



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

EFEITO DA ADIÇÃO DE PTFE NO FLUXO DE ARAMES
TUBULARES SOBRE O ARCO ELÉTRICO EM SOLDAGEM
SUBAQUÁTICA MOLHADA

ERRISTON CAMPOS AMARAL

Belo Horizonte, 17 de junho de 2021

Erriston Campos Amaral

**EFEITO DA ADIÇÃO DE PTFE NO FLUXO DE ARAMES
TUBULARES SOBRE O ARCO ELÉTRICO EM SOLDAGEM
SUBAQUÁTICA MOLHADA**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Alexandre Queiroz Bracarense (UFMG)

Belo Horizonte

Escola de Engenharia da UFMG

2021

A485e

Amaral, Erriston Campos.
Efeito da adição de PTFE no fluxo de arames tubulares sobre o arco elétrico em soldagem subaquática molhada [recurso eletrônico] / Erriston Campos Amaral . - 2021.

1 recurso online (107 f. : il., color.) : pdf.

Orientador: Alexandre Queiroz Bracarense.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Anexos: f. 105-107.

Bibliografia: f. 88-104.

Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Arame - Teses. 2. Soldagem elétrica - Teses. 3. Soldagem subaquática - Teses. I. Bracarense, Alexandre Queiroz. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 621(043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

FOLHA DE APROVAÇÃO

**EFEITO DA ADIÇÃO DE PTFE NO FLUXO DE ARAMES TUBULARES SOBRE O ARCO ELÉTRICO EM
SOLDAGEM**

SUBAQUÁTICA MOLHADA

ERRISTON CAMPOS AMARAL

Tese submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, constituída pelos Professores: Dr. Alexandre Queiroz Bracarense (Orientador-Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), Dr. Ariel Rodriguez Arias (Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), Dr. Claudio Turani Vaz (Departamento de Engenharia de Materiais/CEFET-MG), Dr. Frank de Mello Liberato (Instituto Federal Minas Gerais/IFMG) e Dr. Juno Gallego (Departamento de Engenharia Mecânica/UNESP), como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "**Doutor em Engenharia Mecânica**", na área de concentração de "Engenharia de Manufatura e de Materiais".

Tese aprovada no dia 17 de junho de 2021.

Por:



Documento assinado eletronicamente por **Alexandre Queiroz Bracarense, Professor do Magistério Superior**, em 30/06/2021, às 17:37, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Frank de Mello Liberato, Usuário Externo**, em 30/06/2021, às 20:58, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Ariel Rodriguez Arias, Professor do Magistério Superior**, em 02/07/2021, às 11:54, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Juno Gallego, Usuário Externo**, em 06/07/2021, às 20:36, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).

Documento assinado eletronicamente por **Cláudio Turani Vaz, Usuário Externo**, em 07/07/2021, às 15:23, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://sei.ufmg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **0804934** e o código CRC **48FCCB8D**.

À minha família

Não é na ciência que está a felicidade, mas na aquisição da ciência.

(Edgar Allan Poe)

AGRADECIMENTOS

Agradeço à Deus, por ter me dado forças em todos os momentos.

A minha mãe e minha irmã, Jacinta Meireles e Darly Amaral, pelo incentivo e apoio. Obrigado por sempre estarem aqui.

A minha esposa Kézia Menezes, por todo carinho, apoio e compreensão durante todos os anos de dedicação a este trabalho.

Ao meu sobrinho Hauster Campos, cujo apoio e amizade estiveram presentes em todos os momentos.

A minha família pelo carinho e por sempre me motivarem nas minhas realizações.

Ao meu orientador Alexandre Queiroz Bracarense, pela paciência, amizade, disponibilidade e presteza em que transmitiu seus conhecimentos e experiências. Além do mais, por ter me aberto as portas do LRSS com imensa confiança.

Ao Professor Paulo Modenesi pelos conselhos e indicações valiosas ao longo do trabalho.

Ao Professor Ariel Rodríguez Arias pela receptividade no LRSS e imensa disponibilidade.

Aos amigos do LRSS (Andrés, Caroline, Diego, Etiene, Fagner, Gabriel, Gedael, Henrique, Luciano, Marcelo, Mariana, Marlon, Mateus, Maurício, Miguel e Pedro) pelos momentos de descontração, inclusive durante os cafés.

Aos amigos Gedael Fagundes, pelos ensinamentos na fabricação dos arames tubulares, Andrés Uribe, pelo companheirismo na realização de diversas análises, Marcelo Teodoro por ter cedido a tocha para realização das soldas, e Valmir Luis, pelo apoio e momentos de descontração.

Aos membros da banca examinadora, pelas correções e esclarecimentos.

À Capes pelo financiamento de equipamentos de pesquisa no laboratório.

Ao CEFET/MG pela concessão da licença para capacitação.

RESUMO

Diversos estudos, ao longo dos últimos anos, mostraram que os eletrodos revestidos aglomerados com PTFE (Politetrafluoretileno) em aplicações na soldagem ao ar e na subaquática molhada apresentaram boa estabilidade do arco elétrico e baixos teores de hidrogênio difusível e consideráveis frações volumétricas de ferrita acicular no metal de solda. Esses resultados, associados ao fato do processo de soldagem com arames tubulares apresentar grande potencial de uso na soldagem dentro d'água, sugerem que há boas perspectivas do uso do PTFE como ingrediente de fluxo para esta aplicação. Neste trabalho, arames tubulares auto protegidos do tipo rutílico-oxidante foram desenvolvidos usando PTFE como um dos ingredientes do fluxo em concentrações de até 21%. As soldas foram realizadas em posição plana a uma profundidade de 0,5m usando corrente contínua com eletrodo ligado ao polo negativo da máquina (CCEN) e ligado ao polo positivo da máquina (CCEP). Sinais elétricos de soldagem foram monitorados e processados com o objetivo de determinar as tensões características do processo e quantificar a ocorrência de curto-circuito e extinção arco, para determinar a estabilidade do processo. A influência da composição do fluxo na morfologia e geometria do cordão de solda, teores de hidrogênio e oxigênio e microestrutura também foram avaliadas. Os resultados indicaram que para ambas as polaridades, a corrente de soldagem aumentou com a adição de PTFE ao fluxo, provavelmente por causa do PTFE. As adições de PTFE também influenciaram no aumento da penetração e reforço do cordão e diminuição na largura do cordão. A quantidade de hidrogênio difusível e oxigênio no metal de solda também foram afetados reduzindo com a adição de PTFE, sendo mais pronunciados com CCEN. Para todas as formulações não foi observada formação de poros. Nas condições estudadas, não foram verificadas diferenças significativas na microestrutura do metal de solda com a variação do PTFE no fluxo. Além disso, o PTFE não influenciou diretamente na composição química do metal de solda. Em conclusão, arames tubulares com adições de PTFE ao fluxo e na condição de soldagem DCEN apresentaram melhores resultados operacionais e maiores reduções nos teores de hidrogênio difusível e oxigênio no metal de solda.

Palavras Chaves: *Soldagem Subaquática Molhada, PTFE, FCAW*

ABSTRACT

Several studies over the past few years have shown that electrodes coated with agglomerated PTFE (Polytetrafluoroethylene) in air and wet underwater welding applications have good electric arc stability and low diffusible hydrogen contents and considerable volume fraction of acicular ferrite in the weld metal. These results, together with the fact that the tubular wire welding process has great potential for use in underwater welding, suggest that there are good prospects for the use of PTFE as a flux ingredient for this application. In this work, self-protected cored wires of the rutile-oxidizing type were developed using PTFE as one of the flux ingredients in concentrations of up to 21%. Welds were carried out in a flat position at a depth of 0.5m using direct current with an electrode connected to the negative pole of the machine (CCEN) and connected to the positive pole of the machine (CCEP). Welding electrical signals were monitored and processed in order to determine the characteristic voltages of the process and quantify the occurrence of short circuit and arc extinction, to determine the stability of the process. The influence of flux composition on the morphology and geometry of the weld bead, hydrogen and oxygen contents and microstructure were also evaluated. The results indicated that for both polarities, the welding current increased with the addition of PTFE to the flux. The additions of PTFE also influenced the increase in penetration and bead reinforcement and decrease in bead width. The amount of diffusible hydrogen and oxygen in the weld metal was also affected by reducing with the addition of PTFE, being more pronounced with CCEN. For all formulations no pore formation was observed. Under the conditions studied, there were no significant differences in the microstructure and hardness of the weld metal with the variation of PTFE in the flux. Furthermore, PTFE did not directly influence the chemical composition of the weld metal. In conclusion, cored wires with additions of PTFE to the flux and in DCEN welding condition showed better operational results and greater reductions in the contents of diffusible hydrogen and oxygen in the weld metal.

Keywords: *UnderwaterWetWelding, PTFE, FCAW*

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	19
1.2 Objetivo Geral	20
1.2.1 Objetivos Específicos	21
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	22
2.1 Soldagem subaquática	22
2.2 Processos de soldagem usados na soldagem subaquática molhada	23
2.2.1 SMAW.....	23
2.2.2 FCAW.....	24
2.3 Problemas associados à Soldagem Subaquática Molhada	26
2.3.1 Problemas relacionados ao oxigênio na Soldagem Subaquática Molhada.....	26
2.3.2 Problemas relacionados ao hidrogênio na Soldagem Subaquática Molhada.....	30
2.4 Consumíveis para Soldagem Subaquática Molhada – Arame Tubular	38
2.4.1 Uso de Polímero em fluxo de soldagem.....	39
2.5 Aspectos físicos e operacionais do processo	43
2.5.1 Polaridade	47
2.6 Critérios para a caracterização do Arco Elétrico	47
3 METODOLOGIA	51
3.1 Introdução	51
3.2 Materiais	51
3.2.1 Fita de aço.....	51
3.2.2 Metal base	51
3.2.3 Consumíveis.....	52
3.3 Equipamentos utilizados	53
3.3.1 Máquina piloto de fabricação de arame tubular.....	53
3.3.2 Aquário para soldagem subaquática molhada	53
3.3.3 Sistema de deslocamento linear	54
3.3.4 Fonte de Soldagem	55
3.3.5 Sistema de aquisição de dados.....	55
3.3.6 Equipamentos para análise química	56
3.3.6.1 Equipamento para análise do teor de hidrogênio difusível e oxigênio.....	56
3.4 Procedimento experimental	57
3.4.1 Produção dos arames tubulares.....	57
3.4.2 Análise dos arames tubulares produzidos.....	59

3.4.3 Procedimento de soldagem	60
3.4.4 Monitoração dos parâmetros de soldagem	61
3.4.5 Avaliação visual dos cordões de solda	62
3.4.6 Caracterização geométrica e medição de porosidade do metal de solda.....	62
3.4.7 Análise do teor de hidrogênio difusível no metal de solda.....	63
3.4.8 Análise do teor de oxigênio no metal de solda	64
3.4.9 Análise microestrutural	64
3.4.10 Análise da composição química do metal de adição	65
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO	66
4.1 Análise dos Arames Tubulares Experimentais	66
4.2 Morfologia e porosidade do cordão de solda.....	67
4.2.1 Inspeção Visual.....	67
4.2.2 Geometria do Cordão de Solda.....	68
4.3 Análise Microestrutural.....	70
4.4 Análise química do metal de solda.....	72
4.5 Características Operacionais do Arame Tubular Experimental.....	74
4.6 Teores de Hidrogênio e Oxigênio no metal de solda	80
4.6.1 Teor de hidrogênio difusível no metal de solda.....	80
4.6.2 Teor de oxigênio no metal de solda	82
5 CONCLUSÃO	85
6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	87
ANEXO A	105

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Técnica de soldagem subaquática hiperbárica: (a) desenho esquemático e (b) Soldador / Mergulhador trabalhando dentro da câmara para soldar um duto ramificado.....	22
Figura 2.2 - Técnica de soldagem subaquática molhada.....	23
Figura 2.3 - (a) Fabricação e (b) tipos de fechamento do arame tubular	25
Figura 2.4 - Diagrama de equilíbrio Ferro-Oxigênio.....	27
Figura 2.5 - Produto entre os teores de carbono e oxigênio do metal em função da profundidade da soldagem subaquática	28
Figura 2.6 - Efeito da profundidade sobre o teor de manganês e silício no metal de solda.	28
Figura 2.7 - Alterações microestruturais das soldas molhadas com a profundidade.....	29
Figura 2.8 - Microestrutura de um metal de solda ferrítico contendo ferrita predominantemente acicular	30
Figura 2.9 - Efeito da pressão hidrostática sobre a porosidade	32
Figura 2.10 - Porosidade do metal de solda em função do tipo de eletrodo, polaridade e profundidade.....	32
Figura 2.11 - Variação da porosidade do metal de solda com a profundidade.	33
Figura 2.12 - Variação da solubilidade do hidrogênio com a temperatura em um metal de solda.	34
Figura 2.13 - Coeficiente de difusão do hidrogênio em materiais ferríticos e austeníticos	35
Figura 2.14 - Difusão do hidrogênio do metal de solda para a ZTA durante a soldagem.	35
Figura 2.15 – Teor de Ferrita Acircular no metal de solda depositado pelo eletrodo Impermeável e convencional (E7018).....	40
Figura 2.16 - Teor de hidrogênio difusível no metal de solda depositado pelo eletrodo Impermeável e convencional (E7018).	41
Figura 2.17 - Distribuição esquemática de potencial em um arco e suas regiões: (a) Zona de Queda Catódica, (b) Coluna do Arco e (c) Zona de Queda Anódica.	43
Figura 2.18 - Definições de Uarco e Ucc.....	45
Figura 2.19 - Determinação do Rcc médio através da definição da região de curto-circuito, segundo a metodologia de Santana & Modenesi (2011). A seta vermelha define o valor intermediário entre as resistências do processo na presença do arco elétrico e em curto-circuito.	46
Figura 2.20 - Representação esquemática do período de transferência de metal (T) e do tempo de curto-circuito (tcc).....	48
Figura 2.21 - Efeito do diâmetro do arame no Fcc em função da tensão de soldagem.	49
Figura 2.22 – Histogramas: (a) de tensão, (b) da região de ocorrência de curto-circuito e (c) da região de ocorrência de extinção de arco.	50
Figura 3.1 - (a) Representação esquemática da fita e (b) rolo de fita	51

Figura 3.2 - Dimensões dos corpos de prova, em milímetro.....	52
Figura 3.3 - Máquina piloto de fabricação de arame tubular: (1) carretel com a fita metálica, (3, 5 e 8) três pares de roletes de conformação nos formatos em “V” e “U” e de fechamento, respectivamente, (2, 4 e 7) guias de alinhamento da fita, (6) sistema de alimentação de fluxo, (9) caixa de acoplamento de fieiras (9) e (10) tambor de tracionamento e bobinamento do arame.	53
Figura 3.4 - Aquário para soldagem em lâmina d’água.....	54
Figura 3.5 - (a) Sistema de deslocamento linear e (b) tocha.....	54
Figura 3.6 - (1) Fonte eletrônica, (2) sistema de alimentação de arame e (3) controlador.....	55
Figura 3.7 - Esquema geral do sistema para aquisição dos dados de soldagem.....	56
Figura 3.8 - Sequência metodológica dos experimentos.....	57
Figura 3.9 - Arames (a) aberto e (b) fechado.....	59
Figura 3.10 – Histogramas com as faixas de avaliação da tensão do arco aberto (U_{arc} : entre as linhas pontilhadas) e da zona de curto-circuito (U_{elec} : caixa azul).....	61
Figura 3.11 - Metodologia para determinar $U_a + c$. A diferença entre as tensões nos pontos indicados (pontos azuis) seria uma estimativa de $U_a + c$	62
Figura 3.12 -Desenho esquemático da geometria analisada do cordão de solda (P, R e F).....	63
Figura 3.13 - Desenho esquemático do corpo de prova para o ensaio de hidrogênio difusível.....	63
Figura 3.14 - Remoção do reforço da solda para realização da análise de oxigênio.....	64
Figura 3.15 - Esquema para preparação do corpo de prova do tipo "almofada".....	65
Figura 4.1 - Seção transversal do arame tubular.....	66
Figura 4.2 - Porcentagem de Fluxo(ϵ) dos arames tubulares produzidos.....	67
Figura 4.3 - Cordões de solda para todos os arames tubulares e ambas as polaridades: (a) CCEP e (b) CCEN.....	68
Figura 4.4 - Macrografias das soldas feitas com os arames F0, F7, F14 e F21 em ambas as polaridades.....	69
Figura 4.5 - Valores médios de penetração, reforço e largura dos cordões de solda para todas as formulações de arame em ambas as polaridades: (a) CCEP e (b) CCEN.....	70
Figura 4.6 - Microestrutura do metal de solda em CCEN. Composta de ferrita acicular (AF), ferrita primária de contorno de grão (PF(G)), ferrita primária poligonal intragranular (PF(I)), e ferrita de segunda fase alinhada (FS(A)).....	71
Figura 4.7 - Microestrutura do metal de solda em CCEP. Composta de ferrita acicular (AF), ferrita primária de contorno de grão (PF(G)), ferrita primária poligonal intragranular (PF(I)), ferrita de segunda fase alinhada (FS(A)) e e ferrita de segunda fase não alinhada (FS(NA)).	71
Figura 4.8 - Fração volumétrica dos constituintes presentes no metal de solda para todas as condições de soldagem.....	72
Figura 4.9 - Corrente média de soldagem de cada fluxo em ambas as polaridades.....	75
Figura 4.10 - Efeito da polaridade e do conteúdo de PTFE no $U_a + c$	77
Figura 4.11 - Tensão média do arco em operação vs V_{cc} médio em função do conteúdo de PTFE.....	78
Figura 4.12 - Efeito da polaridade e do conteúdo de PTFE na tensão da coluna de plasma....	79

Figura 4.13 - Efeito da polaridade e do conteúdo de PTFE no IEA.....	79
Figura 4.14 - Teor de hidrogênio difusível do metal de solda depositado por todos os arames tubulares e em ambas as polaridades.	81
Figura 4.15 - Conteúdo de oxigênio no metal de solda em função da polaridade e do conteúdo de PTFE nos fluxos.....	82
Figura 4.16 - Reações de controle de hidrogênio e oxigênio na atmosfera do arco elétrico em soldagem subaquática molhada com arame tubular com PTFE como ingrediente de fluxo....	84

LISTA DE TABELAS E QUADROS

Tabela 2.1 - Composição dos poros reportada na literatura.....	31
Tabela 3.1 - Composição química da fita em porcentagem	51
Tabela 3.2 - Composição química do Aço ASTM A36 (porcentagem em massa).....	52
Tabela 3.3 - Constituintes dos fluxos dos arames tubulares fabricados.....	52
Tabela 3.4 - Formulações dos fluxos	58
Tabela 3.5 - Bitola das feiras.....	58
Tabela 3.6 - Parâmetros de soldagem	60
Tabela 4.1a - Composição química do invólucro tubular (fita metálica) e do metal de solda para todas as condições de soldagem em CCEN.....	73
Tabela 4.2 - Valores médios de tensão de soldagem, corrente de soldagem e velocidade de alimentação do arame para todas as formulações e ambas as polaridades.....	75
Tabela 4.3 - Resultados dos testes dos parâmetros do processo.....	76

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AF	Ferrita acicular
AISI	American Iron and Steel Institute
ASM	American Society of Materials
ASTM	American Society for Testing and Materials
Atm	Atmosférica
AWS	American Welding Society
BT	Balanço Energético
CCEN	Corrente contínua eletrodo negativo
CCEP	Corrente contínua eletrodo positivo
Ceq	Carbono equivalente
CV	Coefficiente de variação
DBCP	Distância Bico de Contato Peça (mm)
DEMEC	Departamento de Engenharia Mecânica
ε	Porcentagem de Fluxo(%)
$E \cdot \ell$	Coluna de plasma (V)
f	Velocidades de alimentação (mm)
FC	Agregado de ferrita – carboneto
FCAW	<i>Flux Cored Arc Welding</i>
Fcc	Fator de curtos-circuitos (%)
FMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
FS(A)	Ferrita com fase secundária alinhada
FS(NA)	Ferrita com fase secundária não alinhada
GTAW	Gas Tungsten Arc Welding
H_{DIF}	Hidrogênio difusível (mL/100g)
I	Corrente de soldagem (A)
$I_{arc_{fim}}$	Corrente no momento de extinção do arco (A)
IEA	Índice de extinção do arco (%)
IIW	Instituto Internacional de Soldagem
$I_{sc_{ini}}$	Corrente no início do curto (A)
L	Largura (mm)
LRSS	Laboratório de Robótica, Soldagem e Simulação
M	Martensita

$m_{\text{arame tubular}}$	Massa do arame tubular cheio (g)
m_{fluxo}	Massa do fluxo removido do arame (g)
ms	Milisegundo
P	Penetração
PCAT	Participação (%) de cada constituinte na massa total do arame tubular
NT	Número total de pontos do histograma
ρ_e	Resistividade elétrica do eletrodo ($\mu\Omega$)
PF(G)	Ferrita de contorno de grão
PF(I)	Ferrita Intragranular
PPGEMEC	Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
Ppm	Partes por milhão
PTFE	Politetrafluoretileno
R	Reforço (mm)
R_{cc}	Resistência média de soldagem em curto-circuito (Ohm)
Rpm	Rotações por minuto
s	Comprimento do eletrodo (mm)
SAE	Society of Automotive Engineers
SMAW	Shielded Metal Arc Welding
SSM	Soldagem Subaquática Molhada
T_{cc}	Tempo de curto-circuito (V)
U_a	Tensão anódica (V)
U_{a+c}	Soma das quedas anódica e catódica do arco elétrico (V)
U_{arco}	Tensão de operação do arco (V)
U_{arc}	Tensão em arco aberto (V)
U_{elec}	Tensão de curto-circuito ou tensão no eletrodo (V)
U_c	Quedas de tensão no ponto de contato elétrico (V)
U_c	Tensão catódica (V)
U_{cc}	Tensão de curto-circuito (V)
U_e	Quedas de tensão ao longo do eletrodo (V)
UFMG	Universidade Federal de Minas Gerais
U_p	Quedas de tensão entre o eletrodo e a poça de fusão (V)
Usiminas	Usinas Siderúrgicas de Minas Gerais S/A
UWW	<i>UnderWater Wet Welding</i>
w	Taxa de fusão (mm/s)

ZF	Zona fundida
ZTA	Zona termicamente afetada
β	Massa do tubo metálico (%)
ΔH	Entalpia de aquecimento (kJ/mol)
$m_{\text{arame tubular}}$	Média da massa do arame tubular cheio (g)

1 INTRODUÇÃO

Ao longo de duas décadas, investigações fundamentais têm sido conduzidas pelo Laboratório de Robótica, Soldagem e Simulação (LRSS) da UFMG na área de soldagem subaquática molhada, sendo a produção e caracterização de consumíveis uma das principais áreas de trabalho. Entre os principais projetos desenvolvidos, o uso de eletrodos revestidos oxirutilo ($\text{TiO}_2/\text{Fe}_2\text{O}_3$) resultou, segundo Santos et al. (2012), em deposições com baixo teor de hidrogênio difusível, ausência de micro trincas e baixa porosidade. Em concomitância, Fichel et al. (2009) empregando polímeros como aglomerante em eletrodos revestidos de natureza rutilica, mostraram que os consumíveis apresentaram boa estabilidade do arco elétrico e alta resistência à absorção de umidade. Seguindo essa linha de pesquisa, Vaz & Bracarense (2016) produziram eletrodos revestidos básicos aglomerados com Politetrafluoretileno (PTFE) e concluíram que o emprego do polímero promoveu alterações na transferência metálica e na penetração dos cordões de solda, além de apresentar redução nos teores de hidrogênio difusível e, particularmente, um metal de solda com considerável fração volumétrica de ferrita acicular.

Em paralelo aos trabalhos desenvolvidos no LRSS, um grande volume de literatura técnico-científica foi publicado com base em pesquisas realizadas com o uso do processo *Shielded Metal Arc Welding* (SMAW) para soldagem subaquática molhada. Dentro do campo da soldagem subaquática molhada o processo que mais tem sido utilizado é o SMAW devido às suas características como baixo custo de aplicação e alta praticidade em comparação com outros processos de soldagem a arco elétrico. Entretanto, devido a baixa produtividade do processo SMAW, o processo *Flux Cored Arc Welding* (FCAW), na sua modalidade auto protegido, se tornou uma boa opção, para as mesmas condições.

O processo FCAW apresenta grande potencial de aplicação na soldagem subaquática molhada devido a sua deposição e adaptação a equipamentos automatizados. Outra característica favorável é a semelhança com o eletrodo revestido quanto à possibilidade de variação da composição do fluxo (GUO et al, 2016; ZHANG et al, 2015; ZHANG et al, 2016; LI et al, 2017; TEICHMANN, 2000).

Contudo, mesmo com toda a sua potencialidade de utilização na soldagem subaquática molhada, a aplicação de arames tubulares ainda tem ocorrido de forma reduzida. Poucos trabalhos abordam o uso deste processo em soldagem subaquática molhada, devido à dificuldade no desenvolvimento de consumíveis e equipamentos (tochas), no entendimento e/ou na combinação das características que permitam associar a sua alta produtividade com adequadas propriedades mecânicas da junta.

Todavia, observa-se que, dentro do campo das pesquisas até então realizadas com o processo FCAW para a soldagem subaquática molhada, uma grande parte utiliza a polaridade Corrente Contínua Eletrodo Positivo (CCEP) e somente um número reduzido de trabalhos considera o uso da polaridade Corrente Contínua Eletrodo Negativo (CCEN) como, por exemplo, Świerczyńska et al. (2017). Segundo Machado & Dutra (2010), a polaridade do eletrodo afeta fortemente a operação de soldagem. Talkington (1998) estipula que, na soldagem com arame maciço na polaridade CCEN, em torno de 70% da energia do arco é usada para o aquecimento do eletrodo e o restante é transferida ao metal base. No caso de CCEP, esse balanço de energia é invertido. Além disso, segundo Medeiros & Liu (1998), a configuração de polaridade influencia no teor de hidrogênio no metal de solda. Reações eletroquímicas determinam a absorção na poça de fusão ou a transferência do hidrogênio na gota na ponta do eletrodo.

