON, 2004).

A SCC ocorre em solução de sulfato para ambas as ligas de níquel. A Figura 15 mostra o fenômeno para a liga Inconel 690. Na micrografia (a) é vista a SCC intergranular e na micrografia (b) é mostrada a SCC após uma severa formação de pitting.

Para essa liga a corrosão sob tensão é mais observada no metal base e ZTA do que no metal de solda, indicando que a precipitação de carbeto formado nos contornos de grão durante a soldagem é prejudicial.

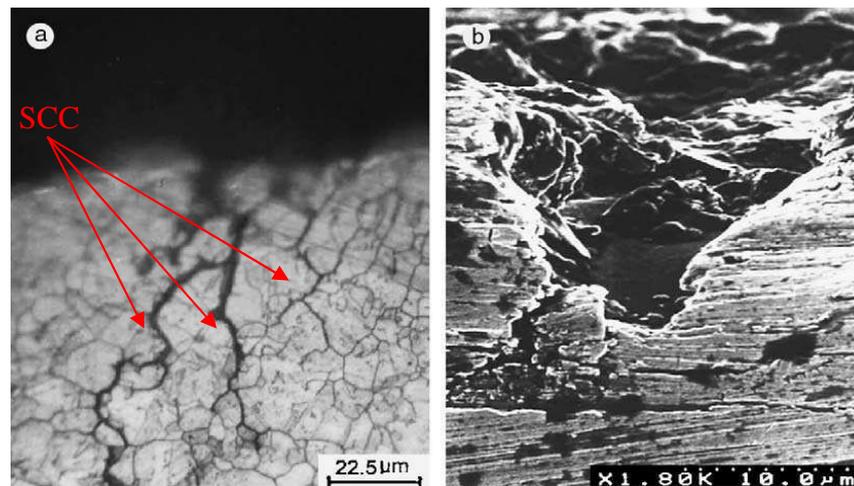


Figura 15 - Micrografias de Inconel 690 mostrando SCC em solução de sulfato de 414 MPa para 1624 h: (a) SCC intergranular e (b) SCC após uma severa formação de pitting (KIM e MOON, 2004).

Na Figura 16 confirma-se que na solução cáustica também ocorre SCC, onde na micrografia (a) mostra o ataque intergranular na ZTA e na micrografia (b) o ataque intergranular na superfície que se propaga na direção perpendicular à tensão aplicada. O mesmo ocorre para o Inconel 690 como mostra a Figura 17.

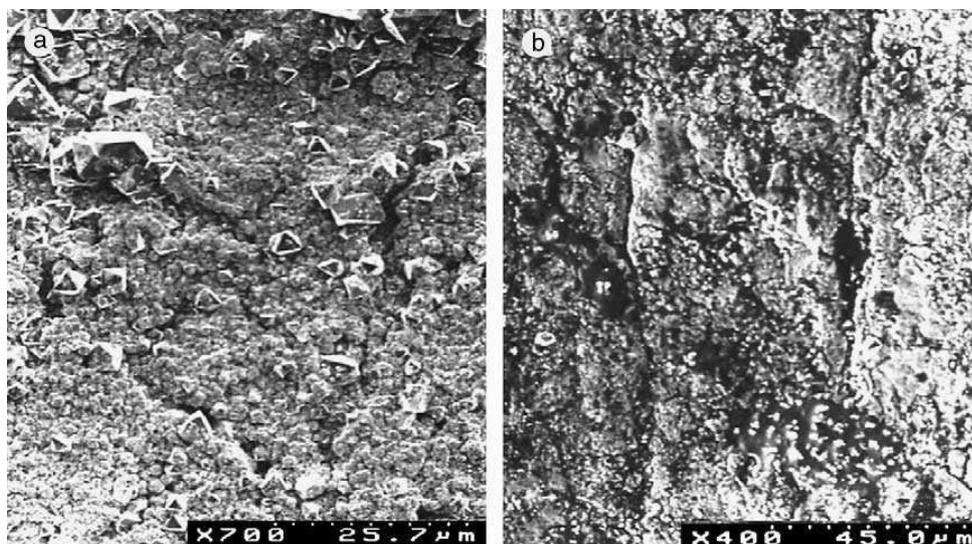


Figura 16 – Micrografias em MEV de Inconel 600 mostrando as trincas da superfície externa na solução cáustica a 414 MPa para 3744 h: (a) ataque intergranular da zona termicamente afetada e (b) ataque intergranular na superfície (KIM e MOON, 2004).

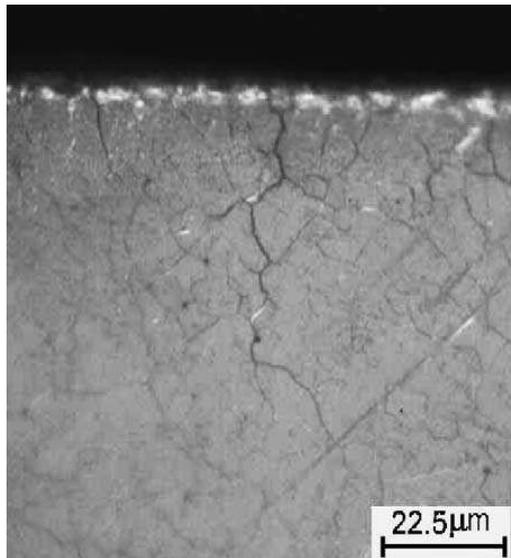


Figura 17 - Micrografia da seção transversal de Inconel 690 em solução de soda cáustica em 207 MPa para 4877 h (KIM e MOON, 2004).

4.10. Planejamento de experimentos

Dentro da indústria, em especial no desenvolvimento de produto, muitas vezes é necessário obter informações sobre produtos e processos empiricamente. Neste momento o trabalho das pessoas envolvidas com o problema assemelha-se ao de pesquisadores ou cientistas que precisam projetar experimentos, coletar dados e analisá-los. Experimentos são empregados para resolver problemas de fabricação, decidir entre diferentes processos de manufatura, diferentes conceitos de produto, entender a influência de determinados fatores, etc. A metodologia do planejamento experimental, associada à análise de superfícies de respostas, é uma ferramenta fundamentada na teoria estatística, que fornece informações seguras sobre o processo, minimizando o empirismo que envolve técnicas de tentativa e erro (BOX, et. al. 1978).

O Planejamento de Experimentos (em inglês Design of Experiments, DOE) é uma técnica utilizada para se planejar experimentos, ou seja, para definir quais dados, em que quantidade e em que condições devem ser coletados durante um determinado experimento, buscando, basicamente, satisfazer dois grandes objetivos: a maior precisão estatística possível na resposta e o menor custo (MONTGOMERY, 1997). É, portanto, uma técnica de extrema importância para a indústria, pois seu emprego permite resultados mais confiáveis economizando dinheiro e tempo, parâmetros fundamentais em tempos de concorrência acirrada. A sua aplicação no desenvolvimento de novos produtos é muito importante, onde uma

maior qualidade dos resultados dos testes pode levar a um projeto com desempenho superior seja em termos de suas características funcionais como também sua robustez.

No entanto, deve ficar claro que esta ferramenta não substitui o conhecimento técnico do especialista da empresa sobre o assunto e nem mesmo trata-se de uma “receita de bolo” de como realizar um planejamento. O domínio do problema é de fundamental importância. O conhecimento do especialista sobre o problema conjugado com a técnica (em casos especiais somando-se ainda o auxílio de especialistas em planejamentos de experimentos) é que irá permitir bons planejamentos de experimentos, ou seja, planejamentos mais rápidos (com menos experimentos), de menor custo e que possibilitem aos seus idealizadores responderem, baseado em inferência estatística, a resposta a seus problemas. "A Estatística apenas auxilia o pesquisador, não dispensando o espírito científico crítico e céptico nem o conhecimento profundo do material em estudo" (CENTENO, 1999).

É preciso estar claro também que, em estatística, Planejamento de Experimentos designa toda uma área de estudos que desenvolve técnicas de planejamento e análise de experimentos. Há atualmente todo um arsenal de técnicas, com vários níveis de sofisticação e uma quantidade não menor de livros sobre o assunto. As técnicas de planejamento de experimentos podem ser utilizadas nas etapas de projeto preliminar, projeto do produto e processo de fabricação e na etapa de avaliação e melhoria (GALDÁMEZ, 2002).

Discutir resultados utilizando essa ferramenta requer uma leitura cuidadosa sobre a técnica afim de se familiarizar com termos estatísticos, por exemplo, fatores ou tratamentos são as variáveis de controle ou entrada. A variação desses fatores vai resultar nas variáveis respostas ou parâmetros de saída. Dizer que um resultado é estatisticamente significativo significa que as diferenças encontradas são grandes o suficiente para não serem atribuídas ao acaso. Um erro tipo I implica em rejeitar a hipótese nula quando esta é verdadeira. A probabilidade de cometer este erro recebe o nome de nível de significância do teste. Na maioria dos softwares, a significância estatística é expressa pelo nível descritivo (p-value). Os níveis de significância mais utilizados são 5%, 0.1%, 1% e 10%. Dizemos que há significância estatística quando o p-value é menor que o nível de significância adotado. Outro termo bastante importante é o Coeficiente de determinação, R^2 . Este é um número que determina quão bom é o ajuste, ou seja, uma medida do grau de ajustamento da equação de regressão múltipla aos dados amostrais. O R^2 ajustado é uma

modificação do R^2 que se ajusta para o número de termos em um modelo. R^2 sempre aumenta quando um novo termo é adicionado a um modelo, mas R^2 ajustado aumenta apenas se o novo termo melhora o modelo mais do que seria esperado por acaso.

4.10.1 Tipos de planejamento de experimentos

Neste trabalho será utilizada somente a técnica do Planejamento fatorial completo com ponto central, porém existem dentre outras técnicas, o Planejamento fracionário, que é muito útil principalmente no início de estudos em que se possui pouco conhecimento do efeito das variáveis, servindo para selecionar as variáveis de interesse e novas faixas que devem ser estudadas para cada variável. Dentro do planejamento, pode-se optar ainda por realizar repetições do ponto central ou realizar réplicas de todos os experimentos. Esta última tem a vantagem de reduzir o erro padrão, por ter maior quantidade de experimentos. No entanto, dependendo da pressão em se obter os resultados ou do tempo para realização dos experimentos, é feita a escolha de qual metodologia é mais adequada. Se os experimentos são demorados e/ou se deseja obter resultados rápidos, então pode ser usado a repetição do ponto central, que gera menos experimentos do que se trabalhando com réplicas dos experimentos. Caso no o Fatorial completo não seja obtido bons resultados, com modelos insatisfatórios, a técnica do Delineamento composto central rotacional (DCCR) pode ser aplicada, onde são acrescentados ensaios nas condições axiais e dessa forma é possível visualizar através das superfícies de respostas se existe uma curvatura no modelo, que desta vez é composto não só por termos lineares, mas também por termos quadráticos (RODRIGUES e LEMMA, 2009).

4.10.2. Vantagens do planejamento experimental

Segundo RODRIGUES e LEMMA (2009), várias vantagens podem ser citadas a respeito da utilização do planejamento experimental:

1. Reduzir o número de experiências ou repetições e melhora a qualidade da informação obtida através dos resultados. Isso significa uma sensível diminuição do trabalho, e conseqüentemente, do tempo e do custo final. Naturalmente, caberá ao pesquisador investir algum tempo no planejamento do processo e no estudo das

variáveis envolvidas, coletando informações na literatura, para que a definição da estratégia de realização dos ensaios possa agregar melhor qualidade aos resultados.

2. Os fatores são analisados simultaneamente. Assim podemos verificar e quantificar efeitos sinérgicos e antagônicos entre os fatores de interesse.

3. É possível mais de uma resposta ao mesmo tempo. Esta é uma das grandes vantagens do planejamento fatorial. Podem-se maximizar variáveis como, rendimento, produtividade e pureza, e/ou minimizar as variáveis, custo e contaminação, entre outras, individual ou simultaneamente.

4. Permite calcular e avaliar o erro experimental. Isto é fundamental para que se possa especificar o nível de confiança estatística com o qual se pode estimar a reprodutibilidade do resultado desejado.

5. Depende mais da competência do profissional em sua área de atuação que de seus conhecimentos em estatística. Em outras palavras, para se obter sucesso em um planejamento fatorial é imprescindível que o profissional tenha um prévio conhecimento do fenômeno ou processo que está sendo estudado.

4.10.3. Etapas para o desenvolvimento de um planejamento de experimentos

COLEMAN e MONTGOMERY (1993) propõem as seguintes etapas para o desenvolvimento de um planejamento de experimentos na Indústria, que se pode estender também para pesquisas acadêmicas:

- Caracterização do problema
- Escolha dos fatores de influência e níveis
- Seleção das variáveis de resposta
- Determinação de um modelo de planejamento de experimento
- Condução do experimento
- Análise dos dados
- Conclusões e recomendações

5. MATERIAIS E MÉTODOS

5.1. Materiais

Nesse capítulo serão apresentados os materiais utilizados no estudo, assim como a descrição da metodologia utilizada para a obtenção dos resultados.

Foi utilizado como material de adição o arame eletrodo de liga de níquel, Hastelloy C-276 (ERNiCrMo-4) de 1.14 mm de diâmetro. Na Tabela 6 está ilustrado a composição química do arame.

Tabela 6 – Composição química (% em peso) do metal de adição utilizado.

MATERIAL	C	Mn	Si	P	S	Cr
ER NiCrMo-4	0,009	0,540	0,050	0-0,005	0-0,001	15,3

Mo	Ni	Fe	Co	V	W
15,30	58,20	6,120	0,030	0,270	3,820

Fonte: HAYNES Wire Company

A Composição química obedece aos requerimentos:

AWS A5.14:2009 ERNiCrMo-4

ASME SFA-5.14-04 ERNiCrMo-4

BS EN10204:2004 3.1

Como substrato (metal de base) foi utilizado um tubo de aço ARBL de especificação API 5L Gr.B enviado pelo CENPES-PETROBRAS. As dimensões do tubo são: 290 mm de diâmetro interno e 18,0 mm de espessura da parede. A Figura 18 apresenta o tubo de aço ARBL na condição como recebida e na Tabela 7, a sua composição química (% em peso).



Figura 18 - Tubo de aço API 5L Gr B na condição como-recebida.

Tabela 7 - Composição química (% em peso) do metal de base utilizado.

MATERIAL	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni
API 5L GR B	0,19	0,24	0,7	0,018	0,018	0,064	0,008	0,07

Fonte: CENPES (PETROBRAS).

5.2. Processo de Soldagem

O processo de soldagem utilizado foi ao Arco Submerso (SAW), automatizado com eletrodo especificado acima e fluxo Ok Flux 10.16 que é um fluxo neutro, básico e aglomerado para soldagem ao Arco Submerso, especialmente para soldagem de topo e soldagem de revestimento com arames de ligas de níquel (Ni). Este fluxo é empregado principalmente em soldagem multipasse de materiais com elevada espessura.

O equipamento de soldagem ilustrado na Figura 19 é do modelo DIGI Plus A7 800 fabricado pela IMC Soldagem, com fonte do tipo corrente contínua e tensão constante com capacidade de corrente máxima de 800 A.



Figura 19 – Equipamento de soldagem por arco submerso.

Para avaliar a influência dos parâmetros de soldagem foram realizadas soldagens com corrente pulsada e corrente convencional. Na corrente pulsada foram avaliados os parâmetros: corrente de pulso, I_P , corrente de base, I_B , velocidade de alimentação do arame, V_a e distância do bico de contato à peça, DBCP. Na corrente convencional foram avaliados os parâmetros: tensão, U , velocidade de alimentação o arame, V_a e distância do bico de contato à peça, DBCP. Em ambos os casos a velocidade de soldagem foi mantida constante e a polaridade foi reversa (CC^+).

5.3. Deposição dos revestimentos

Foram feitos cortes dos segmentos do tubo por meio do processo oxi-acetileno gerando meias-canais com as dimensões apresentadas na Figura 20.

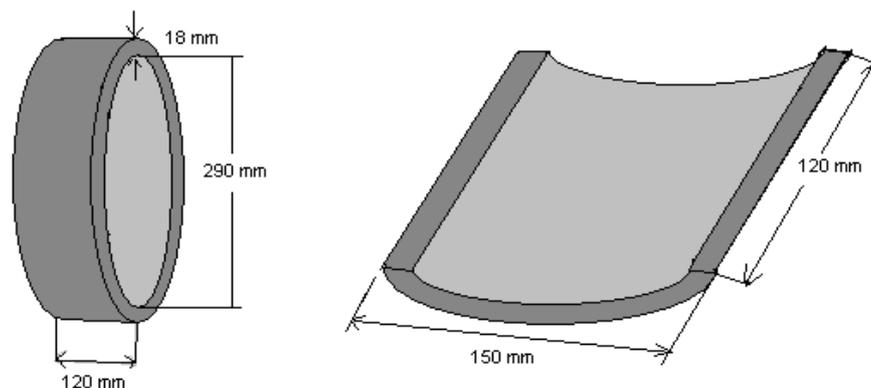


Figura 20 – Confeção da peça a ser soldada.

Antes da deposição do cordão de solda essas peças foram lixadas com disco de debaste e escova de aço inoxidável e por fim sua superfície foi limpa com acetona para retirar eventuais resíduos de óxidos e/ou gordura. Primeiro foram realizados apenas cordões de solda isolados, como mostra a Figura 21 e posteriormente foram confeccionados os revestimentos planos com três passes com uma sobreposição de $1/3$ de L , como mostra a Figura 22. Por fim foram realizados revestimentos circunferenciais com três passes, no interior do segmento de tubo com uma sobreposição de $1/2$ de L , como mostra a Figura 23. Todos os cordões foram realizados com temperaturas entre passes em torno de 60°C .



Figura 21 – Cordões de solda isolados.

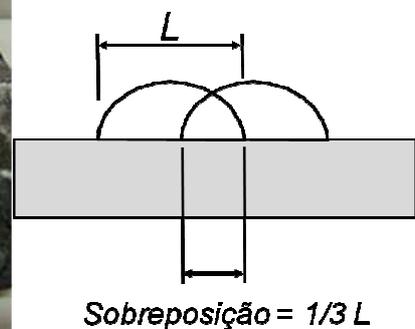


Figura 22 – Revestimento com três passes plano.

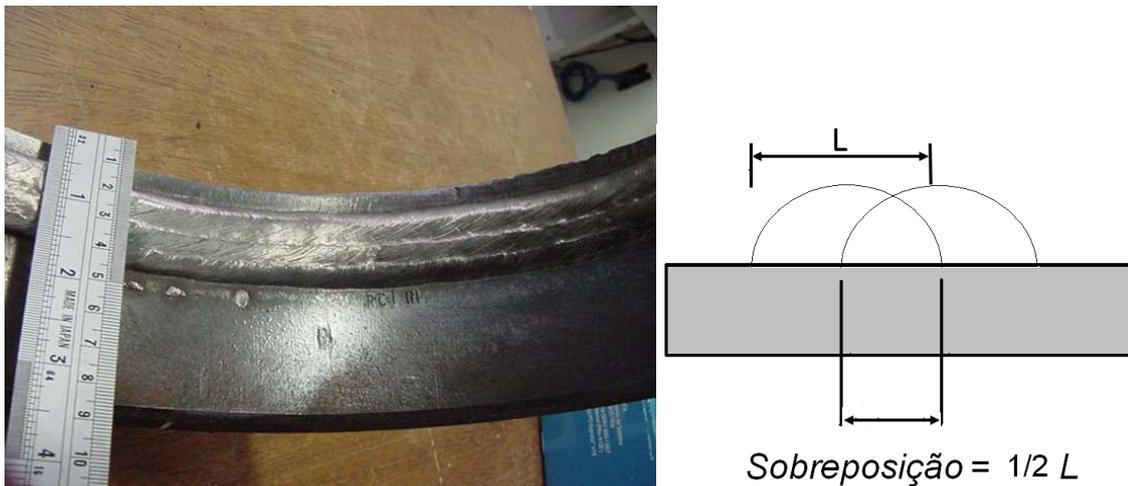


Figura 23 - Revestimento com três passes circunferencial.

5.4. Cálculo da Diluição e R/L (altura / largura do cordão)

Seções transversais dos cordões foram cortadas para a análise da diluição e suas medidas aferidas para o cálculo da razão do reforço sobre a largura, R/L.

O cálculo da diluição foi realizado através do corte da seção transversal dos corpos de prova conforme ilustra a Figura 24, onde a diluição é dada pela Equação 2. A medida da área foi realizada através do software AutoCAD.

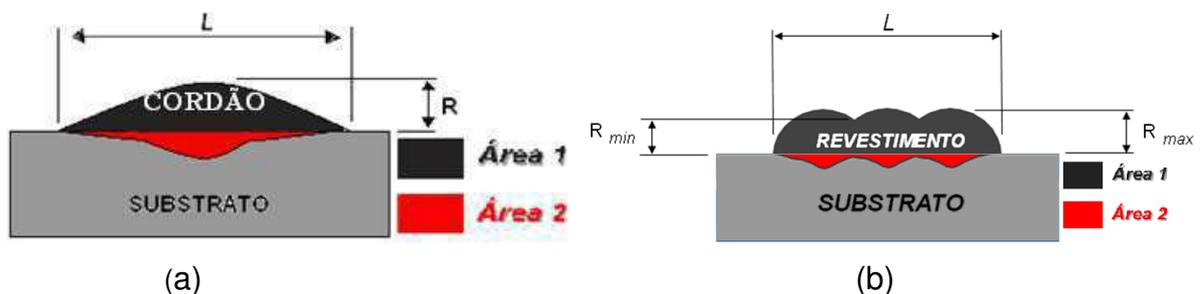


Figura 24 - Áreas para o cálculo da diluição e R/L: (a) Cordão isolado; (b) Três cordões.

$$D(\%) = \frac{\text{Área 2}}{\text{Área 1} + \text{Área 2}} \quad (2)$$

5.5. Ensaio de microdureza

Os ensaios de microdureza Vickers foram realizados empregando-se três metodologias. A primeira metodologia consistiu na realização na seção transversal de 3 (três) linhas verticais em pontos do metal de solda (MS), Zona termicamente afetada (ZTA) e metal de base (MB), aplicando-se uma carga de 0,10kg (100g) por

um tempo de 15 segundos obedecendo a uma distância entre as medidas de microdureza de 0,20 mm, conforme mostra a Figura 25. Foram feitas 28 medições por linha, com distâncias de 0,1 mm da linha de fusão na parte da ZTA, 0,10 mm da interface no MS e de 0,20 mm da superfície do revestimento no metal de solda (MSSR) em cada amostra e construídos gráficos do perfil de dureza do total de medidas. Esta primeira metodologia foi empregada a fim de se conhecer o perfil de dureza ao longo do revestimento (MS) e substrato (ZTA e MB).

A segunda metodologia consistiu de medidas realizadas próximas à linha de fusão (LF) do lado do MS, conforme a Figura 25. Para isso, usou-se uma carga de 0,05kg (50g) por um tempo de 15 segundos, com espaçamento 250 μ m entre impressões. Esta segunda metodologia foi empregada com a finalidade de identificar possíveis zonas de elevada dureza na interface MS/substrato.

A terceira metodologia consistiu em realizar nas amostras ensaios de microdureza nas mesmas superfícies onde serão feitos os ensaios de corrosão, como se observa na Figura 26, com o objetivo de associar a dureza com os resultados de corrosão.

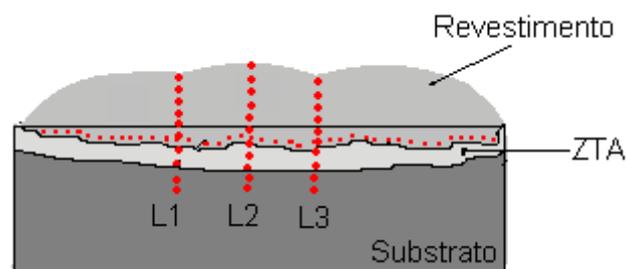


Figura 25 - Disposição das impressões de microdureza ao longo das linhas verticais e interface revestimento-substrato.

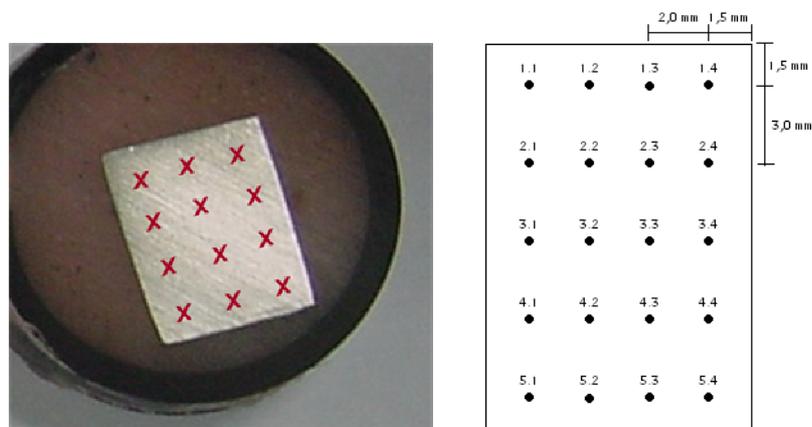


Figura 26 - Localização dos pontos do ensaio de microdureza na superfície.