Diante dos resultados promissores obtidos pelos eletrodos revestidos aglomerados com PTFE, quanto a estabilidade do arco elétrico, redução de hidrogênio difusível no metal de solda e formação de ferrita acicular no metal de solda, e a crescente demanda por processos que garantam alta produtividade na soldagem subaquática molhada, como é o caso do FCAW auto-protegido, este trabalho tem como objetivo o desenvolvimento de um arame tubular experimental com o PTFE, como ingrediente de fluxo (caráter inovador), para aplicação na soldagem subaquática molhada. A partir da sua fabricação, entender o comportamento do PTFE nas características operacionais e geométrica e metalúrgica do metal de solda. Além do mais, devido as reduzidas informações na literatura que explique satisfatoriamente a interação entre a polaridade e os diversos fatores inerentes a soldagem subaquática molhada pelo processo FCAW, acredita-se que há muito que contribuir para o desenvolvimento da técnica, com o intuito de viabilizar a aplicação deste processo.

1.2 Objetivo Geral

Avaliar o efeito do PTFE, como ingrediente de fluxo, nos aspectos operacionais e físicos da soldagem subaquática molhada com arame tubular, estudar as características metalúrgicas dos metais de solda obtidos e a influência do hidrogênio difusível e do oxigênio nos mesmos.

1.2.1 Objetivos Específicos

- Fabricar arames tubulares usando uma máquina experimental.
- Analisar os resultados da soldagem dos arames tubulares fabricados.
- Caracterizar a morfologia e microestrutura do metal de solda;
- Analisar a influência do PTFE nas características elétricas do arco através das somas das quedas catódicas e anódicas e resistividade elétrica do arame;
- Analisar a influência do PTFE sobre a estabilidade do processo de soldagem, através de parâmetros do arco como o Fator de Curto-Circuito (Fcc) e do Índice de Extinção de arco (IEA);
- Avaliar a influência do PTFE na quantidade de oxigênio e hidrogênio difusível do metal de solda.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Soldagem subaquática

A soldagem subaquática é definida como um processo de soldagem realizada debaixo d'água e se divide basicamente em soldagem subaquática seca, também conhecida como soldagem hiperbárica, e soldagem subaquática molhada (LABANOWSKI et al., 2008; ROGALSKI et al., 2008; KETAN e GARG, 2012).

De um modo geral, a soldagem subaquática seca é realizada à pressão ambiente em uma câmara, que protege a região a ser soldada. A água é removida da câmara pelo ar ou uma mistura adequada de gases, dependendo da profundidade no local de trabalho (FIG. 2.1). As soldas realizadas com a técnica de soldagem hiperbárica apresentam propriedades mecânicas iguais as soldas realizadas na pressão atmosférica. Na soldagem hiperbárica, geralmente se utilizam os processos GTAW (Gas Tungsten Arc Welding) e o GMAW (Gas Metal Arc Welding) (LABANOWSKI et al., 2008).

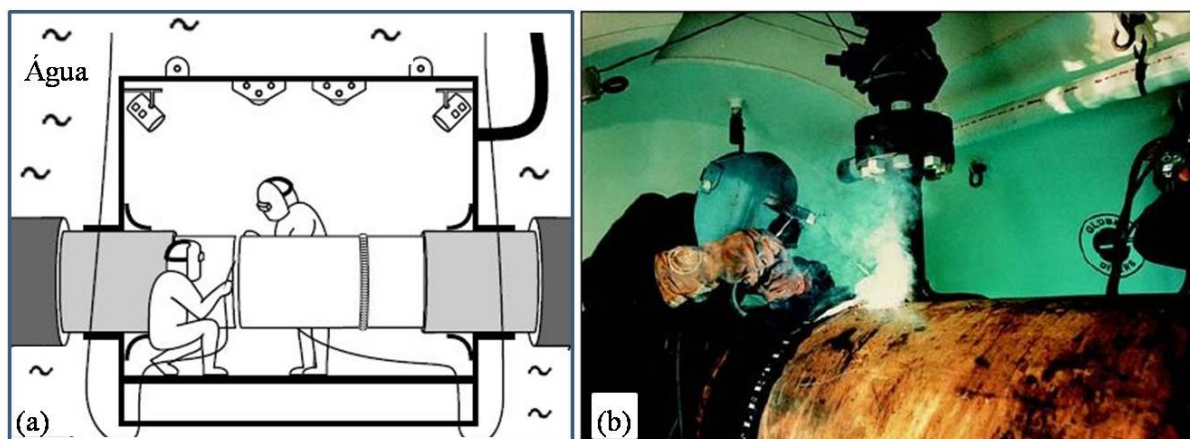


Figura 2.1 - Técnica de soldagem subaquática hiperbárica: (a) desenho esquemático e (b) Soldador / Mergulhador trabalhando dentro da câmara para soldar um duto ramificado.

Fonte: Welding Handbook, Volume IV (2011)

A Soldagem Subaquática Molhada (SSM) é realizada debaixo d'água com o arco voltaico em contato direto com a água (FIG. 2.2). A técnica de soldagem subaquática molhada, devido à sua maior liberdade de movimento e facilidade com que pode ser empregada (não há necessidade de encapsulamento da região a ser soldada) se torna mais econômica e eficiente operacionalmente de se realizar em comparação com a soldagem hiperbárica.



Figura 2.2 - Técnica de soldagem subaquática molhada
Fonte: Welding Handbook, Volume IV (2011)

2.2 Processos de soldagem usados na soldagem subaquática molhada

Os processos de soldagem mais utilizados na Soldagem Subaquática Molhada, segundo o Welding Handbook, Volume IV (2011), são a Soldagem com Eletrodo Revestido (SMAW- *Shielded Metal Arc Welding*) e a Soldagem com Arame Tubular (FCAW- *Flux Cored Arc Welding*).

2.2.1 SMAW

Dentre os processos de soldagem mais utilizados na soldagem subaquática molhada o eletrodo revestido é o mais empregado. As características que garantem essa predominância são (WERNICKE & POHL, 1998):

- Simplicidade do equipamento (fonte de energia, cabos e porta-eletrodo);
- Fácil operação em campo, pois o processo não exige equipamentos sofisticados ou complexos;
- Qualidade do produto acabado em todas as posições de soldagem.

Na soldagem por eletrodo revestido, o arco e o metal de solda são isolados do ambiente aquático por um envoltório gasoso composto de gases produzidos pela decomposição do revestimento do eletrodo e de oxigênio e hidrogênio, dissociados da água. (BRACARENSE, 2016). A ampla aceitação dos eletrodos revestidos para aplicação na soldagem subaquática molhada levou ao surgimento de uma grande diversidade de composição de eletrodos que atendem aos requisitos mecânicos e metalúrgicos das estruturas soldadas (KIM, 2003; ROWE et al., 2002).

Os eletrodos a base de rutilo são os mais comumente empregados na soldagem subaquática molhada devido à estabilidade do arco e aparência do cordão que eles produzem. Os eletrodos oxidantes apresentam-se como alternativas para a redução de hidrogênio difusível aos eletrodos de rutilo, mas devido à atmosfera oxidante do arco elétrico produzida pelo mesmo, tem-se uma depreciable redução nos teores dos elementos Mn, C e Si e, por conseguinte, redução nas resistências à tração e tenacidade (SANCHEZ-OSIO et al. 1995; PESSOA, 2003; SANTOS et al. 2012). Os eletrodos básicos apresentam maior dificuldade operacional em relação aos rutilicos e oxidantes (ROWE & LIU, 2001; PESSOA, 2003; SANTOS et al. 2012).

2.2.2 FCAW

Os eletrodos revestidos, apesar da sua versatilidade, apresentam baixa produtividade, o que acarreta em maiores custos de execução de montagem e reparo de estruturas offshore. Numa tentativa de aumentar a produtividade na soldagem subaquática molhada, pesquisas vêm sendo realizadas nos últimos anos com o intuito de substituir o processo SMAW pelo processo FCAW (GUO et al. 2016; LI et al., 2017; CHEN et al. 2018; YANG et al. 2019; ZHANG et al. 2020).

O processo de soldagem por Arame Tubular (FCAW – *Flux Cored Arc Welding*) apresenta alto fator de trabalho e alta taxa de deposição, característicos da soldagem GMAW (FORTES, 2009; WIDGERY, 1994). Também pode ser controlado remotamente aumentando a eficiência de produção e a melhora no ambiente de saúde e segurança para mergulhadores (VILARINHO et al., 2009; JIA, 2013; GUO et al., 2015; ZHANG, 2015; GUO et al., 2017). Além do mais, apresenta semelhança com o processo SMAW quanto a presença de um fluxo, o que permite alterar características do metal de solda com a variação da composição do fluxo (GUO et al, 2016; JIA et al., 2016; LI et al., 2017; KONONENKO, 1996; OMAJENE, 2015; VILARINHO et al., 2009; ZHANG et al., 2016).

O termo “arame tubular” se refere ao formato do consumível que, conforme sugere, é composto por um arame de geometria tubular, onde em seu interior se encontra o fluxo de

soldagem (MARQUES et al., 2011). Os arames tubulares usualmente são produzidos a partir de um processo de conformação mecânica, no qual uma fita metálica de material dúctil passa através de pares de roletes de conformação até obter uma seção circular. A fita metálica bobinada alimenta a produção e passa entre diversos pares de roletes até ser conformada em “U”. Posteriormente, a fita é alimentada por um fluxo por meio de um silo. Após a adição de fluxo a fita passa pela segunda etapa de conformação, onde é deformada e assume um formato de tubo (“O”), conforme FIG. 2.3a. Nesta última etapa, os roletes têm a função de selar o arame para que não haja vazamento de fluxo, sendo o fechamento de topo e sobreposto os mais usuais, conforme FIG.2.3b (FORTES & WELERSON, 2004; WIDGERY, 1994).

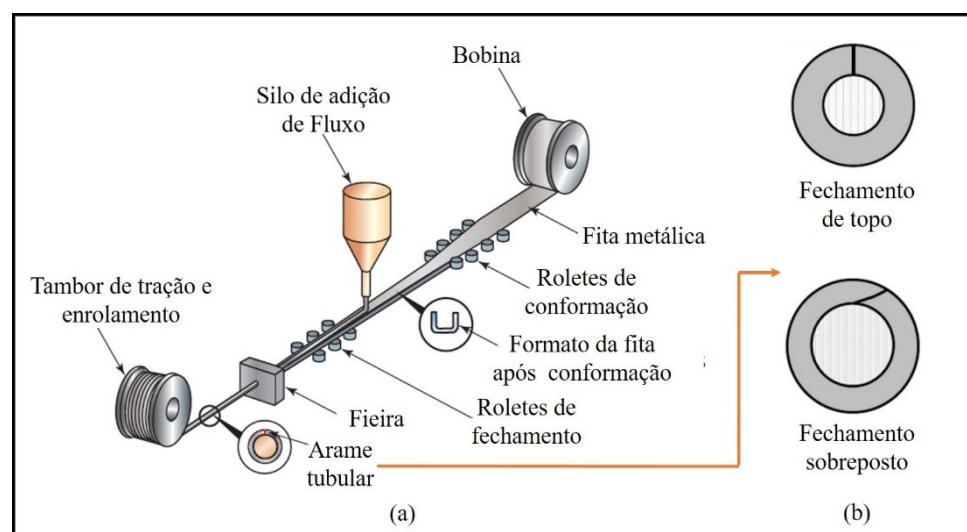


Figura 2.3 - (a) Fabricação e (b) tipos de fechamento do arame tubular
Fonte: Adaptado de JEFFUS (2016) e FORTES (2009)

Após o fechamento, o arame contendo o fluxo passa por um processo de redução do seu diâmetro (trefilação ou laminação) podendo alcançar, atualmente, diâmetros de 0,6mm. Quanto menor o diâmetro do arame maior a dificuldade de fabricá-lo e conseqüentemente mais caro será sua fabricação. Os arames mais usuais variam de 0,9 a 2,3mm de diâmetro.

Após o processo de fabricação, os arames devem ser inspecionados quanto à uniformidade na Porcentagem de Fluxo (ϵ) do arame tubular. A Porcentagem de Fluxo é determinada através da razão entre a massa do fluxo removido do arame, m_{fluxo} e a massa do arame tubular cheio, $m_{arame\ tubular}$, conforme EQ. 2.1.

$$\epsilon = \left(\frac{m_{fluxo}}{m_{arame\ tubular}} \right) * 100 \quad (2.1)$$

O teor de fluxo no arame, medido através da Porcentagem de Fluxo, influencia no aspecto visual do metal de solda, geometria e no processo de soldagem (FORTES, 2009;

ZHANG et al. 2020). Para garantir uma Porcentagem de Fluxo homogênea, deve-se assegurar uma uniformidade na dosagem de fluxo ao arame, um correto fechamento do arame ao longo de todo o processo de fabricação e a manutenção do diâmetro ao longo de todo o arame fabricado.

Finalizado o processo, o arame é bobinado e condicionado em embalagens hermeticamente fechadas para evitar a absorção de umidade (FORTES, 2009; WIDGERY, 1994).

2.3 Problemas associados à Soldagem Subaquática Molhada

Segundo Liu et al. (1994) e Welding Handbook, Volume IV (2011) os problemas associados à soldagem subaquática molhada, estão ligados diretamente à presença dos átomos de hidrogênio e oxigênio, resultantes da dissociação da água pelo arco elétrico, e da alta taxa de resfriamento. Tais fatores dão origem a:

- Inclusões e perda de elementos de liga, que estão relacionados à presença de oxigênio na poça de fusão;
- Porosidade, que é consequência da presença de hidrogênio e oxigênio no arco elétrico, além da taxa de resfriamento;
- Trincas por hidrogênio no metal de solda e na Zona Termicamente Afetada (ZTA), que estão relacionadas à presença de hidrogênio juntamente com a alta taxa de resfriamento.

Adicionalmente, existem problemas associados à baixa visibilidade do arco e a maior instabilidade do processo (LABANOWSKI et al., 2008). Portanto, uma discussão mais detalhada dos problemas associados à soldagem subaquática molhada se torna necessária, visto que o desenvolvimento da técnica se baseia no controle de formação dessas discontinuidades.

2.3.1 Problemas relacionados ao oxigênio na Soldagem Subaquática Molhada

O oxigênio, proveniente da dissociação da água, reage com elementos presentes no metal líquido, tais como silício, manganês e carbono, que poderão ser eliminados do metal de solda na forma de escória ou ficar aprisionados na forma de inclusões não metálicas ou de poros (LABANOWSKI et al., 2008). Quando as quantidades de elementos desoxidantes forem insuficientes, o próprio ferro reagirá com o oxigênio, formando o FeO, que poderá ficar aprisionado

na forma de inclusões. O teor de oxigênio se estabilizará quando se atingir o seu nível de saturação, que é determinado pela temperatura na poça de fusão e quando o seu limite de solubilidade no ferro líquido da poça de fusão for alcançado. No diagrama de equilíbrio ferro-oxigênio, FIG. 2.4, pode-se notar que a solubilidade de oxigênio no ferro sólido é bastante baixa, menor que 0,001% em peso, quando comparada com a sua solubilidade no líquido (0,168% em peso), na temperatura do eutético Fe-FeO. O que nos indica que o oxigênio medido no metal de solda está quase todo sob a forma de inclusões de óxidos (IBARRA et al., 1988; LABANOWSKI et al., 2008; PESSOA, 2007).

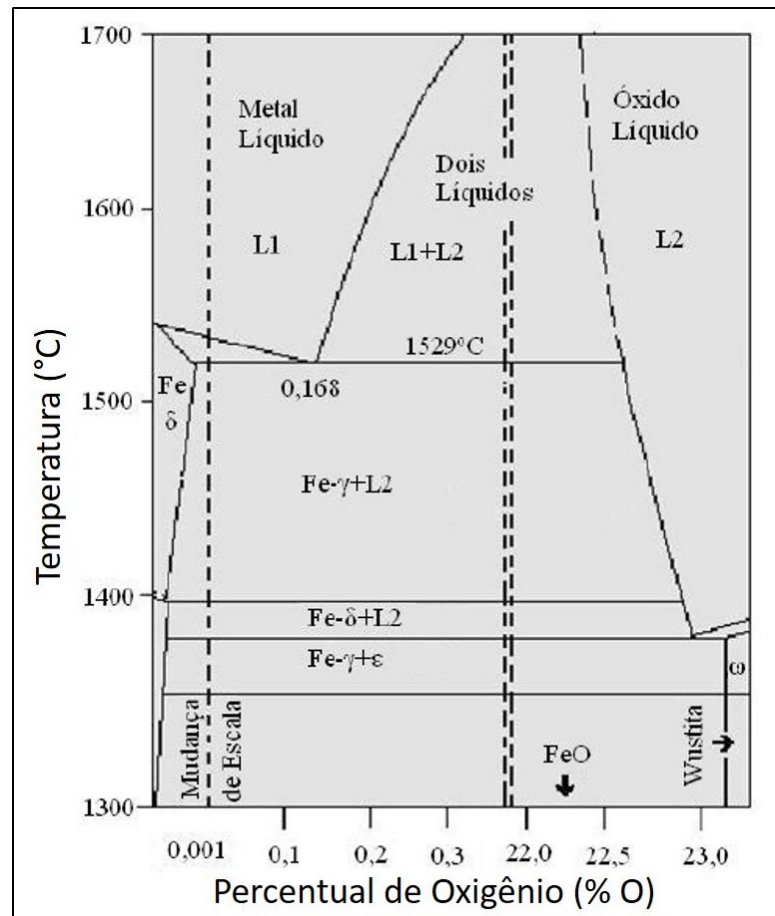


Figura 2.4 - Diagrama de equilíbrio Ferro-Oxigênio
Fonte: PESSOA (2007) apud VAN VLACK (1977)

Segundo IBARRA et al. (1988) o aumento do teor de oxigênio está relacionado com a redução dos teores de Mn e Si no metal de solda e com o aumento da profundidade do processo (aumento da pressão). Na FIG. 2.5, é possível notar que até 50 metros de profundidade existe uma relação linear entre o teor de carbono do metal de solda e o oxigênio, podendo inferir-se que a reação de decomposição do monóxido de carbono ($\text{CO} \rightarrow \text{C} + \text{O}$) controla o teor de oxigênio, para profundidades inferiores a 50 metros. O teor de oxigênio também é controlado pela oxidação do Si e Mn, como observado na FIG. 2.6. Entre 50 metros e 200 metros, os teores

de oxigênio e carbono do metal de solda se tornam aproximadamente constantes. Entretanto, o teor de Mn e Si continuam diminuindo, de forma discreta, sugerindo que a decomposição da molécula de H_2O possa ser a reação controladora.

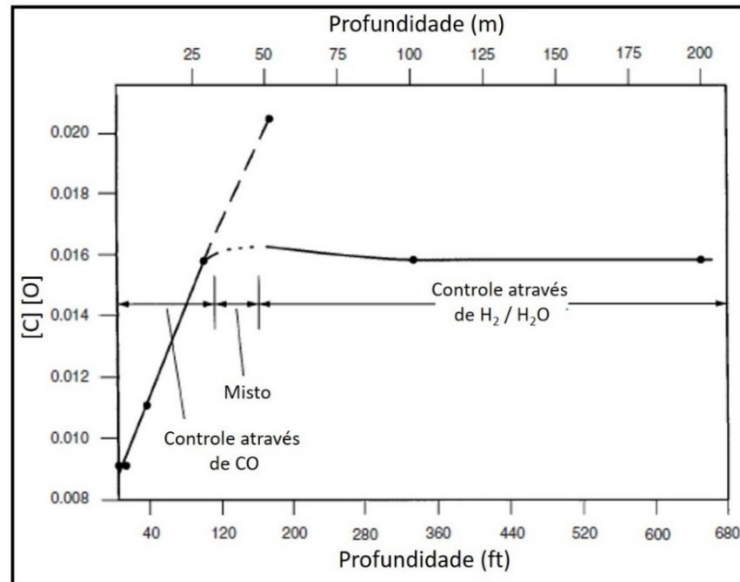


Figura 2.5 - Produto entre os teores de carbono e oxigênio do metal em função da profundidade da soldagem subaquática
Fonte: Adaptado de GRUBBS et al. (2011)

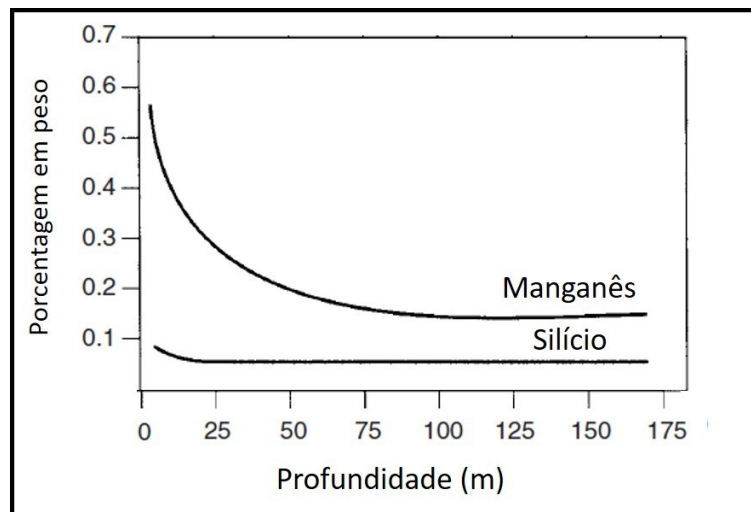


Figura 2.6 - Efeito da profundidade sobre o teor de manganês e silício no metal de solda.
Fonte: Adaptado de GRUBBS et al. (2011)

A microestrutura das soldas subaquáticas molhadas também é influenciada pela profundidade, conforme pode ser observado na FIG. 2.7. Em baixas profundidades, o metal de solda é formado basicamente por ferrita primária de contorno de grão (PF(G), em torno de 90%, que são cristais de ferrita que nuclearam longitudinalmente nos contornos de grãos autênticos, em elevadas temperaturas de transformação ($800 - 850^{\circ}C$). Possui forma lenticular ou equiaxial, apresentando tamanho de grão relativamente grande e tende a formar veios ao longo

dos contornos dos grãos colunares austeníticos. Entre os seus grãos podem ser encontrados constituintes ricos em carbono e impurezas, segregadas durante a transformação de fase, com a perlita. Uma grande quantidade desse constituinte é indesejável em soldas as quais devem apresentar elevada resistência à fratura por clivagem (fratura frágil) (GRUBBS et al., 2011).

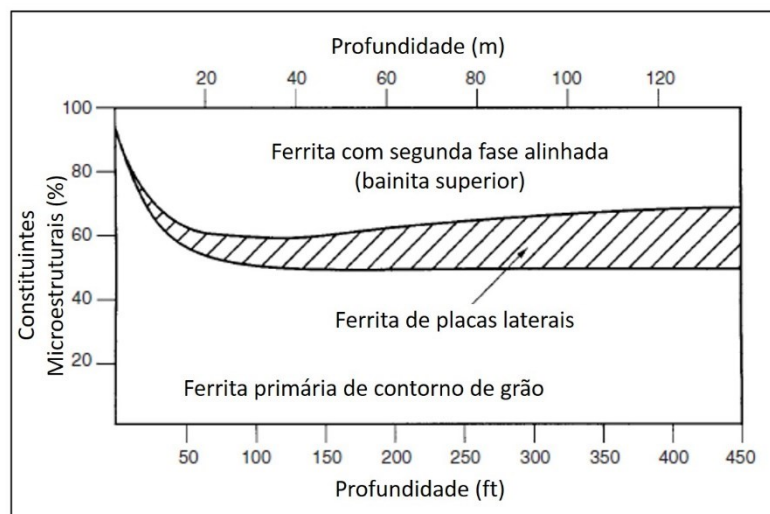


Figura 2.7 - Alterações microestruturais das soldas molhadas com a profundidade.

Fonte: Adaptado de GRUBBS et al. (2011)

Com o aumento da profundidade, reduz-se a quantidade de ferrita primária de contorno de grão para em torno de 50% e ocorre um aumento dos teores de ferrita com segunda fase alinhada e inclusões de óxidos. A ferrita com segunda fase alinhada - FS (A) é formada por grãos grosseiros e paralelos (pequena diferença na orientação cristalina) de ferrita em forma de ripas. Estas características e a presença de filmes de constituintes ricos em carbono e frágeis em seus contornos fazem com que esta forma de ferrita seja considerada de características pouco desejadas na zona fundida de soldas que devam apresentar uma elevada tenacidade (GRUBBS et al., 2011).

As principais mudanças microestruturais das soldas molhadas ocorrem nos primeiros 50 metros de profundidade. Para profundidades maiores que 50 metros a microestrutura do metal de solda se apresenta razoavelmente constante. Este comportamento é consistente com a observação de um teor de oxigênio constante no metal de solda para esta profundidade (IBARRA et al., 1994; GRUBBS et al., 2011). Para melhoria do comportamento mecânico do metal de solda (resistência mecânica e tenacidade) é desejável a formação de ferrita acicular (AF) na microestrutura ao invés de uma quantidade significativa de outros microconstituintes como os citados. A estrutura ferrítica acicular, por causa da sua natureza de intertravamento, tem sido apontada como a microestrutura que melhor possibilita bons níveis

de tenacidade sem que haja significativa perda de resistência mecânica (GRUBBS et al., 2011; TANG & STUMPF, 2008).

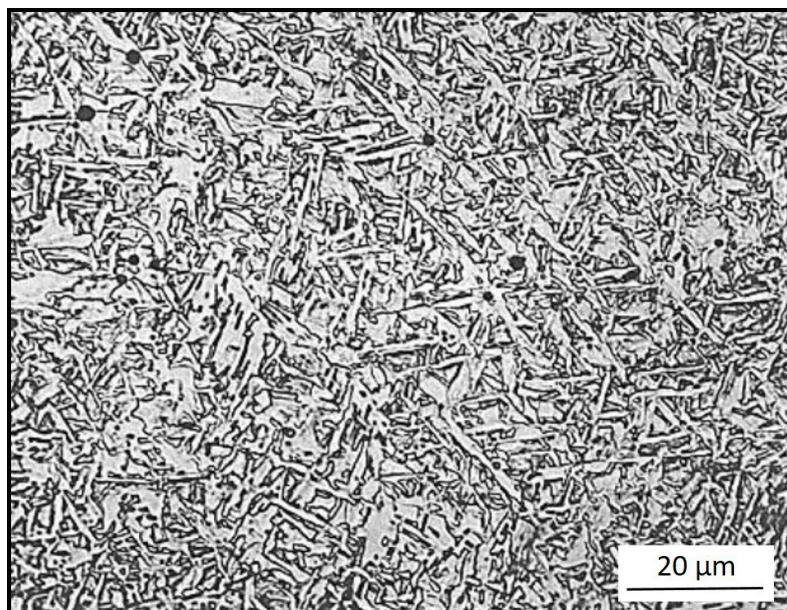


Figura 2.8 - Microestrutura de um metal de solda ferrítico contendo ferrita predominantemente acicular
Fonte: Babu et al. (1999).

Gao et al. (2015) estudaram o efeito da profundidade na microestrutura e nas propriedades mecânicas do metal de solda obtido através do processo SMAW com eletrodo E7014 impermeabilizado com cera. Os autores observaram, em águas rasas, a formação de uma microestrutura consistindo em ferrita de contorno de grão, ferrita de placa lateral e ferrita acicular, enquanto em profundidade superior a 11 metros houve formação predominante de ferrita primária. Segundo os autores, as propriedades mecânicas são influenciadas pela profundidade devido ao aumento na oxidação dos elementos de liga e porosidade. As soldas obtidas abaixo de 11 metros de profundidade apresentaram resultados de limite de resistência à tração, ductilidade e tenacidade superiores às soldas realizadas entre 11 e 25 metros, devido à baixa porosidade e oxidação dos elementos de liga apresentada.

2.3.2 Problemas relacionados ao hidrogênio na Soldagem Subaquática Molhada

Na soldagem subaquática molhada, a principal fonte de hidrogênio provê da dissociação da água que ocorre devido ao contato direto com o arco elétrico. Em consequência de sua absorção durante a soldagem subaquática molhada em aços, problemas metalúrgicos como a porosidades e a fissuração induzida pelo hidrogênio podem ocorrer.

- Porosidade

A porosidade pode provocar a redução da tenacidade, ductilidade e do limite de escoamento (LIU et al., 1994; PEREZ, 2007). Segundo Tsai e Masubuchi (1977), soldas subaquáticas molhadas têm 80% do limite de resistência à tração e 50% da ductilidade das soldas realizadas ao ar. A formação dos poros, em sua maioria, de acordo com a literatura apresentada por Sanches-Osio et al. (1993), é causada pelo hidrogênio, conforme mostra a TAB. 2.1.

Tabela 2.1 - Composição dos poros reportada na literatura

Fonte	H ₂	CO	CO ₂	Outros
Suga e Hasui (1986)	96	0,4	0,06	-
Silva et al. (1971)	62 - 82	11,24	04 - 06	-
Ibarra et al. (1992)	45	43	8	4

Fonte: Sanches-Osio et al. (1993)

Segundo Sanches-Osio et al. (1993), Liu et al. (1994) e Perez (2007) o nível de poros é afetado pela estabilidade do arco elétrico, profundidade (pressão) e o revestimento do eletrodo. De acordo com Suga e Hasui (1986) a porosidade das soldas molhadas é diretamente proporcional à pressão hidrostática (profundidade) e seu aparecimento ocorre a partir de 5 metros de profundidade, como mostra a FIG. 2.9. Ainda, segundo Suga e Hasui (1986), a ausência de porosidade em soldas feitas em profundidades inferiores a 5 m (0.5 kgf/cm²) pode estar relacionada ao baixo teor de hidrogênio, que não é suficiente para promover o crescimento dos poros. Estes resultados estão em consonância com a literatura, como pode ser observado nos trabalhos de Pessoa (2007) e Silva et al. (2012).

Pessoa (2007) pesquisou a porosidade média em função da profundidade, como mostra a FIG. 2.10. Na profundidade de 50 metros, o eletrodo E6013, em polaridade positiva, produziu cordões de solda com porosidade em torno de 1%, enquanto a 100 metros a porosidade média foi em torno de 8%. O mesmo eletrodo sendo usado em polaridade negativa, apresentou porosidade média em torno de 8 e 15% nas profundidades de 50 e 100 metros, respectivamente. O eletrodo E7018, por outro lado, em ambas as polaridades, apresentou cordões com porosidade em torno de 12 e 21% a 50 e 100 metros, respectivamente.

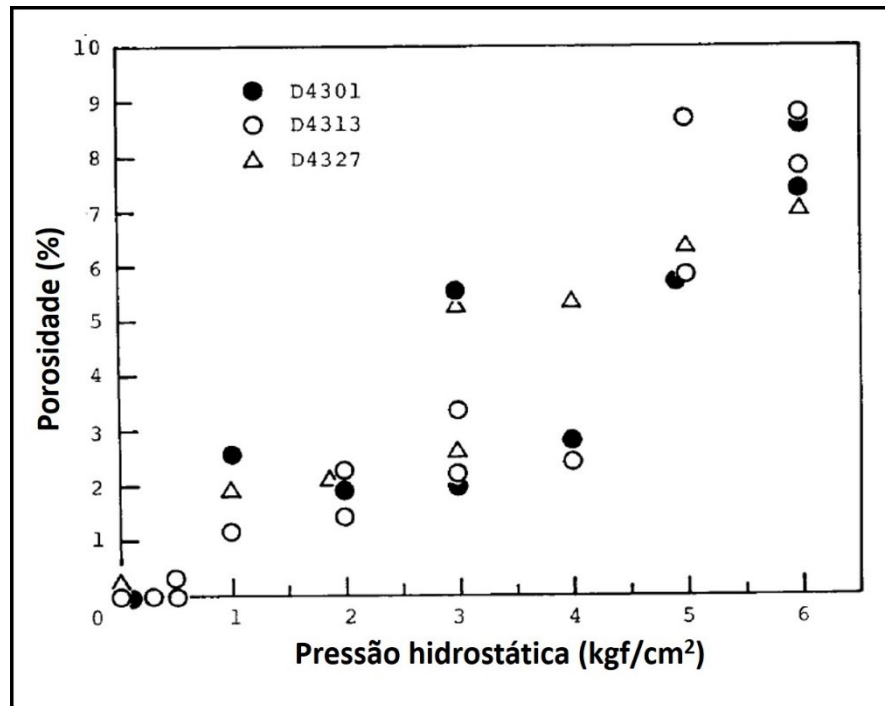


Figura 2.9 - Efeito da pressão hidrostática sobre a porosidade
 Fonte: Adaptado de SUGA & HASUI (1986)

Silva et al. (2012) também analisaram a influência da profundidade de soldagem (pressão) sobre a formação de poros. O consumível utilizado foi um eletrodo comercial E6013 envernizado. A porosidade do metal de solda foi medida nas profundidades de 0,3 m, 10 m, 20 m e 30 m. Os resultados podem ser visualizados na FIG. 2.11, onde é possível observar que a porosidade do metal de solda aumentou com a profundidade. O aparecimento de poros começou a ocorrer no metal de solda a partir da profundidade de 10 m.

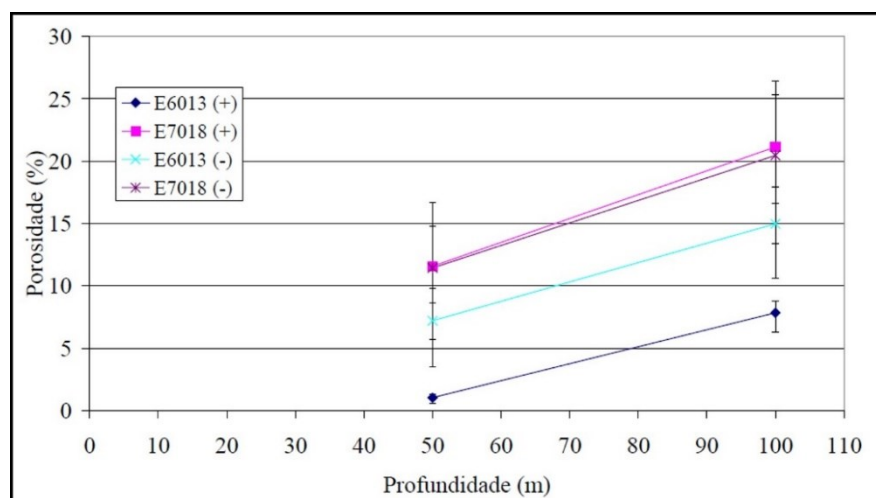


Figura 2.10 - Porosidade do metal de solda em função do tipo de eletrodo, polaridade e profundidade.
 Fonte: PESSOA (2007)

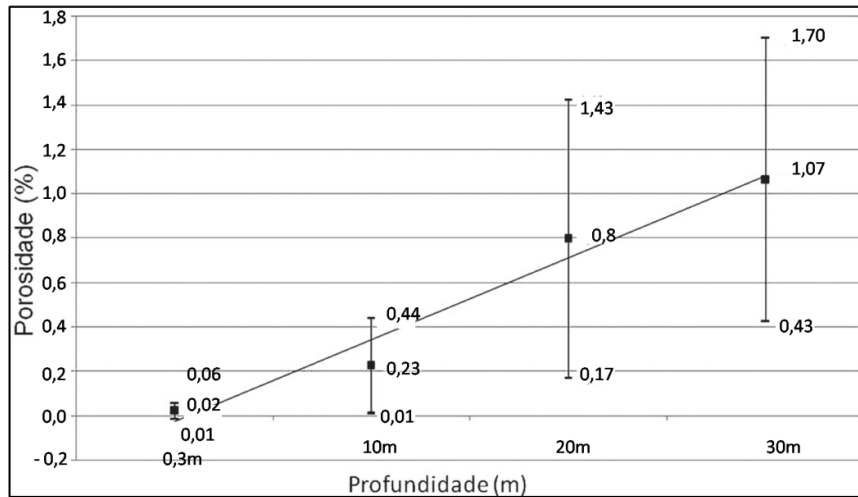


Figura 2.11 - Variação da porosidade do metal de solda com a profundidade.
Fonte: SILVA et al. (2012)

- Fissuração induzida pelo hidrogênio

A fissuração induzida pelo hidrogênio é um defeito de origem metalúrgica mais recorrente na soldagem de aços ferríticos (Bailey, 1994). As trincas surgem quando os seguintes fatores estão presentes simultaneamente (ROWE e LIU, 2001):

- Hidrogênio no metal de solda;
- Altas tensões;
- Microestrutura susceptível (formação de martensita);
- Temperatura relativamente baixa ($T < 200^{\circ}\text{C}$).

O hidrogênio, conforme já mencionado, proveniente da dissociação da água em contato com o arco elétrico, é absorvido pelo metal de solda. Durante o resfriamento, o hidrogênio se difunde e escapa do metal de solda solidificado e parte dele se difunde para a zona termicamente afetada (ZTA) e o metal de base. No resfriamento, o metal de solda que se apresenta como austenita ($\text{Fe-}\gamma$) se transforma em ferrita ($\text{Fe-}\alpha$) e o hidrogênio devido à sua menor solubilidade em ferrita do que em austenita, é rejeitado do metal de solda ferrítico para as vizinhanças. A FIG. 2.12 mostra a variação da solubilidade do hidrogênio no metal de solda em diferentes temperaturas (BAILEY, 1994; EASTERLING, 1983; KOU, 2003).

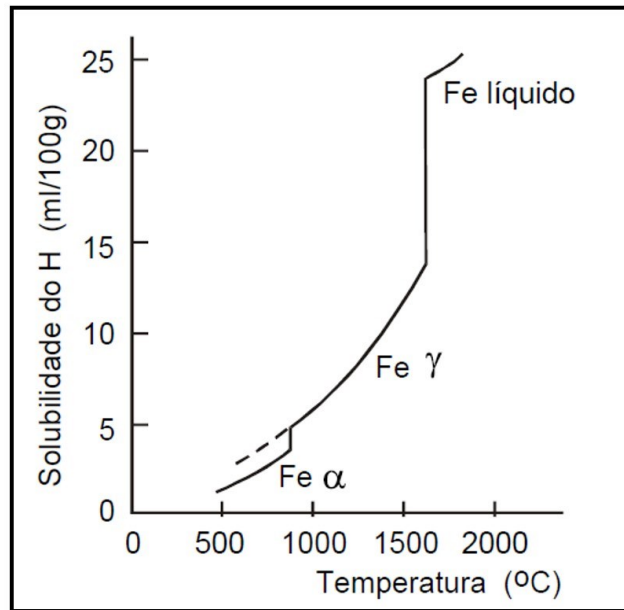


Figura 2.12 - Variação da solubilidade do hidrogênio com a temperatura em um metal de solda.

Fonte: BAILEY et al. (1973)

Este processo de difusão do hidrogênio do metal de solda ferrítico para suas vizinhanças é facilitado pelo maior coeficiente de difusão do hidrogênio na ferrita do que em materiais austeníticos, conforme mostra a FIG. 2.13.

Por outro lado, devido ao baixo coeficiente de difusão e a alta solubilidade na austenita, o hidrogênio não se difunde da ZTA para o metal de base antes que ocorra a transformação da austenita para martensita, promovendo assim o trincamento por hidrogênio (BAILEY, 1994; EASTERLING, 1983; KOU, 2003).

A FIG. 2.14 ilustra a difusão do hidrogênio do metal de solda (região ferrítica) para a ZTA (região martensítica).

As tensões residuais também influenciam na ocorrência de trincas induzidas por hidrogênio. Essas são desenvolvidas devido à contração térmica durante o resfriamento da solda, podendo atingir valores próximos ao limite de escoamento do material. As transformações de fases também causam tensões residuais. A transformação de fase da austenita para martensita, por exemplo, gera uma variação volumétrica da ordem de 4%, o que significa 1,4% de deformação linear, causando assim uma grande variação na tensão residual (KOU, 2003; SILVA, 2005).

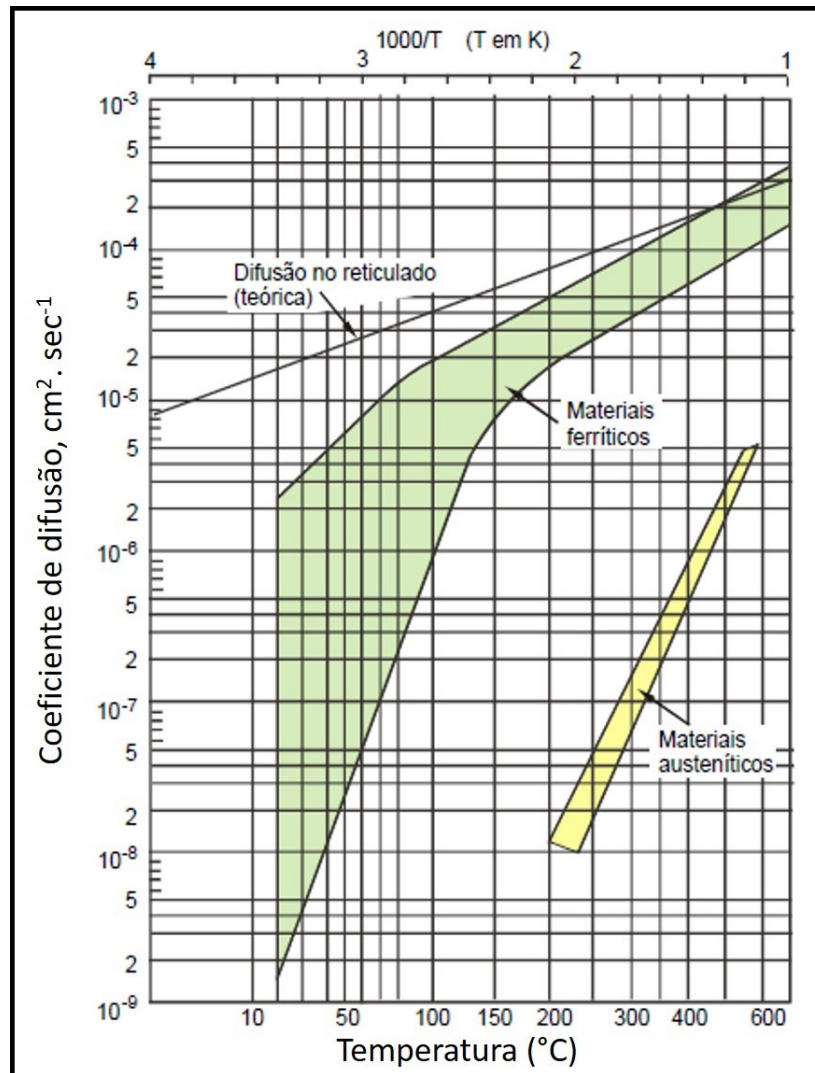


Figura 2.13 - Coeficiente de difusão do hidrogênio em materiais ferríticos e austeníticos

Fonte: Kou (2003)

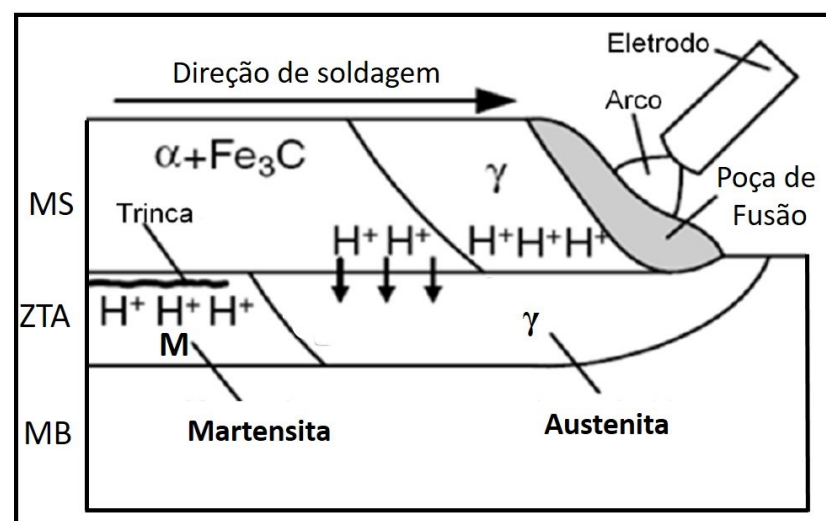


Figura 2.14 - Difusão do hidrogênio do metal de solda para a ZTA durante a soldagem.

Fonte: Adaptado de Kou (2003)

A microestrutura da ZTA e da zona fundida (ZF) pode influenciar significativamente na formação das trincas induzidas por hidrogênio. Microestruturas martensítica, bainíticas, ferritas de contornos de grão e ferritas com segunda fase alinhada são mais sensíveis à fissuração por hidrogênio. Em geral, um microconstituente com menor ductilidade e tenacidade tem sua capacidade de acomodação das tensões, na região da solda, reduzidas. Entre estes constituintes microestruturais o mais sensível à fissuração é a martensita, particularmente a de maior teor de carbono e menor ductilidade (GRONG, 1994). A microestrutura da ZTA e do metal de solda depende da taxa de resfriamento em que ocorre as transformações e da temperabilidade do aço. A taxa de resfriamento depende do aporte térmico, espessura da chapa e geometria da junta. Ou seja, quanto maior o aporte térmico menor a taxa de resfriamento, quanto maior a espessura da chapa maior a taxa de resfriamento e juntas com mais caminhos para extração de calor (junta em ângulo em relação a uma junta de topo) apresenta maior taxa de resfriamento.

A temperabilidade pode ser expressa pela equação de carbono equivalente, que considera o teor do carbono e dos elementos de liga presentes. Dentre as equações de carbono equivalente existentes, uma das mais empregadas é a desenvolvida pelo Instituto Internacional de Soldagem (IIW), EQ. 2.2. Em soldagem subaquática molhada, é recomendado o uso de aços com carbono equivalente (C_{eq}) menor que 0,40%, pois reduz a probabilidade de formar uma microestrutura martensítica (ROWE e LIU, 1991).

$$C_{eq} = \%C + \frac{\%Mn}{6} + \frac{\%Cr + \%Mo + \%V}{5} + \frac{\%N + \%Cu}{15} \quad (2.2)$$

A temperatura é outro fator importante, que influencia a formação de trincas induzidas por hidrogênio. Sua influência, em aços ferríticos, ocorre numa faixa que varia entre -100°C e + 200°C, pois a difusividade do hidrogênio nessa faixa é muito baixa.

De uma forma geral, é possível minimizar ou mesmo evitar a formação das trincas induzidas por hidrogênio buscando reduzir a quantidade de hidrogênio absorvida pela poça de fusão e permitir que o hidrogênio presente do metal de solda e da ZTA escape antes que a junta soldada atinja temperaturas próximas da temperatura ambiente (BAILEY, 1973; ROWE e LIU, 1991).

Diversas pesquisas apontam que o teor de hidrogênio no metal de solda pode ser controlado a partir da composição química de fluxos (MEDEIROS, 1997; SANTOS et al., 2010; NEERAJ et al., 2012). Duplessis & Dutoit (2006) investigaram a adição de Fe₂O₃ (2,4; 4,7; 8,9; e 16,3% em peso) na formulação de fluxo do eletrodo do tipo E7018-1 para reduzir a quantidade

de hidrogênio depositado no metal de solda. Os resultados apontaram uma redução de hidrogênio difusível em aproximadamente 70% com adições de até 16,3% em peso de Fe_2O_3 na formulação de fluxo do eletrodo do tipo E7018-1.

A adição de compostos contendo flúor, por exemplo, na formulação de fluxo reduz o teor de hidrogênio difusível do metal de solda. O fluoreto presente no revestimento de fluxo reage com o hidrogênio e forma produtos de reação insolúveis em ferro líquido, como mostrado na EQ. 2.3. Um aumento no teor de flúor reduz o teor de hidrogênio difusível do metal de solda, promovendo a formação de HF insolúvel (MATSUHITA & LIU, 2000).



Matsuhita & Liu (2000) realizaram soldas utilizando arame tubular com adição dos fluoretos KF, MnF_3 e K_3AlF_6 em comparação com o consumível de base E70T-5. Os testes realizados comprovaram a redução do hidrogênio difusível de 39 a 67%, 21 a 34% e 22 a 31% em hidrogênio difusível foram alcançados com as adições de 7,4% em peso de KF, 4,8% em peso de MnF_3 e 5,5% em peso de K_3AlF_6 , respectivamente, em comparação com os resultados experimentais do consumível de base E70T-5.

DuPlessis et al. (2006) também analisaram a viabilidade da modificação de fluxo, para reduzir o teor de hidrogênio depositado no metal de solda, através de compostos contendo fluoretos (CaF_2 , NaF, K_2TiF_6) adicionados ao consumível do tipo básico E7018-1 de referência. A adição de 22% de CaF_2 ao fluxo reduziu o teor médio de hidrogênio no metal de solda em cerca de 30%, enquanto a adição de 8,9% de NaF resultou em uma redução de aproximadamente 40%. A adição de 2,1% K_2TiF_6 resultou em uma diminuição de aproximadamente 30% no teor de hidrogênio do metal de solda medido.

Kil et al. (2017) adicionaram vários fluoretos (CaF_2 , K_2SiF_6 , NaF e LiF) ao fluxo de arame tubular auto-protetido comercial e analisaram os seus efeitos no teor de hidrogênio no metal de solda. Segundo os autores, devido à sua fácil vaporização e reações ativas com hidrogênio no arco, os fluoretos K_2SiF_6 (9,68 mL/100g), NaF (8,9 mL/100g) e LiF (9,39 mL/100g) foram mais eficazes que CaF_2 (14 mL/100g) na redução do teor de hidrogênio nos metais de solda.

O controle de formação dessas discontinuidades deve ser investigado para um melhor desenvolvimento da soldagem subaquática molhada. Para isso, será estudada a influência do PTFE sobre os teores de hidrogênio difusível e de oxigênio do metal de solda.

2.4 Consumíveis para Soldagem Subaquática Molhada – Arame Tubular

Basicamente, segundo Widgery (1994) os constituintes dos fluxos para arame tubular apresentam características semelhantes às dos revestimentos do eletrodo revestido, como adicionar elementos de liga, aumentar a taxa de deposição, estabilizar o arco, gerar escórias, agir como desoxidante e proteger a poça de fusão.

As composições do fluxo interno dos arames tubulares são classificadas para soldagem ao ar em básicos, rútilicos e metal Cored. Contudo, essas classificações dos fluxos para soldagem ao ar servem como comparativo para a soldagem subaquática molhada. Os arames tubulares do tipo básico oferecem uma boa combinação de propriedades mecânicas e baixo teor de hidrogênio. Para proteger o arco da atmosfera e inibir a captura de hidrogênio usam-se, em fluxos básicos, o calcário ou outras formas de carbonato de cálcio a fim de liberar o dióxido de carbono no arco. Comparados ao arame tubular de fluxo rútilico, eles têm um arco mais instável, apresentando altos níveis de respingos (WIDGERY, 1994). Os arames metal-cored possuem como componente principal de fluxo o pó de ferro ou ferro-ligas que servem, entre outros, para aumentar a eficiência de deposição (FORTES e WELERSON, 2004).

Os arames tubulares do tipo rútilico têm como elemento principal o rutilo (em torno de 50% de dióxido de titânio TiO_2), o que faz com que a proteção do cordão de solda seja por meio da escória. Essa por sua vez é densa e se destaca facilmente do cordão de solda. Além disso, o titânio é um bom agente estabilizador do arco (FORTES e WELERSON, 2004). As características da solda, como operacionais, mecânicas e metalúrgicas podem ser controladas ajustando a composição do pó e o conteúdo relativo dos demais elementos presentes no arame tubular (ZHANG et al., 2020). Assim, diversas pesquisas vêm sendo realizadas nos últimos anos com o intuito de obterem-se arames tubulares apropriados para aplicação na soldagem subaquática molhada.