5.6. Ensaio de corrosão

Para a realização dos ensaios de corrosão, as amostras foram submetidas a alguns processos: Inicialmente determinou-se e cortou-se a região que representa o revestimento como um todo no ensaio de corrosão. Adotou-se como área de análise, a região pertencente ao passe central (ver Figura 27). Após o corte, a superfície do revestimento da amostra foi planificada para garantir uma área de contato constante entre as amostras assim como não proporcionar pontos de preferência para a corrosão. As amostras planificadas foram confeccionadas com o mesmo volume e mesmas características geométricas através da usinagem das amostras com os requisitos indicados na Figura 28.

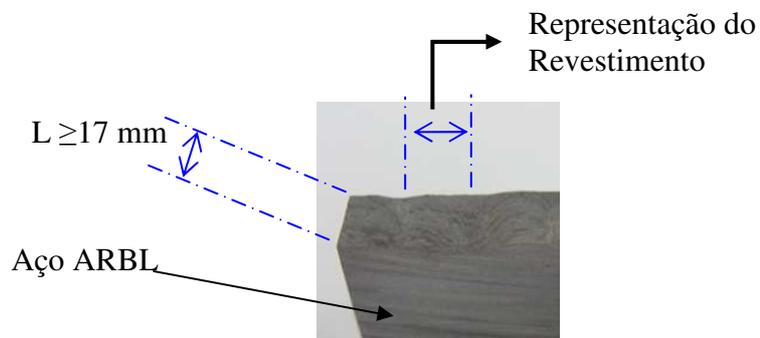


Figura 27 - Corte de uma seção transversal do corpo de prova da região da solda.

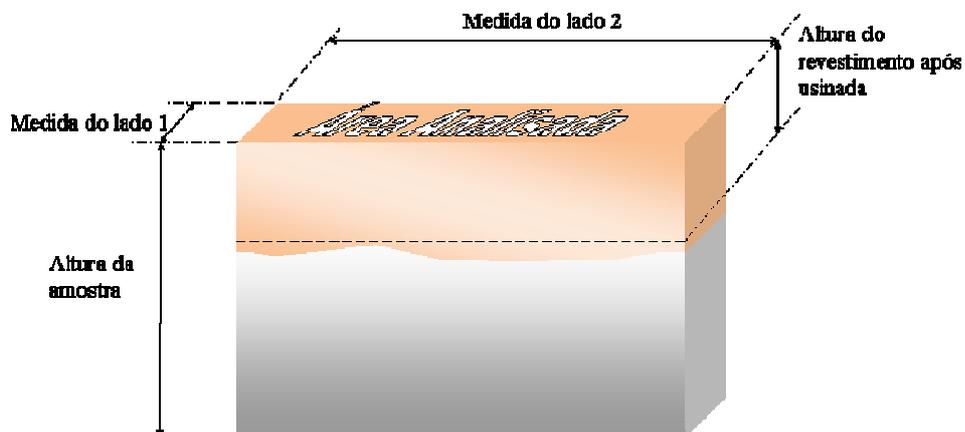


Figura 28 - Desenho em perspectiva da amostra após o processo de usinagem.

A usinagem da amostra foi realizada de forma que permanecessem constantes: a área analisada, e a altura da amostra e do revestimento para cada amostra. As amostras ficaram com as seguintes medidas:

- Altura do revestimento depois de usinada = 3 mm;

- Alturas das amostras $\approx 9,80$ mm;
- Área exposta para análise das amostras analisadas $\approx 135,15$ mm².

Após a usinagem, abriu-se uma pequena cavidade no substrato da amostra com uma serra manual para conectar um fio elétrico rígido de 1,5 mm de diâmetro, com um comprimento constante de fio para cada amostra (Figura 29). As amostras embutidas se apresentaram como é mostrado na Figura 30.

O embutimento tem como objetivo recobrir todo o material com uma resina restringindo apenas a área da superfície plana do revestimento da amostra para análise. O lixamento foi feito até a numeração da lixa de 1200, para obter uma superfície de acabamento melhor.

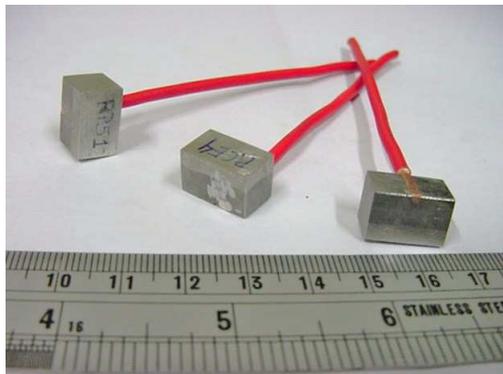


Figura 29 - Conexão entre as amostras e os fios rígidos \varnothing 1,5mm através de uma fenda aberta no substrato da amostra.

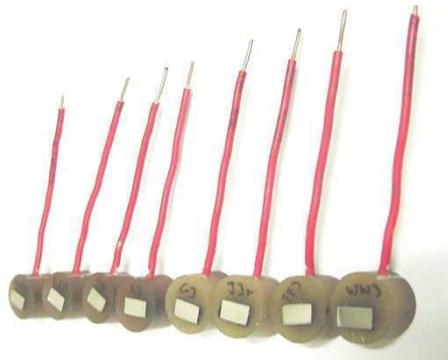


Figura 30 - Exemplos de eletrodos de trabalho (amostras) para análise de corrosão.

Para a limpeza das amostras, mergulhou-se a amostra em solução de 10 % NaOH para desengraxe e em seguida esta foi lavada com água destilada. Depois a amostra foi mergulhada em uma solução de 1% H₂SO₄ para ativar a superfície.

As medidas eletroquímicas de corrosão foram executadas em uma célula eletroquímica convencional de três eletrodos (Figura 31). Foram utilizadas duas técnicas eletroquímicas: Polarização Potenciodinâmica Linear (PPL) e Espectroscopia de Impedância Eletroquímica (EIE).

Para realizar as medidas foi utilizado um potenciostato/galvanostato PG STATE 30 da Autolab (Figura 32) conectado aos softwares GPES e FRA2.

O eletrodo de referência utilizado foi prata cloreto de prata (Ag/AgCl) e todos os potenciais foram referidos a este eletrodo. O contra eletrodo utilizado foi uma placa de platina com área superficial de $6,0 \text{ cm}^2$. Os eletrodos de trabalho foram às amostras de ligas de níquel. O meio corrosivo utilizado foi o NaCl 1M.

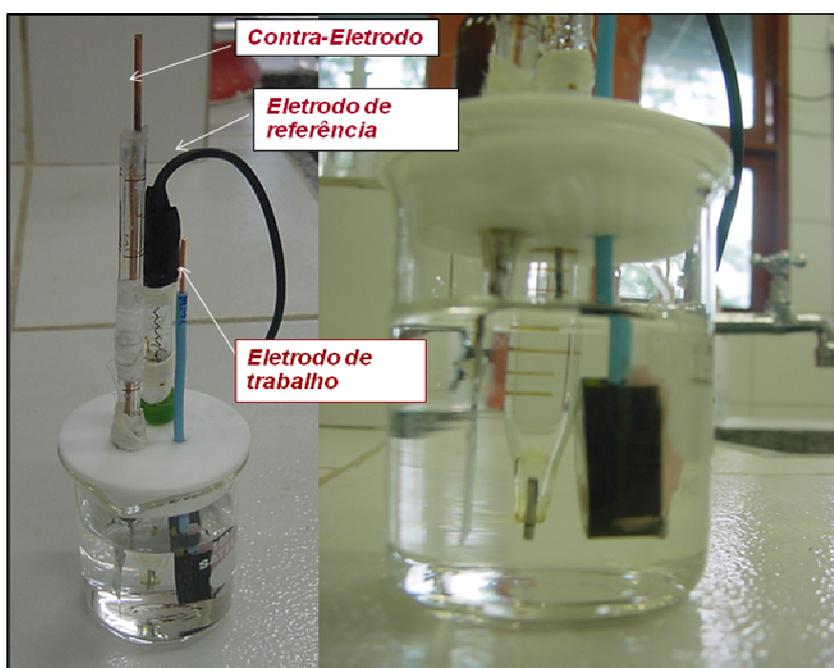


Figura 31 - Célula eletroquímica de três eletrodos utilizada

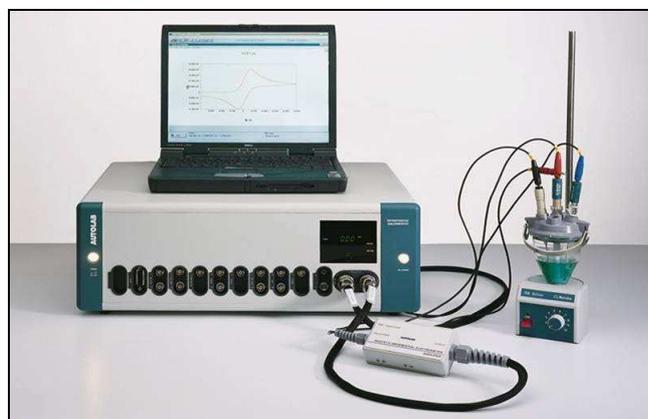


Figura 32 - Potenciostato/Galvanostato PG STATE30 da Autolab

Na montagem da célula utilizou-se 50 ml de solução de NaCl 1M para cada amostra. A célula, dentro de uma gaiola de Faraday (Figura 33) foi conectada ao equipamento (Potenciostato/Galvanostato) para a realização dos ensaios. Os ensaios foram realizados à temperatura ambiente.

A função da Gaiola de Faraday é isolar a célula de influências eletromagnéticas do ambiente externo e, portanto, o corpo de prova que estiver em seu interior.

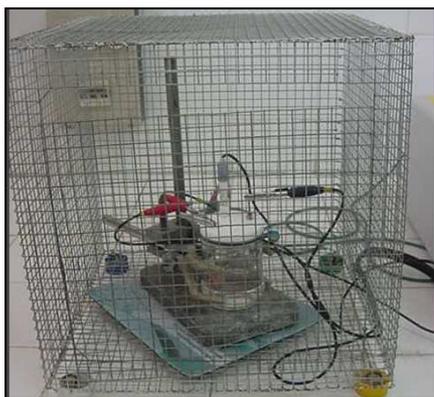


Figura 33 - Gaiola de Faraday

Portanto, foi avaliada a influência das variáveis de entrada sobre o comportamento corrosivo através das respostas:

- Potencial de corrosão (E_{COR});
- Resistência de polarização (R_P);

5.7. Avaliação do teor de Fe

Antes de as amostras serem submetidas aos ensaios de corrosão, foram realizados nas mesmas os ensaios de composição química utilizando o EDX - Energy Dispersive X-ray (Espectroscopia de Energia Dispersiva de Raio X) por pontos nas seções planificadas dos revestimentos, ou seja, na área que foi submetida à corrosão para avaliar o teor de Fe, assim como outros elementos químicos, nas superfícies das amostras. Estes testes foram conduzidos com um colimador de diâmetro 3mm e atmosfera à vácuo (30Pa).

5.8. Planejamento Fatorial

Como metodologia de pesquisa para os cordões isolados com corrente pulsada, utilizou-se o planejamento fatorial completo em dois níveis, com ponto central, onde cada fator assume um nível inferior, um superior e um central. O nível central foi repetido três vezes. Combinando esses níveis entre todos os fatores obtêm-se $2^K + 3$ pontos centrais que resulta em 19 experimentos, onde K é o número de variáveis de entrada. A escolha dos fatores e de seus níveis foi feita com base em experimentos preliminares e pesquisa na bibliografia (SUBRAMANIAM et. al., 1999; COSTA e RIBEIRO, 2001; PALANI e MURUGAN, 2006). Os valores desses níveis se encontram na Tabela 8. Foram mantidos fixos: tempo de pulso ($t_p=4ms$), tempo de base ($t_b=7ms$), velocidade de soldagem ($V_s=22cm/min$) e inclinação da tocha de soldagem ($\theta=15^\circ$ com a vertical). Vale salientar que todos os experimentos foram feitos utilizando corrente com polaridade reversa (CC^+). Para soldagem de revestimentos a literatura (WAINER et. al., 1992) recomenda utilizar polaridade direta (CC^-), devido à menor diluição alcançada, já que é imposto menos calor ao metal de base. No entanto, inicialmente foram realizados muitos testes com polaridade direta (CC^-) e os cordões não tiveram um aspecto geométrico interessante, todos ficaram muito convexos e estreitos, características que contribui para o aparecimento de defeitos como vazios e inclusões de escória.

Tabela 8 – Níveis reais e codificados dos fatores em estudo para cordões isolados, com corrente pulsada.

Variáveis de entrada	Níveis		
	-1	0	+1
I_p (A)	260	280	300
I_b (A)	75	100	125
V_a (m/min)	6,0	6,5	7,0
DBCP(mm)	15	17,5	20

Onde, I_p é a corrente de pulso, I_b é a corrente de base, V_a é a velocidade de alimentação do arame eletrodo e DBCP é a distância do bico de contato a peça a ser soldada.

A Tabela 9 apresenta, de acordo com as regras do planejamento fatorial, a seqüência das dezessete combinações possíveis das variáveis de entrada com o

ponto central realizado três vezes, resultando em dezenove experimentos realizados em uma seqüência aleatória. A tréplica do ponto central permite o cálculo do erro experimental e significância dos efeitos. A seqüência aleatória dos experimentos permite a aplicação de testes estatísticos de significância e a construção de intervalos de confiança.

Tabela 9– Matriz de planejamento experimental $2^4 + 3$ pontos centrais, para corrente pulsada.

Experimento	Seqüência aleatória	I_P (A)	I_B (A)	V_a m/min	DBCP (mm)
1	4	260 (-1)	75 (-1)	6 (-1)	15 (-1)
2	9	300 (+1)	75 (-1)	6 (-1)	15 (-1)
3	11	260 (-1)	125 (+1)	6 (-1)	15 (-1)
4	1	300 (+1)	125 (+1)	6 (-1)	15 (-1)
5	19	260 (-1)	75 (-1)	7 (+1)	15 (-1)
6	7	300 (+1)	75 (-1)	7 (+1)	15 (-1)
7	12	260 (-1)	125 (+1)	7 (+1)	15 (-1)
8	18	300 (+1)	125 (+1)	7 (+1)	15 (-1)
9	17	260 (-1)	75 (-1)	6 (-1)	20 (+1)
10	2	300 (+1)	75 (-1)	6 (-1)	20 (+1)
11	16	260 (-1)	125 (+1)	6 (-1)	20 (+1)
12	6	300 (+1)	125 (+1)	6 (-1)	20 (+1)
13	8	260 (-1)	75 (-1)	7 (+1)	20 (+1)
14	15	300 (+1)	75 (-1)	7 (+1)	20 (+1)
15	13	260 (-1)	125 (+1)	7 (+1)	20 (+1)
16	5	300 (+1)	125 (+1)	7 (+1)	20 (+1)
17	14	280 (0)	100 (0)	6,5 (0)	17,5 (0)
18	3	280 (0)	100 (0)	6,5 (0)	17,5 (0)
19	10	280 (0)	100 (0)	6,5 (0)	17,5 (0)

Para as soldagens feitas com corrente convencional também foi utilizado o planejamento fatorial, agora se analisando três variáveis de entrada: U, V_a e DBCP. Neste caso obtêm-se 11 experimentos incluindo a tréplica do ponto central. Os valores dos níveis reais e codificados se encontram na Tabela 10. Foram mantidos fixos: velocidade de soldagem ($V_s=22\text{cm/min}$) e inclinação da tocha de soldagem ($\theta=15^\circ$ com a vertical). Vale salientar que todos os experimentos foram também realizados utilizando corrente com polaridade reversa CC^+ .

Tabela 10 – Níveis reais e codificados dos fatores em estudo para corrente convencional.

Variáveis de entrada	Níveis		
	-1	0	+1
U (volts)	30	35	40
Va (m/min)	6	6,5	7
DBCP (mm)	20	25	30

Na Tabela 11 são apresentados os onze experimentos originados do planejamento fatorial para a corrente convencional, realizados numa seqüência aleatória.

Tabela 11– Matriz de planejamento experimental $2^3 + 3$ pontos centrais, para a corrente convencional.

Experimento	Seqüência aleatória	U (volts)	Va (m/min)	DBCP (mm)
1	3	30 (-1)	6 (-1)	20 (-1)
2	10	40 (+1)	6 (-1)	20 (-1)
3	4	30 (-1)	7 (+1)	20 (-1)
4	6	40 (+1)	7 (+1)	20 (-1)
5	11	30 (-1)	6 (-1)	30 (+1)
6	9	40 (+1)	6 (-1)	30 (+1)
7	1	30 (-1)	7 (+1)	30 (+1)
8	7	40 (+1)	7 (+1)	30 (+1)
9	8	35 (0)	6,5 (0)	25 (0)
10	5	35 (0)	6,5 (0)	25 (0)
11	2	35 (0)	6,5 (0)	25 (0)

Para os revestimentos planos com três passes foram realizados testes com corrente pulsada (Revestimento Pulsado – RP) e corrente convencional (Revestimento convencional – RC) com o objetivo de avaliar os efeitos destas modalidades de corrente sobre as características do revestimento (geometria, diluição e resistência a corrosão). Todos estes parâmetros foram utilizados para soldagem na condição sem pré-aquecimento. A nomenclatura dos revestimentos e os parâmetros de soldagem são mostrados na Tabela 12. Note que o revestimento RP22 tem os mesmos parâmetros de soldagem do corpo de prova CP22, mostrados na Tabela 8.

Tabela 12 - Nomenclatura dos corpos de prova e parâmetros de soldagem utilizados para os revestimentos planos.

Revestimento	RP22	RP51	RCE4
I_p (A)	260	300	-
I_b (A)	125	125	-
t_p (ms)	4	4	-
t_b (ms)	7	9	-
U (volts)	-	-	40
V_s (cm/min)	22	22	22
V_a (m/min)	6	6	7
DBCP (mm)	15,00	15,00	27,50

Finalmente foram confeccionados os revestimentos circunferenciais no interior do segmento de tubo, onde se adotou dessa vez trabalhar com corrente convencional, tendo em vista os resultados mais satisfatórios em relação a aspecto visual do cordão, estabilidade do arco e diluição, além do melhor resultado nos ensaios de corrosão. A Tabela 13 mostra a nomenclatura e os parâmetros de soldagem para os revestimentos.

Tabela 13 - Parâmetros de soldagem utilizados para os revestimentos circunferenciais.

Revestimento	RT1	RT2	RT3
U (V)	38	37	40
V_s (cm/min)	28	28	28
V_a (m/min)	7	7	7,5
DBCP (mm)	20	28	30

6. RESULTADOS E DISCUSSÃO

6.1. Cordões isolados

Na Tabela 14, são apresentados os valores de diluição (D), do reforço do cordão (R) e da sua relação com a largura (R/L), para as soldagens feitas com corrente pulsada, onde se verifica que os valores de diluição variaram de 3,6% a 22,26%. Este valor não pode ser muito elevado a fim de evitar presença de ferro no revestimento e não pode ser muito baixo, pois pode diminuir a resistência ao arrancamento. Não se tem registros em normas de valores mínimos ou máximos para diluição do metal de base no metal de solda, porém a norma ISO 10423 (2003) sugere que o valor máximo para o teor de Fe seja de 10 % e que a composição química seja medida a uma distância máxima de 3 mm do metal base. De acordo com um raciocínio lógico quanto maior for a diluição maior será o teor de Fe no revestimento, logo o ideal é se produzir um revestimento com menor diluição possível, já que a diluição é a quantidade percentual do metal de base que entra no metal de solda (INFOSOLDA, 2003). Vale lembrar que para essa liga, os valores de diluição são bem próximos dos valores de percentual de Fe, logo deseja-se um revestimento com diluição em torno de 10%. Quanto menor a relação R/L do cordão mais largo e adequado o cordão de solda, visto que assim será necessário menos passes para recobrir a área de interesse. O fato é que menores valores de R/L são alcançados para maiores larguras (L) do cordão e isto pode favorecer a relação custo benefício em aplicações como, soldagem de revestimento, onde a largura de cordão tem fundamental importância em relação aos demais parâmetros geométricos (NASCIMENTO, 2005). Como pode-se observar pela Tabela 14, a razão R/L variou de 0,236 a 0,671 e todos os cordões tiveram reforço superiores a 3 mm. A PETROBRAS N -1707 (1999) recomenda um reforço líquido de 3 mm, por isso deve-se obter um reforço bruto um pouco acima desse valor, afim de permitir uma posterior usinagem que resulte neste valor estipulado para o reforço líquido.

Percebeu-se, portanto uma dificuldade de se obter baixos valores de diluição associados a baixos valores de R/L para os parâmetros de soldagem utilizados. Esta combinação torna-se difícil de obter, pois como será visto na Figura 34 os menores valores de diluição são conseguidos para os valores mais elevados de R/L. Sendo assim, o experimento 3 pode ser considerado como o melhor resultado obtido, com diluição em torno de 12 % e R/L de 0,28.

Tabela 14 – Matriz de planejamento e resultados obtidos para corrente pulsada.

Experimento	I _P (A)	I _B (A)	V _a (m/min)	DBCP (mm)	I _M (A)	U _M (v)	Diluição (%)	R (mm)	R/L (mm/mm)
1	260	75	6	15	172,8	25	8,23	4,61	0,559
2	300	75	6	15	159	34,5	12,67	5,01	0,461
3	260	125	6	15	179,5	36,2	12,76	4,17	0,283
4	300	125	6	15	191,3	43,7	16,81	3,88	0,237
5	260	75	7	15	191,5	19,5	3,67	5,01	0,584
6	300	75	7	15	199,6	21,3	5,47	5,05	0,518
7	260	125	7	15	199,1	23,3	4,67	4,53	0,445
8	300	125	7	15	201,7	29,6	22,26	4,01	0,282
9	260	75	6	20	162,6	25	5,68	4,69	0,564
10	300	75	6	20	144,1	38,4	11,81	5,02	0,557
11	260	125	6	20	170,2	41,5	18,99	3,53	0,249
12	300	125	6	20	168,7	50	13,94	3,91	0,263
13	260	75	7	20	204,9	20	3,60	5,25	0,671
14	300	75	7	20	178	24	5,50	5,16	0,518
15	260	125	7	20	191,2	21,5	4,73	4,68	0,475
16	300	125	7	20	184	42	17,59	3,38	0,241
17	280	100	6,5	17,5	169	31,7	11,14	4,89	0,473
18	280	100	6,5	17,5	173,3	29,4	10,51	4,41	0,418
19	280	100	6,5	17,5	175,4	30,9	7,32	4,89	0,424

Para a análise dos resultados foi utilizado um software estatístico adotando um nível de confiabilidade dos resultados de 95%. A Tabela 15 mostra os valores de P (P está relacionado ao nível de significância de uma determinada variável analisada em um modelo de regressão) para cada fator, considerando também as interações entre duas e três variáveis, onde de acordo com o nível de confiabilidade, a condição $P \leq 0,05$ deve ser satisfeita para que o fator seja estatisticamente significativo, pois se o nível de confiabilidade dos resultados é de 95%, $1 - (\text{Valor P})$ deve ser no mínimo 95%.

Os valores em negrito obedecem a essa relação. Porém, nesse trabalho foram ignorados alguns dos efeitos que não são estatisticamente significativos nos modelos, dando origem a novos valores de P e dessa forma alguns efeitos que não eram estatisticamente significativos passaram também a ser, como por exemplo, o efeito da interação $I_P * I_B$ no modelo de D e $I_B * \text{DBCP}$ no modelo de R/L. Optou-se por não ignorar alguns dos efeitos não estatisticamente significativos, pelo fato de que esses chegaram muito próximo de serem estatisticamente significativos (ver Tabela 15). Esse procedimento é feito com base no bom senso do pesquisador, que depende não só do conhecimento da técnica de Planejamento Fatorial, mas também do prévio conhecimento do processo que está sendo estudado. É importante frisar que o ato de escolher quais efeitos permanecerá do modelo, não prejudicará a

confiabilidade dos resultados, o qual continuará sendo 95%, o que irá ser alterado é o coeficiente de determinação entre os valores preditos e experimentais (R^2), o mesmo como pode ser visto na Tabela 15 teve uma queda insignificante.