Zhang et al. (2019) investigaram a influência do CaF_2 , como ingrediente de fluxo em arame tubular, sobre o desempenho da soldagem e propriedades do metal de solda na soldagem subaquática molhada. Segundo os autores, conforme a proporção de CaF_2 aumentou, as aparências dos cordões de solda foram melhoradas devido ao aumento da cobertura de escória. Com 20% de conteúdo de CaF_2 no arame as soldas apresentaram os melhores resultados de resistência à tração e ao impacto.

Dentro das pesquisas relacionadas ao desenvolvimento de consumíveis para a soldagem subaquática molhada com o processo FCAW grande parte tem se dado com fluxo à base de rutilo (TiO_2) (GUO et al., 2015b; ZHANG et al., 2016; GUO et al., 2017; CHEN et al., 2018). Isso é devido ao conhecido efeito do TiO_2 como estabilizante do arco em soldas

realizadas em ambiente seco. A estabilidade do arco é um dos aspectos operacionais mais importantes na soldagem subaquática molhada com arame tubular (ANDRADE, 1995). Tais pesquisas se baseiam nos resultados já obtidos por eletrodos revestidos especialmente desenvolvidos para a soldagem subaquática molhada.

2.4.1 Uso de Polímero em fluxo de soldagem

O uso de polímeros na soldagem subaquática com o processo eletrodo revestido surgiu da necessidade de eliminar a absorção de umidade pelo revestimento. Segundo Van den Brink & Boltje (1983) o aumento da umidade do revestimento aumenta a ocorrência de trinca induzida por hidrogênio na soldagem molhada subaquática, assim como ocorre na soldagem de superfície.

Diversos polímeros vêm sendo utilizados como componente de fluxo em eletrodos revestidos e arames tubulares, como por exemplo, o PTFE, verniz vinílico, verniz marítimo, de base poliestireno, base poliuretano, entre outros (FICHEL et al, 2009; PEREZ et al, 2009; MENEZES, 2019). No presente trabalho será abordado o uso do Politetrafluoretileno (PTFE) devido as suas características oriundas de sua estrutura molecular composta por átomos de flúor ligados a uma extensa cadeia carbônica ($[C_2F_4]_n$).

Partindo dessa premissa do uso de polímero como componente de fluxo em eletrodo revestido, Fichel et al. (2009) realizaram estudos com um polímero (não identificado no trabalho) adicionado como aglomerante, em substituição aos silicatos tradicionais (sódio e potássio), na fabricação de eletrodos revestidos a base de rutilo para a soldagem subaquática molhada. Os autores apresentaram como resultados, eletrodos com revestimento resistente à água. Obtiveram também redução nos custos de fabricação e operação em relação aos eletrodos convencionais (aglomerado com silicatos). Este resultado foi devido à eliminação do processo de secagem em estufas e fornos e, conseqüentemente, do processo de re-secagem e armazenamento em estufa na aplicação em campo, visto que o eletrodo proposto é impermeável. Em particular, Fichel et al. (2009) observaram que houve formação de microestrutura ferrita acicular no metal de solda em grandes quantidades em todas as soldas realizadas.

Perez et al. (2009) avaliaram o comportamento de eletrodos rútilicos (E6013) protegidos por diferentes tipos de impermeabilizantes (verniz Vinílico, verniz marítimo, base poliestireno e verniz de base poliuretano) na soldagem subaquática molhada. Foi demonstrado que os eletrodos revestidos impermeabilizados com base Isopor obtiveram os melhores

resultados quanto a resistência durante a imersão em água. Segundo os autores, os resultados obtidos com os eletrodos revestidos impermeabilizados com verniz de base poliestireno apresentaram perspectivas de uso a nível industrial.

Menezes et al. (2019) compararam eletrodos básicos convencionais envernizados e eletrodos básicos aglomerados com PTFE em soldagem subaquática molhada em uma profundidade simulada de 10 metros. Os eletrodos aglomerados com PTFE apresentaram maiores penetrações do que os eletrodos convencionais e níveis mais baixos de hidrogênio difusível na polaridade CCEP. Foram observados menores níveis de porosidade no metal de solda para os eletrodos aglomerados com PTFE em comparação com eletrodos convencionais.

A partir de diversos resultados obtidos pelos eletrodos revestidos aglomerados com polímeros na soldagem subaquática molhada, pesquisas foram realizadas com polímeros em eletrodos revestidos para soldagem ao ar, com o intuito de obter efeitos significativos sobre a composição química e propriedades mecânicas e metalúrgicas do metal de solda.

Vaz et al. (2010) desenvolveram um eletrodo revestido aglomerado com polímeros a partir da formulação típica de um eletrodo revestido E7018. Segundo os autores a quantidade de ferrita acicular encontrada no metal de solda foi significativamente superior à típica de eletrodos básicos classe E7018, obtendo um metal de solda com elevada tenacidade.

Vaz et al. (2011), através do desenvolvimento de eletrodo revestido aglomerados com polímeros em substituição aos ligante usuais (silicatos de potássio e sódio), a partir da formulação típica de um eletrodo revestido E7018, obtiveram um volume de ferrita acicular significativamente maior (FIG. 2.15) e teores de hidrogênio difusível menor (FIG. 2.16), em relação ao eletrodo revestido E7018.

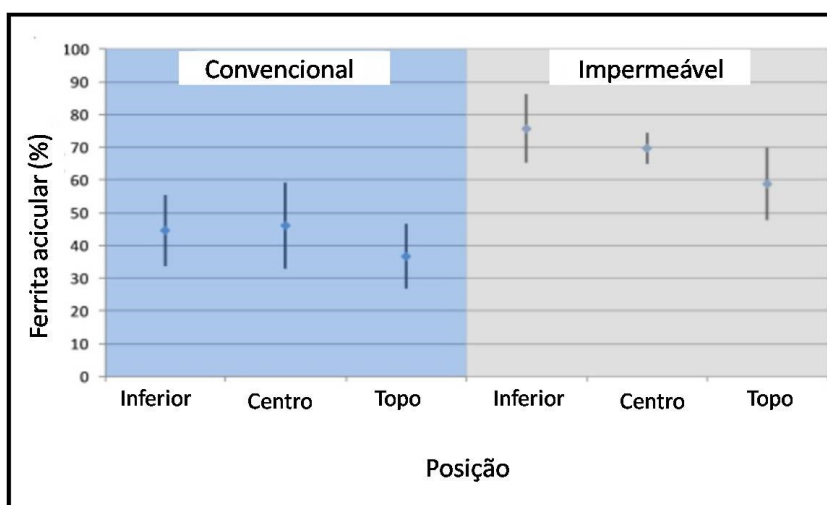


Figura 2.15 – Teor de Ferrita Acicular no metal de solda depositado pelo eletrodo Impermeável e convencional (E7018).

Fonte: Vaz et al. (2011)

Santiago et al. (2012) investigaram a influência do teor de polímero (7, 10 e 13%) sobre algumas propriedades do metal de solda. Nas condições estudadas não foram verificadas diferenças significativas quanto à composição química, microestrutura e dureza do metal de solda. O teor de hidrogênio difusível do metal de solda não foi influenciado pela variação do teor de polímero.

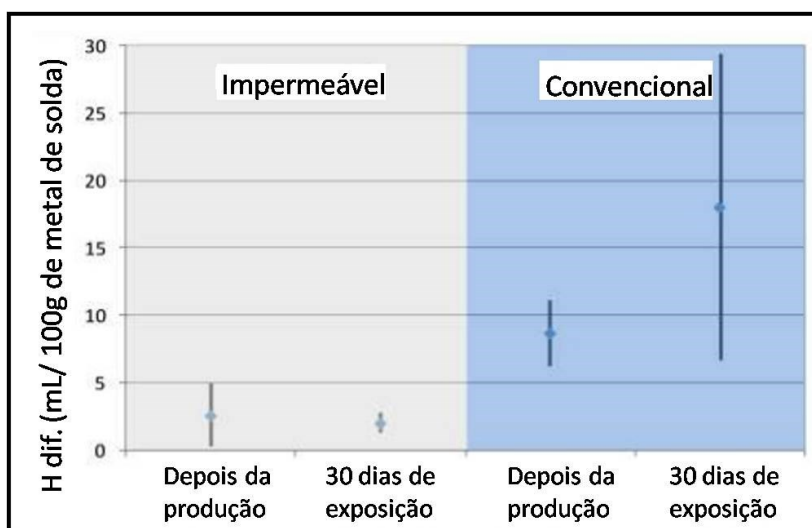


Figura 2.16 - Teor de hidrogênio difusível no metal de solda depositado pelo eletrodo Impermeável e convencional (E7018).
Fonte: Vaz et al. (2011)

Vaz et al. (2012), no desenvolvimento de um eletrodo básico (E7018) aglomerado com polímero, para soldagem ao ar, obtiveram um aumento da fração volumétrica de ferrita acicular (de $\pm 41,7$ para $\pm 68\%$) em comparação com o eletrodo básico convencional (E7018). Vaz e Bracarense (2014) investigaram a influência do polímero Politetrafluoretileno (PTFE) na formação de ferrita acicular no metal de solda. Para tal, foram desenvolvidos eletrodos revestidos com adição de 11% de PTFE e as soldas obtidas foram comparadas com as soldas feitas com eletrodos classe E7018. As soldas produzidas por consumíveis com PTFE como aglomerante apresentaram elevação nos níveis de ferrita acicular (de 12 para 45%) em relação ao metal de solda com os mesmos teores de carbono, silício e manganês.

Ramos et al. (2015), Castro (2015) e Vaz et al (2017) estudaram o uso do polímero (PTFE) com ingrediente de fluxo em arames tubulares para soldagem convencional. Ramos et al. (2015) avaliaram o efeito do polímero (PTFE), como ingrediente de fluxo em arames tubulares, sobre a microestrutura e geometria do cordão. Foram adicionados diferentes teores de polímero (0, 3, 5, 10 e 15%) em arames tubulares, produzidos em laboratório, a partir de fluxos básicos (classe E7018), celulósicos (classe E6011) e rútilicos (classe E6013). A adição de polímero provoca uma redução da largura dos cordões de solda. Porém quanto aos outros parâmetros geométricos, não foi possível relacionar os resultados à adição de polímero. Os

cordões apresentaram falhas na formação da escória que pode ser devido ao não preenchimento correto do fluxo em algumas partes do arame. Segundo os autores, em geral, quanto maior a porcentagem de PTFE na composição dos fluxos, maior a quantidade ferrita acicular presente na microestrutura da zona fundida.

Castro (2015) estudou arames tubulares do tipo básico (E 7018) desenvolvidos em laboratório com adição de diferentes teores (5, 10 e 15%) de polímero (PTFE) como ingrediente de fluxo. Os resultados da análise microestrutural apresentaram um aumento na formação da ferrita acicular nas composições com polímero. Não foram verificadas diferenças significativas quanto aos resultados de microdureza do metal de solda e a geometria do cordão quanto ao teor de polímero.

Vaz et al. (2017) estudaram o efeito da adição (0, 7,5 e 15%) de polímero em uma formulação de base celulósica sobre a estabilidade do processo e das propriedades do metal de solda. As composições químicas dos metais de soldas obtidas pelos arames sem e com 7,5% de polímero apresentam similaridade com a dos arames celulósicos utilizados como referência. O arame com 15% de polímero apresentou redução nos níveis de carbono, silício e manganês. Não foi relatada alteração significativa nos níveis de hidrogênio difusível para nenhuma condição avaliada. A avaliação dos sinais elétricos demonstrou maior estabilidade na soldagem do arame tubular contendo maior quantidade de polímero.

Diante das pesquisas apresentadas envolvendo o uso de PTFE como aglomerante em eletrodos revestidos para soldagem ao ar e subaquática molhada observam-se resultados satisfatórios quanto à melhoria na estabilidade do processo, redução do teor de hidrogênio difusível e elevada formação de ferrita acicular no metal de solda. Seu uso em arames tubulares para soldagem ao ar apresentou diferentes resultados nas pesquisas apresentadas, porém, de uma maneira geral, apresentou bons resultados quanto à formação de ferrita acicular e estabilidade do processo.

Assim, mesmo se tratando de consumíveis com características distintas (eletrodo revestido x arame tubular), o trabalho tem como expectativa o emprego do PTFE, como ingrediente de fluxo (caráter inovador), em arames tubulares para aplicação na soldagem subaquática molhada. E, a partir deste, obter resultados satisfatórios, semelhantes aos atingidos em eletrodos revestidos aplicados ao ar e dentro d'água e do arame tubular aplicado ao ar, quanto à redução nos teores de hidrogênio difusível, melhoria na estabilidade do processo e formação de microestrutura acicular. Portanto, entender o comportamento do PTFE em arames tubulares nas demais características operacionais, geométrica e metalúrgica do metal de solda, dando sequência aos projetos de mesma linha de pesquisa desenvolvidos no LRSS.

2.5 Aspectos físicos e operacionais do processo

O arco elétrico é caracterizado pela região entre a ponta do arame-eletrodo e o metal de base, onde passa uma grande quantidade de corrente, produzindo alta intensidade de calor e luz. O calor produzido é responsável pela fusão das peças a serem unidas e do metal de adição (SCOTTI & PONOMAREV, 2014).

Segundo Guile (1971) o arco elétrico é formado por três regiões: as regiões de queda anódica e catódica e a coluna do arco (FIG. 2.17). E como se passa corrente em cada uma dessas regiões, haverá uma queda de tensão em cada uma. A coluna do arco (ou coluna de plasma) corresponde a quase todo o volume do arco, podendo ter vários milímetros de comprimento (normalmente de 1 a 10 mm), porém com pequeno gradiente de tensão (0,1 a 1 V/mm de comprimento). As zonas de queda, regiões de conexão arco-eletrodo e arco-peça, são extremamente curtas (cerca de 10^{-4} mm para a região catódica e 10^{-3} mm para a região anódica), mas com altíssimo gradiente de tensão, 10^2 a 10^3 V/mm (MODENESI, 2015; SCOTTI & PONOMAREV, 2014).

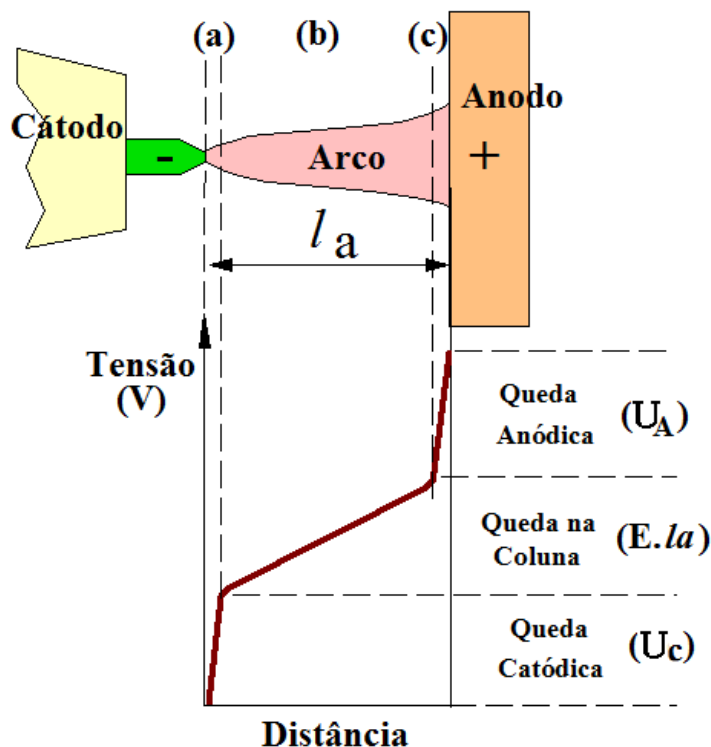


Figura 2.17 - Distribuição esquemática de potencial em um arco e suas regiões: (a) Zona de Queda Catódica, (b) Coluna do Arco e (c) Zona de Queda Anódica. Fonte: Modenesi (2015)

A passagem de corrente através das regiões do arco elétrico é acompanhada por complexas reações eletroquímicas, que resultam na geração de grande quantidade de calor

(SCOTTI & PONOMAREV, 2014). O calor gerado nas regiões anódica ou catódica (calor transferido do arco para a ponta do eletrodo) e o calor gerado ao longo do comprimento energizado do arame (efeito Joule) são responsáveis pela taxa de fusão do arame-eletrodo

De acordo com Villani e Modenesi (2014) e Scotti e Ponomarev (2014), a taxa com que o arame-eletrodo é fundido é importante na avaliação da produtividade de um processo. Assim, a taxa de fusão do arame-eletrodo pode ser estimada a partir de um balanço de energia na ponta do arame-tubular (conexão arco-eletrodo) pela EQ. 2.4, que considera o efeito dessas duas fontes de calor. De acordo com Lesnewich (1958), a equação possibilita a análise das variáveis que afetam a taxa de fusão do eletrodo.

$$w = \alpha I + \beta s I^2 \quad (2.4)$$

Onde, “w” é a taxa de fusão (mm/s), “I” é a corrente de soldagem (A) e “s” é o comprimento do eletrodo (mm). O termo “ αI ” representa a contribuição do aquecimento da região de queda do arco (anodo ou cátodo, em função da configuração da polaridade) e o termo “ $\beta s I^2$ ” representa a contribuição do efeito joule para a fusão do arame-eletrodo (MARQUES & MODENESI, 2014). Segundo Hirata (1995) α e β são constantes de proporcionalidade que variam em função do gás de proteção, composição e o diâmetro do arame e da polaridade.

As contribuições da região de queda do arco e do efeito Joule para a fusão do arame podem ser determinadas pela soma das quedas anódica e catódica do arco elétrico (U_{a+c}) e pela resistência elétrica do arame-eletrodo, respectivamente.

- **Soma das quedas anódica e catódica do arco elétrico (U_{a+c})**

Segundo Scotti & Ponomarev (2014) os valores das quedas de tensão nas regiões catódica (U_c), anódica (U_a) e na coluna de plasma determinam as características energéticas do arco e estes podem ser determinadas com relativa facilidade.

Modenesi et al (2011) descreveram para soldagem GMAW com transferência por curto-circuito uma metodologia para a determinação da soma das quedas anódica e catódica do arco elétrico (U_{a+c}).

De acordo com Modenesi (2015), a soma das quedas anódica e catódica (U_{a+c}) pode ser determinada através da diferença entre as médias do número de pontos das tensões de operação do arco (U_{arco}) e de curto-circuito (U_{cc}) obtidas, respectivamente, imediatamente antes e imediatamente após o início de um curto-circuito, conforme é mostrado na FIG. 2.18.

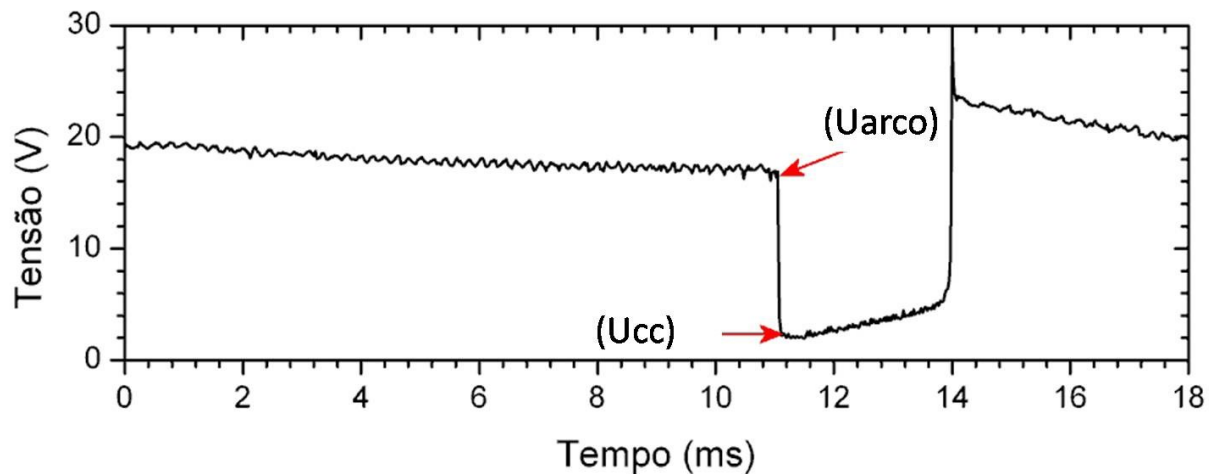


Figura 2.18 - Definições de U_{arco} e U_{cc} .
Fonte: Modenesi et al (2011)

Considerando a tensão na coluna do arco como proporcional ao comprimento do arco e que na soldagem com transferência por curto-circuito o comprimento do arco é progressivamente reduzido até se tornar nulo no momento do curto, tem-se (EQ. 2.5):

$$(U_{arco}) - (U_{cc}) = (U_c + U_e)(I_{arc})_{fim} + (U_{a+c}) - [(U_c + U_e + U_p)(I_{sc})_{ini}] \quad (2.5)$$

Onde U_c , U_e e U_p são as quedas de tensão no ponto de contato elétrico (tubo de contato), ao longo do eletrodo e entre o eletrodo e a poça de fusão, respectivamente. I_{arc}_{fim} é a corrente no momento de extinção do arco e I_{sc}_{ini} é a corrente no início do curto.

No entanto, como mencionado por Scotti et al. (2006), devido ao breve intervalo entre as medidas pontuais de U_{cc} e U_{arco} , a corrente permanece semelhante nos dois momentos sem causar mudanças significativas em U_c , U_e e U_p , tornando a EQ. 2.6 uma estimativa de U_{a+c} .

$$(U_{arco}) - (U_{cc}) = (U_c + U_e) + (U_{a+c}) - [(U_c + U_e + U_p)] \quad (2.6)$$

- **Resistividade elétrica do eletrodo (ρ_e):**

Segundo Modenesi et al. (2011) o cálculo direto da contribuição do efeito Joule para a fusão do arame-eletrodo pode ser difícil, pois a temperatura (e, desta forma, a resistividade do eletrodo) varia continuamente de uma temperatura próxima à ambiente (junto ao bico de contato) até a sua temperatura de fusão, ou mesmo de ebulição (junto ao arco). A

resistividade do eletrodo, em condições reais de soldagem, pode ser estimada em condições de transferência por curto-circuito a partir da análise dos sinais de corrente e tensão de soldagem.

Segundo Santana & Modenesi (2011), os valores de resistência elétrica podem ser calculados dividindo os valores de corrente de soldagem e tensão de arco ponto a ponto para cada teste. A partir dos resultados obtidos, os valores de resistência elétrica, correspondentes às condições do arco e curto-circuito, são plotados em um gráfico em função da corrente de soldagem (FIG. 2.19).

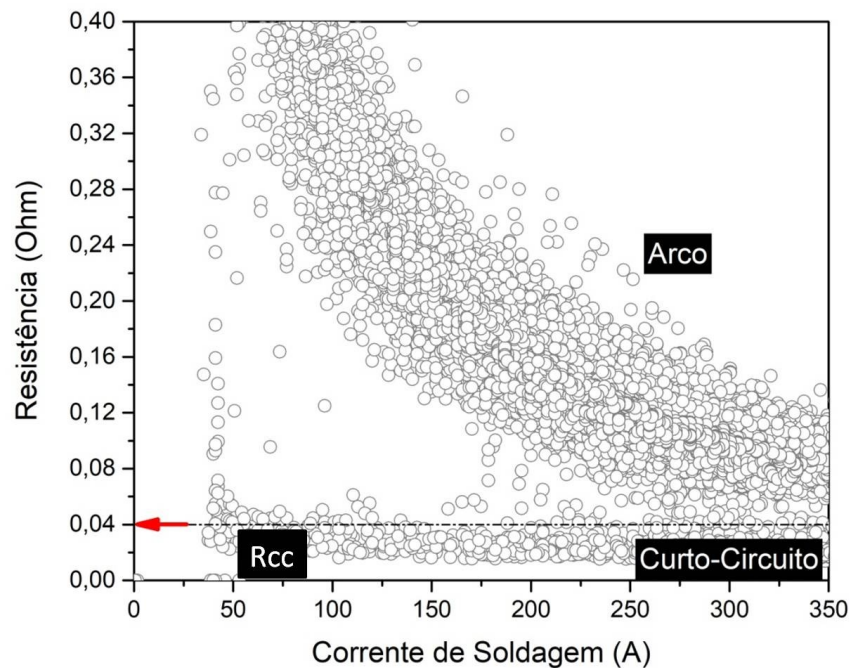


Figura 2.19 - Determinação do R_{cc} médio através da definição da região de curto-circuito, segundo a metodologia de Santana & Modenesi (2011). A seta vermelha define o valor intermediário entre as resistências do processo na presença do arco elétrico e em curto-circuito.

A resistência de curto-circuito é usada para se obter uma estimativa da resistividade do eletrodo (ρ_e), que considera a gota presa na ponta do arame como parte do eletrodo, conforme definido na EQ. 2.7.

$$\rho_e = R_{cc} \left[\frac{A}{S} \right] \quad (2.7)$$

Onde “ A ” é a área da seção transversal (mm^2) e “ S ” é a distância bico de contato e peça (DBCP).

2.5.1 Polaridade

A polaridade tem grande influência sobre a geração de energia nas regiões de queda, afetando fortemente a operação de soldagem. Assim, levando em consideração as semelhanças tecnológicas entre FCAW e GMAW, Souza (2009) menciona que a última em polaridade direta (CCEN) apresenta maior taxa de fusão de arame e menor penetração em comparação com a soldagem na polaridade inversa (CCEP). Esse comportamento é definido segundo Talkington (1998) de um ponto de vista térmico. O autor estipula que, para CCEN, ao redor de 30% da energia do arco é transferida ao metal base, enquanto o restante é usado no aquecimento do eletrodo. No caso de CCEP, esse balanço de energia é invertido.

Esta descrição revela a importância da entrada de calor pelo arco, a qual deve também influenciar a fusão do arame-tubular.

Vale ressaltar que a configuração de polaridade também tem influência sobre a composição química do metal de solda. Segundo Medeiros & Liu (1998), o teor de hidrogênio no metal de solda está condicionado à escolha da polaridade, pois reações eletroquímicas determinam a absorção na poça de fusão ou a transferência do hidrogênio na gota na ponta do eletrodo. Contudo, não se tem informação na literatura que explique satisfatoriamente a interação entre a polaridade e o teor de hidrogênio difusível em soldagem subaquática molhada.

2.6 Critérios para a caracterização do Arco Elétrico

A estabilidade do arco afeta diretamente o desempenho operacional do processo que, por sua vez, será afetado pela configuração dos parâmetros elétricos do arco (corrente, tensão e polaridade), presença da água, pressão atmosférica e composição química do fluxo (FYDRYCHET et al., 2016; MODENESI, 2017). É importante avaliar e controlar a estabilidade do arco durante a soldagem subaquática molhada para obter soldas satisfatórias (LABANOWSKI et al., 2008; ROWE & LIU, 2001).

O estudo do arco elétrico através de sinais elétricos (valores de corrente e tensão de soldagem) é um método que identifica diversos fenômenos que ocorrem durante a soldagem. Segundo Scotti e Ponomarev (2008), a tensão e a corrente de soldagem, além de fornecer um arco elétrico com características desejáveis, registram a maior parte das informações do processo. As análises de tensão e corrente fornecem informações sobre as características elétricas e térmicas do arco elétrico, da alimentação, dos consumíveis e até da qualidade da solda esperada.

Diversos são os métodos com que os sinais elétricos são tratados, que vão desde índices quantitativos (coeficiente de variação, fator de curto-circuito e o índice de extinção de arco) e índices qualitativos como os histogramas e oscilogramas (SCOTTI & PONOMAREV, 2008). Segundo Modenesi & Avelar (1999) o Fator de Curto-circuito (F_{cc}) é utilizado para quantificar a presença de eventos de curto-circuito durante a soldagem (EQ. 2.8).

$$F_{CC} = \left(\frac{T_{cc}}{T} \right) \times 100 \quad (2.8)$$

Onde T_{cc} é o tempo de curto-circuito, e “ T ” o tempo entre os pontos iniciais de dois curtos-circuitos consecutivos (período de transferência) (FIG. 2.20).

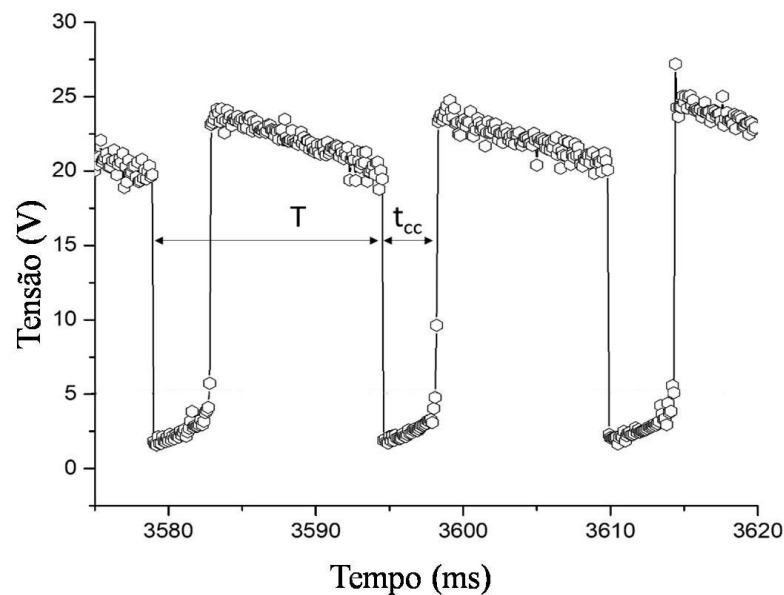


Figura 2.20 - Representação esquemática do período de transferência de metal (T) e do tempo de curto-circuito (t_{cc}).

Fonte: Moreno-Uribe et al. (2020)

Na pesquisa conduzida por Modenesi & Avelar (1999) o Fator de curto-circuito foi quantificado e plotado em função da tensão de soldagem para arames sólidos com diferentes diâmetros (FIG. 2.21). Segundo os autores, o F_{cc} diminui conforme a tensão de soldagem e, portanto, o comprimento médio do arco do processo é aumentado.

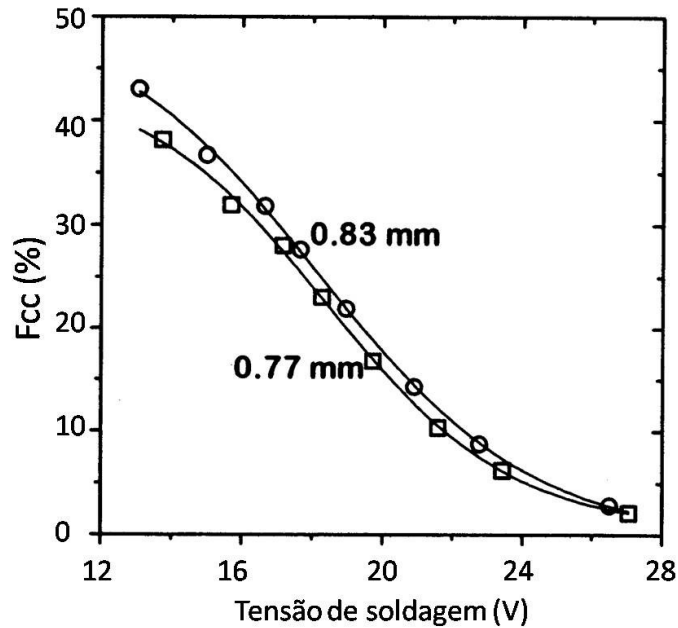


Figura 2.21 - Efeito do diâmetro do arame no Fcc em função da tensão de soldagem.
Fonte: Modenesi& Avelar (1999)

Outro importante método de caracterização da estabilidade do arco é o Índice de Extinção do Arco (IEA). Este método avalia a estabilidade do arco através da porcentagem do tempo de operação que o arco permaneceu extinto. Assim, com base nos histogramas das correntes de soldagem, foi calculada a razão entre o número de pontos com valor inferior a 10 A (N10) e o número total de pontos do histograma (NT), conforme EQ. (2.9).

$$IEA = \left(\frac{N_{10}}{NT} \right) \times 100 \quad (2.9)$$

Através dos histogramas é possível identificar e quantificar com precisão, em uma faixa particular de valores de tensão ou corrente, as regiões de curto circuito, extinção de arco elétrico e de arco aberto (FIG. 2.22). Também é possível, usando o histograma caracterizar a estabilidade do arco elétrico, através da largura e altura dos picos gerados. Um processo que apresenta pico alto e estreito (curva A da FIG. 2.22) é mais estável que um processo que apresenta pico baixo e com ampla faixa de variação de valores (curva B da FIG. 2.22) (BAUNÉ et al., 2001).

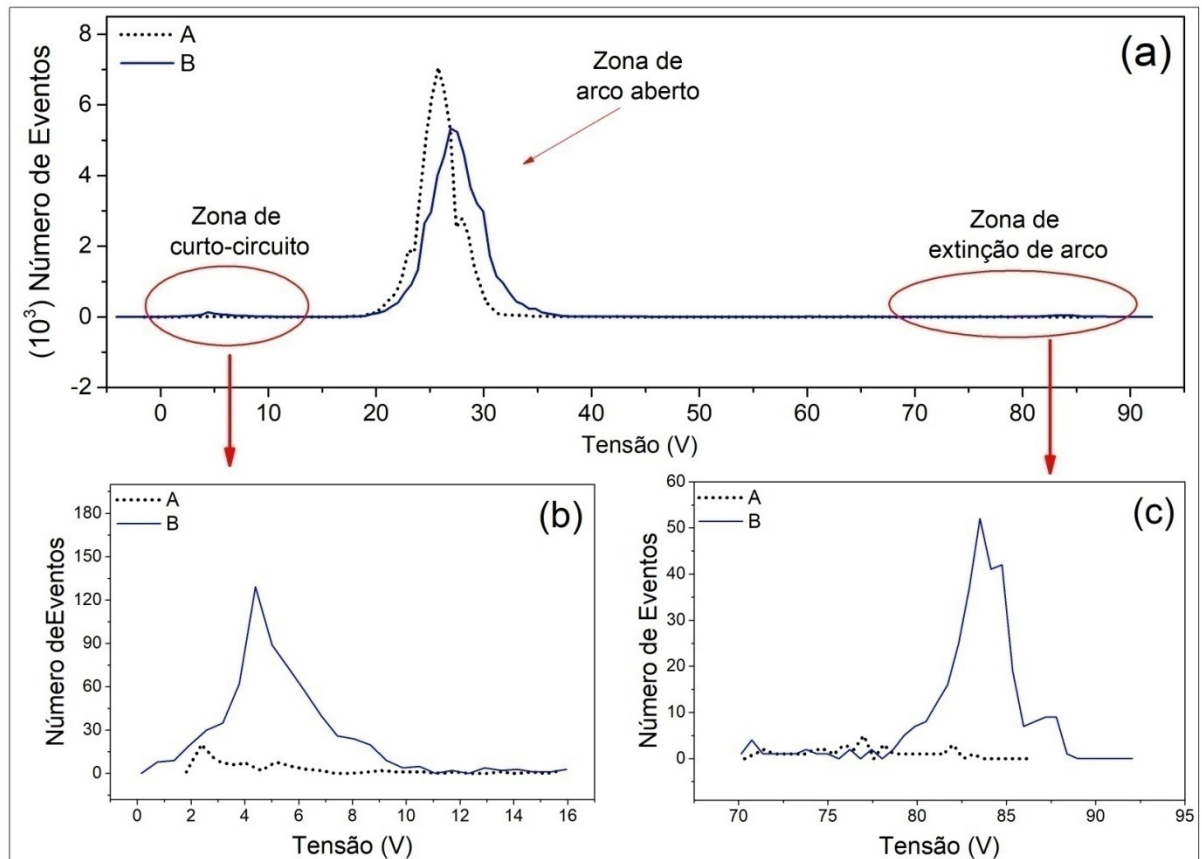


Figura 2.22 – Histogramas: (a) de tensão, (b) da região de ocorrência de curto-circuito e (c) da região de ocorrência de extinção de arco.

Vale ressaltar que os índices não devem ser analisados isoladamente para estimar a estabilidade do processo. Segundo Scotti e Ponomarev (2008) a avaliação da estabilidade de arco requer o uso de uma combinação de diferentes índices e naturalmente de um conhecimento sólido sobre o estudo em questão.

3 METODOLOGIA

3.1 Introdução

Neste capítulo se descrevem, em detalhes, os materiais e equipamentos utilizados, a fabricação do arame tubular, a operação de soldagem e a caracterização da solda.

3.2 Materiais

3.2.1 Fita de aço

Os arames tubulares foram produzidos a partir de uma fita de aço SAE 1006 com 10 mm de largura e 0,5 mm de espessura (FIG. 3.1). A TAB. 3.1, apresenta a composição química da fita, analisada por espectrometria de emissão óptica.

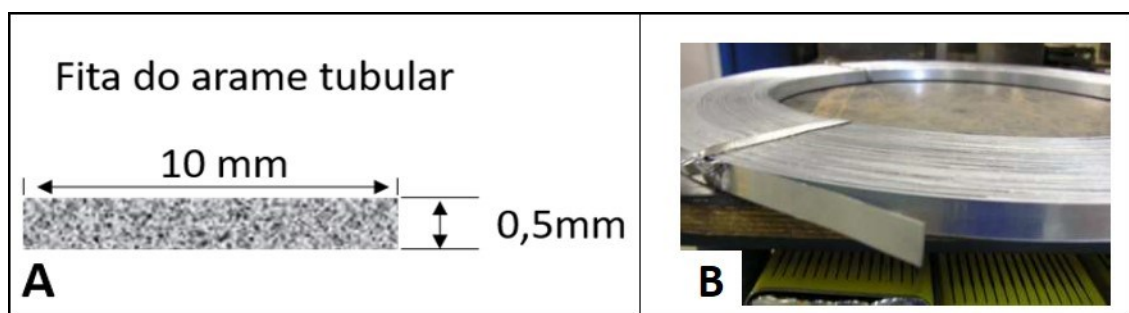


Figura 3.1 - (a) Representação esquemática da fita e (b) rolo de fita

Tabela 3.1 - Composição química da fita em porcentagem

% (massa)	Fe	Mn	C	P	S
-	99,66	0,268	0,046	0,016	0,007

3.2.2 Metal base

O metal de base utilizado foi o aço ASTM A36, com a composição química, analisada por espectrometria de emissão óptica, descrita na TAB. 3.2.

Tabela 3.2 - Composição química do Aço ASTM A36 (porcentagem em massa).

C	Mn	Si	Al	P	Ni	Cu	S	Mo	Ti	Nb	V
0.147	0.681	0.193	0.028	0.016	0.012	0.001	0.009	0.003	0.001	0.001	0.001

As amostras utilizadas possuem dimensões de 9,5 x 100 x 250 mm, conforme mostrado na FIG. 3.2.

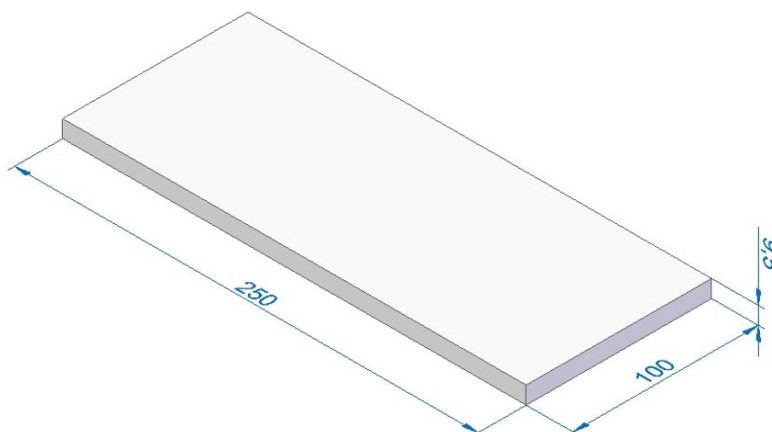


Figura 3.2 - Dimensões dos corpos de prova, em milímetro.

3.2.3 Consumíveis

- Material para a produção de fluxo

Para a produção do fluxo do arame tubular foram utilizados os seguintes componentes (TAB. 3.3).

Tabela 3.3 - Constituintes dos fluxos dos arames tubulares fabricados

Constituinte	Função desejada
PTFE	Reduzir os teores de oxigênio e hidrogênio difusível, formar ferrita acicular, melhorar o desempenho operacional.
TiO ₂	Estabilizar o arco elétrico e formar escória.
Fe ₂ O ₃	Estabilizar o arco elétrico, formar escória e controlar a viscosidade.
Balanço	Formadores de escória, estabilizadores de arco e desoxidantes.
Pó de Ferro	Deposição e estabilizar o arco elétrico

3.3 Equipamentos utilizados

3.3.1 Máquina piloto de fabricação de arame tubular

Os arames foram produzidos em uma máquina de fabricação de arame tubular desenvolvida no LRSS da UFMG (FIG. 3.3). No ANEXO A, encontram-se todas as partes da máquina separadamente.

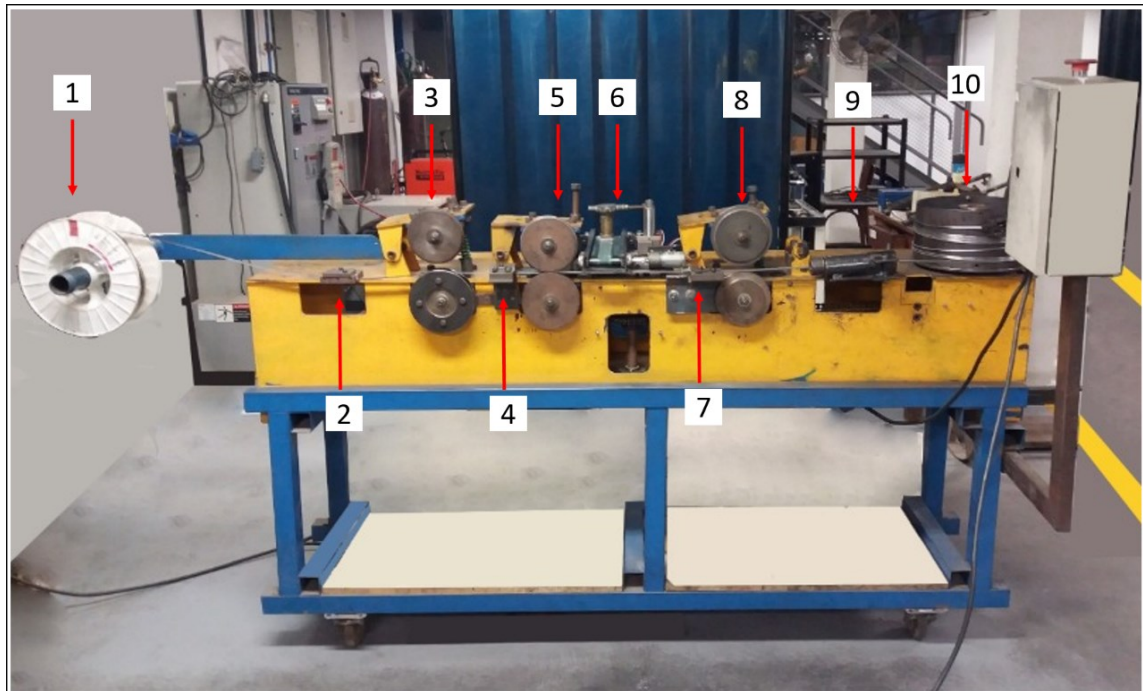


Figura 3.3 - Máquina piloto de fabricação de arame tubular: (1) carretel com a fita metálica, (3, 5 e 8) três pares de roletes de conformação nos formatos em “V” e “U” e de fechamento, respectivamente, (2, 4 e 7) guias de alinhamento da fita, (6) sistema de alimentação de fluxo, (9) caixa de acoplamento de fieiras (9) e (10) tambor de tracionamento e bobinamento do arame.

3.3.2 Aquário para soldagem subaquática molhada

As soldas foram realizadas em um aquário para soldagem em lâmina d’água, com dimensões de 400 mm de largura, 600 mm de altura e 800 mm de comprimento, conforme mostrado na FIG. 3.4.



Figura 3.4 - Aquário para soldagem em lâmina d'água.

3.3.3 Sistema de deslocamento linear

Todas as soldas foram mecanizadas utilizando uma “tartaruga” de modelo MC-46 e fabricante White Martins e um carrinho com trilho para deslocamento, conforme é apresentado na FIG. 3.5a. A tocha utilizada (FIG. 3.5b) foi desenvolvida no LRSS para soldagem subaquática com arame tubular do tipo auto protegido (número de depósito da patente: BR1020170234150). Durante a soldagem, a tocha foi mantida estacionária e o carrinho com a peça de teste se movimentava em uma velocidade pré-definida, apresentada no item 3.4.4.

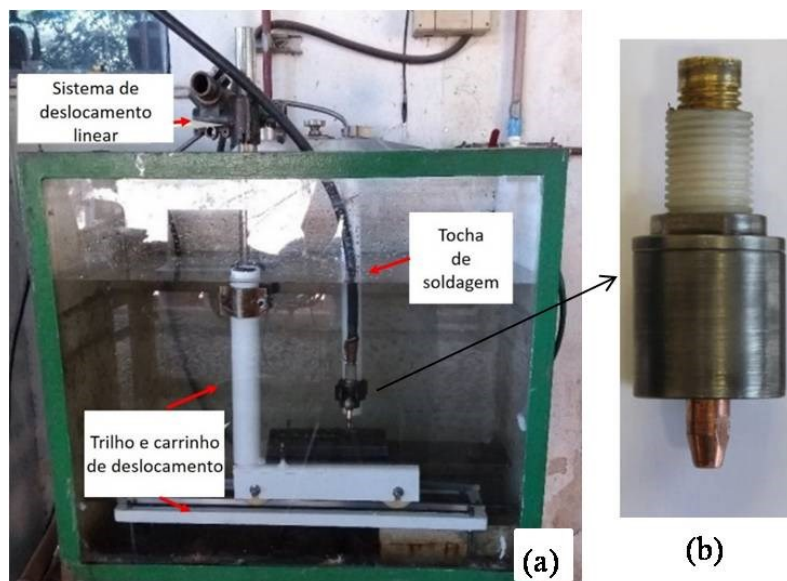


Figura 3.5 - (a) Sistema de deslocamento linear e (b) tocha

3.3.4 Fonte de Soldagem

Para a realização dos testes foi utilizada uma fonte eletrônica multi-processo, modelo Aristo Mig 5001i Multivoltage e fabricante Esab, com faixa de corrente de 16 a 600 A e tensão em circuito aberto entre 72 e 88V, um sistema de alimentação de arame, modelo Aristo Feed 30-4W M0 e fabricante Esab, e um controlador modelo Aristo Pendante U82 fabricado pela Esab, de acordo com a FIG. 3.6.



Figura 3.6 - (1) Fonte eletrônica, (2) sistema de alimentação de arame e (3) controlador

3.3.5 Sistema de aquisição de dados

Para coletar e armazenar os dados dos sinais de corrente, tensão e velocidade de alimentação de arame durante a soldagem foi utilizado um sistema de aquisição de dados de soldagem modelo SAP V4 do fabricante IMC SOLDAGEM. A aquisição dos dados foi feita a uma taxa de 5 KHz. Para aquisição dos sinais de velocidade de alimentação de arame, foi posicionado um sensor de arame entre o carretel de arame tubular e o motor do alimentador. Para aquisição dos sinais de tensão, os terminais foram conectados à peça de trabalho e à tocha de soldagem. Já, para aquisição dos sinais de corrente, foi utilizado um sensor Hall posicionado na saída do terminal da fonte de soldagem, a depender da polaridade utilizada. A FIG. 3.7 apresenta esquematicamente o sistema de aquisição dos dados da soldagem.

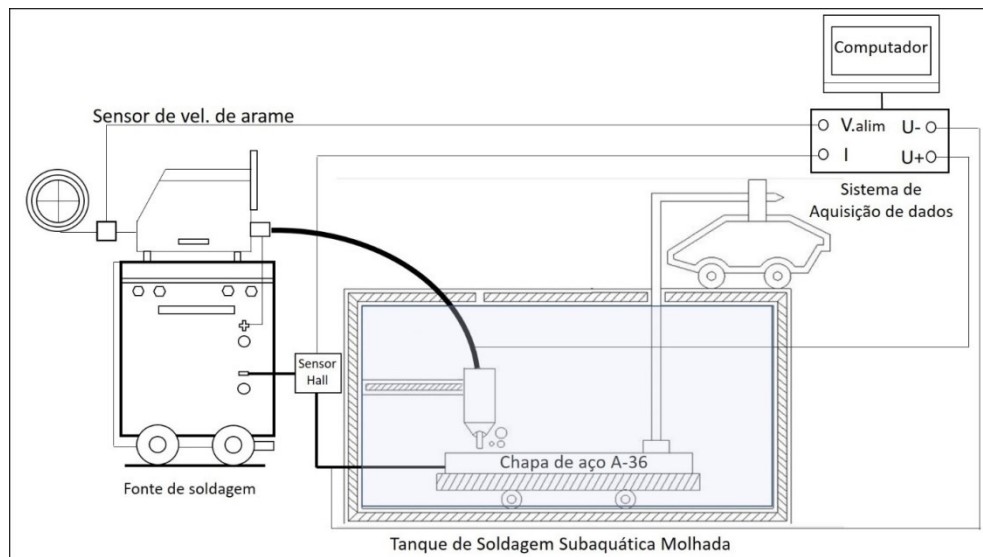


Figura 3.7 - Esquema geral do sistema para aquisição dos dados de soldagem

3.3.6 Equipamentos para análise química

A determinação do teor de carbono e enxofre foi realizada por absorção de infravermelho, por meio do Analisador Leco CS844 da fabricante LECO Corporation. A determinação do nitrogênio foi realizada pelo método de termo condutividade, por meio do analisador Leco ON736 da fabricante LECO Corporation. Os demais elementos químicos foram analisados por espectrometria de Emissão Ótica em um Espectrômetro Ótico ThermoScientific ARL- 8860) da fabricante ThermoScientific.

3.3.6.1 Equipamento para análise do teor de hidrogênio difusível e oxigênio

A análise do teor de hidrogênio difusível no metal de solda foi realizada por cromatografia gasosa. O equipamento utilizado para realização da análise foi o de modelo HDM ANALIZER G-1006H da fabricante OerlikonYanaco.

A determinação do teor de oxigênio contido no metal de solda foi realizada por meio do analisador, de modelo, Oxygen/Nitrogen Analyer ELEMENTRAC ON 900 da fabricante ELTRA.

3.4 Procedimento experimental

O procedimento experimental adotado no trabalho se dividiu em três etapas principais. A sequência metodológica apresentada na FIG. 3.8 foi a mesma da realização dos experimentos.