Tabela 15 – Valor de P para os fatores e interações, utilizando corrente pulsada.

Fatores	Valor de P			
	Para todos os efeitos		Ignorando alguns efeitos	
	D	R/L	D	R/L
Média	0,000014	0,000000	0,000000	0,000000
I_P	0,003481	0,001172	0,000036	0,000005
I_B	0,001463	0,000028	0,000006	0,000000
Va	0,009158	0,003625	0,000276	0,000070
DBCP	0,542737	0,136939	-	-
$I_P * I_B$	0,098412	0,311649	0,028095	-
$I_P * Va$	0,025467	0,006341	0,002199	0,000239
$I_P * DBCP$	0,163937	0,926169	0,068017	-
$I_B * Va$	0,384550	0,046473	-	0,012799
$I_B * DBCP$	0,771314	0,085755	-	0,036683
Va * DBCP	0,550941	0,861017	-	-
$I_P * I_B * Va$	0,005626	0,052982	0,000099	0,016156
$I_P * I_B * DBCP$	0,091800	0,887068	0,024814	-
$I_P * Va * DBCP$	0,714347	0,027841	-	0,004957
$I_B * Va * DBCP$	0,184152	0,904162	0,082620	-
R^2	0,97822	0,99369	0,96697	0,986
R^2 ajustado	0,902	0,99369	0,93393	0,97481
MS Residual	3,126984	0,0005215	2,108023	0,0004626

A Tabela 16 mostra os valores dos efeitos dos fatores e interações para cada resposta onde os valores em negrito mostram os efeitos estatisticamente significativos. A análise dessas interações permitirá o estabelecimento de diretrizes para melhorar a diluição, D e a razão R/L.

Tabela 16 – Efeitos dos fatores e interações, para corrente pulsada

Fatores	Efeitos	
	D	R/L
Média	10,38684	0,432761
I_P	5,46500	-0,094325
I_B	6,89000	-0,244833
Va	-4,17500	0,069804
DBCP	-0,58750	0,021200
$I_P * I_B$	1,89750	-0,013212
$I_P * Va$	3,07250	-0,059831
$I_P * DBCP$	-1,50500	-0,001126
$I_B * Va$	0,86250	0,032524
$I_B * DBCP$	0,27500	-0,025917
$Va * DBCP$	-0,57500	-0,002131
$I_P * I_B * Va$	4,79000	-0,031060
$I_P * I_B * DBCP$	-1,95250	-0,001728
$I_P * Va * DBCP$	0,34750	-0,038570
$I_B * Va * DBCP$	-1,41750	0,001464
R^2	0,97822	0,99369
R^2 ajustado	0,902	0,99369
MS Residual	3,126984	0,0005215

Observou-se ainda que quanto menor a diluição maior será a razão R/L (Figura 34), sendo que para diluições acima de 13% não teve alteração significativa de R/L.

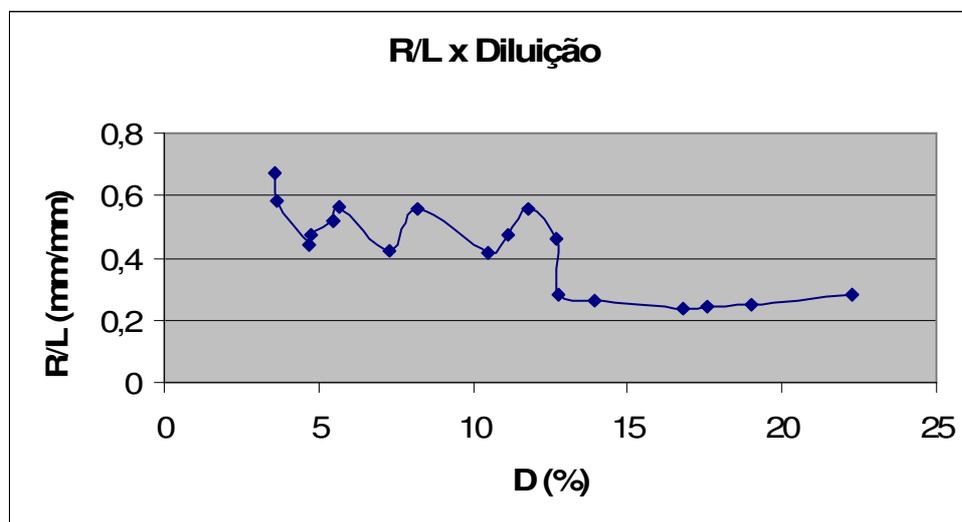


Figura 34 – Relação entre R/L e diluição (D), para corrente pulsada.

Os modelos matemáticos empíricos, codificados de 1ª ordem encontrados, com os seus respectivos parâmetros estatísticos, estão apresentados nas Equações 3 e 4 onde os valores em negrito correspondem aos fatores estatisticamente significativos do modelo, ao nível de 95% de confiança.

$$\begin{aligned}
D = & 10,38684 + 2,73250 \cdot I_P + 3,44500 \cdot I_B - 2,08750 \cdot V_a \\
& + 0,94875 \cdot I_P \cdot I_B + 1,53625 \cdot I_P \cdot V_a - 0,7525 \cdot I_P \cdot DBCP \\
& + 2,39500 \cdot I_P \cdot I_B \cdot V_a - 0,97625 \cdot I_P \cdot I_B \cdot DBCP - 0,70875 \cdot I_B \cdot V_a \cdot DBCP
\end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned}
R/L = & 0,432761 - 0,047163 \cdot I_P - 0,122416 \cdot I_B + 0,034902 \cdot V_a \\
& - 0,029916 \cdot I_P \cdot V_a + 0,16262 \cdot I_B \cdot V_a - 0,0130 \cdot I_B \cdot DBCP \\
& - 0,01553 \cdot I_P \cdot I_B \cdot V_a - 0,019285 \cdot I_P \cdot V_a \cdot DBCP
\end{aligned} \quad (4)$$

Na Tabela 17 estão ilustrados os resultados das análises de variância para todas as respostas, mostrando através dos valores de $F_{\text{Calculado}}$ que todos os modelos foram estatisticamente significativos, pois $F_{\text{Calculado}} > F_{\text{Tabelado}}$, onde os valores de F_{Tabelado} podem ser encontrados na Tabela A em Anexos. Para que uma regressão seja não apenas estatisticamente significativa, mas também útil para fins preditivos, $F_{\text{Calculado}}$ deve ser no mínimo quatro vezes maior que F_{Tabelado} (BARROS NETO et. al., 1996). Logo os modelos da diluição, D com 98% das variações explicada pelo modelo e da razão R/L com 99% das variações explicada pelo modelo, além de estatisticamente significativos, são também preditivos com 95% de confiança.

Foi feito também o teste do F para falta de ajuste e erro puro e conclui-se que os dois modelos (D e R/L) não precisam de ajuste, pois $F_{\text{Calculado}} < F_{\text{Tabelado}}$. Neste caso a regra é oposta a anterior.

Estes apresentam ainda ótimos valores de coeficiente de determinação (R^2). A Figura 35 mostra os valores preditos (modelos empíricos, Equações 3 e 4) versus os valores experimentais para as respostas D e R/L, observando-se uma boa concordância.

Tabela 17 – Análise de variância (ANOVA) para as respostas D e R/L, utilizando corrente pulsada.

Fontes de variação	Soma de quadrados		Graus de liberdade		Quadrados médios		$F_{\text{Calculado}}$	
	D	R/L	D	R/L	D	R/L	D	R/L
Regressão	508,613	0,315	9	8	61,707	0,040737	29,27	88,06
Resíduo	65,721	0,015	9	10	2,108	0,000463		
Falta de ajuste	57,3321	0,013586	7	8	1,512	0,000351	0,36	0,39
Erro puro	8,3885	0,001817	2	2	4,194	0,000909		
Total	574,334	0,331	18	18	-	-	-	-

$F_{9:9;0,05} = 3,18$; $F_{8:10;0,05} = 3,07$; $F_{7:2;0,05} = 19,35$; $F_{8:2;0,05} = 19,37$
D: $R^2 = 96,7\%$ e R/L: $R^2 = 98,6\%$

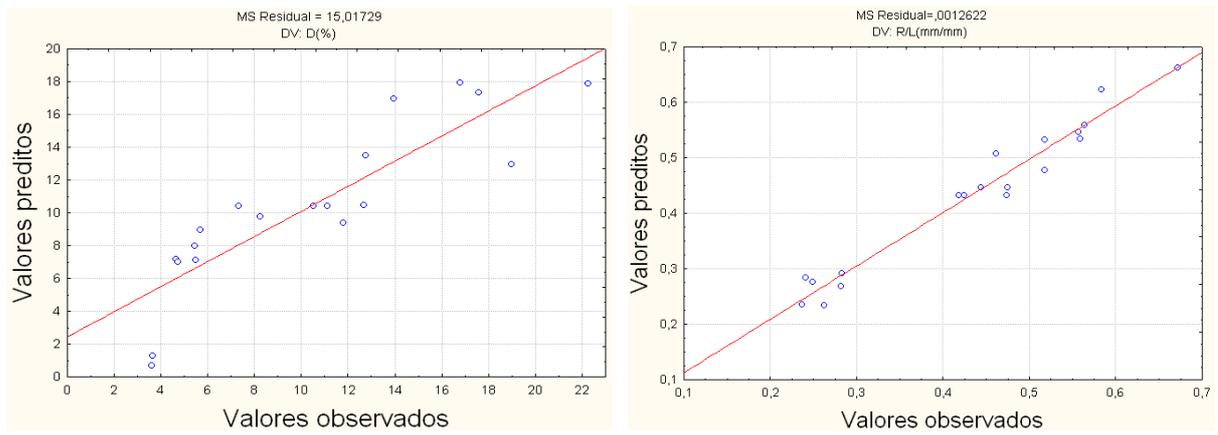


Figura 35 – Valores preditos versus observados para os modelos de D e R/L, utilizando corrente pulsada.

Considerando o efeito significativo da interação $I_P * I_B * V_a$ na diluição, observa-se a representação cúbica da interação mostrada na Figura 36, onde pode ser visto várias combinações resultando em valores de diluição abaixo de 10%, por exemplo, diluição média de 7,1% para I_P em seu nível inferior (260 A) e I_B e V_a em seus níveis superiores, 125 A e 7 m/min respectivamente. Entre parêntese está o intervalo de confiança.

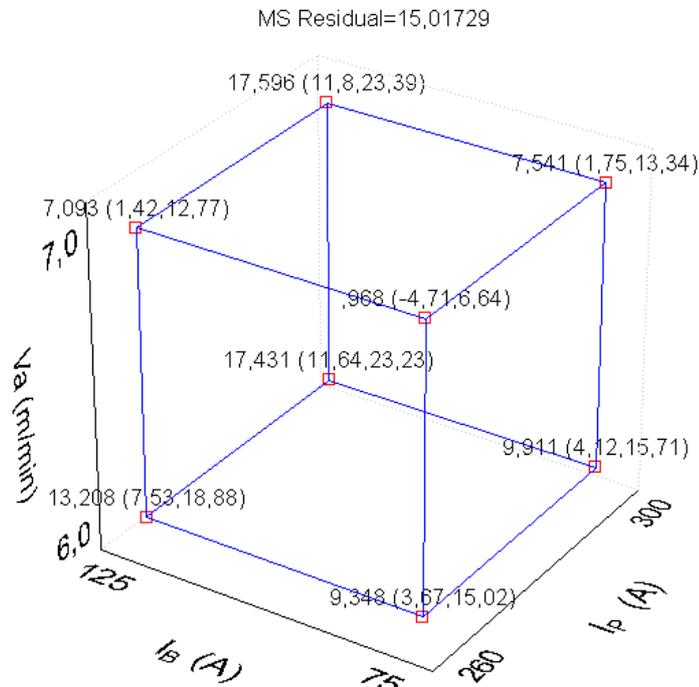


Figura 36 – Influência de I_P , I_B , e V_a sobre a diluição (D), utilizando corrente pulsada.

Quanto às interações estatisticamente significativas I_P*V_a e I_B*V_a , observa-se nas superfícies da (Figura 37) que os menores valores de diluição são obtidos para o nível inferior de I_P (260 A), nível superior de V_a (7m/min) e o nível inferior de I_B (75A). Portanto a condição para a menor diluição será I_P (260 A), I_B (75 A), V_a (7m/min). Porém para condições próximas do desejável (10%), existem várias possibilidades, por exemplo: I_P (260 A), I_B (125 A), V_a (6m/min), que pode ser confirmado no experimento 3 com ($D = 12,76\%$) da Tabela 14 ou I_P (300 A), I_B (75 A), V_a (6m/min), que pode ser confirmado nos experimentos 2 e 10 com diluições de 12,67% e 11,81% respectivamente. Note que na superfície da Figura 37 (a) todas as combinações de variáveis resultam em diluições abaixo de 10% o que é desejável para revestimentos, desde que a relação R/L também seja baixa. A variável distância de bico de contato à peça, DBCP não teve influência estatisticamente significativa sobre a diluição, D para esses experimentos.

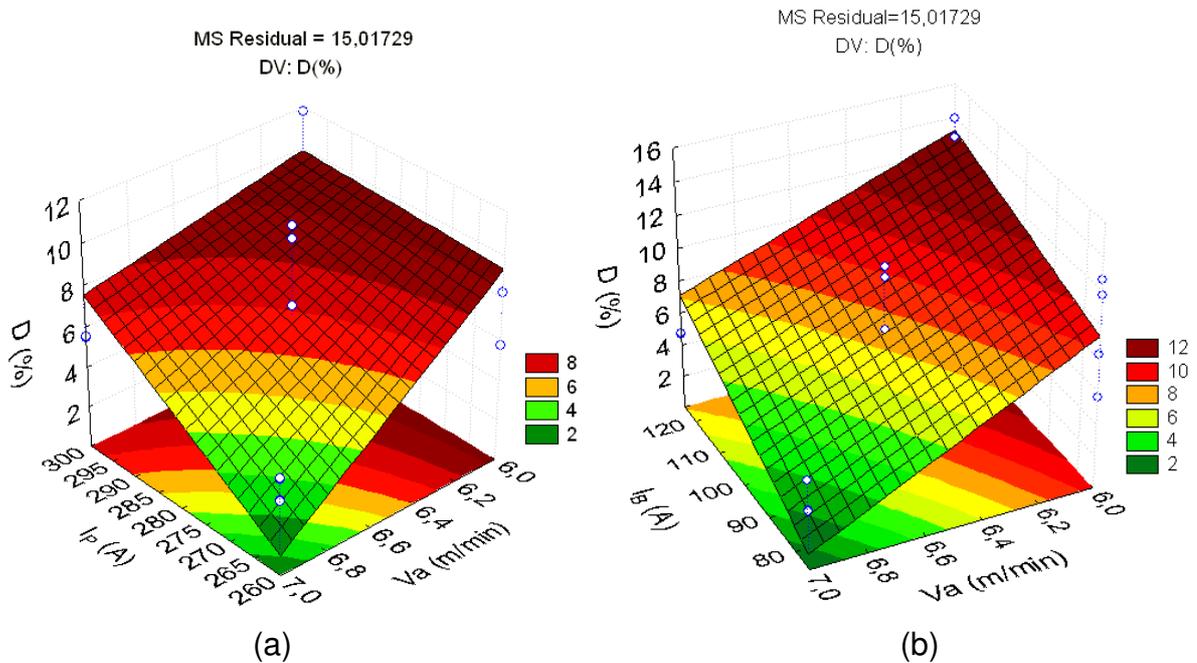


Figura 37 – Superfície de resposta: (a) Influência de I_P e V_a sobre a diluição, utilizando corrente pulsada, fixando I_B em 75 A e DBCP em 17,5mm. (b) Influência de I_B e V_a sobre a diluição, utilizando corrente pulsada, fixando I_P em 260 A e DBCP em 17,5mm.

Para o parâmetro R/L as interações $I_P*I_B*V_a$ e I_P*V_a*DBCP foram estatisticamente significativas e observa-se nas representações cúbicas mostradas na Figura 38 (a) e (b) que os menores valores alcançados para o parâmetro R/L podem ser obtidos para as condições I_P (300 A), I_B (125 A), V_a (6,0 m/min), e I_P (300 A), V_a (6,0 m/min), DBCP (15 mm) respectivamente. Entre parêntese está o intervalo de confiança.

Essas representações são úteis quando se deseja saber qual a tendência em uma resposta quando passamos do nível (-1) de uma variável para o nível (+1) ou vice versa. Por exemplo, na Figura 38 (a) e (b), observando as quatro arestas paralelas ao eixo de I_P percebe-se que a razão R/L diminui quando se passa do nível (-1) de I_P para o nível (+1). Logo se observou as seguintes tendências em R/L para as quatro variáveis:

- I_P : do nível (-1) para o nível (+1) = R/L diminui
- I_B : do nível (-1) para o nível (+1) = R/L diminui
- V_a : do nível (-1) para o nível (+1) = R/L aumenta
- DBCP: do nível (-1) para o nível (+1) = R/L aumenta

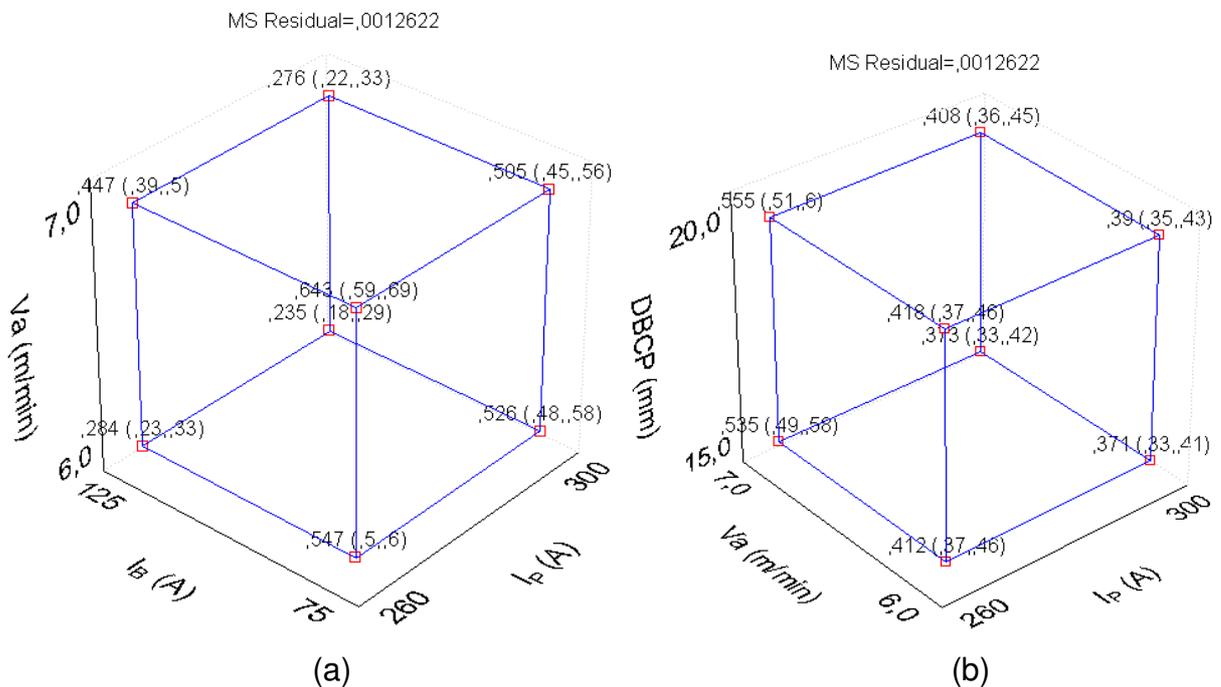


Figura 38 – Representação cúbica: (a) Influência de I_P , I_B e V_a sobre a razão R/L, utilizando corrente pulsada. (b) Influência de I_P , V_a e DBCP sobre a razão R/L, utilizando corrente pulsada.

Foram verificadas três interações de segunda ordem estatisticamente significativas: $I_P \cdot V_a$, $I_B \cdot V_a$ e $I_B \cdot \text{DBCP}$. Na Figura 39 (a) pode ser vista a superfície de respostas para a interação $I_P \cdot V_a$ que revela o melhor valor de R/L (0,25) para a condição I_P (300 A) e V_a (6,0 m/min), fixando I_B em 125 A e DBCP em 15 mm. Na Figura 39 (b) observa-se a superfície de respostas para a interação $I_B \cdot \text{DBCP}$ que revela o melhor valor de R/L (0,25) para a condição I_B (125 A) em toda a faixa de DBCP, fixando I_P em 300 A e V_a em 6,0 m/min. Nota-se pelas duas superfícies (a) e (b) que as variáveis mais influentes em R/L são as correntes I_P e I_B .

Valores de R/L de 0,25 associados a um reforço acima de 3 mm e diluições em torno de 10% é satisfatório, tendo em vista que está sendo utilizado o processo de soldagem ao arco submerso que fornece elevada energia de soldagem. Porém quanto menor esse valor de R/L melhor será o resultado, visto que o revestimento cobrirá uma área maior, aumentando a área protegida contra a corrosão com menor número de passes.

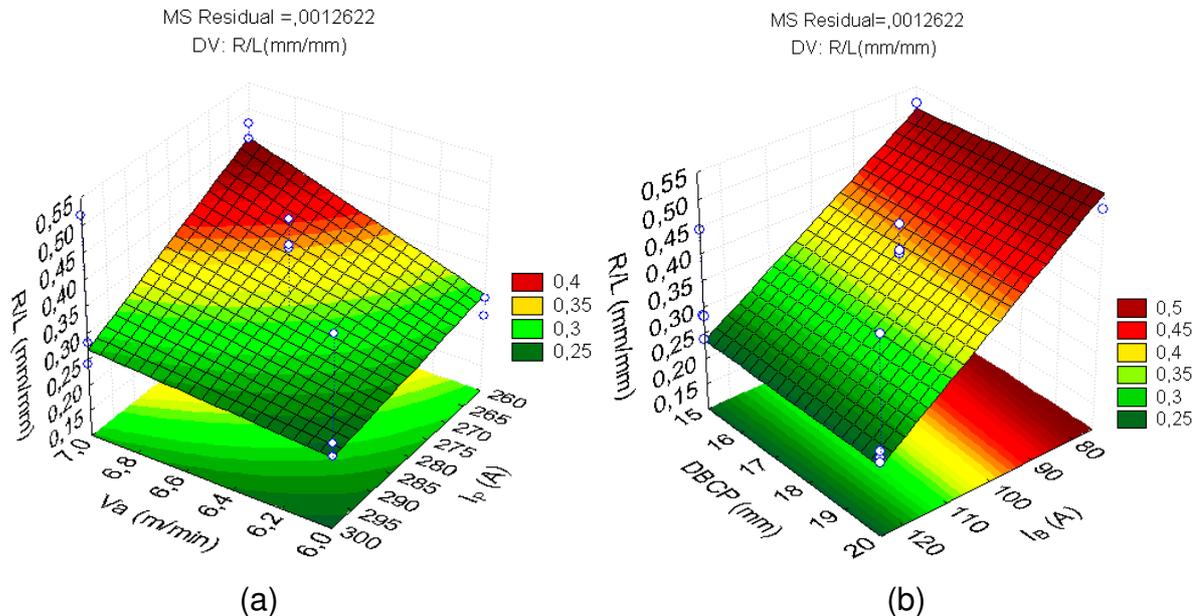


Figura 39 – Superfície de resposta: (a) Influência de I_P e V_a sobre a relação R/L, utilizando corrente pulsada fixando I_B em 125 A e DBCP em 15 mm. (b) Influência de I_B e DBCP sobre a relação R/L, utilizando corrente pulsada fixando I_P em 300 A e V_a em 6,0 m/min.

Na Figura 40, observa-se a influência da energia de soldagem na diluição dos corpos de prova feitos com corrente pulsada. Nota-se que nessa modalidade de corrente, houve influência significativa da energia de soldagem nos valores de diluição, ocorrendo uma tendência de aumento de diluição com o aumento da energia de soldagem até um valor de 15kJ/cm. A partir desse valor, a energia de soldagem passa a não ter mais influência na diluição, tendo em vista que a poça de fusão pode ter atingido um tamanho tal que a diluição já não aumente com o aumento da energia.

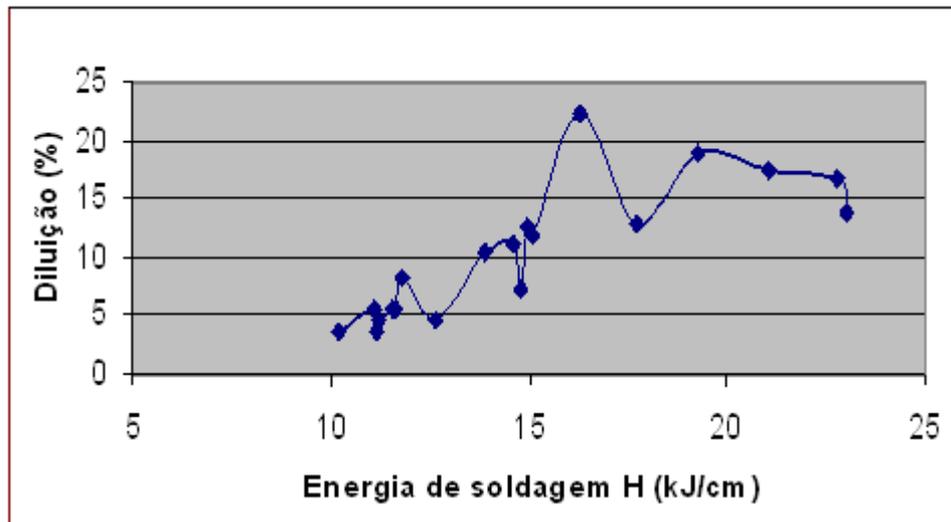


Figura 40 - Influência da energia de soldagem na diluição para corrente pulsada.

A Tabela 18 apresenta os resultados obtidos para a soldagem com corrente convencional dos cordões de solda isolados, apresentando valores de diluição que variam de 9,62% a 23,19%, R/L variando de 0,21 a 0,60 e todos os cordões com reforço superior a 3,4 mm.

Tabela 18 – Matriz de planejamento e resultados obtidos para a corrente convencional.

Experimento	U (volts)	Va (m/min)	DBCP (mm)	I_M (A)	U_M (v)	Diluição (%)	R (mm)	R/L (mm/mm)
1	30	6	20	160,38	30,32	17,94	3,91	0,31
2	40	6	20	163,22	43,23	21,86	3,44	0,23
3	30	7	20	175,83	30,34	22,59	3,99	0,31
4	40	7	20	186,19	41,12	23,19	3,64	0,21
5	30	6	30	137,32	30,38	14,43	3,97	0,35
6	40	6	30	138,07	42,17	13,43	4,03	0,31
7	30	7	30	142,83	30,77	9,62	4,9	0,60
8	40	7	30	158,37	40,91	11,18	3,9	0,28
9	35	6,5	25	163,82	35,56	15,42	3,7	0,26
10	35	6,5	25	162,33	35,64	13,63	3,55	0,23
11	35	6,5	25	160,66	35,43	13,20	3,8	0,25

A Tabela 19 mostra os valores de P para cada fator, considerando também as interações entre duas e três variáveis para o planejamento fatorial com a corrente convencional. Os valores em negrito denunciam os fatores estatisticamente significativos.

Tabela 19 – Valor de P para os fatores e interações, para a corrente convencional.

Fatores	Valor de P					
	Para todos os efeitos			Ignorando alguns efeitos		
	D	R/L	I _M	D	R/L	I _M
Média	0,00010	0,00090	0,00000	0,00000	0,00000	0,00000
U	0,33533	0,11194	0,08185	0,17077	0,04129	0,02709
Va	0,92229	0,58888	0,01116	-	-	0,00109
DBCP	0,00796	0,09573	0,00245	0,00014	0,03169	0,00009
U * Va	0,92878	0,24036	0,14607	-	0,14109	0,06640
U * DBCP	0,66540	0,59568	0,80439	-	-	-
Va * DBCP	0,13382	0,45270	0,35030	0,03223	-	0,24301
U * Va * DBCP	0,28755	0,26642	0,56972	0,13019	0,16501	-
R ²	0,94062	0,84363	0,9782	0,93569	0,7678	0,97472
R ² ajustado	0,80205	0,47878	0,92732	0,89281	0,61301	0,94944
MS Residual	3,87127	0,00573	16,3490	2,09631	0,00425	11,3730

A Tabela 20 mostra os valores dos efeitos dos fatores e interações para cada resposta onde os valores em negrito mostram os efeitos dos fatores estatisticamente significativos. A análise dessas interações permitirá o estabelecimento de diretrizes para melhorar a diluição e razão R/L.

Tabela 20 – Efeitos dos fatores e interações para a corrente convencional.

Fatores e interações	Efeitos		
	D	R/L	I _M
Média	16,37655	0,306030	159,0022
U	1,59278	-0,119365	7,3737
Va	0,14743	0,032283	16,0577
DBCP	-8,81310	0,128521	-27,2575
U * Va	0,13508	-0,078138	5,5794
U * DBCP	-0,66486	-0,031664	0,7731
Va * DBCP	-2,84060	0,046059	-3,1557
U * Va * DBCP	1,79449	-0,072891	1,8197
R ²	0,93569	0,7678	0,97472
R ² ajustado	0,89281	0,61301	0,94944
MS Residual	2,096305	0,0042543	11,37304

Os modelos matemáticos empíricos, codificados de 1^a ordem encontrados, com os seus respectivos parâmetros estatísticos, estão apresentados nas Equações 5, 6 e 7 onde os valores em negrito correspondem às parcelas estatisticamente significativas do modelo, ao nível de 95% de confiança.

$$D = 16,37655 + 0,79639*U - 4,40655*DBCP - 1,4203*Va*DBCP + 0,897245*U*Va*DBCP \quad (5)$$

$$R/L = 0,306030 - 0,05968*U + 0,064261*DBCP - 0,03907*U*Va - 0,03645*U*Va*DBCP \quad (6)$$

$$I_M = 159,0022 + 3,68685*U + 8,02885*Va - 13,6288*DBCP + 2,7897*U*Va - 1,57785*Va*DBCP \quad (7)$$

Nas Tabela 21 a 23 estão ilustrados os resultados das análises de variância para todas as respostas. Os modelos da diluição, D com 94% das variações explicada pelo modelo e corrente média, I_M com 97% das variações explicada pelo modelo, além de estatisticamente significativos, são também preditivos com 95% de confiança.

Foi verificado também que os dois modelos (D e I_M) não precisam de ajuste. Quanto ao modelo de R/L, foi constatado uma pequena falta de ajuste através do teste do F, o que já era de se esperar por apresentar um pequeno valor de R^2 . Os valores de $F_{Tabelado}$ podem ser encontrados na Tabela A em Anexos.

Tabela 21 – Análise de variância (ANOVA) para a resposta diluição, D.

Fontes de variação	Soma de quadrados	Graus de liberdade	Quadrados médios	$F_{Calculado}$	$F_{Tabelado}$
Regressão	182,99367	4	45,74842	21,82	4,53
Resíduo	12,5778	6	2,096305		
Falta de ajuste	11,8692	4	2,967311	8,38	19,25
Erro puro	0,7086	2	0,354295		
Total	195,5715	10	$R^2 = 0,93569$		

Tabela 22 – Análise de variância (ANOVA) para a resposta altura/largura, R/L.

Fontes de variação	Soma de quadrados	Graus de liberdade	Quadrados médios	$F_{Calculado}$	$F_{Tabelado}$
Regressão	0,0843686	4	0,021092	4,96	4,53
Resíduo	0,025514	6	0,004252		
Falta de ajuste	0,024970	4	0,006242	22,93	19,25
Erro puro	0,000545	2	0,000272		
Total	0,109883	10	$R^2 = 0,7678$		

Tabela 23 – Análise de variância (ANOVA) para a resposta corrente média, I_M .

Fontes de variação	Soma de quadrados	Graus de liberdade	Quadrados médios	$F_{\text{Calculado}}$	F_{Tabelado}
Regressão	2192,559	5	438,5118	38,56	5,05
Resíduo	56,865	5	11,37304		
Falta de ajuste	51,871	3	17,29027	6,92	19,16
Erro puro	4,994	2	2,497179		
Total	2249,424	10	$R^2 = 0,97472$		

Com exceção de R/L, os modelos apresentaram valores de coeficiente de determinação (R^2) bem próximos de 1. Nas Figura 41 a 43 são vistos os valores preditos (modelos empíricos, Equações 5 e 6 e 7) versus os valores experimentais para as respostas D, R/L e I_M , observando-se boa concordância para os modelos D e R/L.

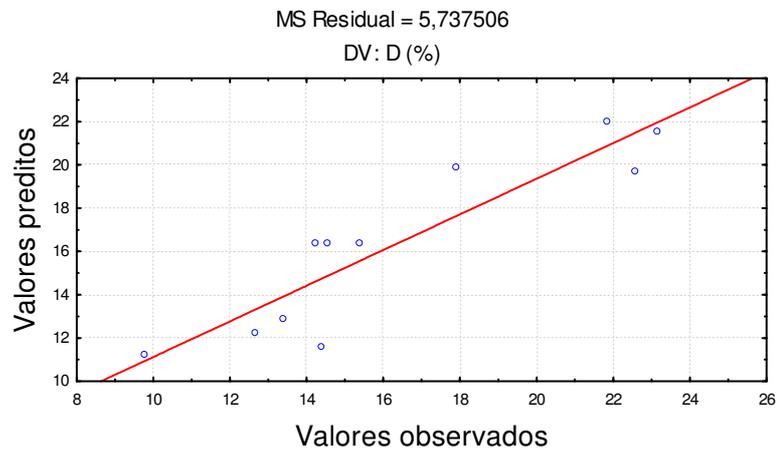


Figura 41 - Valores preditos versus observados para o modelo D.

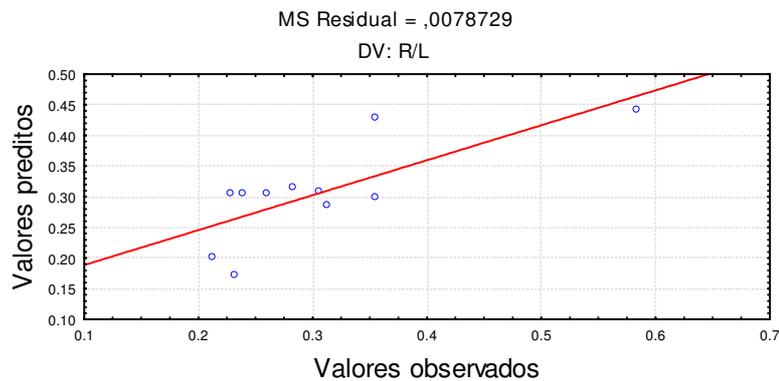


Figura 42 - Valores preditos versus observados para o modelo altura/largura, R/L.

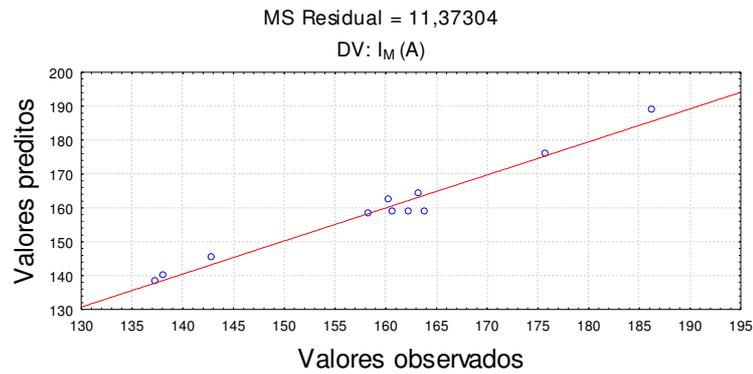


Figura 43 - Valores preditos versus observados para o modelo corrente média, I_M .

Na Figura 44 a superfície mostra a interação da velocidade de alimentação, V_a e a distância bico de contato à peça, DBCP sobre a diluição, D , onde se observa menores valores de D , em torno de 11% para os valores mais elevados de DBCP, 30 mm, em toda a faixa de velocidade de alimentação, V_a , pois como será visto na Figura 46, a velocidade de alimentação tem pouca influência nos valores de corrente média, I_M , quando se utiliza elevados valores de DBCP e baixos valores de tensão, U .

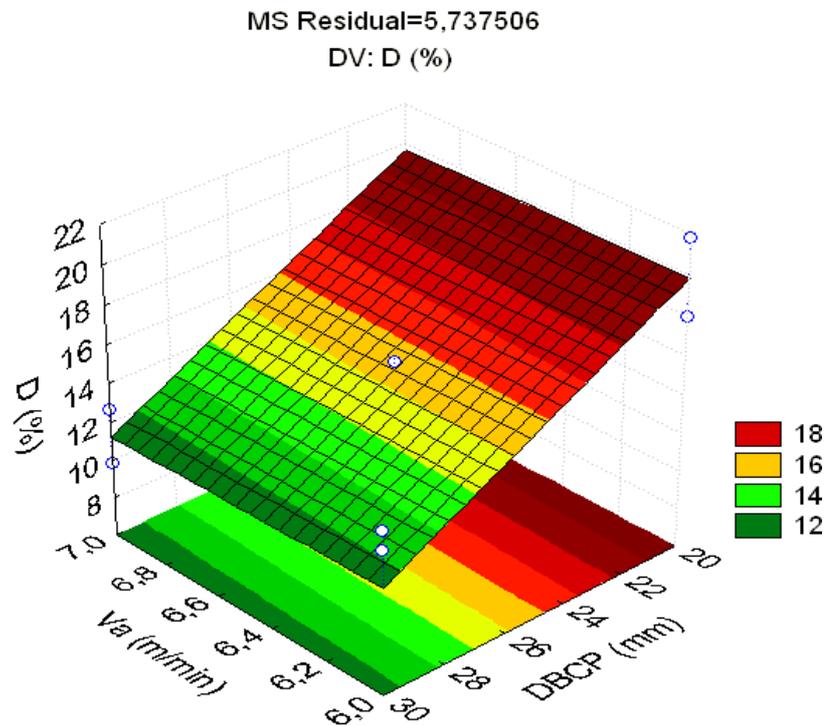


Figura 44 – Influência da velocidade de alimentação e distância do bico de contato à peça na diluição, fixando a tensão em 30volts.

Quanto à resposta R/L, apesar de o modelo conter uma pequena falta de ajuste, ele é estatisticamente significativo, com isso é possível analisar as superfícies da Figura 45, onde é visto que a razão R/L diminui quando o DBCP é

diminuído e a tensão aumentada, atingindo os menores valores, em torno de 0,17 para DBCP de 20mm e tensão de 40 volts. Como foi mostrada na Tabela 19, a variável velocidade de alimentação, V_a , não foi estatisticamente significativo o que pode ser confirmado na superfície da Figura 45 (b) pela pequena variação de R/L com a velocidade de alimentação.

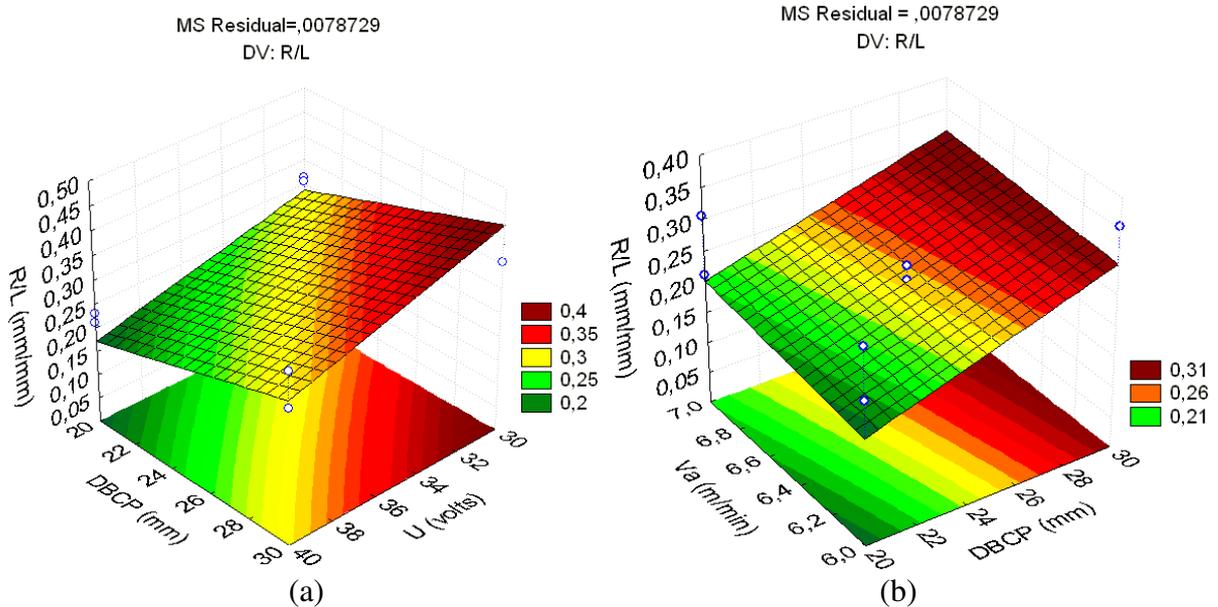


Figura 45 – Superfície de resposta: (a) Influência da distância do bico de contato à peça e a tensão em R/L, fixando V_a em 6,5 m/min. (b) Influência da velocidade de alimentação e a distância do bico de contato à peça em R/L, fixando a tensão em 40 volts.

Na soldagem com corrente convencional não foi possível ajustar a corrente na máquina nos valores desejados, logo não foi possível usá-la no planejamento fatorial como variável de entrada. Sabe-se que ela tem importante influência na penetração e conseqüentemente na diluição, fazendo esta diminuir utilizando valores de corrente cada vez mais baixos (WAINER, et. al., 1992).

Uma forma indireta de diminuir a corrente média de soldagem, I_M , utilizando corrente convencional, é aumentar a DBCP e diminuir a velocidade de alimentação, V_a , e/ou diminuir a tensão, U , como mostra a Figura 46. Note também que para valores inferiores de DBCP ou valores superiores de U , a velocidade de alimentação terá maior influência na corrente média.

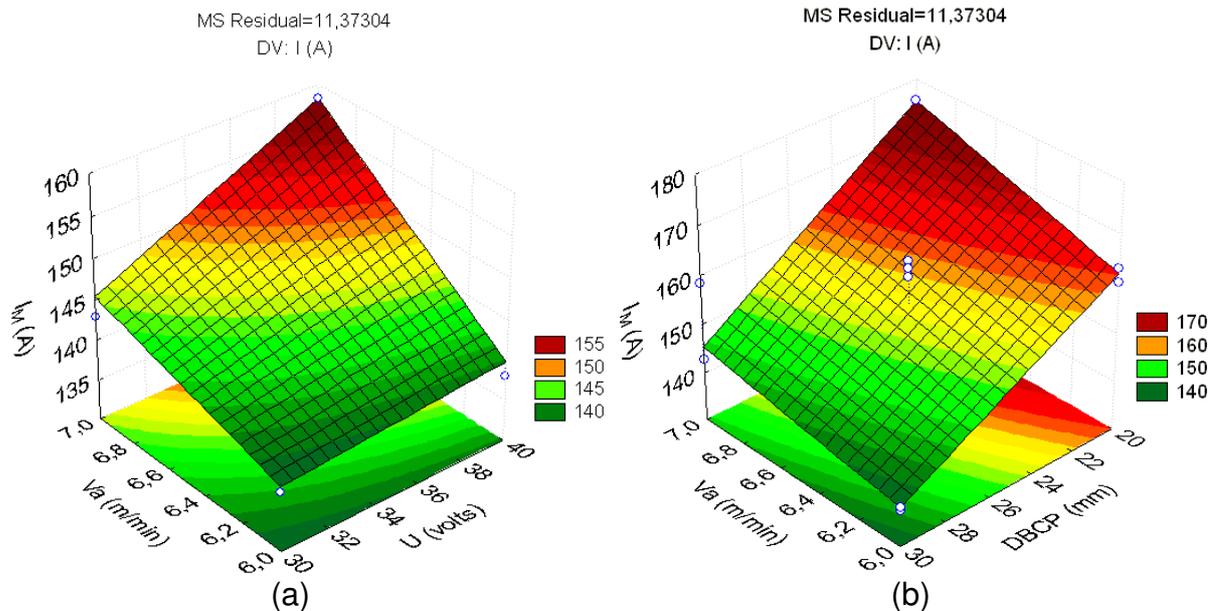


Figura 46 – Superfície de resposta: (a) Influência da tensão e velocidade de alimentação na corrente média, fixando DBCP em 30 mm. (b) Influência da velocidade de alimentação e a distância do bico de contato á peça na corrente média, fixando U em 30 A.

A Figura 47 mostra a influência da energia de soldagem (H) na diluição dos corpos de prova feitos com corrente convencional e pulsada. Ao contrário do que foi constatado para soldagem com corrente pulsada, não houve uma tendência clara do aumento de diluição com o aumento da energia de soldagem para a corrente convencional. Isso provavelmente se deve as diferenças entre as características do arco em cada processo. A soldagem com corrente pulsada permite um controle melhor do aporte térmico do que com corrente convencional. Esta ultima pode ter uma poça de fusão maior, contribuindo para a redução do efeito da energia de soldagem na diluição, visto que a poça irá cobrir uma área maior, reduzindo a interação do arco elétrico com a peça.

Comparando as duas curvas da Figura 47 observa-se que para a mesma faixa de energia de soldagem (10 – 15 kJ/cm) obtiveram-se menores diluições para as soldagens com corrente pulsada.

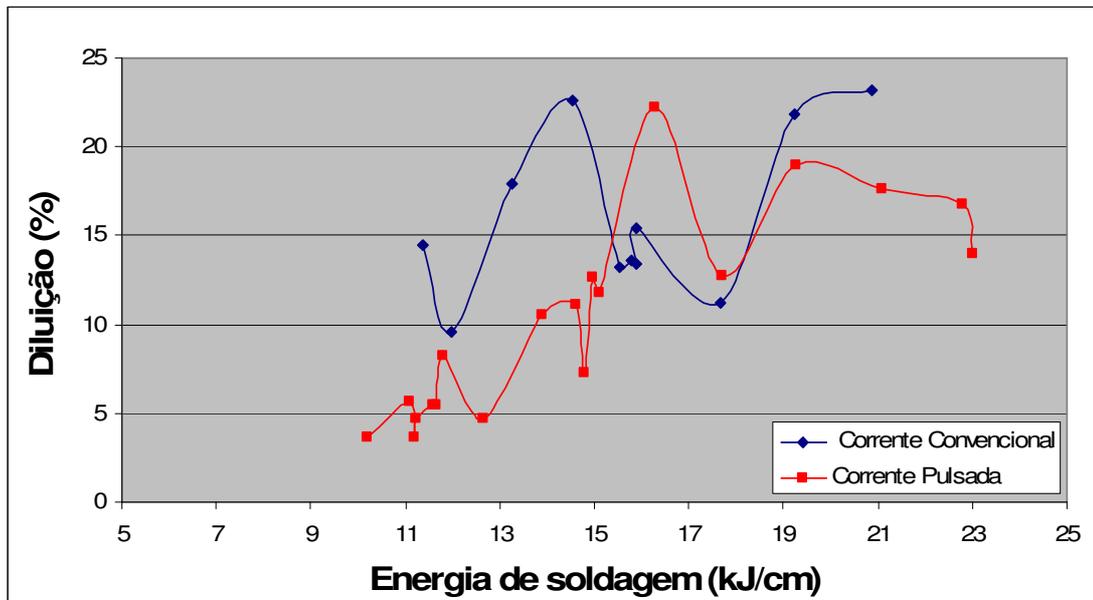


Figura 47 - Efeito da energia de soldagem sobre diluição para as correntes convencional e pulsada.

6.2. Análise dos cordões na forma de revestimento

A Figura 48 mostra as seções transversais dos três revestimentos planos obtidos, enquanto que a Tabela 24 apresenta os principais resultados para esses três revestimentos, onde R é a altura mínima ou máxima e L é a largura total do revestimento.