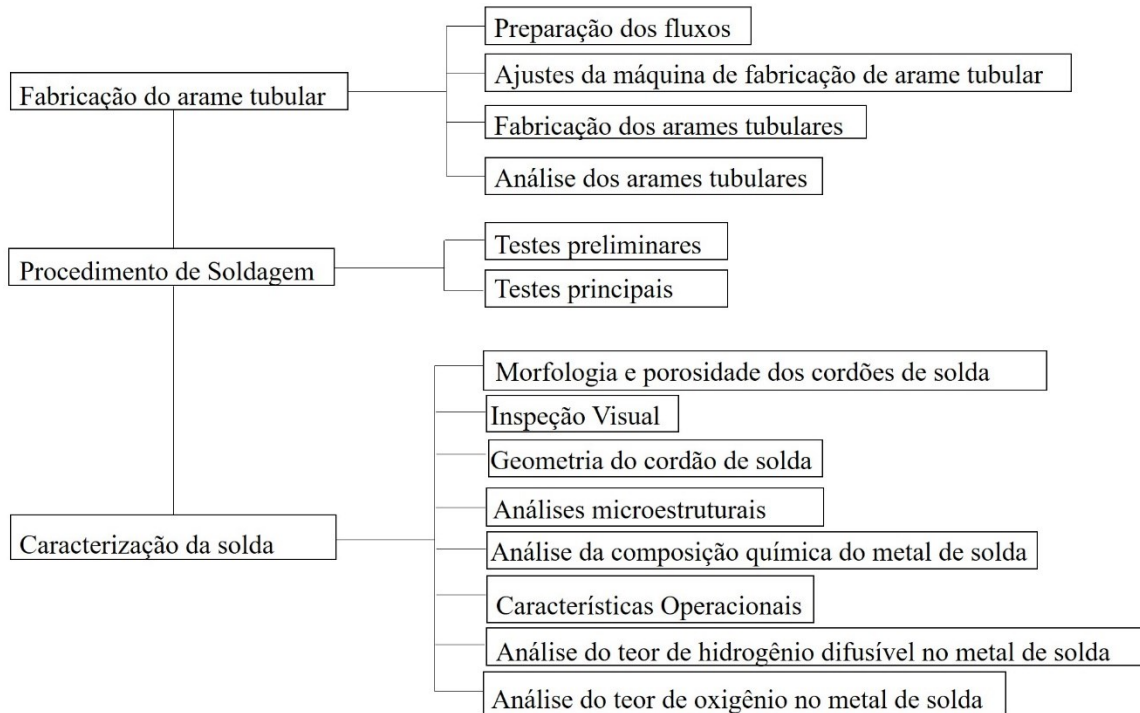


Figura 3.8 - Sequência metodológica dos experimentos

3.4.1 Produção dos arames tubulares

Para a produção dos fluxos, inicialmente cada insumo foi classificado quanto à granulometria numa faixa entre 37 e 125 μ m, com o intuito de apresentar granulometria similar aos arames tubulares comerciais. Após a classificação, os insumos foram pesados separadamente e, em seguida, de acordo com cada formulação foram misturados e homogeneizados em um recipiente de fechamento hermético por um período de quatro minutos.

Foram produzidos quatro tipos de fluxo com a mesma composição de base, onde apenas a relação PTFE-pó de ferro variou. Na formulação de base foram adicionadas crescentes concentrações de PTFE (0, 7, 14 e 21%) em detrimento da concentração de pó de ferro em uma relação inversamente proporcional. As formulações dos arames tubulares foram denominadas de acordo com a porcentagem de PTFE no fluxo, ou seja, F0 (0% de PTFE), F7 (7,0 % de PTFE), F14 (14,0 % de PTFE) e F21 (21,0 % de PTFE). As composições das formulações são detalhadas na TAB 3.4.

Tabela 3.4 - Formulações dos fluxos

Fluxo	TiO ₂	SiO ₂	Fe ₂ O ₃	FeX1	CaO	FeX2	Pó de ferro	PTFE	Total (%)
F0	35	14	14	12	3	1	21	0	100
F7	35	14	14	12	3	1	14	7	100
F14	35	14	14	12	3	1	7	14	100
F21	35	14	14	12	3	1	0	21	100

Após a produção dos fluxos, os arames produzidos a partir do bobinamento da fita metálica no carretel, instalação e alinhamento da bobina na máquina, passagem da fita pela primeira e segunda guia de alinhamento, conformação da fita em formato de canaleta, “U”, alimentação da canaleta “U” com fluxo estocado no silo, passagem da canaleta “U” na terceira guia de alinhamento, fechamento do arame em formato de tubo, “O”, através da fieira de 4,0 mm e tracionamento e bobinamento do arame no tambor. Após o fechamento, o arame foi trefilado em quatorze passes até atingir o diâmetro de 1,6 mm, conforme sequência mostrada na TAB. 3.5. O diâmetro final foi definido baseado na literatura sobre arames tubulares fabricados para soldagem subaquática molhada (CHEN et al., 2016; ZHANH et al., 2016; WANG et al., 2018).

Tabela 3.5 - Bitola das fieiras

Fieira	Diâmetro (mm)
1	3,7
2	3,5
3	3,2
4	2,9
5	2,75
6	2,6
7	2,45
8	2,3
9	2,2
10	2,0
11	1,9
12	1,8
13	1,7
14	1,6

A velocidade de tracionamento da fita foi definida em 43 metros/hora para as fieiras de 4,0 (fieira de fechamento do arame) até 2,6 mm e de 25 metros/hora para as fieiras de 2,45 a 1,6 mm para evitar tração excessiva e possíveis rompimentos, com base em testes realizados. O lubrificante utilizado para trefilação foi o grafite em pó.

3.4.2 Análise dos arames tubulares produzidos

Com o intuito de avaliar os arames produzidos estes foram submetidos aos seguintes ensaios:

- Medição dos diâmetros

Para medição do diâmetro, foram realizadas dez medições de cada tipo de arame ao longo de toda sua extensão. As medidas foram realizadas em dez pontos do arame, tomando como referência seu comprimento total dividido por 10 partes. Para tal análise foi utilizado um micrômetro externo com capacidade de 0 a 25 mm e resolução de 0,001 mm.

- Análise da seção transversal (circularidade e tipo de fechamento)

Na análise da seção transversal (circularidade e tipo de fechamento) dos arames produzidos, foram coletadas, de cada tipo de arame, dez amostras de 5,0 mm cada, embutidas à frio com resina acrílica, lixadas (lixa de 120, 220, 320, 400, 600 e 1200 mesh) e realizadas macrografias em um microscópio de modelo BX60MF5 da fabricante Olympus e com o auxílio do software analisador de imagens ImageJ. As amostras foram coletadas, em dez pontos aleatórios ao longo do comprimento total do arame.

- Porcentagem de Fluxo (ϵ)

A Porcentagem de Fluxo, também utilizada para a caracterização do arame, é determinada conforme EQ.(2.1). Para realização da medição da Porcentagem de Fluxo foram coletadas dez amostras de 100 mm do arame em dez pontos aleatórios ao longo do comprimento total do arame foram coletadas. Essas amostras foram então pesadas individualmente com e sem a presença do fluxo. Para a pesagem das amostras sem o fluxo, os arames foram abertos e seu conteúdo removido, conforme é mostrado na FIG. 3.9.



Figura 3.9 - Arames (a) aberto e (b) fechado

3.4.3 Procedimento de soldagem

Os parâmetros de soldagem foram estabelecidos em função das pesquisas de literatura e em testes preliminares. A TAB. 3.6, apresentam os parâmetros de soldagem utilizados.

Tabela 3.6 - Parâmetros de soldagem

Parâmetros de soldagem	
Tensão (V)	28
Veloc. de alimentação de arame	4,5m/min
Veloc. de soldagem	250mm/min
Ângulo de inclinação da tocha	0°
DBCP	30mm
Polaridade	CCEP e CCEN

Para a produção das soldas, realizou-se a seguinte sequência de operações: posicionamento das chapas dentro do tanque à 0,5 metro de profundidade e do sistema de deslocamento linear juntamente com a tocha; adaptação dos sensores de velocidade de arame e Hall; enchimento do tanque com água potável; seleção dos parâmetros de soldagem; preparação do software para aquisição dos sinais de velocidade de alimentação de arame, tensão e corrente de soldagem; ligação da fonte de soldagem para abertura do arco, realização da solda e aquisição dos dados; ao término das soldas desconecta-se os cabos e desliga-se a máquina de solda; esvaziamento do tanque; remoção da chapa soldada do tanque; limpeza das chapas; e posteriores análises

Foram realizadas duas etapas de testes preliminares com o arame tubular de base (F0). Inicialmente, os testes tiveram como objetivo ajustar a formulação do fluxo, de modo a obter os melhores resultados na estabilidade do arco e aparência visual dos cordões de solda. Após o ajuste da formulação do fluxo, os testes tiveram como objetivo encontrar os melhores parâmetros de soldagem tendo como base a estabilidade do arco, aparência visual e, por conseguinte, os teores de oxigênio e hidrogênio difusível.

De um total de 180 cordões de solda (testes preliminares e finais), 48 foram utilizados para os testes finais. Dos testes finais foram realizados seis (6) cordões de solda para cada condição de fluxo (0, 7, 14 e 21% de PTFE) e polaridade.

3.4.4 Monitoração dos parâmetros de soldagem

Durante os testes, os valores de corrente, tensão e velocidade de soldagem foram monitorados em um intervalo de 30s de soldagem. Posteriormente, os sinais foram processados e analisados com o software Sinal versão 2.0.

Para identificar os fenômenos ocorridos durante a transferência metálica, foram obtidos histogramas de tensão de soldagem. Conforme mostrado pelos histogramas de tensão de soldagem na FIG.3.10, a tensão de curto-circuito (ou tensão no eletrodo (U_{elec}) e a tensão em arco aberto (U_{arc}) foram determinadas nas faixas de 0-14 V e 18-50 V para todos arquivos de dados, respectivamente. Foi utilizado um valor de referência de tensão de curto-circuito de 14V de acordo com os experimentos realizados e a literatura (CHEN et al., 2016; GUO et al., 2016b).

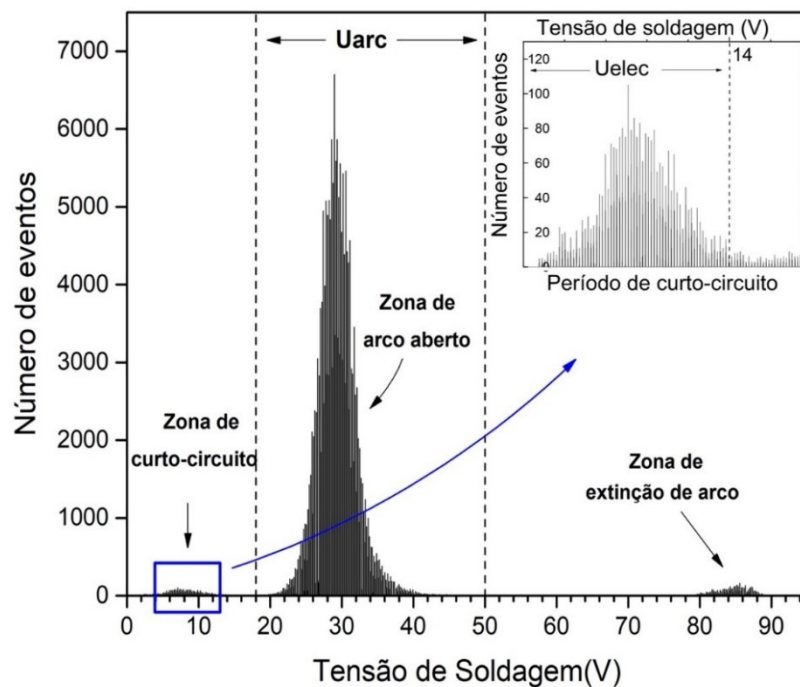


Figura 3.10 – Histogramas com as faixas de avaliação da tensão do arco aberto (U_{arc} : entre as linhas pontilhadas) e da zona de curto-circuito (U_{elec} : caixa azul).

Para quantificar a presença de eventos de curto-circuito, o fator de curto-circuito foi calculado, conforme EQ. 2.8. O índice de extinção do arco (IEA) foi calculado conforme EQ. 2.9. A resistividade elétrica do eletrodo (ρ_e) foi calculada a partir da EQ. 2.7. Para obtenção do R_{cc} médio foi utilizada a metodologia de Santana & Modenesi (2011) descrita no item 2.5. Os valores da soma das quedas anódica e catódica ($U_a + c$) foram estimados a partir dos oscilogramas de tensão dos ensaios de soldagem com transferência metálica por curto-circuito, conforme é mostrado na FIG. 3.11. As indicações “E” e “F” representam três pontos

consecutivos usados no cálculo das médias de tensão nas regiões de queda, enquanto “Y” representa dois pontos de separação entre os valores calculados de U_{arco} e U_{cc} .

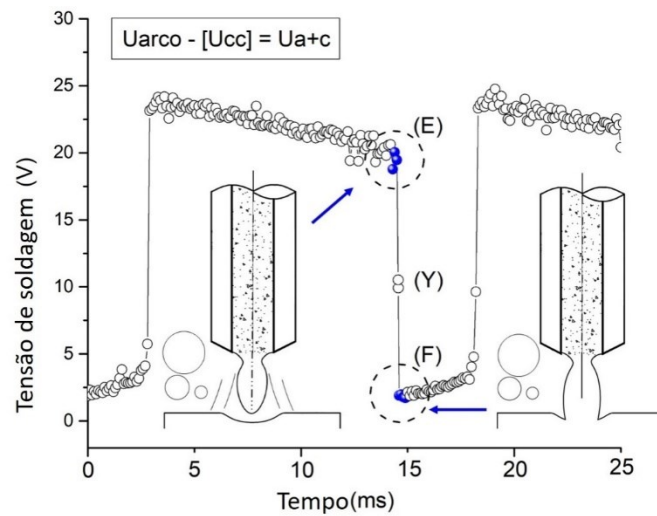


Figura 3.11 - Metodologia para determinar $U_a + c$. A diferença entre as tensões nos pontos indicados (pontos azuis) seria uma estimativa de $U_a + c$.

3.4.5 Avaliação visual dos cordões de solda

A inspeção visual teve o objetivo avaliar a formação de possíveis discontinuidades, tais como reforço excessivo, inclusão de escória, mordeduras, porosidades e respingos sobre a chapa.

3.4.6 Caracterização geométrica e medição de porosidade do metal de solda

Para análise geométrica e medição de porosidade do metal de solda foram seccionadas duas amostras de 10mm cada, de todos os cordões de solda. As amostras foram embutidas em baquelite, lixadas (lixas de 120, 220, 320, 400 e 600 mesh) com rotação de 150 rpm, e atacadas com Nital 2% (2% de ácido nítrico e 98% de álcool etílico). Após o preparo metalográfico, as imagens foram obtidas com o auxílio de uma lente CCTV modelo 13VM550ASII da fabricante TAMROM, acoplada a uma câmera DI-5.0 HD da fabricante DIGILAB EQUIPAMENTOS.

Com o auxílio do software de análise de imagem, ImageJ, foram realizadas as medidas geométricas (FIG. 3.12) e porosidade dos cordões de solda. A porosidade calculada foi o resultado da proporção entre a área dos poros e a área da seção transversal do cordão.

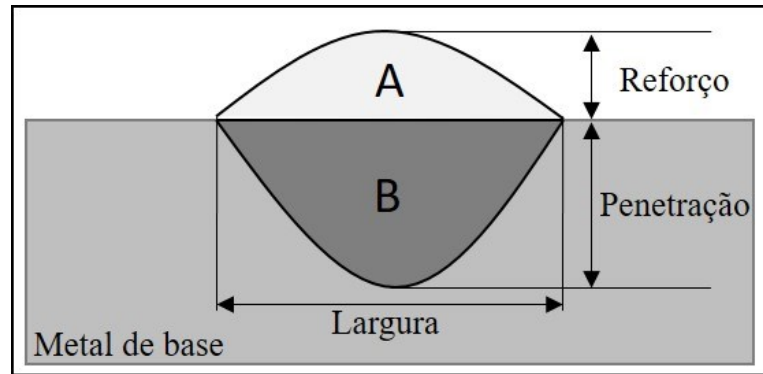


Figura 3.12 -Desenho esquemático da geometria analisada do cordão de solda (P, R e F)

3.4.7 Análise do teor de hidrogênio difusível no metal de solda

Para medir o hidrogênio difusível no metal de solda foram realizadas quatro soldas/medições para cada condição de fluxo e polaridade, totalizando 32 soldas/medições. Inicialmente os corpos de prova foram desidrogenados em forno elétrico numa temperatura de 650°C durante uma hora. O ensaio foi realizado pelo método de cromatografia gasosa, utilizando a norma ASTM E260-96 (ASTM, 2003) como referência. Um desenho esquemático dos corpos de prova utilizados na análise é apresentado na FIG. 3.13.

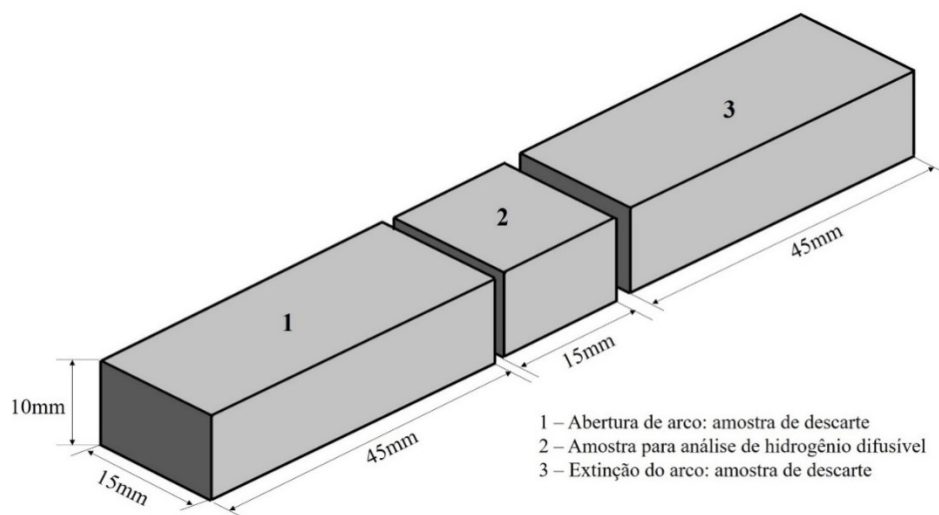


Figura 3.13 - Desenho esquemático do corpo de prova para o ensaio de hidrogênio difusível

Após a análise, o cromatógrafo fornece o valor de hidrogênio difundido no metal de solda da amostra analisada (H). Para obter o hidrogênio difusível do metal de solda depositado (mL/100g) (H_{DIF}) utilizou-se a EQ. 3.1.

$$H_{DIF} = \left(\frac{H}{\Delta M} \right) \cdot 100 \quad (3.1)$$

Onde:

ΔM = Metal de solda depositado, ou seja, diferença entre a massa do corpo de prova antes e após a solda.

3.4.8 Análise do teor de oxigênio no metal de solda

Para a determinação do teor de oxigênio foram coletados 500 mg do metal de solda, conforme mostra a FIG 3.14. As amostras foram obtidas através da remoção do reforço do cordão de solda com o auxílio de um arco de serra. Foram ensaiadas três amostras para cada condição de fluxo e polaridade, totalizando 24 ensaios. As análises foram realizadas pelo método de extração a quente, onde a amostra é fundida num cadinho de grafite e o oxigênio determinado por células infravermelhas não dispersivas.

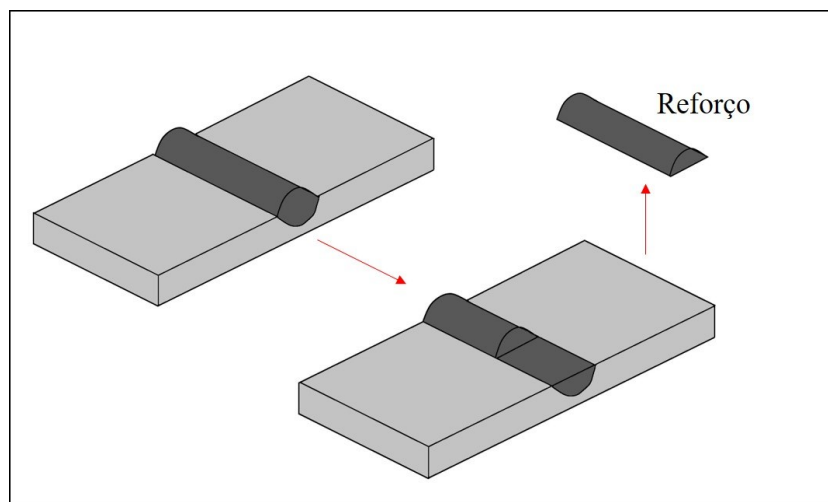


Figura 3.14 - Remoção do reforço da solda para realização da análise de oxigênio.

3.4.9 Análise microestrutural

A caracterização microestrutural foi determinada através do cálculo de fração volumétrica de ferrita acicular formada no metal de solda e dos demais constituintes formados. A metodologia empregada na análise foi proposta pelo International Institute of Welding (IIW) doc. IX-1533-88, onde dez campos aleatórios do metal de solda foram fotografados com

ampliação de 100 vezes e uma malha de 100 pontos foi sobreposta a cada imagem. O número de pontos da grade que caírem em cima da fase ou do constituinte de interesse são contados e divididos pelo número total de pontos da grade produzindo uma fração de pontos. A média da fração de pontos para n campos medidos fornece a estimativa da fração volumétrica do constituinte.

A preparação das amostras para análise microestrutural foi executada através do embutimento em baquelite, lixamento nas granulometrias de 120, 220, 320, 400, 600 e 1200mesh, com rotação de 150 rpm, polimento com alumina de 1 μm , com rotação de 150 rpm e ataque com Nital4% (4% de ácido nítrico e 96% de álcool etílico). As imagens foram obtidas com o auxílio de uma câmera CCD modelo Hyper-HAD da fabricante Sony acoplada a um microscópio óptico de modelo BX60MF5 da fabricante Olympus. Para análise das imagens foi utilizado o software Image J.

3.4.10 Análise da composição química do metal de adição

Para análise da composição química do metal de solda foram produzidos corpos de prova do tipo “almofada”, seguindo as definições estabelecidas na especificação AWS A5.29 (2010). A “almofada” foi produzida por depósito de metal de adição em 7 camadas (sequência: 4-3-3-2-2-1), sobre o metal de base A36, utilizando os mesmos parâmetros e condições de soldagem dos cordões de solda realizados. Foi produzido um corpo de prova para cada condição de fluxo e polaridade, totalizando oito corpos de prova. Todas as soldas foram realizadas dentro d’água à 0,5 metros de profundidade. A FIG 3.15 apresenta o esquema de preparação do corpo de prova, conforme estabelecido na especificação AWS A5.29 (2010).

Após a preparação das almofadas, as amostras foram retificadas e lixadas (lixa 80 e 120 mesh) para garantir planicidade para realização do ensaio de composição química.

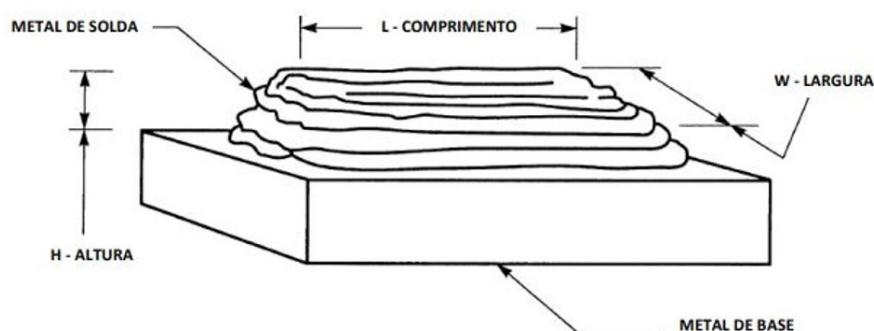


Figura 3.15 - Esquema para preparação do corpo de prova do tipo "almofada".
Fonte: Adaptado de AWS A5.29 (2010).

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Análise dos Arames Tubulares Experimentais

Todos os arames tubulares produzidos apresentaram diâmetro de $1,60 \pm 0,01$ mm. Tais resultados comprovam a repetibilidade do processo de trefilação do arame tubular, onde a diferença de medida do diâmetro de uma região para outra não ultrapassou 0,01 mm. Os valores de diâmetro acima de 1,6 mm podem estar relacionados à recuperação elástica do material após a última etapa de trefilação (fieira de 1,6mm).

Na análise da seção transversal, FIG. 4.1, todos os arames apresentaram fechamento em topo, conforme esperado

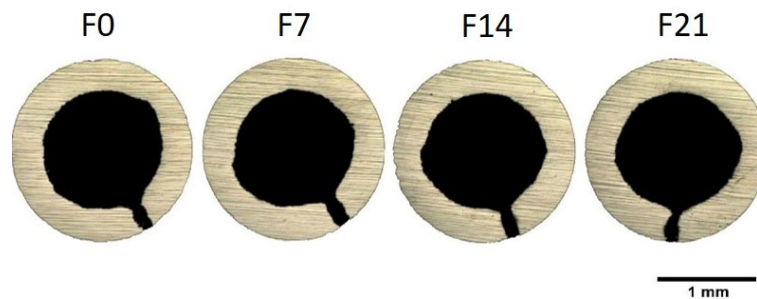


Figura 4.1 - Seção transversal do arame tubular

As médias das Porcentagens de Fluxo (ϵ) das quatro formulações produzidas se encontram na FIG 4.2. Observa-se que os resultados das Porcentagens de Fluxo se mantiveram iguais para as diferentes condições de arame tubulares (F0 a F21). As medidas de Porcentagem de Fluxo apresentadas para cada condição de fluxo demonstram, consistência na alimentação e homogeneidade de fluxo nos arames tubulares produzidos.

Para apoiar o resultado apresentado, foi aplicado ANOVA para comparações múltiplas entre os quatro arames tubulares produzidos. A hipótese nula ($H_0: \bar{X}_{F0} = \bar{X}_{F7} = \bar{X}_{F14} = \bar{X}_{F21}$) era que todas as médias são iguais, enquanto a hipótese alternativa ($H_a: \bar{X}_{F0} \neq \bar{X}_{F7} \neq \bar{X}_{F14} \neq \bar{X}_{F21}$) considera que nem todas as médias são iguais. O valor de p para esta análise foi maior do que o nível de significância (valor de $p > 0,05$), com o qual se infere que não há evidências suficientes para rejeitar.

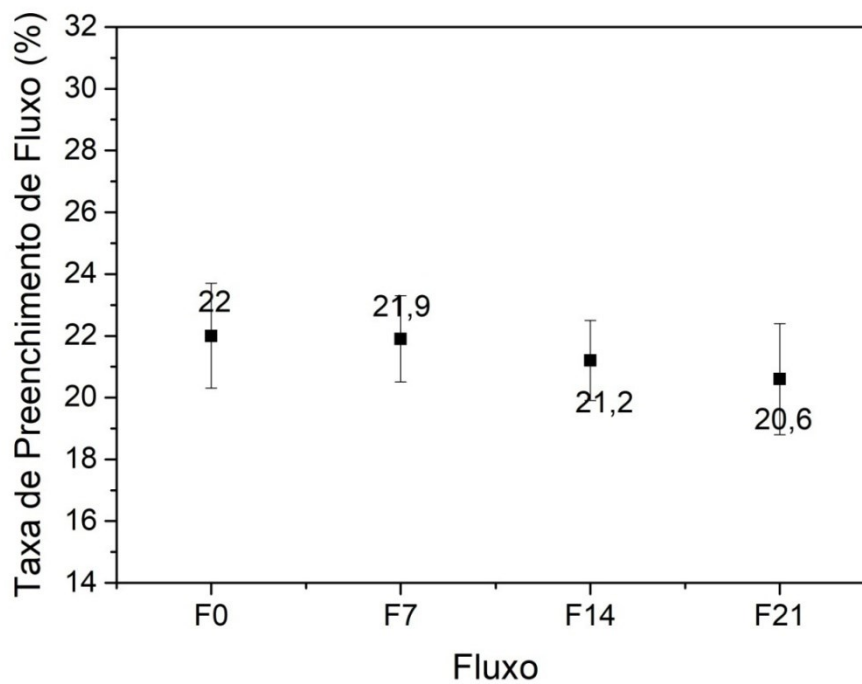


Figura 4.2 - Porcentagem de Fluxo(ϵ) dos arames tubulares produzidos.

4.2 Morfologia e porosidade do cordão de solda

4.2.1 Inspeção Visual

A FIG. 4.3 exibe cordões de solda para cada condição de soldagem. Em ambas as polaridades foram observadas a formação de uma escória de fácil destacabilidade e, além disso, menores quantidades de escória com o aumento de PTFE na formulação.

Os cordões de solda na condição CCEP apresentam uma aparência uniforme sem detecção de descontinuidades. Por outro lado, os cordões de solda na condição CCEN apresentam uma aparência superficial menos homogênea.

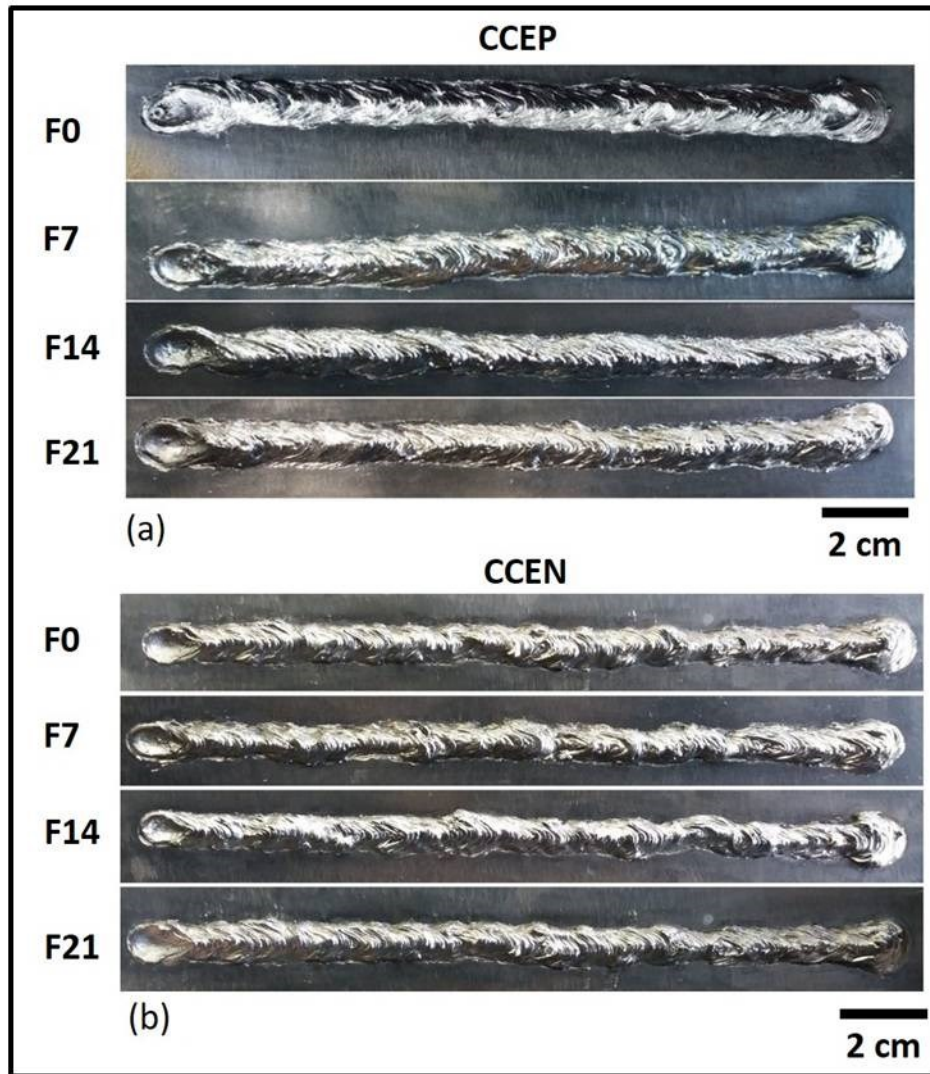


Figura 4.3 - Cordões de solda para todos os arames tubulares e ambas as polaridades: (a) CCEP e (b) CCEN.

4.2.2 Geometria do Cordão de Solda

As seções transversais dos cordões de solda para todas as condições deste trabalho são apresentadas na FIG. 4.4. Inicialmente, observa-se que para todas as formulações e nos parâmetros operacionais do estudo, não há presença de poros. A FIG. 4.5 exhibe a média dos valores de penetração, reforço e largura para cada formulação de arame tubular. De acordo com os resultados apresentados, se observa um aumento da penetração e do reforço, e uma redução da largura com o aumento da adição de PTFE para as duas polaridades.

O aumento da penetração é uma possível consequência dos maiores valores de corrente de soldagem (TAB. 4.5). Por outro lado, segundo Leconte et al. (2007), no estudo sobre o efeito de fluoretos no processo de soldagem TIG, diversos fluoretos podem afetar o arco

elétrico, aumentando sua densidade de energia e temperatura, gerando modificações sobre o cordão de solda.

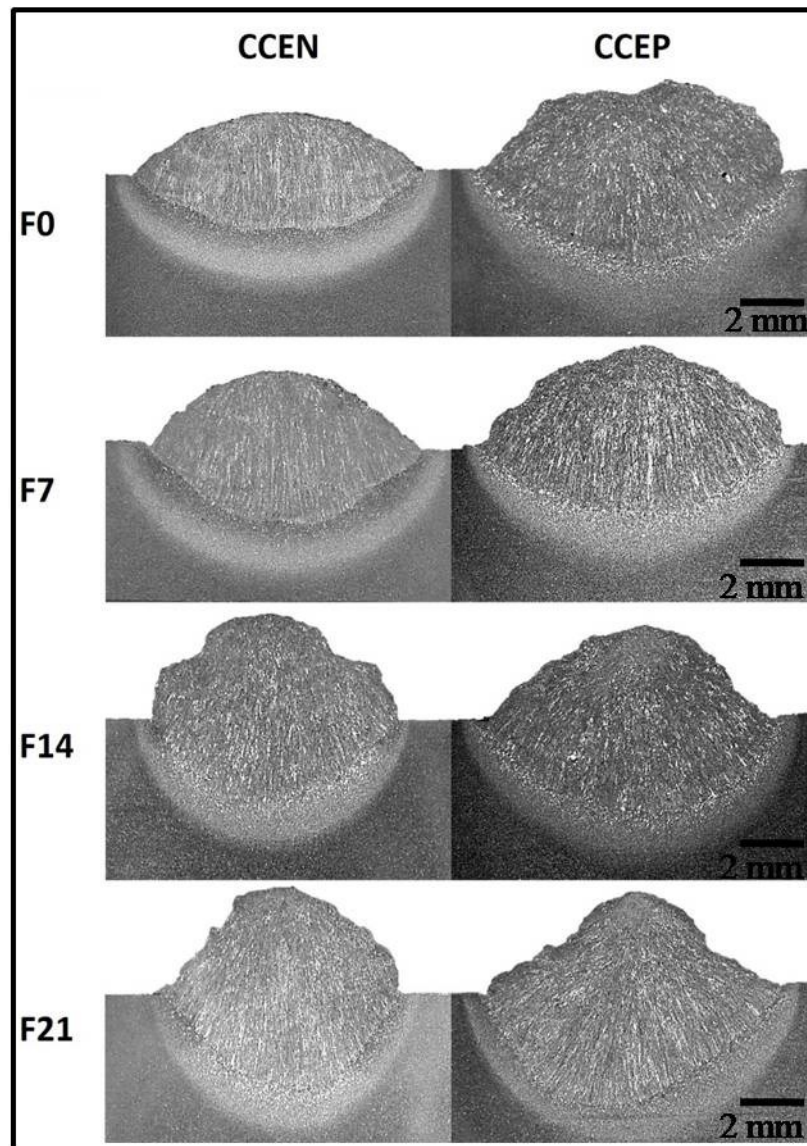


Figura 4.4 - Macrografias das soldas feitas com os arames F0, F7, F14 e F21 em ambas as polaridades.

O mecanismo que pode ter contribuído na definição da geometria do cordão foi apresentado por Lukas e Howse (2000) apud Simonik (1976), onde elementos eletronegativos, como o flúor, capturam elétrons nas regiões periféricas do arco elétrico, formando íons negativos, os quais, devido à sua massa muito superior à dos elétrons, dificultam a condução da corrente elétrica nessa região. Conseqüentemente, uma maior densidade de corrente elétrica se concentra na região central do arco elétrico. Com o arco mais concentrado, a largura do cordão tende a diminuir e uma maior densidade de corrente elétrica e de energia atuam sobre a poça de

fusão aumentando a penetração. Também, como mencionado por Kil et al. (2017), adição de elementos contendo fluoretos aos fluxos resultam em cordões mais convexos.

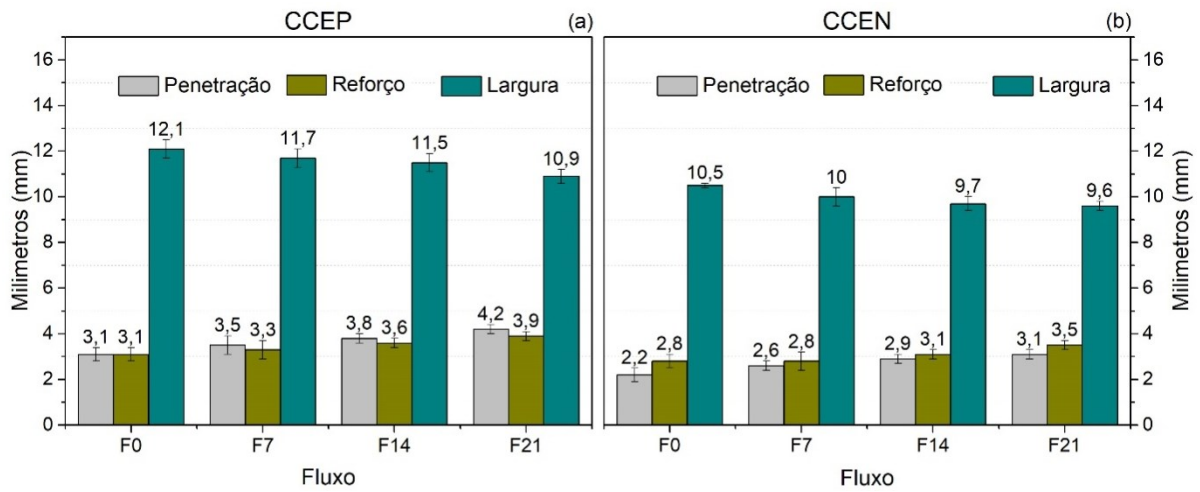


Figura 4.5 - Valores médios de penetração, reforço e largura dos cordões de solda para todas as formulações de arame em ambas as polaridades: (a) CCEP e (b) CCEN.

4.3 Análise Microestrutural

As FIGs 4.6 e 4.7 apresentam as microestruturas típicas encontradas no metal de solda depositadas por todos os arames tubulares em CCEN e CCEP, respectivamente. As microestruturas dos metais de solda em todas as condições de soldagem foram compostas de ferrita acicular (AF), ferrita primária de contorno de grão (PF(G)), ferrita primária poligonal intragranular (PF(I)), ferrita de segunda fase alinhada (FS(A)) e ferrita de segunda fase não alinhada (FS(NA)).

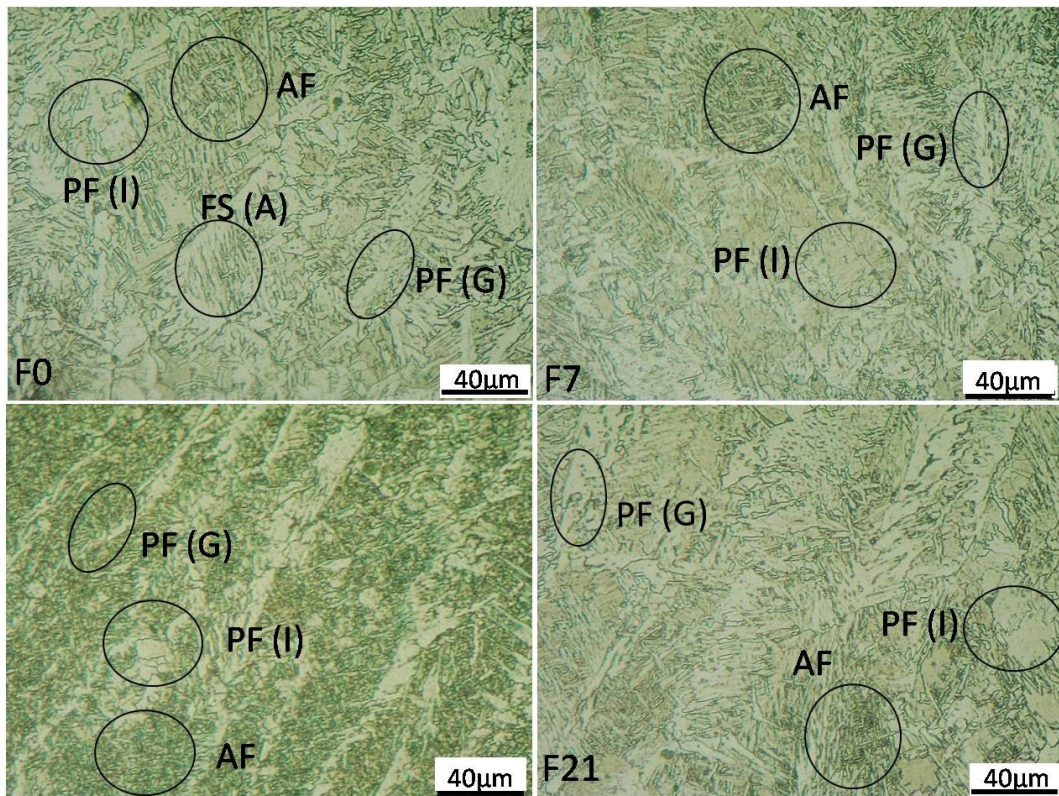


Figura 4.6 - Microestrutura do metal de solda em CCEN. Composta de ferrita acicular (AF), ferrita primária de contorno de grão (PF(G)), ferrita primária poligonal intragranular (PF(I)), e ferrita de segunda fase alinhada (FS(A))

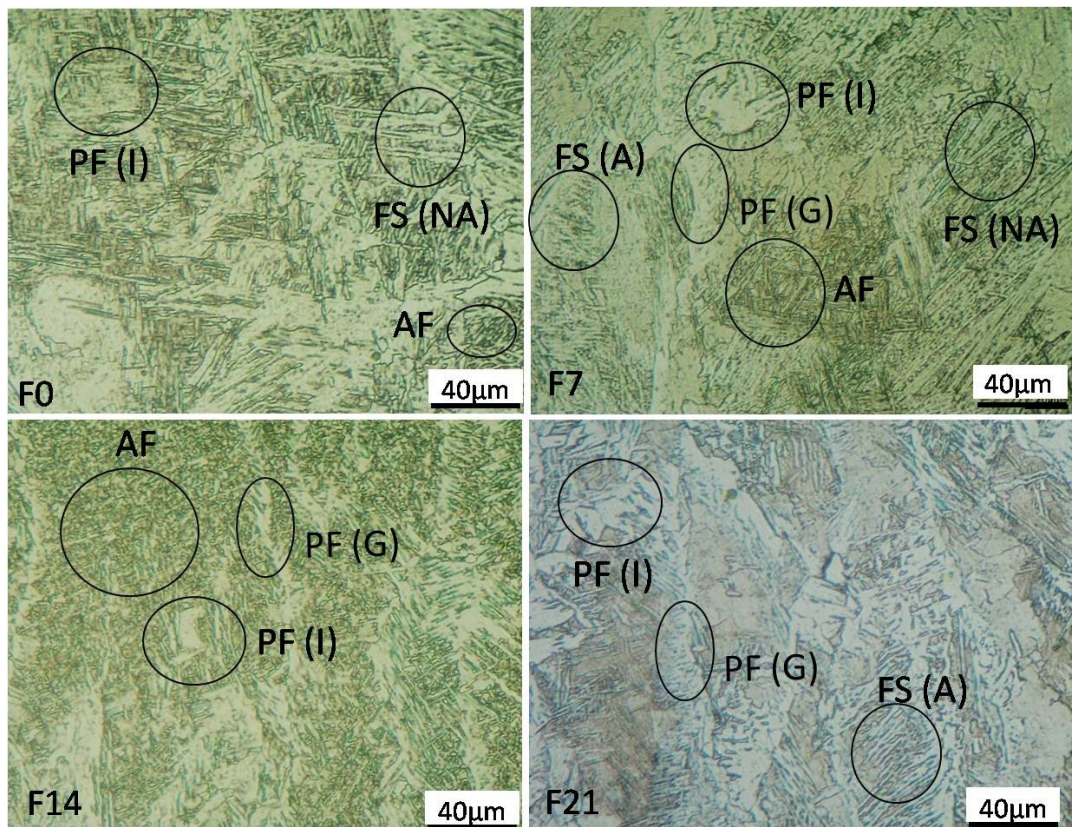


Figura 4.7 - Microestrutura do metal de solda em CCEP. Composta de ferrita acicular (AF), ferrita primária de contorno de grão (PF(G)), ferrita primária poligonal intragranular (PF(I)), ferrita de segunda fase alinhada (FS(A)) e e ferrita de segunda fase não alinhada (FS(NA)).

A fração volumétrica de cada constituinte é apresentada na FIG 4.8.

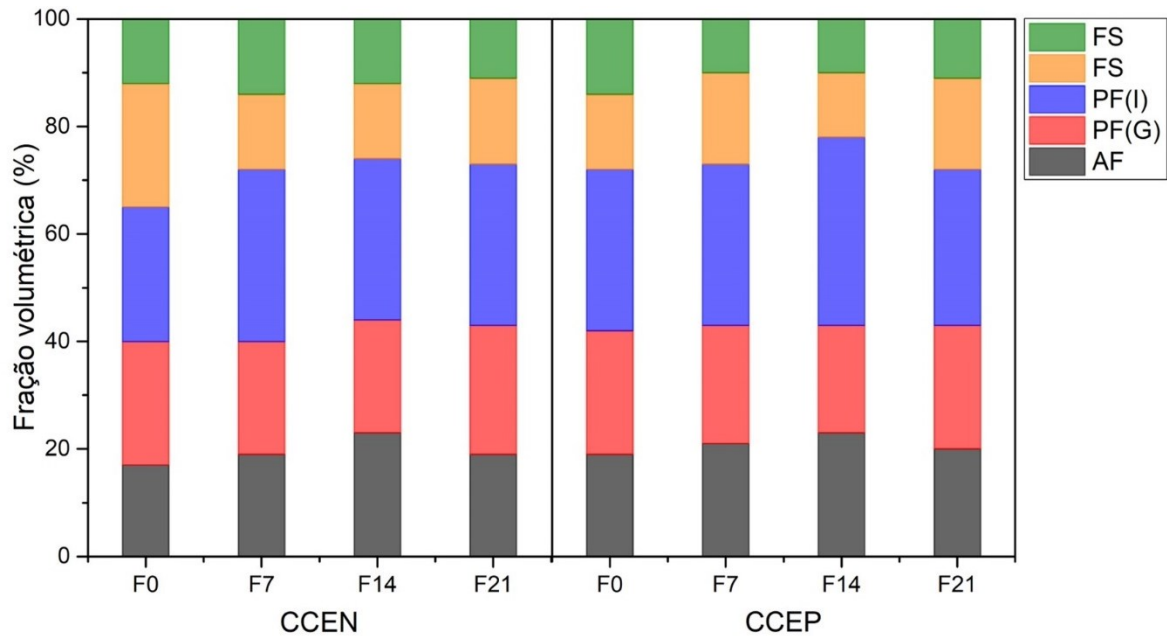


Figura 4.8 - Fração volumétrica dos constituintes presentes no metal de solda para todas as condições de soldagem

Observa-se que não houve uma predominância de ferrita acicular nas microestruturas de soldas realizadas com os arames tubulares em nenhuma das condições de soldagem. Também não foram observadas diferenças nas microestruturas em função da variação do teor de PTFE. Porém, conforme relatado no item 2.4.1, eletrodos revestidos básicos aglomerados com PTFE destinados a soldagem convencional (ao ar), apresentaram elevada fração volumétrica de ferrita acicular no metal de solda (VAZ et al., 2010; VAZ et al., 2011, VAZ et al., 2012; VAZ & BRACARENSE, 2014).

4.4 Análise química do metal de solda

As composições químicas da fita metálica e do metal de solda sem diluição para todos os arames tubulares e em ambas as polaridades são apresentadas na TAB 4.1 (a e b).

Tabela 4.1a - Composição química do invólucro tubular (fita metálica) e do metal de solda para todas as condições de soldagem em CCEN

Elemento (%)	Fita metálica	CCEN			
		F0	F7	F14	F21
C	0,046 ± 0,0060	0,103 ± 0,003	0,140 ± 0,009	0,109 ± 0,008	0,107 ± 0,009
Si	-	0,033 ± 0,005	0,031 ± 0,007	0,026 ± 0,009	0,020 ± 0,008
Mn	0,268 ± 0,0321	0,240 ± 0,012	0,298 ± 0,009	0,295 ± 0,010	0,263 ± 0,008
Al	-	0,002 ± 0,009	0,003 ± 0,001	0,002 ± 0,001	0,002 ± 0,001
Ti	-	0,004 ± 0,001	0,006 ± 0,001	0,006 ± 0,001	0,005 ± 0,001
S	0,007 ± 0,0018	0,007 ± 0,002	0,007 ± 0,002	0,007 ± 0,001	0,007 ± 0,001
P	0,016 ± 0,009	0,020 ± 0,002	0,018 ± 0,002	0,016 ± 0,002	0,016 ± 0,003
Mo	-	0,002 ± 0,001	0,002 ± 0,001	0,002 ± 0,001	0,001 ± 0,001
Cr	-	0,023 ± 0,002	0,009 ± 0,002	0,008 ± 0,004	0,007 ± 0,003
Ni	-	0,024 ± 0,004	0,011 ± 0,003	0,010 ± 0,003	0,01 ± 0,003
Cu	-	0,012 ± 0,002	0,012 ± 0,003	0,011 ± 0,001	0,011 ± 0,001
N2	-	138 ± 45ppm	141 ± 55ppm	124 ± 52pm	126 ± 60 pm

Tabela 4.1b - Composição química do metal de solda para todas as condições de soldagem em CCEN

Elemento (%)	CCEP			
	F0	F7	F14	F21
C	0,08 ± 0,004	0,082 ± 0,005	0,086 ± 0,003	0,081 ± 0,003
Si	0,027 ± 0,008	0,042 ± 0,009	0,031 ± 0,009	0,028 ± 0,009
Mn	0,214 ± 0,011	0,307 ± 0,015	0,248 ± 0,009	0,234 ± 0,016
Al	0,001 ± 0,004	0,002 ± 0,005	0,002 ± 0,008	0,002
Ti	0,003 ± 0,001	0,009 ± 0,001	0,005 ± 0,001	0,007 ± 0,001
S	0,007 ± 0,001	0,007 ± 0,001	0,007 ± 0,002	0,007 ± 0,001
P	0,019 ± 0,001	0,018 ± 0,003	0,016 ± 0,003	0,016 ± 0,002
Mo	0,002 ± 0,000	0,002 ± 0,001	0,002 ± 0,001	0,001 ± 0,001
Cr	0,008 ± 0,001	0,008 ± 0,001	0,007 ± 0,001	0,007 ± 0,002
Ni	0,011 ± 0,002	0,011 ± 0,002	0,011 ± 0,003	0,011 ± 0,003
Cu	0,018 ± 0,001	0,013 ± 0,001	0,011 ± 0,001	0,011 ± 0,001
N2	147 ± 44pm	150 ± 49pm	137 ± 39pm	125 ± 35pm

De acordo com diversos pesquisadores os aumentos nos teores de carbono, silício e manganês no metal de solda são apontados como favorecedores e responsáveis pela formação de ferrita acicular (FARRAR & HARISSON, 1987; EVANS, 1980; EVANS, 1986). Porém, analisando a TAB. 4.1 (a e b) nota-se que não houve um aumento nos teores de carbono, silício e manganês no metal de solda em relação às adições de PTFE nos arames tubulares. O aumento do silício e manganês era esperado devido à redução do oxigênio pelo carbono, proveniente das dissociações das ligações C-F e C-C do PTFE, impedindo sua combinação com o silício e o manganês (FIG. 4.15), que permaneceriam no metal de solda. No mesmo, o aumento destes elementos também era esperado com a mudança da polaridade de CCEP para CCEN, porém o mesmo não ocorreu. Para o carbono também era esperado um aumento em seu teor com maiores

adições de PTFE, devido à sua maior disponibilidade no arco elétrico, proveniente das dissociações das ligações C-F e C-C do PTFE.