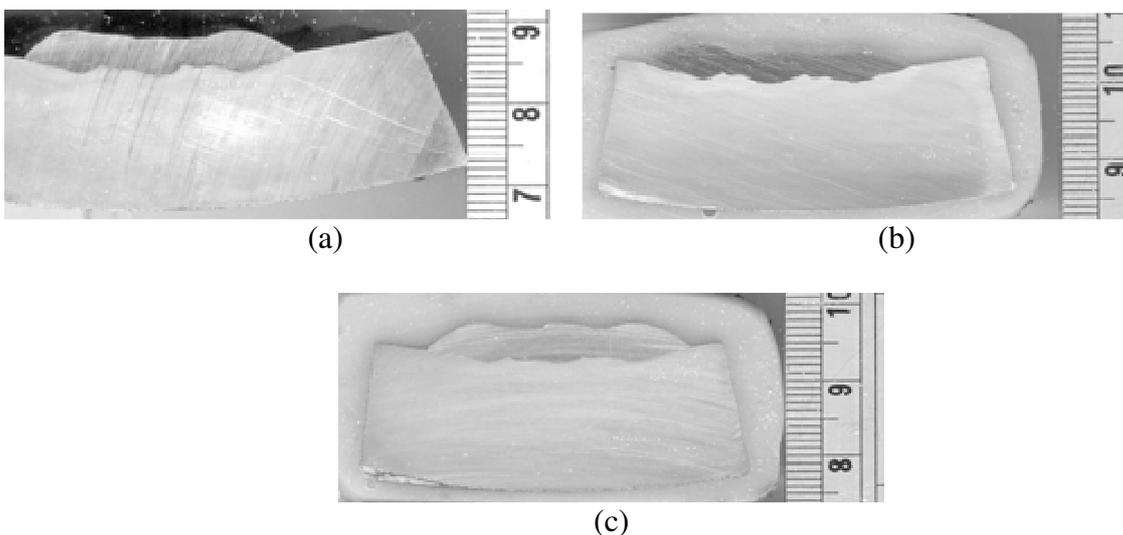


Figura 48 - Seções transversais dos Revestimentos. (a) RP22, (b) RP51 e (c) RCE4.

Tabela 24 - Principais resultados obtidos para os três revestimentos planos.

	Revestimento RP22	Revestimento RP51	Revestimento RCE4
p max (mm)	1,68 ± 0,13	1,36 ± 0,20	0,99 ± 0,28
R min. (mm)	2,97 ± 0,18	3,07 ± 0,17	3,65 ± 0,06
R max. (mm)	3,71 ± 0,08	3,83 ± 0,21	4,56 ± 0,05
L total (mm)	32,88 ± 0,04	34,37 ± 0,23	35,51 ± 0,78
I _M (A)	183,83 ± 2,45	183,93 ± 0,41	165,69 ± 7,21
U _M (volts)	30,87 ± 2,27	37,38 ± 1,36	41,30 ± 0,44
H (kJ/cm)	15,45 ± 0,94	18,75 ± 0,64	18,65 ± 0,61
DBCP (mm)	15,00	15,00	27,50
Diluição (%)	19,47 ± 5,93	20,01 ± 5,24	13,03 ± 3,10

A Figura 49 ilustra os valores de diluição dos revestimentos (3 cordões com sobreposição de 1/3 da largura) para cada uma condições utilizadas, onde RP significa revestimento com corrente pulsada e RC, revestimento com corrente convencional. Nota-se que os revestimentos aplicados, utilizando-se corrente pulsada, apresentaram valores de diluição média em torno de 20 % enquanto que o corpo de prova RCE4 soldado com corrente convencional apresenta um valor, próximo de 13%. Verifica-se que a amostra RCE4 mesmo com uma energia de soldagem de 18,66 kJ/cm da mesma ordem da amostra RP51 apresentou menor diluição média. Isto pode ser explicado pelo menor valor de corrente de soldagem (166 A) enquanto que nas demais amostras a corrente média foi de 184 A. Logo, a soldagem com corrente convencional apresentou melhores perspectivas, pois foi alcançado valor de diluição mais próximo do desejado.

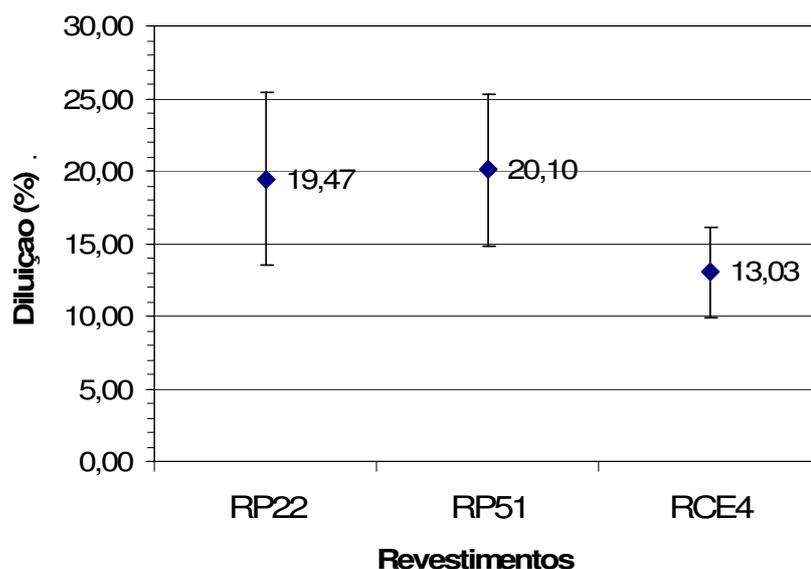


Figura 49 - Valores de diluição D (%) para os revestimentos planos.

O gráfico da Figura 50 ilustra a largura dos três revestimentos. Observa-se que a amostra RCE4 apresentou uma largura maior comparando com as duas outras condições soldadas com corrente pulsada. Assim, percebe-se que a corrente convencional proporcionou também uma maior largura do revestimento, resultado este de maior interesse para a soldagem de revestimento.

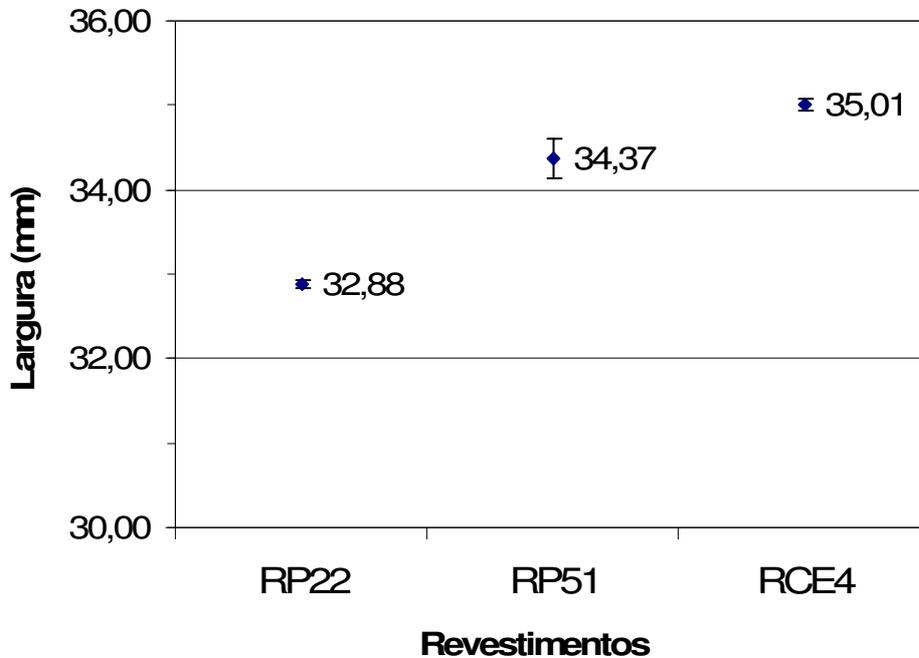


Figura 50 - Largura dos revestimentos planos.

O gráfico da Figura 51 ilustra os valores da altura mínima do revestimento para as três condições de soldagem executadas. Percebe-se, como era esperado, que o aumento da velocidade de alimentação do arame, proporcionou um aumento da altura do revestimento. Além disso, a corrente convencional apresenta-se como uma opção mais favorável para revestimento, visto que comparando as amostras RCE4 (convencional) e RP51 (pulsado) ambas soldadas com mesmo aporte térmico, observa-se que a corrente convencional proporcionou uma maior altura do depósito.

Alturas do revestimento acima de 3 mm se faz necessário visto que após a soldagem, o revestimento passa pelo processo de usinagem para deixá-lo com altura uniforme de 3 mm, requisito exigido pela PETROBRAS N -1707 (1999).

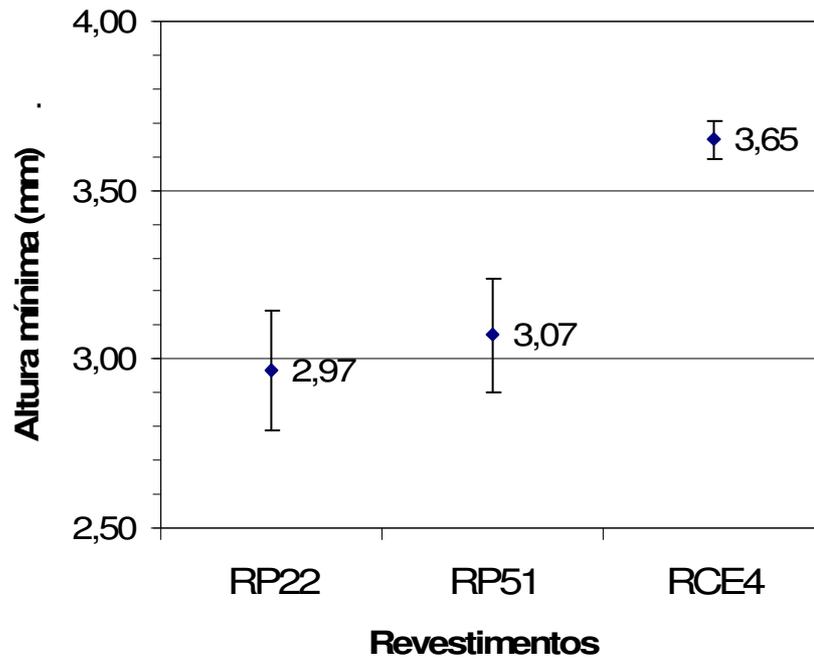
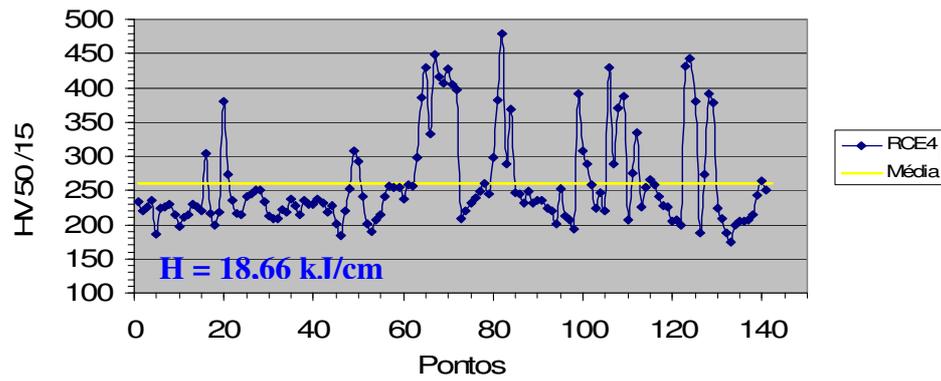


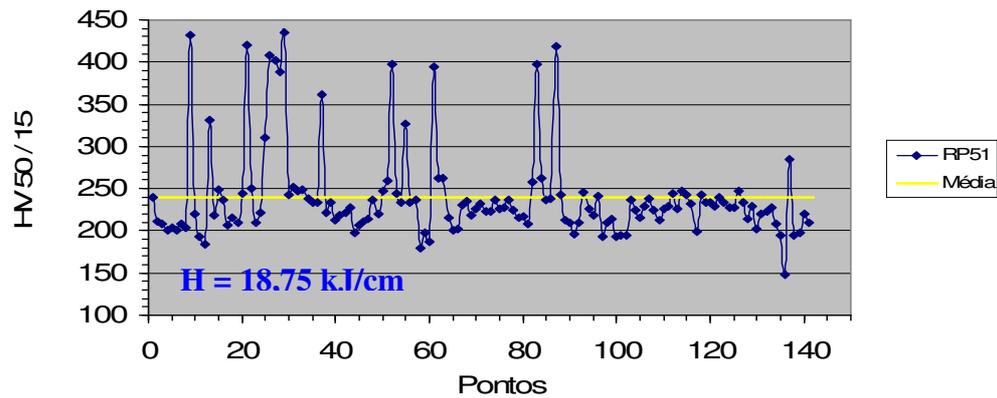
Figura 51 - Altura mínima dos revestimentos planos.

6.2.1 – Resultados de microdureza

Os gráficos da Figura 52 mostram o perfil de microdureza ao longo da interface MS/substrato para as condições de soldagem com corrente convencional e pulsada respectivamente para revestimentos planos. Neste caso observa-se uma média de valores de microdureza bem próxima de 250HV. Essas medidas foram realizadas na interface MS/substrato, sempre na região do MS. Os valores de dureza elevados (300 a 400HV) foram devidos a existência de zonas parcialmente diluídas na interface MS/substrato que podem ser vistas na Figura 55.



(a)



(b)

Figura 52 - Microdureza Vickers ao longo da interface MS/substrato (a) RCE4, (b) RP51.

A Tabela 25 contém os resultados obtidos do ensaio de microdureza ao longo da interface MS / substrato para as três condições de soldagem avaliadas. Verifica-se que na condição com corrente convencional e energia de 18,66 kJ/cm, 35,46 % das medidas de microdureza apresentaram valores acima de 250 HV.

Tabela 25 - Percentual de valores de dureza Vickers acima de um determinado nível especificado.

	RP22 H=15,48 kJ/cm	RP51 H=18,75 kJ/cm	RCE4 H=18,66 kJ/cm
Dureza acima de 200HV	99,22 %	88,65 %	92,20 %
Dureza acima de 250HV	26,36 %	16,31 %	35,46 %
Dureza acima de 300HV	8,52 %	9,93 %	19,14 %
Dureza acima de 350HV	4,65 %	7,80 %	14,90 %
Dureza acima de 400HV	3,88 %	4,25 %	7,09 %

Para o ensaio com energia de soldagem de 15,48 kJ/cm, verifica-se que 26,36 % das medidas de microdureza apresentaram valores de dureza acima de 250HV.

Ao comparar os dois corpos de provas soldados com corrente pulsada, observa-se que o revestimento RP51 soldado com maior energia de soldagem (18,75 kJ/cm) apresentou menor porcentagem dos valores de microdureza acima de 250 HV, 16,31 % contra 26,36 % do corpo de prova RP22. Isto ocorreu provavelmente devido a diferença na taxa de resfriamento influenciada pela variação no aporte térmico, ou seja, um aporte térmico mais elevado diminui a velocidade de resfriamento, com isso há uma menor probabilidade de conter zonas de elevada dureza, dando origem a menores valores de microdureza.

Na Figura 53 pode-se observar a variação de microestrutura ao longo da interface do revestimento. A região do 2º passe, ou seja, parte central do revestimento na condição com corrente convencional, apresentou uma ZTA-GG com grãos maiores que as regiões entre passes. Por outro lado, as regiões entre os passes de revestimento (interseção) apresentaram uma microestrutura refinada e conseqüentemente espera-se um valor de dureza menor. Esse fato é devido à influência do aporte térmico do 2º passe depositado sobre o 1º passe do revestimento e 3º passe depositado sobre o 2º passe do revestimento. Este mesmo comportamento foi verificado nas demais condições de soldagem realizada neste estudo.

Na região central no segundo passe (linha 2), onde não teve nenhuma influência do cordão de solda seguinte, constatou-se na ZTA-GG que o metal base se apresenta com uma microestrutura acicular. Por outro lado, a região da ZTA-GG formada entre passes (linhas 1 e 3) teve influência do calor do passe posterior provocando um refino dos grãos. Os mesmos resultados podem ser constatados por SOUZA NETO (2003), trabalhando com soldagem em aços ARBL, constatou que este fato proporciona melhores propriedades mecânicas nesta região.

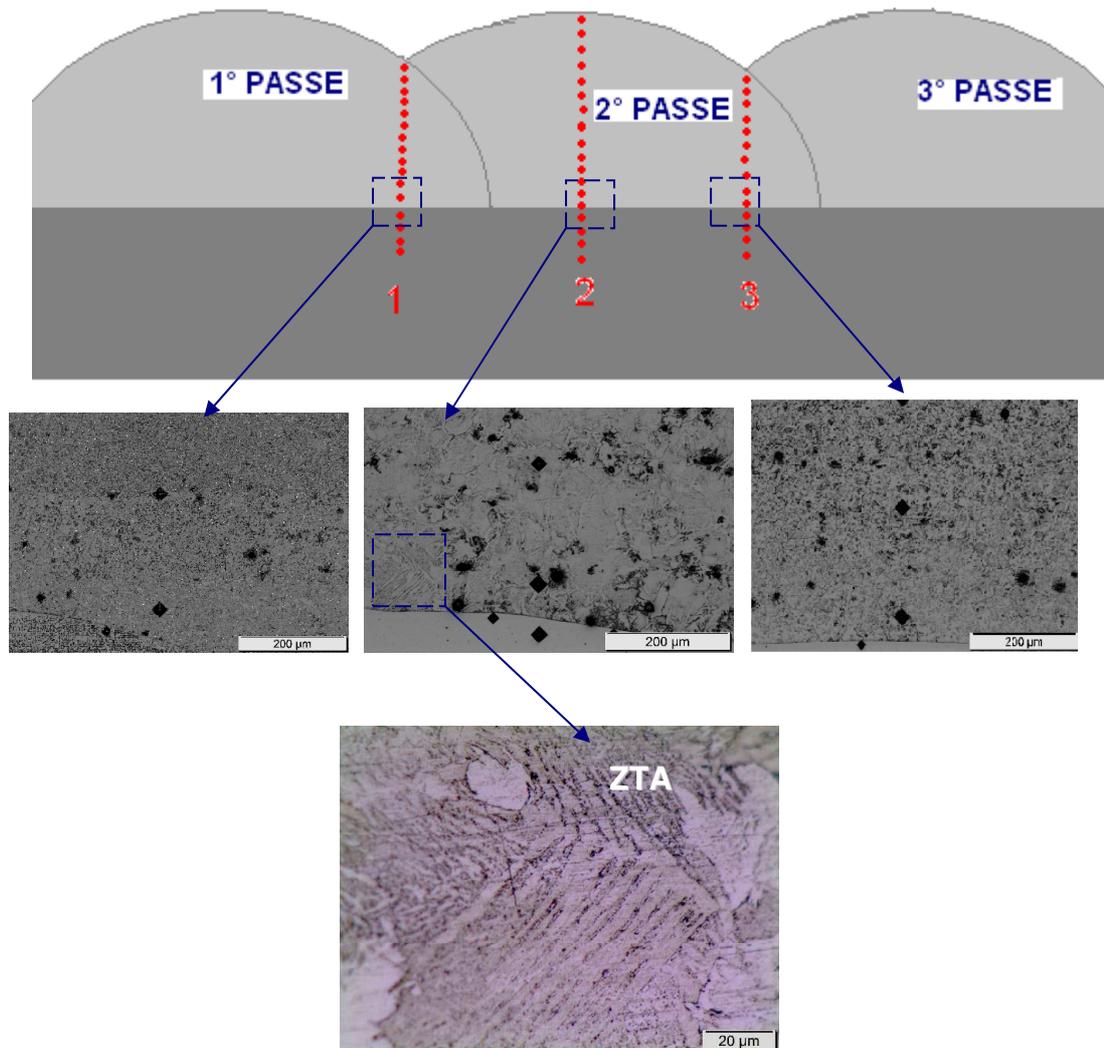


Figura 53 - Variações de microestrutura ao longo da interface MS / substrato.

Nos gráficos da Figura 54 são apresentados os perfis de microdureza das três linhas passando pelo ponto médio do passe central (linha 2) e intersecção dos mesmos (linhas 1 e 3). Cada linha contemplou as regiões do revestimento (MS), ZTA e metal de base.

Observa-se na Figura 54 (a) dois valores de dureza bem acima da dureza média no revestimento (ponto 12-Linha 1) e ZTA (ponto 15-Linha 2). LUNDIN (1982) afirma que nesta região próxima a interface, ocorre migração de carbono do substrato para o metal de solda que proporciona aumentos de dureza (zona enriquecida de carbono). O valor de dureza elevado na ZTA está localizado numa região (linha 2) que apresenta estrutura não refinada e assim provavelmente pode ter formado um precipitado. Outra hipótese para a elevada dureza seria a presença de uma inclusão.

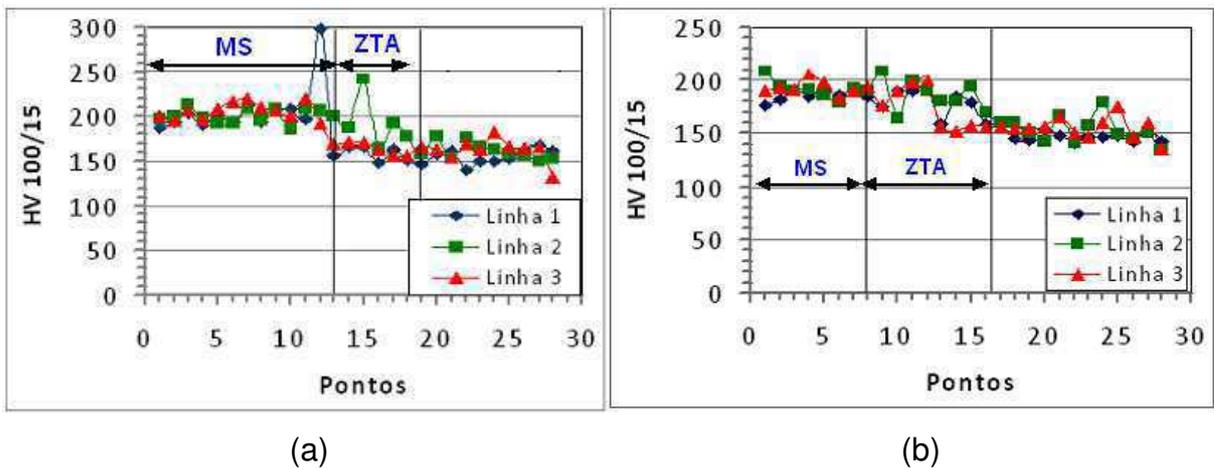


Figura 54 - Perfil de microdureza ao longo do revestimento de Hastelloy C-276. (a) corrente convencional (RCE4) e (b) corrente pulsada (RP51).

A Tabela 26 apresenta os valores médios de microdureza HV nas seções transversais dos corpos de prova englobando o revestimento (MS) e ZTA e os respectivos valores de energia de soldagem (H). Observa-se que um aumento de cerca de 3 kJ/cm na energia de soldagem, não apresentou uma variação significativa de dureza tanto na ZTA quanto no revestimento.

Tabela 26 - Valores médios de microdureza HV na seção transversal dos revestimentos planos com suas respectivas energias de soldagem.

CP's	RP22	RP51	RCE4
Revestimento (HV)	206,7 \pm 10,7	189,6 \pm 9,2	204,2 \pm 18,4
ZTA (HV)	173,5 \pm 16,9	168,8 \pm 13,4	164,4 \pm 16,8
H (kJ/cm)	15,48	18,75	18,66

A linha de interface entre o revestimento e o substrato apresentou um aspecto contínuo, não sendo constatadas falhas do tipo: falta de preenchimento e ou fusão, o que caracteriza, neste aspecto, um bom revestimento. Por outro lado, foi identificada a formação de zonas parcialmente diluídas (ZPD's) com diferentes morfologias denominada por alguns pesquisadores (KEJELIN et al, 2006) como "praias" na Figura 55 (a) e (b) e "penínsulas" na Figura 55(c). Essas regiões são denominadas também de zonas frágeis localizadas (POPE et al., 2004). Ainda existem outras denominações tais como "zonas duras", "zonas não misturadas" ou "zonas intermediárias misturadas" (OMAR, 1998; DOODY, 1992).

Pontos de dureza elevada são comuns de se encontrarem nos contornos destas zonas. Neste trabalho verificou-se espessuras de ZPD's de até 63 μm para o revestimento com corrente convencional e 69,24 μm para a corrente pulsada, estando coerente com os valores encontrados na literatura para os níveis de aportes térmicos empregados (SILVA, et al 2009; ARAÚJO et al, 2010). Pode ser um pouco prematuro afirmar que a corrente convencional causa um maior aparecimento de ZPD's, porém neste trabalho, observou-se que na modalidade de corrente convencional houve uma maior ocorrência de ZPD's, elevando a média da dureza na interface MS/substrato.

Nessa mesma bibliografia (SILVA, et al 2009; ARAÚJO et al, 2010) foi constatado que ocorre uma maior quantidade e extensão de ZPD's com o aumento da energia de soldagem. Apesar da constatação de ZPD's, vale salientar que a maior parte da interface entre o metal de solda e metal de base não apresenta qualquer heterogeneidade. Este fato também foi relatado por KEJELIN (2006).

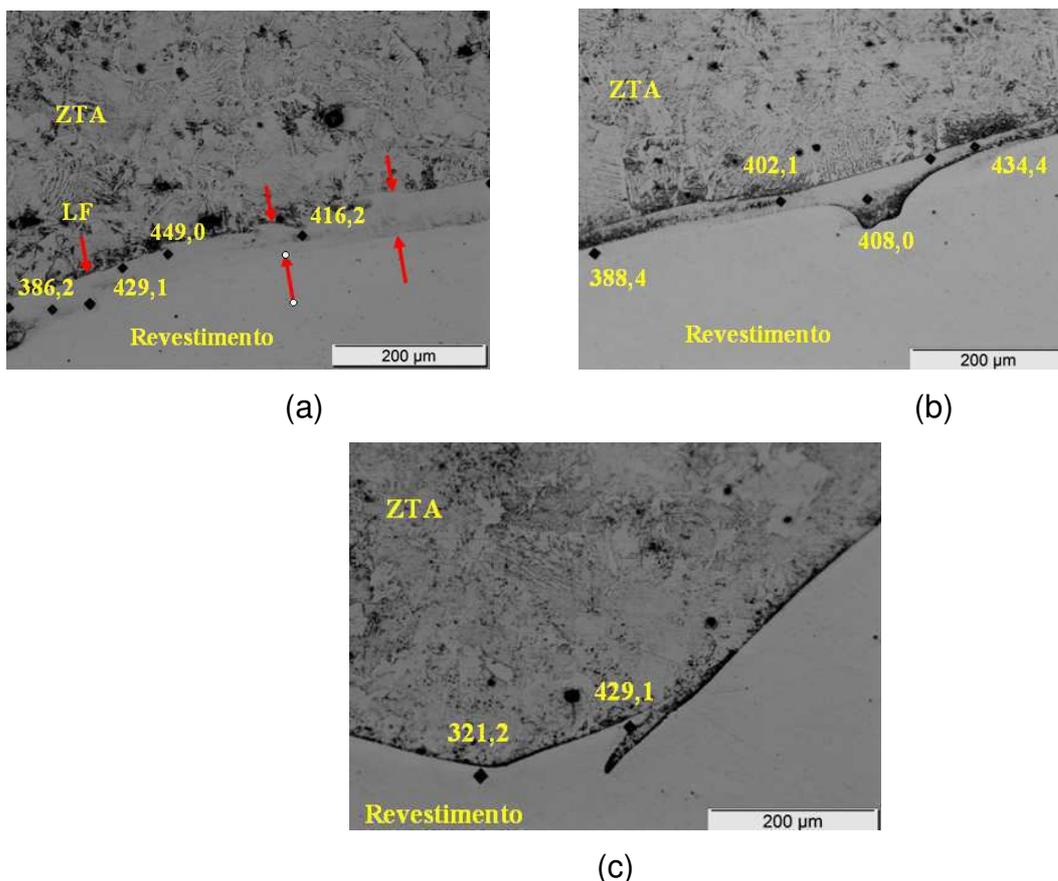


Figura 55 - Interface da linha de fusão de soldas dissimilares depositadas em diferentes condições de soldagem: (a) RCE4, (b) RP51, (c) RP22. Valores em HV.

Como foi mostrado na Figura 26, foram feitos ensaios de microdureza nas superfícies dos revestimentos planos, obtendo-se uma média de microdureza na mesma superfície onde foram feitos ensaios de corrosão. Esses resultados podem

ser vistos na Tabela 27. Nota-se que não houve diferença significativa entre os valores de microdureza entre as amostras com corrente pulsada. Por outro lado as amostras RP51 e RCE4 possuem o mesmo valor de energia de soldagem, porém nota-se uma tendência de maior valor médio de dureza para a amostra RCE4, devido provavelmente a menor diluição alcançada, e conseqüentemente, menor teor de Fe. A norma NACE MR0175 (2003) sugere que este valor esteja abaixo de 250 HV, portanto as três amostras estão dentro de uma faixa segura de dureza.

Tabela 27 - Perfil de Microdureza nas superfícies dos revestimentos planos.

PONTO	RP22 (HV)	RP51 (HV)	RCE4 (HV)
1,1	204,4	202,5	212,9
2,1	213,3	204,9	218,2
3,1	220	198,5	226,2
4,1	215,3	199,3	230,1
5,1	206,4	200,5	245,2
1,2	225,7	212,4	216,2
2,2	214,7	203,3	208,6
3,2	215,1	207,6	219,7
4,2	202,9	212,6	230,6
5,2	208,5	212,7	247,1
1,3	208,8	215,1	202,4
2,3	219,8	203,3	200,3
3,3	221,4	215,6	221
4,3	203,4	199,4	228,9
5,3	201,2	201,9	233,4
1,4	215,2	200,8	224,4
2,4	210,5	192,3	211,2
3,4	208,1	202,6	210,7
4,4	207,2	212,6	212,5
5,4	205,3	199,9	216,2
Media	211,36	204,89	220,79
Desvio	6,89	6,53	12,61

6.2.2 – Resultados de Corrosão

Os resultados de corrosão são mostrados na Figura 56 e Figura 57. A primeira mostra as curvas de polarização potenciodinâmica linear (PPL) para os três revestimentos planos, onde do lado esquerdo do vale estão as curvas catódicas e do lado direito as curvas anódicas (GENTIL, 2007). Nesta, observa-se que o potencial de corrosão (variável que indica o início da corrosão) não foi alterado significativamente, o que significa que ambos os revestimentos tem a mesma

característica ao iniciar o processo corrosivo. O valor do E_{COR} é obtido no vale de cada curva da Figura 56.

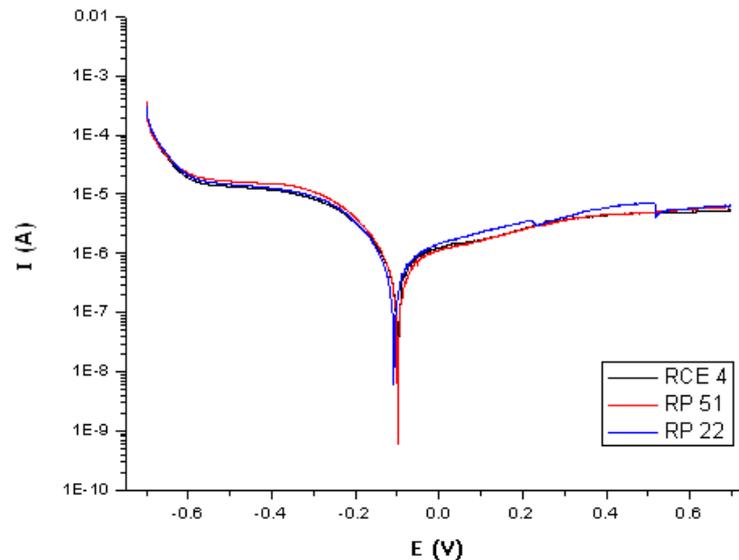


Figura 56 - Curva de polarização dos três revestimentos planos soldados em substrato de aço API 5L Gr.B.

Para confirmar os resultados obtidos com PPL foram realizadas medidas de impedância eletroquímica para avaliar a resistência de polarização (R_P) da liga Hastelloy C276. Os resultados são mostrados no diagrama da Figura 57, onde o eixo X representa a parte real e o eixo Y, a parte imaginária dessas medidas. Cada ponto no gráfico representa a impedância para uma frequência em particular (SRIRAMAN et al, 2007). Observa-se que o revestimento realizado com corrente convencional (RCE 4) possui o maior valor de R_P em relação aos revestimentos soldados com corrente pulsada, confirmando dessa forma como a melhor condição para a resistência a corrosão da liga Hastelloy C276 até o momento, pois segundo GENTIL (2007), assim como JAMBO e FÓFANO (2008), quanto mais alta for a curva, ou seja, quanto maior for o valor de R_P – cujo valor é tomado no eixo das abscissas traçando-se um semicírculo que melhor se ajuste à curva – maior será a resistência à corrosão do material exposto ao meio corrosivo.

Tal fato se deve provavelmente ao baixo valor de I_M que proporcionou uma menor diluição, e conseqüentemente menor teor de Fe no revestimento, como mostra os resultados da Tabela 28. Note que a amostra com melhor resultado de corrosão teve também o maior valor médio de microdureza na superfície, o que é de se esperar, pois nesse revestimento atingiu-se uma diluição menor que nos outros revestimentos, e nesse caso, menor teor de Fe. Sendo assim este revestimento pode ter uma composição química com maior nível de dureza em relação aos outros com maior diluição.

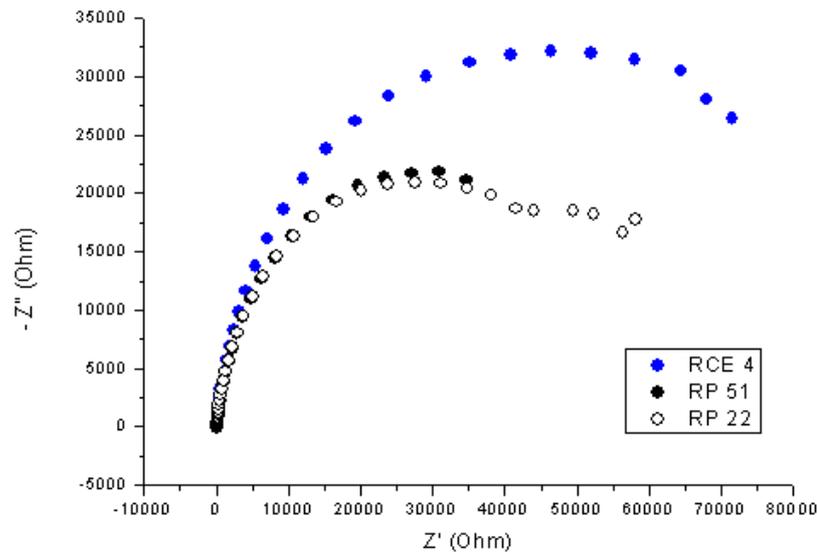


Figura 57 - Diagrama de impedância relacionado aos três revestimentos planos.

A Tabela 28 exibe um resumo dos resultados do ensaio de corrosão para cada revestimento, bem como o % de Fe na superfície de cada revestimento.

Tabela 28 - Resumo dos resultados do ensaio de corrosão (revestimentos planos).

Revestimentos	R_P (Ohm)	E_{COR} (V)	Diluição (%)	I_M (A)	%Fe	Microdureza
RP22	$4,96 \times 10^4$	- 0,110	19,47 $\pm 5,93$	183,83 $\pm 2,45$	19,97 $\pm 0,47$	211,36 $\pm 6,89$
RP51	$5,15 \times 10^4$	- 0,099	20,01 $\pm 5,24$	183,93 $\pm 0,41$	24,44 $\pm 0,63$	204,89 $\pm 6,53$
RCE4	$7,98 \times 10^4$	- 0,100	13,03 $\pm 3,10$	165,69 $\pm 7,21$	16,58 $\pm 0,57$	220,79 $\pm 12,61$

Diante do que foi exposto, verifica-se que o revestimento RCE4 foi o que apresentou a melhor resistência à corrosão.

6.3. Revestimentos aplicados com o tubo girando

É importante esclarecer que a modalidade de corrente pulsada é um processo mais moderno e de acordo com a literatura possibilita a soldagem através do modo de transferência por spray, onde cordões com aspecto mais homogêneos e arcos mais estáveis são obtidos e no caso de processo MIG / MAG pequena formação de respingos (KIM e EAGAR, 1993). Entretanto a utilização da corrente pulsada é bem

mais complexa e para se ter sucesso com essa modalidade de corrente é preciso se ter o domínio da técnica, o que é muito difícil. A complexa natureza da soldagem com corrente pulsada e o alto grau de habilidade exigida, por parte dos soldadores, na correta seleção dos parâmetros operacionais, têm limitado, de maneira significativa, sua aceitação pelas indústrias de soldagem. Na realidade o que torna difícil alcançar o sucesso com corrente pulsada é a grande quantidade de parâmetros a serem ajustados na máquina, principalmente corrente de pico, I_p , tempo de permanência da corrente no pico, t_p , corrente de base, I_b e tempo de permanência da corrente na base, t_b (DAVIES, 1996; DUTRA, 1996). Somando com os outros parâmetros como, distância do bico de contato à peça, DBCP, velocidade de alimentação, V_a e velocidade de soldagem, V_s , torna o número de possibilidades de regulagens muito alto.

Através dos resultados anteriores com corrente pulsada e convencional na aplicação dos revestimentos na posição plana, foi observada uma melhor perspectiva para a soldagem com corrente convencional, tomando-se como base o melhor aspecto visual do cordão, maior estabilidade do arco e menor diluição, além do melhor resultado nos ensaios de corrosão. O fato do maior sucesso com corrente convencional não significa que esta seja melhor que a corrente pulsada, mas com corrente convencional foi mais fácil de obter resultados melhores. Portanto decidiu-se utilizar este tipo de corrente para aplicação dos revestimentos com o tubo girando e a tocha fixa no interior do segmento de tubo e foram denominados de revestimentos circunferenciais. Os corpos de prova para esta condição foram designados de RT1, RT2 e RT3, sendo diferenciados pelos seus parâmetros de soldagem mostrados na Tabela 13.

Tendo em vista as limitações na velocidade de rotação do tubo, não foi possível realizar soldagens com a mesma velocidade de soldagem dos revestimentos anteriores, sendo assim, os revestimentos foram depositados com uma velocidade de soldagem superior, de 28 cm/min.

A Figura 58 apresenta as seções transversais para cada revestimento circunferencial, bem como os valores de diluição, teor de Fe e largura de cada um deles e a Tabela 29 apresenta as características geométricas para esses três revestimentos, onde R é a altura mínima ou máxima e L é a largura do revestimento, com os respectivos valores de corrente e tensão média, energia de soldagem e diluição.

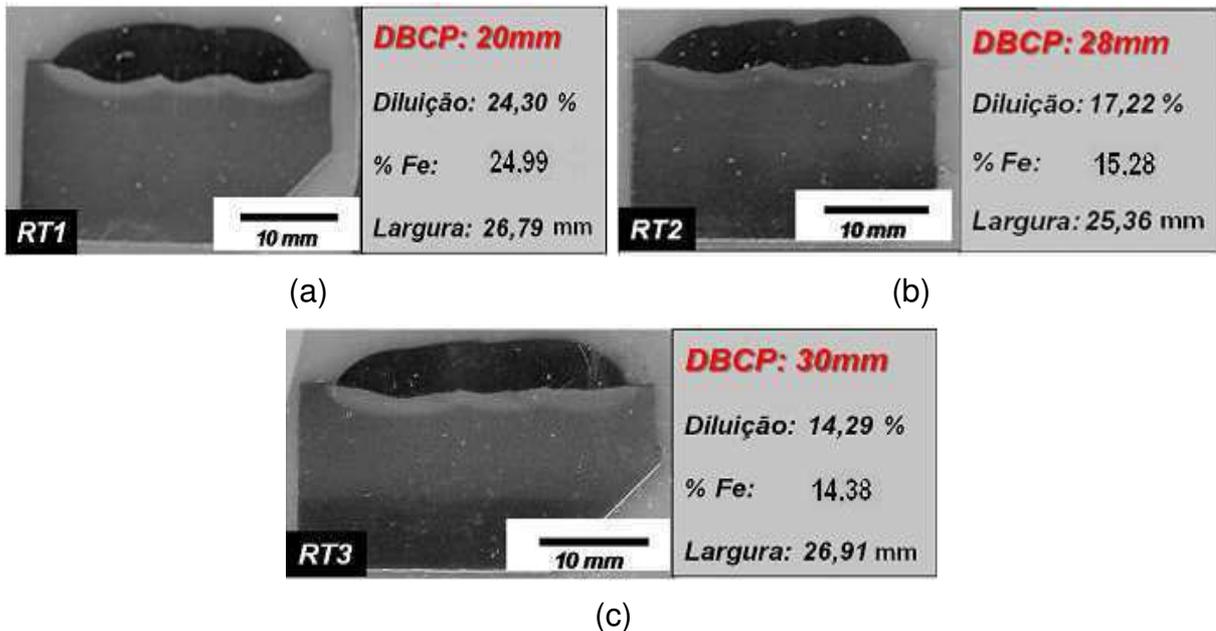


Figura 58 - Seções transversais dos revestimentos obtidos através de soldagens circunferenciais (a) RT1, (b) RT2 e (c) RT3.

Tabela 29 – Resumo dos resultados para os revestimentos circunferenciais.

	Revestimento RT1	Revestimento RT2	Revestimento RT3
R min. (mm)	4,07 ± 0,3	4,26 ± 0,12	4,31 ± 0,12
L total (mm)	26,79 ± 0,88	25,36 ± 0,56	26,91 ± 0,30
I_M (A)	186,08 ± 9,28	166,7 ± 7,00	169,27 ± 5,50
U_M (volts)	38,22 ± 0,22	37,64 ± 0,37	40,56 ± 0,45
H (kJ/cm)	15,24 ± 0,36	13,47 ± 0,35	14,71 ± 0,30
Diluição (%)	24,30 ± 0,23	17,22 ± 2,04	14,29 ± 0,43

Através da Figura 59 é possível notar a influência da DBCP nos valores de diluição dos revestimentos circunferenciais obtidos. Onde pode-se observar a redução da diluição como aumento da DBCP.

Note que os valores de DBCP para as amostras RT2 e RT3 são consideravelmente maiores do que para RT1, originando valores inferiores de I_M . Verifica-se que mesmo com valores de energia de soldagem próximos entre as três amostras, as amostras RT2 e RT3 apresentaram menor diluição. Isto pode ser explicado pelos menores valores de I_M (166,99 A e 169,27 A) enquanto que a RT1 apresentou I_M de 186,08 A. Logo, a soldagem de revestimentos com DBCP elevado torna-se mais adequado para revestimento, originando menores valores de I_M , o que dá origem a menores valores de diluição e consequentemente menores valores de teor de Fe.

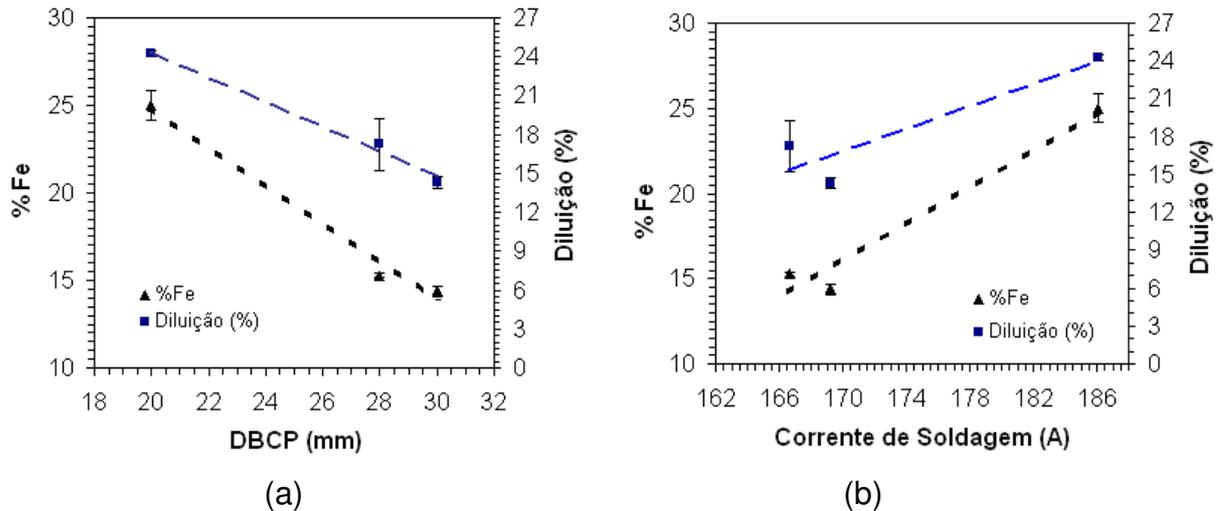


Figura 59 - Dependência da diluição e do teor de Fe com (a) DBCP e (b) Corrente de soldagem.

O gráfico da Figura 60 apresenta a largura dos três revestimentos circunferenciais. Observa-se que as amostras RT1 e RT3 apresentaram valores de largura superiores em mais de 1,0mm com relação a amostra RT2, o que pode estar associado aos valores inferiores de I_M e U_M para esta amostra.

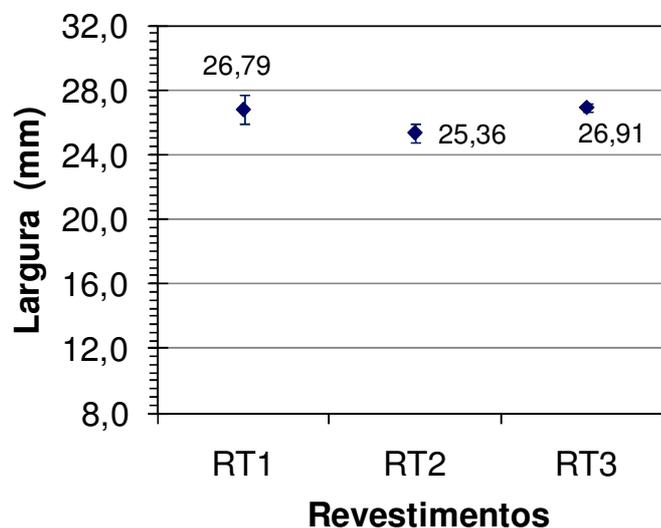


Figura 60 - Largura dos revestimentos circunferenciais.

O gráfico da Figura 61 ilustra os valores da altura mínima dos revestimentos circunferenciais, que correspondem aos menores valores de altura encontrados nos revestimentos, que coincidem com as regiões de intersecção entre os cordões. Percebe-se que todas os revestimentos tiveram alturas mínimas de

aproximadamente 4 mm. Alturas do revestimento acima de 3 mm se faz necessário visto que após a soldagem, o revestimento passa pelo processo de usinagem para deixá-lo com altura uniforme de 3 mm, requisito exigido pela Petrobras.

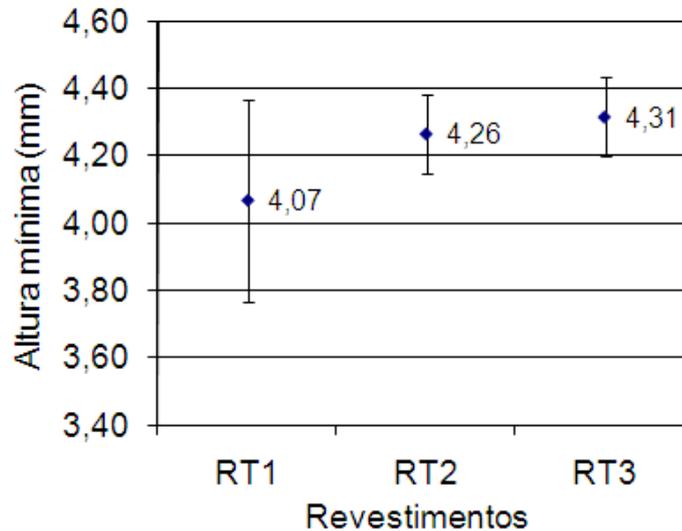


Figura 61 - Altura mínima dos revestimentos circunferenciais.

6.3.1 – Resultados de microdureza

Os gráficos das Figuras 62 - 64 abaixo mostram o perfil de microdureza ao longo da interface MS/substrato para as três condições de soldagem dos revestimentos circunferenciais. As médias de microdureza para RT1, RT2 e RT3 foram respectivamente 210,3 HV, 224,7HV e 202,5 HV. Essas médias foram altamente influenciadas pelos pontos de elevada dureza correspondentes as ZPD's mostradas mais adiante na Figura 69. Neste contexto a amostra que mais apresentou ZPD's foi também a que apresentou maior média de microdureza na interface MS/substrato. A dureza na interface não afeta diretamente a resistência à corrosão. Entretanto, é possível nuclear trincas que eventualmente podem aflorar à superfície do revestimento, apesar da difícil propagação de trincas em revestimentos a base de Ni. Portanto necessita-se evitar por precaução a presença de ZPD nesta região do revestimento.

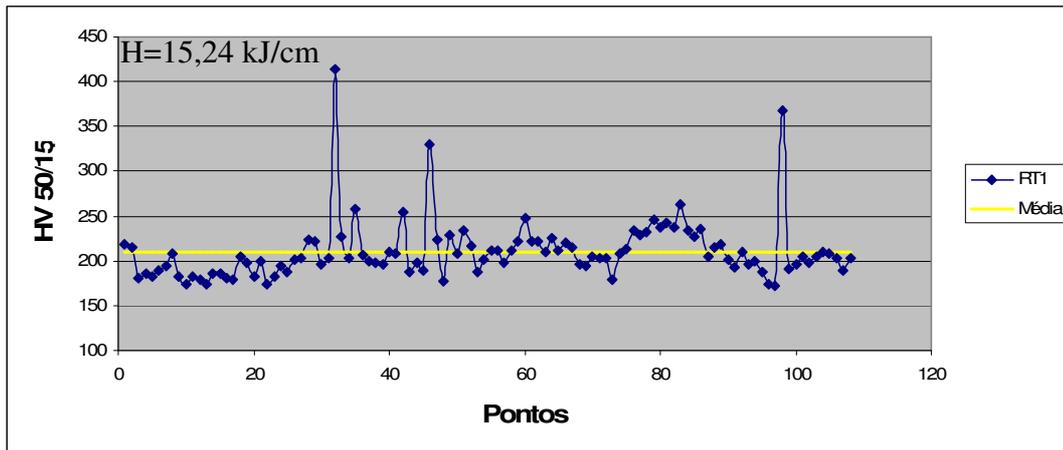


Figura 62 - Perfil de dureza Vickers ao longo da interface MS/substrato, amostra RT1.

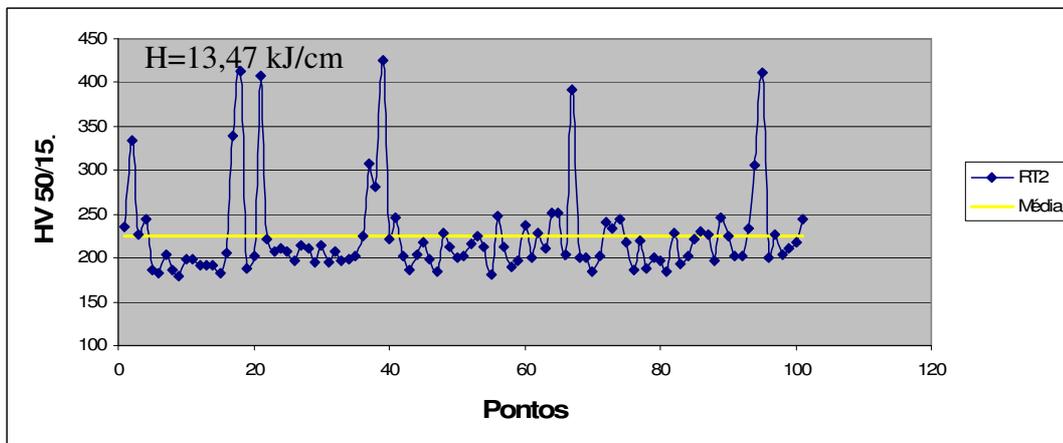


Figura 63 - Perfil de dureza Vickers ao longo da interface MS/substrato, amostra RT2.

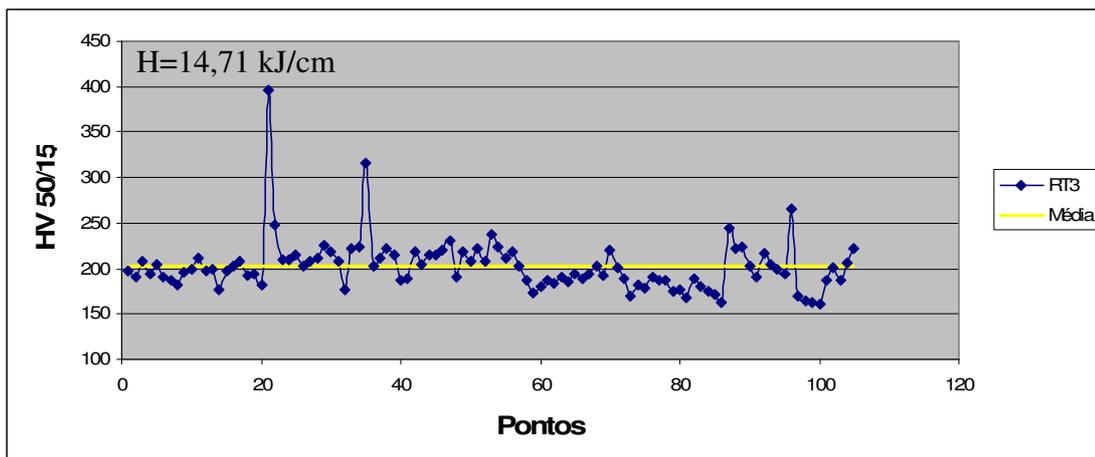


Figura 64 - Perfil de dureza Vickers ao longo da interface MS/substrato, amostra RT3.

Na Figura 65 pode-se observar a variação de microestrutura ao longo da interface MS / substrato para a amostra RT3. Observa-se a influência do 2º passe

depositado sobre o 1º, e o 3º passe depositado sobre o 2º passe do revestimento, sobre o refinamento do grão do substrato mais especificamente ou mais intensamente na região entre passes, indicados na Figura 65. Este refino parcial certamente influencia os valores de dureza e conseqüentemente reduz a fragilidade nesta região. Este efeito pode sugerir aplicação de mais de uma camada de revestimento. Entretanto isto implica em uma maior relação custo/benefício, já que a possibilidade de propagação de trinca acontecer nessa região é muito pequena ou improvável em revestimentos à base de níquel.

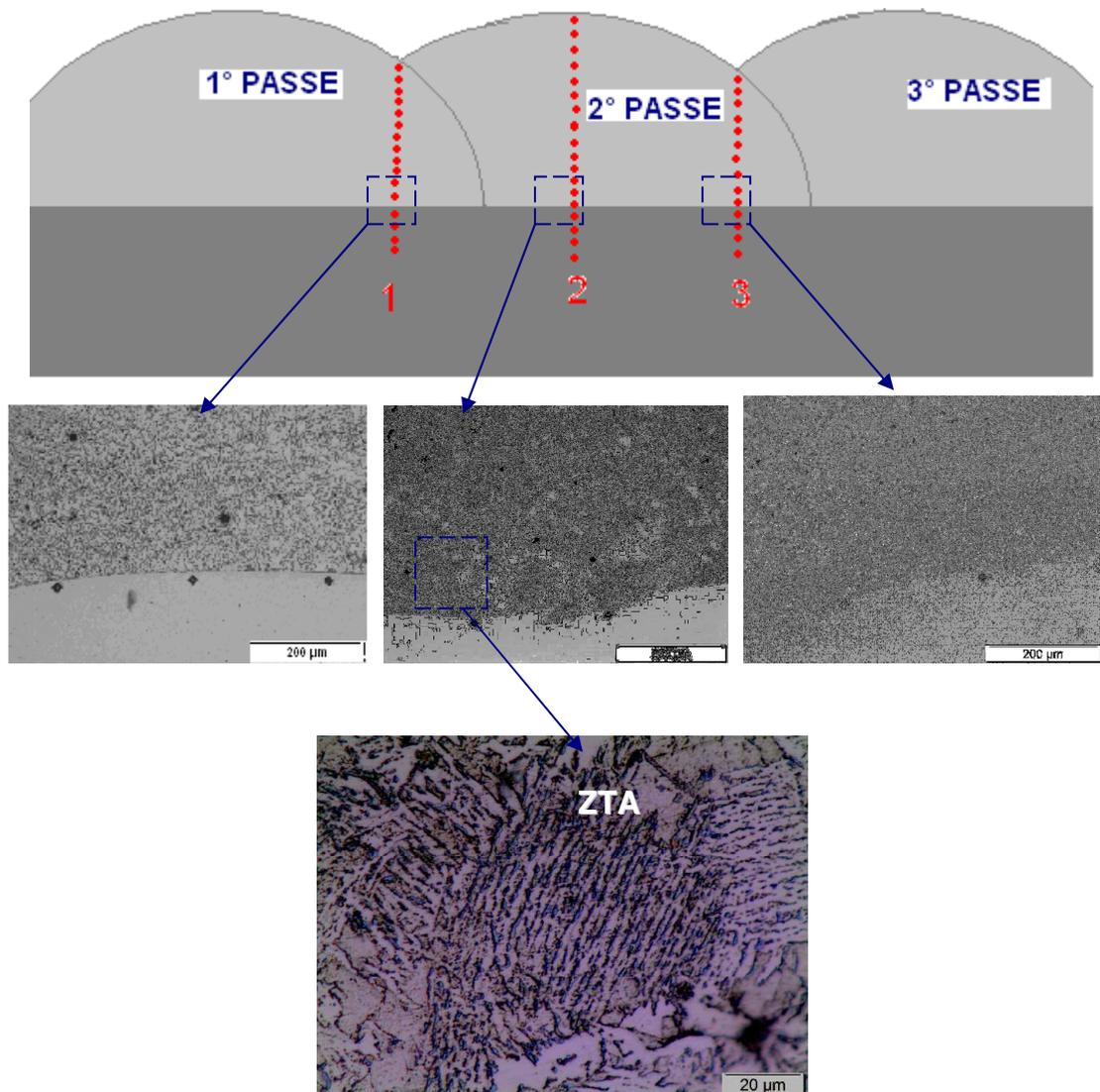


Figura 65 - Variações de microestrutura ao longo da interface MS / substrato.

Nos gráficos das Figura 66 - 68 são apresentados os perfis de microdureza das três linhas passando pelo ponto médio do passe central (linha 2) e intersecção dos mesmos (linhas 1 e 3). Cada linha contemplou as regiões do revestimento (MS), ZTA e metal de base (MB). Nessas regiões onde foram realizadas as indentações

não foi verificado nenhum ponto de elevada microdureza, ficando os valores na faixa entre 131HV e 239HV, notando-se uma queda na microdureza do MS para o MB. Porém ao longo da interface foi verificada a presença de ZPD's com elevados valores de microdureza como serão mostrados na Figura 69.

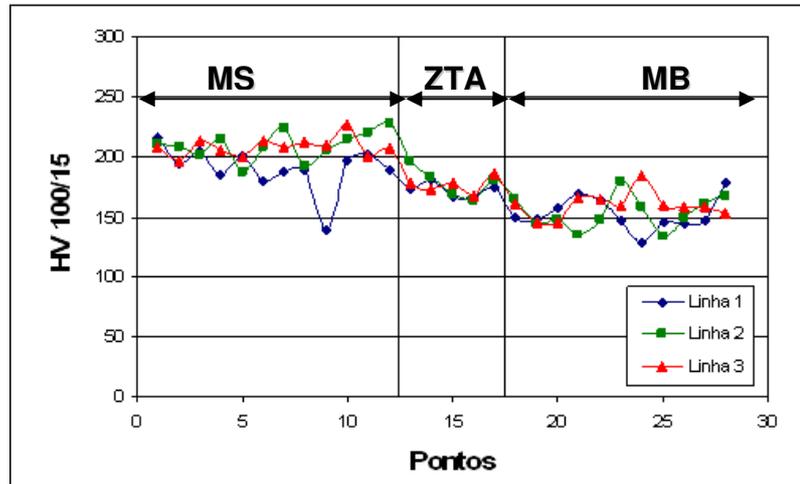


Figura 66 - Perfil de microdureza ao longo do revestimento de Hastelloy C-276. Amostra RT1.

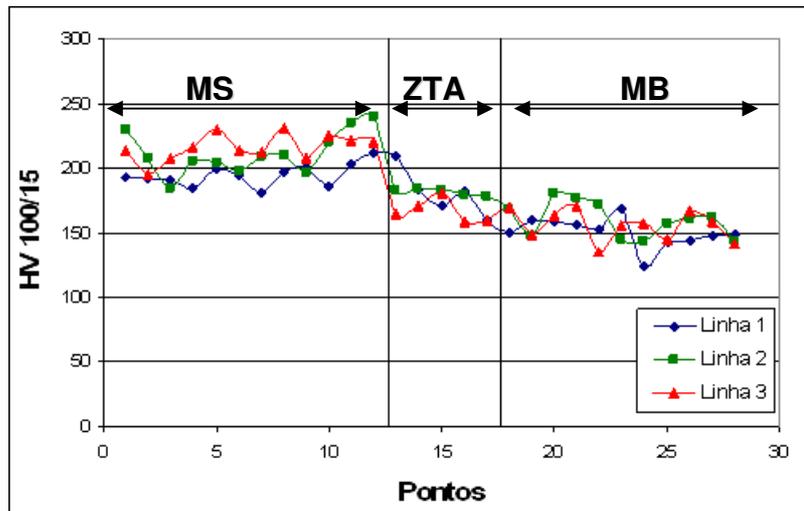


Figura 67 - Perfil de microdureza ao longo do revestimento de Hastelloy C-276. Amostra RT2.

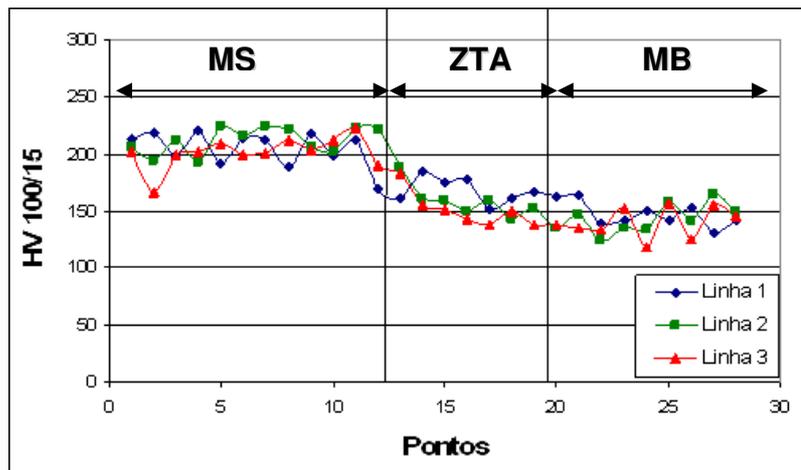


Figura 68 - Perfil de microdureza ao longo do revestimento de Hastelloy C-276. Amostra RT3.

A Tabela 30 apresenta os valores médios de dureza HV no revestimento, ZTA e MB com os respectivos valores de energia de soldagem (H), para os revestimentos circunferenciais. Observa-se que para as três condições de soldagem analisadas todos os valores médios de microdureza obtidos no revestimento, ZTA e MB ficaram abaixo de 208 HV, com valores sucessivamente menores para MS, ZTA e MB. Não houve diferença significativa de microdureza entre os revestimentos em nenhuma das regiões, o que já era de se esperar, pois todos possuem valores de energia de soldagem bem próximos.

Tabela 30 - Valores médios de microdureza HV na seção transversal dos revestimentos circunferenciais com suas respectivas energias de soldagem.

CP's	RT1	RT2	RT3
Revestimento (HV)	202,7±16,1	207,3±15,2	206±14,1
ZTA (HV)	175,9±8,7	176,7±12,9	159,5±14,9
MB(HV)	155,3±12,9	155,4±12,6	143,4±12,4
H (kJ/cm)	15,24	13,47	14,71

Assim como nos revestimentos planos, nos revestimentos circunferenciais a linha de interface MS / substrato também apresentou um aspecto contínuo, não sendo constatadas falhas do tipo: falta de preenchimento e ou fusão, o que caracteriza, neste aspecto, um bom revestimento. Por outro lado, foi identificada a formação de ZPD's com diferentes morfologias como "praias" na Figura 69(a) e

“penínsulas” na Figura 69(b). É importante frisar que a maior parte da linha de interface não teve essas heterogeneidades.

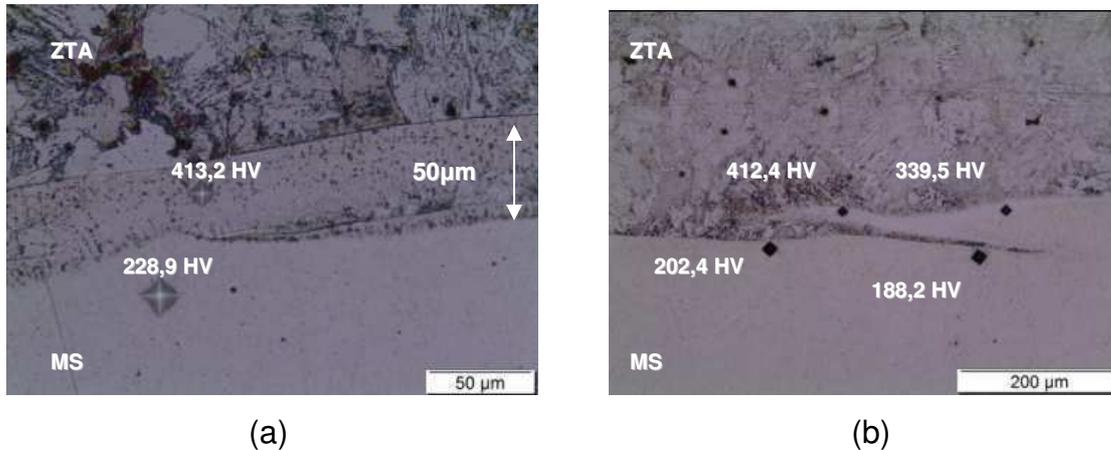


Figura 69 - Interface da linha de fusão de soldas dissimilares depositadas em diferentes condições de soldagem: (a) RT1, (b) RT2.

Foram feitos também ensaios de microdureza nas superfícies dos revestimentos circunferenciais, de acordo com o esquema mostrado na Figura 26, onde foram feitos ensaios de corrosão e teor de Fe. Esses resultados podem ser vistos na Tabela 31. Nota-se que não houve diferença significativa entre os valores de microdureza das três amostras. De acordo com os desvios padrões, apenas uma leve tendência de menor valor de microdureza para a amostra RT1, provavelmente pelo seu maior valor de diluição, o que pode ter contribuído para uma mudança na composição química do revestimento. Uma diluição mais elevada significa que o revestimento irá conter mais elementos do metal de base, MB, e esses elementos provavelmente podem ter provocado a sensível redução da dureza do revestimento. Seguindo a mesma linha de raciocínio é justificável o maior valor de dureza para o revestimento RT3, já que o mesmo possui menor diluição que os demais. A norma NACE MR0175 (2003) sugere que este valor de dureza na superfície do revestimento esteja abaixo de 250 HV, portanto as três amostras estão dentro de uma faixa segura de dureza.

Tabela 31 - Perfil de Microdureza nas superfícies dos revestimentos circunferenciais.

PONTO	RT1 (HV)	RT2 (HV)	RT3 (HV)
1,1	205,2	216,7	212,4
2,1	207,6	210,4	219,2
3,1	204,1	214,6	226,8
4,1	211	221,8	226,1
5,1	202,9	215,7	226,5
1,2	203,5	213,7	230
2,2	205,6	215	208
3,2	197,7	210,9	226,3
4,2	202,6	213	231,2
5,2	205,9	215,4	232,9
1,3	188,4	213,9	230,8
2,3	193,9	214,5	224,7
3,3	196,8	217,2	215,1
4,3	202,3	212,4	230,8
5,3	203,3	227,1	245,2
1,4	203,3	210,7	255,7
2,4	206,9	226,3	273,3
3,4	198,9	234,6	270,7
4,4	203,4	228,2	271,8
5,4	209,6	231,5	278
Media	202,645	218,18	236,775
Desvio	5,346861	7,354383	21,4956

6.3.2 – Resultados de corrosão

Os resultados de corrosão para os revestimentos circunferenciais são mostrados na Figura 70 e Figura 71. A primeira mostra as curvas de polarização potenciodinâmica linear (PPL) para os três revestimentos circunferenciais. Nesta, observa-se que o potencial de corrosão (variável que indica o início da corrosão) foi menor para os revestimentos RT2 e RT3, o que significa que ambos os revestimentos têm menor resistência ao início do processo corrosivo em relação ao revestimento RT1. No entanto, observando a região anódica das curvas de polarização, nota-se que o revestimento RT1 apresentou maiores taxas de corrosão após o início do processo corrosivo, já que valores de corrente (valores do eixo das ordenadas do gráfico) foram maiores. E, em estudos de corrosão, maiores valores de corrente representam maiores taxas de corrosão (GENTIL, 2007). Entretanto, para confirmar tal resultado foi realizado o ensaio de Espectroscopia de Impedância eletroquímica - EIE para a avaliação da resistência à polarização (R_p) que indica a inércia de dissolução do material.

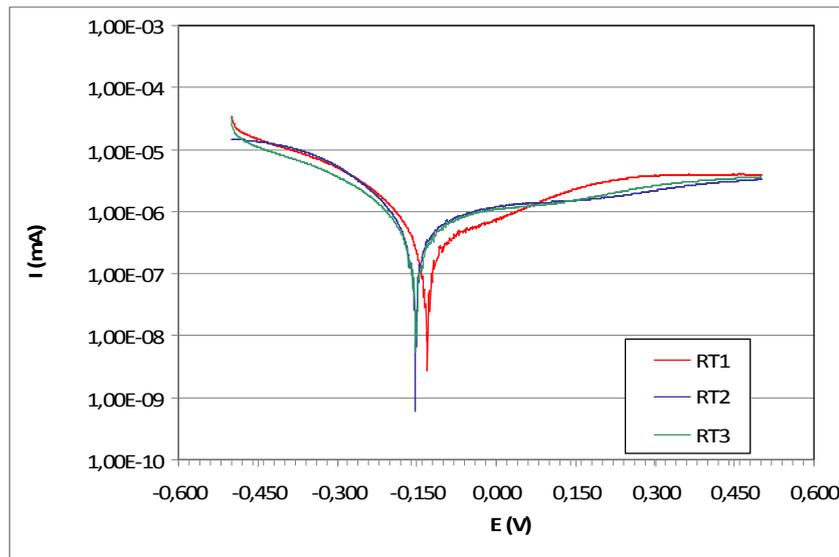


Figura 70 - Curva de polarização dos três revestimentos circunferenciais soldados em substrato de aço API 5L Gr.B.

Os resultados de EIE são mostrados no diagrama da Figura 71. Nesse diagrama, quanto mais alta for a curva, ou seja, quanto maior for o valor de R_p – cujo valor é tomado no eixo das abscissas traçando-se um semicírculo que melhor se ajuste à curva – maior será a resistência à corrosão do material exposto ao meio corrosivo (GENTIL, 2007; JAMBO e FÓFANO, 2008).

Observa-se que os revestimentos com menores diluições (RT2 e RT3) possuem os maiores valores de R_p em relação ao revestimento RT1, confirmando dessa forma a importância de se obterem revestimentos com baixa diluição. Tal fato se deve provavelmente aos menores valores de I_M para RT2 e RT3 influenciados significativamente pelos elevados valores de DBCP, o que resultou em menores teores de Fe nos revestimentos, apesar dos revestimentos RT2 e RT3 possuírem microdureza na superfície sensivelmente mais elevadas, porém dentro do limite recomendado pela norma NACE MR0175 (NACE, 2003).

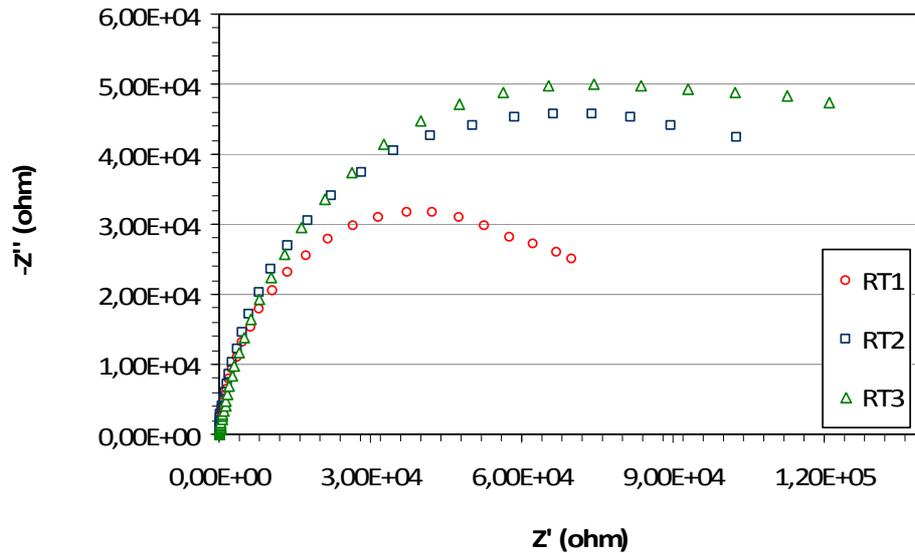


Figura 71 - Diagrama de impedância relacionado aos três revestimentos circunferenciais.

A

Tabela 32 resume os resultados dos ensaios de corrosão para os revestimentos obtidos das soldagens circunferenciais, bem como o teor de Fe e microdureza na superfície de cada um deles.

Tabela 32 - Resumo dos resultados do ensaio de corrosão (soldagem circunferencial)

AMOSTRAS	R_p (Ohm)	E_{COR} (V)	DBCP (mm)	I_M (A)	Diluição (%)	% Fe	Microdureza (HV)
RT1	$0,752 \times 10^5$	-0,129	20	186,08 $\pm 9,28$	24,30 $\pm 0,23$	24,99 $\pm 0,84$	202,65 $\pm 5,35$
RT2	$1,12 \times 10^5$	-0,153	28	166,70 $\pm 7,00$	17,22 $\pm 2,04$	15,28 $\pm 0,13$	218,18 $\pm 7,35$
RT3	$1,29 \times 10^5$	-0,149	30	169,27 $\pm 5,50$	14,29 $\pm 0,43$	14,38 $\pm 0,31$	236,78 $\pm 21,50$

Diante dos dados apresentados, o revestimento RT3 a apresentou a melhor resistência à corrosão, quando comparado com todos os revestimentos (Tabela 32 e Tabela 28).

7. CONCLUSÕES

Com base nos resultados experimentais apresentados neste trabalho, utilizando planejamento fatorial, foi possível concluir para os cordões isolados que:

- Todos os cordões tiveram valores de reforço (R) acima de 3,3mm, sendo que em geral para a corrente pulsada obteve-se valores mais elevados ultrapassando os 4 mm. Com corrente pulsada foi possível alcançar menores valores de diluição, porém com maiores valores de R/L e mais desuniformes que na corrente convencional.
- A diluição mostrou-se inversamente proporcional a razão R/L, sendo que para diluições acima de 13% não teve alteração significativa de R/L;
- Ao contrário do que foi constatado para soldagem com corrente pulsada, na corrente convencional não houve influência significativa da energia de soldagem nos valores de diluição;
- Através da análise de variância (ANOVA), pode-se confirmar que todos os modelos matemáticos obtidos foram estatisticamente significativos, apresentando ainda ótimos valores de coeficiente de determinação (R^2) com exceção do modelo de R/L na corrente convencional;
- Na corrente pulsada as variáveis corrente de pulso, I_P , corrente de base, I_B e velocidade de alimentação, V_a foram estatisticamente significativas para a diluição, D e para a relação altura sobre largura, R/L;
- Ao contrário da corrente pulsada, na corrente convencional a variável distância do bico de contato à peça, DBCP mostrou importante significância estatística para os valores de D e R/L;
- Os menores valores de D ($\approx 11\%$) foram alcançados para elevados DBCP's e os menores valores de R/L ($\approx 0,17$) foram alcançados para menores DBCP's e elevadas tensões;

Para os revestimentos com três passes foi possível chegar às seguintes conclusões:

- Não houve variação significativa dos valores de dureza superficial entre as amostras, que apresentaram valores inferiores a 250 HV que é o valor máximo estabelecido pela norma NACE MR0175/ 2003;
- Entre as amostras com energia de soldagem similares, constatou-se uma maior incidência de zonas parcialmente diluídas, ZPD's para a corrente convencional;
- Mesmo com energias de soldagens similares os revestimentos obtidos com corrente convencional apresentaram menores valores de diluição, confirmando a

eficácia de elevados DBCP's na redução da corrente média, I_M , utilizando este tipo de corrente;

- Todas as amostras apresentaram potenciais de corrosão, E_{COR} similares, entretanto, os revestimentos obtidos com corrente convencional apresentaram maior resistência à polarização R_p devido ao menor percentual de Fe na superfície;
- Com relação aos revestimentos aplicados no interior do tubo em movimento de rotação todos os revestimentos ultrapassaram os 4mm de altura e confirmou-se a influência positiva do aumento da DBCP com relação à diminuição da diluição e o conseqüente aumento da resistência à corrosão;
- Foi identificada a presença isolada de zonas parcialmente diluídas (ZPD's) na interface MS/substrato as quais influenciaram os valores médios da dureza nesta região.

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Realizar uma caracterização metalúrgica na superfície do revestimento para identificar a precipitação de fases intermetálicas;

Realizar planejamento fatorial fracionário 2^{8-4} incluindo todas as variáveis do processo;

Avaliar a influência da variação dos processos e parâmetros de soldagem e tipo de consumíveis sobre o nível de precipitação no revestimento e seus efeitos sobre a corrosão;

Avaliar o efeito da aplicação de vibração sobre os níveis de tensão residuais em revestimentos de Ni aplicados por soldagem;

Avaliar a compatibilidade metalúrgica e resistência a corrosão de revestimentos de Ni aplicados por processo de soldagem à Plasma.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALTUBE, A.; TAKENOUTI, H.; BEAUNIER, L.; KEDDAM, M.; JOIRET, S.; BORENSZTAJN, S.; PILLIER, F.; PIERNA, A.R. **Corrosion Science**. 2003. (p.45, 685).

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API 5 L: Specification for Line Pipe**. Washington, 42nd ed. January 2004. 153p.

AMERICAN SOCIETY FOR METALS - ASM INTERNATIONAL. **Corrosion of Weldments**. Materials Park, Ohio, USA. 2006. (p. 125 – 142; 203 - 216).

AMERICAN SOCIETY FOR METALS - ASM INTERNATIONAL. Welding, Brazing, And Soldering. EUA: **ASM Handbook Committee**, 1993. v. 6.

AMERICAN SOCIETY FOR METALS - ASM. High-strength structural and high-strength low-alloy steels. 10 ed. **Metals handbook**: Properties and selection: irons, steels and high performance alloy, 1990. v.1, p. 389 – 423.

AMERICAN SOCIETY OF MATERIALS - ASM. Corrosion of Nickel Base Alloys, **Metals Handbook**, ninth ed., ASM Int'l, 1987, p. 641.

AMERICAN WELDING SOCIETY - AWS. **Repair Welding** – AWS CP-1291 Welding Workbook – Datasheet n. 153a , EUA, 1992, 4p.

ARAÚJO, F. S., et al; **Caracterização de soldagem dissimilar entre aço API 5L grau B e inonel 625 utilizada na indústria de petróleo e gás**. In: *Rio Oi&Gas Expo and Conference*, 2010. Rio de Janeiro - RJ. Anais da *Rio Oi&Gas Expo and Conference*, 2010.

BAESLACK, W. A.; LIPPOLD, J. C.; SAVAGE, W. F. Unmixed Zones Formation in Austenitic Stainless Steel. **Welding Journal**, June 1979.

BARRA, S. R. **Influência dos Procedimentos de Soldagem Sobre a Resistência à Cavitação de Depósitos Obtidos com a Utilização de Arames**

Tubulares de Aços Inoxidáveis Ligados ao Cobalto. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Santa Catarina - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Florianópolis – SC, 1998.

BARROS NETO, B.; SCARMINIO, I. S.; BRUNS, R. E. **Planejamento e otimização de experimentos.** 2ª Ed. Campinas, SP: Editora da Unicamp, 1996, 299p.

BOX, G. E. P.; HUNTER, W. G.; HUNTER, J. S. **Statistics for experimenters.** New York: John Willey. (1978)

CANGUE, F. J. R. **Permeabilidade do carbono em revestimentos de níquel reforçados por intermetálicos.** Tese (Doutorado) – Universidade Federal do Paraná, Setor de Tecnologia, Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Curitiba-PR, 2007.

CENTENO, A. J. **Curso de Estatística Aplicada à Biologia.** Goiânia-GO, Universidade Federal de Goiás, 1999.

COLEMAN, D. E.; MONTEGOMERY, D. C. A systematic approach to planning for a designed industrial experiment. **Technometrics**, v.35, n.1, (1993).

COSTA, S. C.; RIBEIRO, L. G. **Otimização dos Parâmetros de Pulso de um Processo de Soldagem Mig Através de Análise Fatorial em dois Níveis.** In: XXI Encontro de Engenharia de Produção, Salvador - Ba, Anais do XXI Encontro de Engenharia de Produção, Salvador-BA: ENEGEP, 2001.

CROWTHER, M. **Submerged Arc Welding Gives Economic Repair of Continous Caster Rolls.** Metal Construction. 1984. pp 277s – 281s.

DAVIES, A.C. **The science and practice of welding.** vol.2, Cambridge University Press, Tenth edition. 1996

DOODY, T. Intermediate Mixed Zones in Dissimilar Metal Welds for Sour Service. **Welding Journal**, March 1992.

DOWLING, N.E., **Mechanical Behaviour of Materials – Engineering Methods for Deformation, Fracture and Fatigue**, Ed. Prentice Hall, 1993.

DUTRA, J.C. **Manual da fonte de soldagem Inversal 450**. Universidade Federal de Santa Catarina. 1996

ES-SALAH, K.; KEDDAMB, M.; RAHMOUNIA, K.; SRHIRI, A.; TAKENOUTI, H. **Electrochimica Acta**, 2004. (p.49, 2771).

FARMER, H. N. **Factor Affecting Selection and Performance of Hard-Facing Alloys**. Coating and Case Hardening Processes. Stood Companies Report in Materials for the Mining Industry, 1976, pp – 305s – 310s.

FISHER, A. C. **Electrode Dynamics**. Editora: Oxford University Press, 1996, 1ª edição, cap. 4, p 51 a 60.

FORTES, C. Esab. **Arco Submerso**. Brasil: Editado Pelo Autor, 2004. 146 p.

GALDÁMEZ, V. C. Aplicação da Técnicas de planejamento e Análise de Experimentos na Melhoria da Qualidade de Um Processo de Fabricação de Produtos Plásticos. Dissertação de Mestrado em Engenharia de Produção. Escola de Engenharia de São Carlos. Universidade de São Paulo, 2002.

GENTIL, V. **Corrosão**. 5. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2007.

GUERRA, D. J. L. **Estudo do processo de inibição da corrosão no sistema cobre/benzotriazol o eletrodo de cilindro rotativo**. Dissertação (mestrado) - Universidade Federal do Pará, Centro Tecnológico, Departamento de Engenharia Mecânica, Curso de Mestrado em Engenharia Mecânica, Belém-PA, 2000.

GREGORI, A. **A survey of welding and repairing of nickel superalloys for gás turbines**. United Kingdom: The Welding Institute, 32p. 2003.

HIPPERT J. R. E. **Investigação experimental do comportamento dúctil de aços API-X70 a aplicação de curvas de resistência J-Δa para a previsão de colapso em dutos.** Tese apresentada para obtenção do título de doutor em engenharia. Departamento de Escola Naval e Oceânica da Escola Politécnica da USP. São Paulo, 2004.

INFOSOLDA. Artigo sobre diluição. Disponível em: <http://www.infosolda.com.br/download/50dda.pdf>. Assesado em 17/08/2011.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION - ISO. **ISO 10423 - Petroleum and Natural Gas Industries - Drilling and Production Equipment** - Wellhead and Cristmans Tree Equipment. Switzerland: ISO 2003.

JAMBO, H. C. M.; FÓFANO, S. **Corrosão: Fundamentos, Monitoração e Controle.** Rio de Janeiro: Ciência Moderna Ltda, 2008.

KEJELIN, N. Z. **Influência dos Parâmetros de Soldagem na Formação de Zonas Parcialmente Diluídas em Soldas de Metais Dissimilares.** Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Santa Catarina - Programa de Pós-Graduação em Ciência Engenharia de Materiais. Florianópolis – SC, 2006.

KEJELIN, N. Z.; BUSCHINELLI, A. J. A.; BOHÓRQUEZ, C.E. N. **Soldagem Dissimilar do Aço X-60 com Inconel 625.** XXXII CONSOLDA, Belo horizonte : ABS - soldagem, 2006.

KIM, S. e AEGAR, W. Metal transfer in pulsed current gas metal arc welding, **Welding Journal** , July. PP 379 – 387. 1993

KIM, JAE-DO; MOON, JU-HONG. C-ring stress corrosion test for Inconel 600 and Inconel 690 sleeve joint welded by Nd:YAG laser. **Corrosion Science**, Ed 46, p. 807–818, 2004.

LEE, C. R.; KANG, S. G. J. **Power Sources**, 2000. p. 87.

LINHARES, J. A.; NASCIMENTO, G. M. M. ; MACEDO, D. D.; FILHO, A. A. **Soldagem de Cobre Pelo Processo MIG para Recuperação de Sapatas e Guarras de Cobre dos Fornos Elétricos de Acearia**. Soldagem e Materiais – 3, 1991, pp – 20s – 23s.

LUGSHEIDER, E., “**Proceedings of the National Thermal Spray Conference**”, Orlando, Florida, USA, 14-17, p. 105-122, September, 1987

LUNDIN, C. D. Dissimilar Metal Welds-Transition Joints Literature Review. **Welding Journal**, Vol. 61, pp. 58-63. 1982.

MACHADO, Ivan Guerra. **Soldagem e Técnicas Conexas: Processos**. Porto Alegre: Editado Pelo Autor, 1996. 477 p.

MANKINS, W.L; LAMB, S. Nickel and nickel alloys, **ASM Handbook**. vol 2; Properties and selection: Nonferrous alloys and special purpose materials, 1990.

MODENESI, P. J.; MARQUES, P. V. **Introdução aos Processos de Soldagem**. Belo Horizonte - MG, 2000. 52p. Disponível em: <<http://www.infosolda.com.br/download/61ddn.pdf>>. Acesso em: 29 mar. 2010.

MODENESI, P.J., **Soldagem das ligas metálicas**, 3^o Ed., Belo Horizonte: UFMG, 2004.

MONTGOMERY, D. C. **Introduction to statistical quality control**. 3rd. ed. New York: Wile. 1997. (Disponível na biblioteca da EESC - USP).

MORRITIS, G. Heavy oil expansions gather momentum worldwide. **Oil & Gas Journal**, Agosto, 1995.

NACE MR0175/ ISO 15156, Sulfide **Stress Cracking Resistant Metallic Materials for oilfield equipment**, 2003.

NASCIMENTO, A. S. **Aspectos operacionais e metalúrgicos da soldagem com arame metal cored**. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal do Pará - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Belém – PA, 2005.

OH, V. K.; DEVLETIAN, J. H.; CHEN, S. J. Low Dilution Eletroslag Cladding for Chip Building. **Welding Journal** - 8. 1990 - pp - 37s - 44s.

OMAR, A. A. Effects of Welding Parameters on Hard Zones Formation at Dissimilar Metal Welds. **Welding Journal**, Miami, v. 77, n. 2, p.86 - 93, 1998.

PALANI, P.K.; MURUGAN, N. Selection of parameters of pulsed current gas metal arc welding. **Journal of Materials Processing Technology**. 172, 2006. Pg. 1–10.

PÉREZ, G.J. A. **Caracterização das fases presentes em depósitos de Níquel ER-NiCrMo-3 em tubos de aço de 9Cr 1Mo usados em fornos de refinaria de petróleo**. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal do Ceará – Centro de Tecnologia – Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais – Mestrado em Engenharia e Ciência de Materiais. Fortaleza – CE, 2005.

PETROBRAS N -1707. **Projeto de vaso de pressão com revestimento**. Rio de Janeiro - RJ: PETRÓLEO BRASILEIRO S.A. 1999.

PONTE, H. A.; GOMES, D. A.C.T.; KAEFER, L.F.; **Análise de descontinuidades em revestimentos de carbonetos**. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE P&D EM PETRÓLEO E GÁS,1, 2001, Natal-RN.

POPE, Alexandre M. **Tenacidade à Fratura de Juntas Soldadas de Aços Dissimilares**. I IENSOLD - Encontro Técnico de Soldagem. Rio de Janeiro, 2004.

RIGH TEMP METALS. Disponível em: <http://www.hightempmetals.com/techdata/hitempHastC276data.php>. Acesso em 15/03/2010.

ROCHA, A. S. Novo Processo de Chapeamento por Solda. Soldagem com Fita em Arco Submerso. **Revista Tecnologia**. Junho 1987. Pag. 59 - 52

RODRIGUES, M. I. ; LEMMA, A. F. **Planejamento de Experimentos e Otimização de Processos**. Campinas-SP. Editado pela AMIC, 2009.

SCULLY, J. C. **The Fundamentals of corrosion**. 3^a ed. New York: Pergamon press, 1990.

SHARPLES, R. V; GOOCH, T. V. **Effect of Welding Variables on Cracking in Cobalt-based SMA Hardfacing Deposits**. Welding Reserch Suplement, 1992, pp – 195 – 200.

SILVA, C.N.P. **Efeitos das separações na tenacidade de um aço microligado produzido por laminação controlada**. Dissertação apresentada para obtenção do título de mestre em engenharia. Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais da Escola Politécnica da USP. São Paulo, 1986.

SILVA, M.M.; OLIVEIRA, W. C.; MOTTA, M. F.; MACIEL, T. M.; SANTOS, M. A. **Avaliação de revestimentos de aços AISI 317I depositados por soldagem em aços ASTM 516 gr 60 para utilização no setor de petróleo e gás**. In: 64^o Congresso Anual da ABM, 2009, Belo Horizonte-MG. Anais, 2009.

SMILLES, S **Corrsion Resistent Sinergic MIG Overlaying**, Joining e Materials – 8, 1989, pp – 387s – 389s.

SMITH, W. F. Nickel and cobalt alloys. Structure and properties of engineering alloy, ed Mc Graw Hill, 2 ed, **Series Materials Science and Engeneering Series**,1993.

SMITH, W. F. **Structure and Properties of Engineering Alloys**, McGraw-Hill, 1981, p. 466.

SOCIETY OF AUTOMOTIVE ENGINEERS -SAE. High strength law alloy steel – SAE J410c. **SAE handbook**, 1972, p. 46-46.

SOUZA NETO, F.A.S. **Avaliação de Revestimentos com Ligas de Níquel Aplicados por Soldagem em Tubulações para o Setor de Petróleo e Gás.** Universidade Federal de Campina Grande, Centro de Ciências e Tecnologia, Dissertação de Mestrado em Engenharia de Materiais. Campina Grande-PB, 2010.

SOUZA NETO, F.A.S.; CUNHA, M.C.D.; SANTANA, R.A.; MACIEL, T.M.; SANTOS, M.A. Avaliação do comportamento corrosivo dos revestimentos de níquel (Inconel 625) depositados por soldagem MIG sobre substrato API 5L Gr.B. In: INTERCORR. Fortaleza - CE. **Anais do INTERCORR**, Fortaleza-CE, 2010.

SRIRAMAN, K.R., RAMAN, S.G.S., SESHADRI, S.K. **Materials Science and Engineering**. 460-461:39-45. (2007).

SUBRAMANIAM, S; WHITE, D. R.; JONES, J. E.; LYONS, D. W. Experimental Approach to Selection of Pulsing Parameters in Pulsed GMAW: A method for selection of process parameters in pulsed GMAW helps to efficiently develop welding *procedures*. **Welding Research Supplement**, Maio de 1999. Pg. 166 - 172.

YANG, L. J.; CHANDEL, R. S.; BIBBY, M. J. **The Effects of Process Variables on the Deposit Area of Submerged Arc Welds**. Weld Reserch Supplement, 1993, pp – 11s – 18s.

WAINER, E.; BRANDI, S. D.; MELO, F. D. H. **Soldagem: Processos e Metalurgia**. São Paulo - Sp: Edigard Blücher Ltda, 1992. 494 p.

WOLYNEC, S. **Técnicas eletroquímicas em corrosão**. São Paulo: Editora da Universidade de São Paulo, 2003.

ANEXO

Tabela A – Pontos de percentagem da distribuição F, 5%.

v1 ↔	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	15	20	24	25	30	
v2 ↓	1	161,45	199,50	215,71	224,58	230,16	233,99	236,77	238,88	240,54	241,88	242,98	243,90	245,95	248,02	249,05	249,26	250,10
2	18,51	19,00	19,16	19,25	19,30	19,33	19,35	19,37	19,38	19,40	19,40	19,41	19,43	19,45	19,45	19,46	19,46	19,46
3	10,13	9,55	9,28	9,12	9,01	8,94	8,89	8,85	8,81	8,79	8,79	8,76	8,74	8,70	8,66	8,64	8,63	8,62
4	7,71	6,94	6,59	6,39	6,26	6,16	6,09	6,04	6,00	5,96	5,96	5,94	5,91	5,86	5,80	5,77	5,77	5,75
5	6,61	5,79	5,41	5,19	5,05	4,95	4,88	4,82	4,77	4,74	4,74	4,70	4,68	4,62	4,56	4,53	4,52	4,50
6	5,99	5,14	4,76	4,53	4,39	4,28	4,21	4,15	4,10	4,06	4,03	4,00	3,94	3,87	3,84	3,83	3,81	3,81
7	5,59	4,74	4,35	4,12	3,97	3,87	3,79	3,73	3,68	3,64	3,60	3,57	3,51	3,44	3,41	3,40	3,38	3,38
8	5,32	4,46	4,07	3,84	3,69	3,58	3,50	3,44	3,39	3,35	3,31	3,28	3,22	3,15	3,12	3,11	3,08	3,08
9	5,12	4,26	3,86	3,63	3,48	3,37	3,29	3,23	3,18	3,14	3,10	3,07	3,01	2,94	2,90	2,89	2,86	2,86
10	4,96	4,10	3,71	3,48	3,33	3,22	3,14	3,07	3,02	2,98	2,94	2,91	2,85	2,77	2,74	2,73	2,70	2,70
11	4,84	3,98	3,59	3,36	3,20	3,09	3,01	2,95	2,90	2,85	2,82	2,79	2,72	2,65	2,61	2,60	2,57	2,57
12	4,75	3,89	3,49	3,26	3,11	3,00	2,91	2,85	2,80	2,75	2,72	2,69	2,62	2,54	2,51	2,50	2,47	2,47
13	4,67	3,81	3,41	3,18	3,03	2,92	2,83	2,77	2,71	2,67	2,63	2,60	2,53	2,46	2,42	2,41	2,38	2,38
14	4,60	3,74	3,34	3,11	2,96	2,85	2,76	2,70	2,65	2,60	2,57	2,53	2,46	2,39	2,35	2,34	2,31	2,31
15	4,54	3,68	3,29	3,06	2,90	2,79	2,71	2,64	2,59	2,54	2,51	2,48	2,40	2,33	2,29	2,28	2,25	2,25
16	4,49	3,63	3,24	3,01	2,85	2,74	2,66	2,59	2,54	2,49	2,46	2,42	2,35	2,28	2,24	2,23	2,20	2,19
17	4,45	3,59	3,20	2,96	2,81	2,70	2,61	2,55	2,49	2,45	2,41	2,38	2,31	2,23	2,19	2,18	2,15	2,15
18	4,41	3,55	3,16	2,93	2,77	2,66	2,58	2,51	2,46	2,41	2,37	2,34	2,27	2,19	2,15	2,14	2,11	2,11
19	4,38	3,52	3,13	2,90	2,74	2,63	2,54	2,48	2,42	2,38	2,34	2,31	2,23	2,16	2,11	2,11	2,07	2,07
20	4,35	3,49	3,10	2,87	2,71	2,60	2,51	2,45	2,39	2,35	2,31	2,28	2,20	2,12	2,08	2,07	2,04	2,04
21	4,32	3,47	3,07	2,84	2,68	2,57	2,49	2,42	2,37	2,32	2,28	2,25	2,18	2,10	2,05	2,05	2,01	2,01
22	4,30	3,44	3,05	2,82	2,66	2,55	2,46	2,40	2,34	2,30	2,26	2,23	2,15	2,07	2,03	2,02	1,98	1,98
23	4,28	3,42	3,03	2,80	2,64	2,53	2,44	2,37	2,32	2,27	2,24	2,20	2,13	2,05	2,01	2,00	1,96	1,96
24	4,26	3,40	3,01	2,78	2,62	2,51	2,42	2,36	2,30	2,25	2,22	2,18	2,10	2,03	1,98	1,97	1,94	1,94
25	4,24	3,39	2,99	2,76	2,60	2,49	2,40	2,34	2,28	2,24	2,20	2,16	2,09	2,01	1,96	1,96	1,92	1,92
26	4,23	3,37	2,98	2,74	2,59	2,47	2,39	2,32	2,27	2,22	2,18	2,15	2,07	1,99	1,95	1,94	1,90	1,90
27	4,21	3,35	2,96	2,73	2,57	2,46	2,37	2,31	2,25	2,20	2,17	2,13	2,06	1,97	1,93	1,92	1,88	1,88
28	4,20	3,34	2,95	2,71	2,56	2,45	2,36	2,29	2,24	2,19	2,15	2,12	2,04	1,96	1,91	1,91	1,87	1,87
29	4,18	3,33	2,93	2,70	2,55	2,43	2,35	2,28	2,22	2,18	2,14	2,10	2,03	1,94	1,90	1,89	1,85	1,85
30	4,17	3,32	2,92	2,69	2,53	2,42	2,33	2,27	2,21	2,16	2,13	2,09	2,01	1,93	1,89	1,88	1,84	1,84
35	4,12	3,27	2,87	2,64	2,49	2,37	2,29	2,22	2,16	2,11	2,07	2,04	1,96	1,88	1,83	1,82	1,79	1,79
40	4,08	3,23	2,84	2,61	2,45	2,34	2,25	2,18	2,12	2,08	2,04	2,00	1,92	1,84	1,79	1,78	1,74	1,74