Vaz et al (2017) adicionando PTFE (7,5 e 15%) em arames tubulares celulósicos para soldagem ao ar obtiveram redução nos níveis de C, Si e Mn. Porém, segundo os autores, de acordo com a reação preferencial do carbono com o oxigênio, esperava-se um resultado contrário, ou seja, um aumento destes com a adição do PTFE. Santiago et al (2012), usando polímero (7, 10 e 13%) como componente de fluxo em eletrodo revestido para soldas ao ar não obtiveram resultados conclusivos quanto à influência do teor de polímero sobre os teores de C, Si e Mn. Os autores não analisaram esse efeito na microestrutura do metal de solda.

Perdomo-González et al. (2012) avaliando a substituição do verniz comercial por poliestireno como impermeabilizante de eletrodos rútilicos E6013 na soldagem subaquática molhada concluíram que não há diferenças significativas dos elementos C, Si e Mn na composição química do metal de solda obtido e para o restante dos elementos químicos (Cr, Ni, Mo, P, S, Al, Cu e V) o teor é praticamente o mesmo para ambos os eletrodos.

O titânio, através da formação de inclusões, como, por exemplo o carbosulfeto de titânio é apontado na literatura, como forte agente na formação de ferrita acicular, onde pequenas variações podem causar uma mudança significativa na formação de ferrita acicular. Fattahi et al. (2013) em um estudo sobre o efeito do titânio na nucleação de ferrita acicular, relatou um aumento de ferrita acicular de 16,4 para 74,6% no metal de solda com um aumento na adição de titânio de 0,003 para 0,021%. Pode-se observar na TAB. 4.1 um pequeno aumento médio no teor de titânio para as condições com adições de PTFE (F7, F14 e F21) em relação à condição sem PTFE (F0).

Conforme os resultados apresentados, os teores de carbono, silício, manganês e titânio encontrado nos metais de solda não permitiram tirar conclusões a respeito da influência do teor de PTFE sobre esses elementos.

4.5 Características Operacionais do Arame Tubular Experimental

A TAB. 4.2 apresenta os valores médios e os respectivos desvio padrão da tensão de soldagem, corrente de soldagem e da velocidade de alimentação do arame para as quatro formulações e ambas as polaridades.

Tabela 4.2 - Valores médios de tensão de soldagem, corrente de soldagem e velocidade de alimentação do arame para todas as formulações e ambas as polaridades.

Polaridade	Fluxo	Tensão de soldagem (V)	Corrente de soldagem (A)	Velocidade de alimentação do arame (m/min)
CCEP	F0	29,0 ± 0,2	226,3 ± 3,7	4,50 ± 0,01
	F7	29,9 ± 0,4	247,2 ± 2,0	4,50 ± 0,03
	F14	29,7 ± 0,6	253,2 ± 0,4	4,50 ± 0,02
	F21	29,5 ± 0,3	268,2 ± 1,8	4,50 ± 0,02
CCEN	F0	29,0 ± 0,1	185,8 ± 1,2	4,50 ± 0,03
	F7	28,9 ± 0,2	191,7 ± 0,6	4,50 ± 0,02
	F14	29,7 ± 0,3	196,3 ± 0,9	4,50 ± 0,01
	F21	29,0 ± 0,1	208,1 ± 1,0	4,50 ± 0,01

Para as quatro formulações de arame tubular, se evidencia uma diferença significativa nos valores médios de corrente de soldagem com a mudança da polaridade. Efetivamente, a menor corrente média de soldagem em CCEN (FIG. 4.9) é a resposta do sistema de soldagem para autorregular o comprimento do arco e controlar os parâmetros do processo. Assim, com o objetivo de garantir a tensão de referência configurada na fonte de energia, na prática, considera-se uma condição de equilíbrio entre as velocidades de alimentação (f) e de fusão (ou taxa de fusão, w). Como observado na TAB. 4.2, a velocidade de alimentação do arame, se mantém invariável em todos os testes (segundo o esperado, já que é um parâmetro pré-determinado para a realização do procedimento de soldagem). Portanto, conforme Talkington (1998) e Scotti e Ponomarev (2014), CCEN requer menor corrente que CCEP para manter a mesma taxa de fusão do arame tubular.

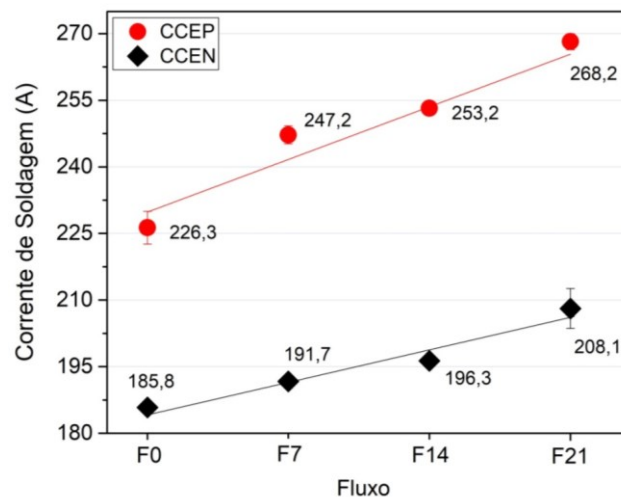


Figura 4.9 - Corrente média de soldagem de cada fluxo em ambas as polaridades.

Na FIG. 4.9 observa-se o aumento da corrente média de soldagem (em ambas as polaridades) com o aumento do teor de PTFE nos arames tubulares. Considerando que foi usada uma fonte com imposição de tensão, o aumento da corrente da soldagem está relacionado com uma maior dificuldade na fusão do arame com a maior quantidade de polímero. Deste modo, a variação da corrente média de soldagem pode ter sido consequência de mudanças na transferência de calor do arco elétrico para o arame tubular.

Os valores das componentes de tensão e outros parâmetros do processo medidos durante os procedimentos estão resumidos na TAB. 4.3. Esses parâmetros são úteis na avaliação do efeito do fluxo e operação na estrutura do arco.

Tabela 4.3 - Resultados dos testes dos parâmetros do processo

Polaridade	Fluxo	Uarc (V)	Uelec(V)	ρ_e ($\mu\Omega$)	Fcc (%)	IEA (%)	Ua+c (V)	E· ℓ (V)
CCEN	F0	29,1± 0,1	7,3± 0,2	1,270± 0,001	2,9 ±0,2	0,7 ±0,2	20,7 ±0,1	8,5 ±0,0
	F7	29,2± 0,1	7,0± 0,1	1,200± 0,007	3,4 ±0,4	1,1 ±0,1	22,0 ±0,2	7,3 ±0,4
	F14	29,5± 0,1	7,1± 0,1	1,290± 0,001	4,4 ±0,0	1,9 ±0,1	22,6 ±0,1	6,9 ±0,1
	F21	29,6± 0,1	6,8± 0,1	1,180± 0,001	4,6 ± 0,0	1,1 ±0,0	22,9 ±0,0	6,7 ±0,0
CCEP	F0	29,1± 0,0	7,7±0,2	1,270± 0,023	2,1 ±0,1	0,9 ±0,5	19,0 ±0,0	10,1 ±0,0
	F7	29,2± 0,1	7,6±0,4	1,360± 0,040	1,6 ± 0,2	2,2 ±0,2	19,5 ±0,3	9,7 ±0,4
	F14	29,2± 0,0	7,6±0,2	1,240± 0,015	1,5 ± 0,0	1,6 ±0,4	18,9 ±0,1	10,3 ±0,1
	F21	29,3± 0,0	7,5±0,4	1,250± 0,025	1,3 ±0,3	1,9 ±0,6	19,3 ±0,4	10,0 ±0,4

Uarc – tensão em arco aberto, Uelec – tensão nos períodos de curto-circuito, ρ_e – resistividade do arame-tubular, Fcc – Fator de curto-circuito, IEA – índice de extinção de arco, Ua+c – soma das quedas anódicas e catódicas, E· ℓ - coluna de plasma.

Conforme resumido na TAB. 4.3, para a formulação F0, que é o padrão de comparação, Ua+c é maior com o CCEN, justificando a baixa corrente média de soldagem nesta

polaridade. Scotti e Ponomarev (2008) descreveram que o comportamento anterior é baseado nas maiores quedas de tensão na conexão arco-eletrodo em CCEN, que gera calor considerável. Do mesmo modo, Hirata (1995) mencionou que, de um ponto de vista térmico, a configuração do eletrodo negativo aumenta a entrada de calor do arco para o eletrodo.

Conforme mostrado na FIG. 4.10, U_{a+c} permanece constante com o aumento no conteúdo de PTFE para CCEP. Em CCEN, U_{a+c} aumenta com o aumento do PTFE. Assim, considerando que a composição do arco influencia a queda de tensão na região catódica (conforme indicado por McIntosh, 2017), neste trabalho se assume que a tensão na região catódica (U_c) aumenta com o aumento da porcentagem de PTFE no consumível, porque U_{a+c} aumenta quando o cátodo está no eletrodo. Assim, supõe-se que a geração de energia no cátodo apresenta considerável mudança com a adição de polímero no consumível como consequência da demanda de energia na quebra da molécula de PTFE e ionização de seus componentes.

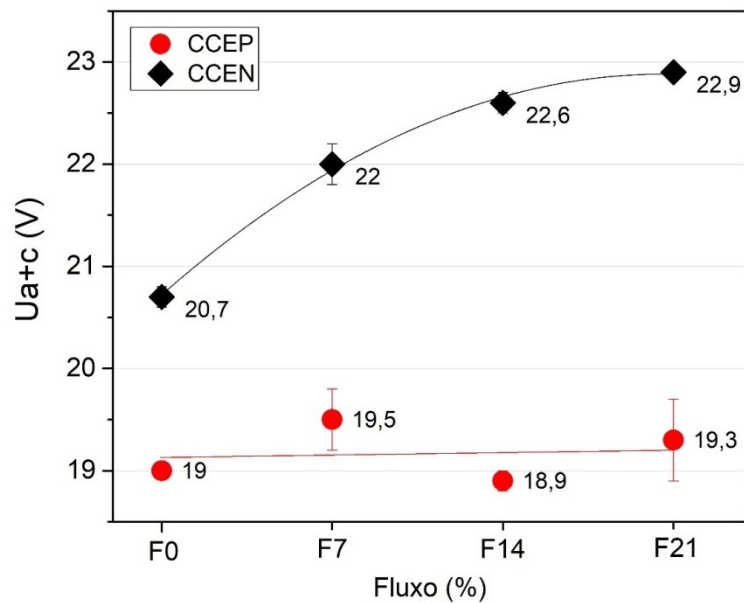


Figura 4.10 - Efeito da polaridade e do conteúdo de PTFE no U_{a+c}

O aumento de U_{a+c} em CCEN é refletido no aumento da tensão do arco (U_{arc}) conforme é mostrado na FIG. 4.11. A tensão no arco (U_{arc}) pode ser representada pela EQ. 4.1. Para tal, segundo Guile (1971) a soma das tensões nas regiões de queda (U_{a+c}) é aproximadamente independente do comprimento do arco enquanto a coluna tende a ser proporcional a esse.

$$U_{arc} = E \cdot \ell + (U_{a+c}) \quad (4.1)$$

Onde “E” é o campo elétrico na coluna do arco (V/mm) e “ ℓ ” é o comprimento do arco (mm).

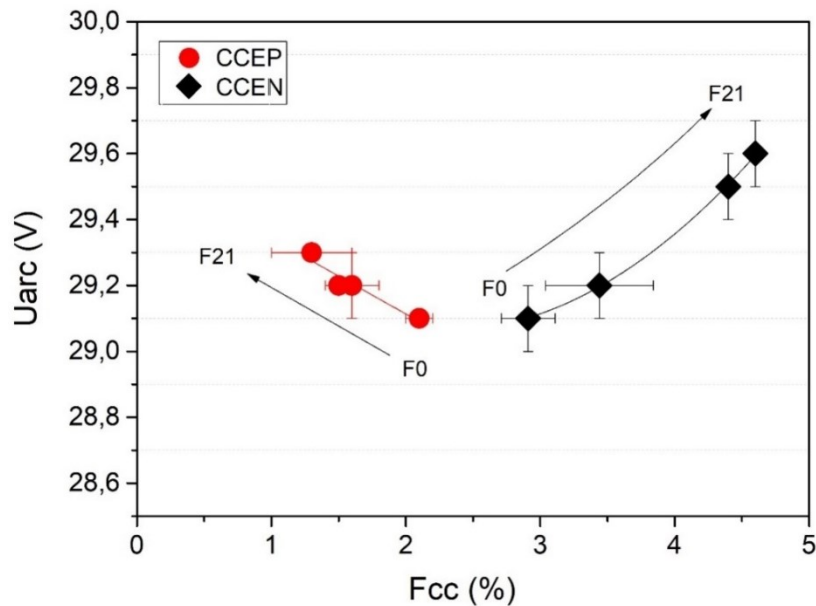


Figura 4.11 - Tensão média do arco em operação vs Fcc médio em função do conteúdo de PTFE.

Com o CCEP, a tensão operacional aumenta como aumento na quantidade de polímero na formulação (F0-F21). Ainda, conforme é mostrado na FIG. 4.11, o Fcc apresentou-se menor que 5% para todas as formulações e ambas as polaridades. Portanto, é possível que a maior parte da transferência de metal ocorra por transferência em vô livre.

Nesse sentido, as variações do Fcc indicam mudanças do comprimento de arco médio durante os períodos de arco. A partir da EQ. 4.1, foi possível calcular a tensão na coluna de plasma, como apresentado na FIG 4.12. O termo $(E \cdot \ell)$ indica possíveis mudanças do comprimento de arco médio durante os períodos de arco. Deste modo, a maior quantidade de curtos-circuitos em CCEN, são o resultado da diminuição da coluna de plasma com o acréscimo de PTFE nos consumíveis, isto é, a tensão na coluna de plasma diminui com o objetivo de compensar o aumento na geração de energia no cátodo e manter a tensão configurada na fonte. No caso de CCEP, a tensão na coluna de plasma não apresenta mudanças.

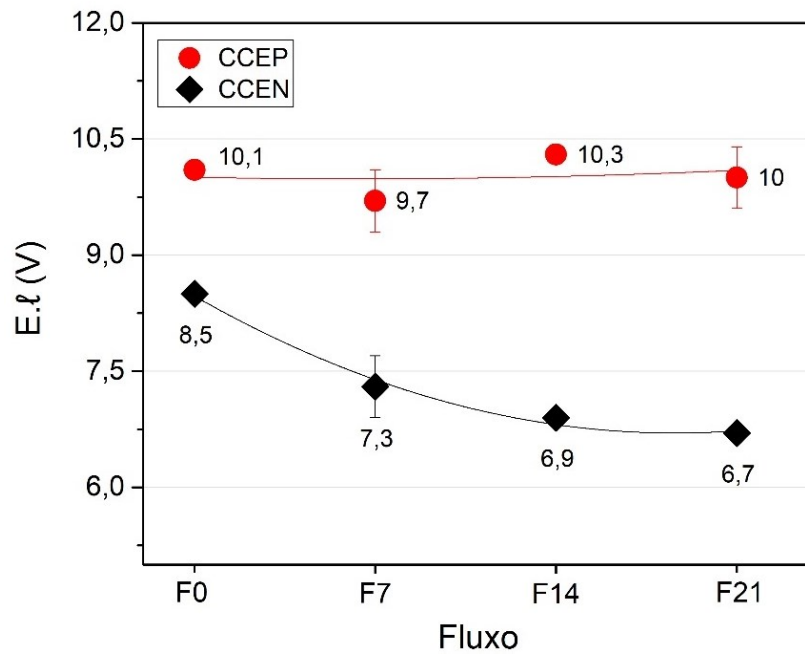


Figura 4.12 - Efeito da polaridade e do conteúdo de PTFE na tensão da coluna de plasma.

Também foi observada a ocorrência de extinções do arco. Deste modo, a FIG 4.13 apresenta o Índice de Extinção de Arco, o qual avalia a estabilidade do processo em função da formulação e polaridade. Nas duas polaridades, as extinções ocorrerem mais fortemente quando o PTFE é adicionado, mas a quantidade é maior com CCEP.

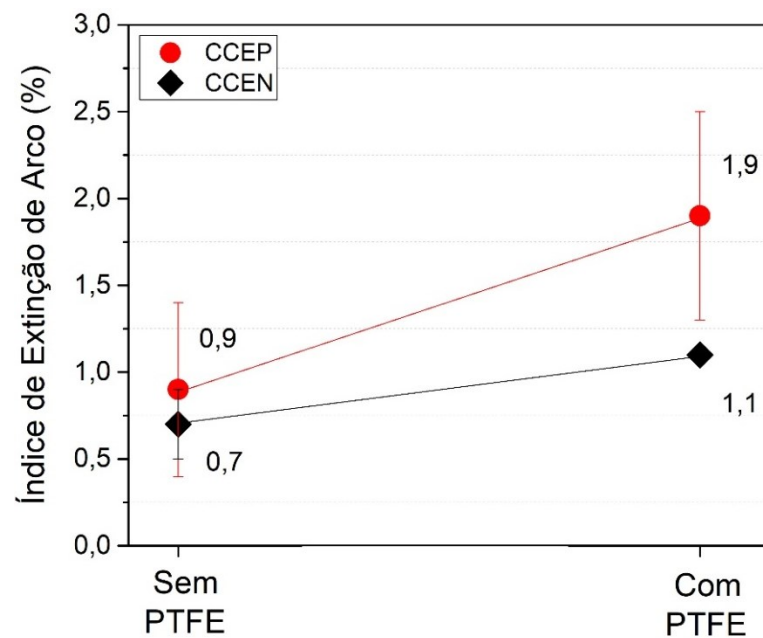


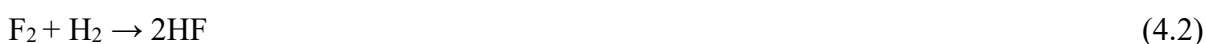
Figura 4.13 - Efeito da polaridade e do conteúdo de PTFE no IEA.

Ainda, de acordo com a TAB. 4.3 observa-se que os valores de resistividade do arame (ρ_e) não se alteram com os diferentes tipos de arame e polaridade. Assim, pode-se supor que o calor gerado ao longo do comprimento energizado do arame não se altera com a concentração de PTFE.

4.6 Teores de Hidrogênio e Oxigênio no metal de solda

4.6.1 Teor de hidrogênio difusível no metal de solda

Na FIG. 4.14 foram plotados para cada arame tubular e polaridade, quatro resultados de medições de hidrogênio difusível. De um modo geral, fica evidente a diminuição do teor de hidrogênio difusível com o aumento do PTFE. Como o PTFE apresenta flúor em grande quantidade em sua estrutura, este comportamento pode se fundamentar no trabalho de Matsuhita & Liu (2000) onde a formação de fluoreto de hidrogênio (HF) reduz o hidrogênio no arco elétrico mediante a reação com o flúor, conforme EQ 4.2.



Essa reação reduz a pressão parcial de hidrogênio no arco e o seu produto (HF) é insolúvel no metal fundido (Bang et al., 2010). Portanto, este resultado indica que modificações na química do arco, ocasionadas por mudanças sistemáticas na composição dos fluxos experimentais, influenciam no teor de hidrogênio difusível do metal de solda. Além disso, é evidente que a nuvem de pontos que representam os valores de hidrogênio difusível para CCEN, desloca para um patamar inferior em comparação com CCEP. Logo, tem-se uma considerável diferença no teor de hidrogênio difusível em função da polaridade.

Medeiros & Liu (1998) relataram menores valores de hidrogênio difusível usando CCEN, e identificaram as interfaces escória/gota metálica e escória/poça de fusão, como os sítios importantes de absorção de hidrogênio em CCEN e CCEP, respectivamente. Deste modo, para CCEN, o hidrogênio é transferido ao metal na gota na ponta do arame. Segundo Quintana Puchol et al. (2009), o teor de hidrogênio é uma função da temperatura e profundidade, resultando em maiores concentrações de hidrogênio difusível nas gotas metálicas.

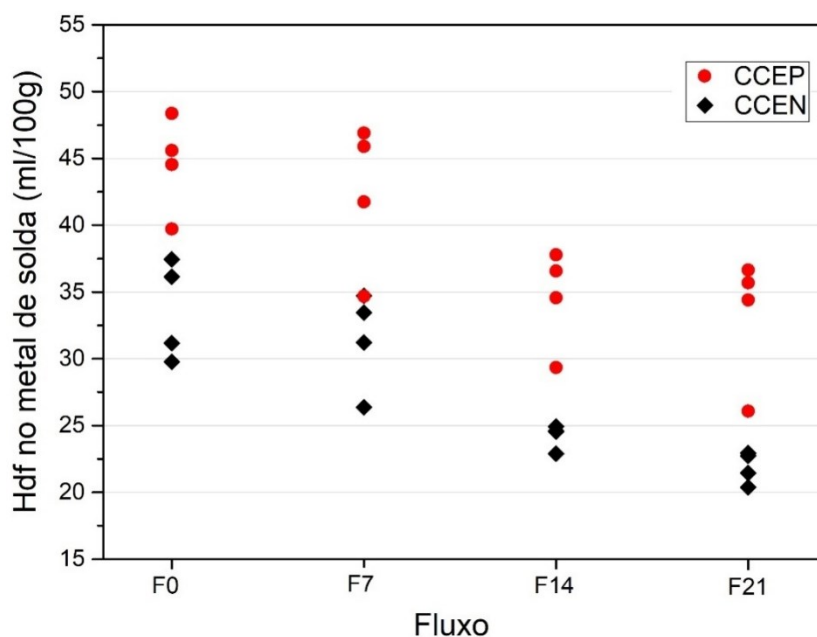


Figura 4.14 - Teor de hidrogênio difusível do metal de solda depositado por todos os arames tubulares e em ambas as polaridades.

Tendo em vista a dinâmica de transferência do metal de adição, Kim et al. (1990) mencionam que as gotas formadas na ponta do eletrodo viajam através do plasma em poucos milissegundos, com o qual, são superaquecidas pelas altas temperaturas do arco elétrico. Assim, como consequência da maior área específica de interação (em comparação com a poça de fusão) e das altas temperaturas apresentadas na ponta do eletrodo fundido e no arco elétrico, gases podem ser absorvidos na gota. Como amplamente conhecido, diferentes gases estão presentes em forma molecular, atômica ou ionizada na atmosfera do arco, reagindo com vapores metálicos e elementos constitutivos da escória.

Para Perez-Guerrero & Liu (2007), à medida que se forma uma gota na ponta do eletrodo, o hidrogênio pode se difundir na gota. Para os mesmos autores, o tamanho da gota, entre outros fatores, depende do comprimento do arco. Um comportamento semelhante também foi mencionado por Woods (1974) no estudo da absorção de hidrogênio em soldas de alumínio. Para este autor, à medida que aumenta o comprimento do arco tem-se uma tendência a aumentar o teor de hidrogênio difusível (resultando em porosidade nas soldas).

Nesse sentido, arcos mais longos podem permitir a formação de gotas maiores. Desse modo, o menor teor de hidrogênio difusível no metal de solda com o uso de CCEN, pode ser resultado dos menores comprimentos de arco obtidos nesta configuração de polaridade. Como visto na FIG 4.12 para CCEN, conforme se incrementa o teor de PTFE na formulação dos arames tubulares, a coluna de plasma diminui de forma a garantir a tensão de referência configurada na fonte. Assim, a gota destacada da ponta do arame tubular, percorre menores distâncias desde o eletrodo até a peça, com o qual é exposta a ação da absorção de gases por

um menor tempo em comparação com CCEP. Em CCEP, o teor de hidrogênio difusível no metal de solda diminui somente pelo efeito das maiores quantidades de PTFE no consumível, visto que o termo $E \cdot l$ mantém-se constante.

4.6.2 Teor de oxigênio no metal de solda

Na FIG.4.15 é apresentado o teor de oxigênio no metal de solda para todas as formulações e ambas as polaridades. Para o fluxo F0, o teor de oxigênio é maior em CCEN, resultado que se fundamenta sobre a lei da reação em massa, considerando a relação inversamente proporcional entre oxigênio e hidrogênio (Matsushita e Liu, 2000).

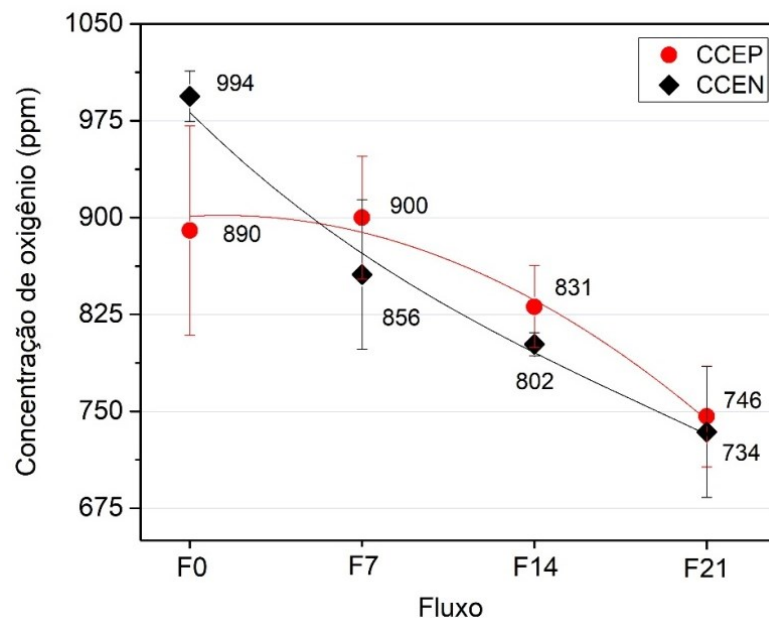


Figura 4.15 - Conteúdo de oxigênio no metal de solda em função da polaridade e do conteúdo de PTFE nos fluxos

A partir do arame tubular de formulação F7, observa-se uma menor concentração de oxigênio nas soldas realizadas na condição CCEN. Este resultado também se fundamenta na relação com o comprimento do arco elétrico, onde, segundo Kim et al. (1990), a diferença no teor de oxigênio entre as polaridades é o resultado de reações eletroquímicas e termoquímicas no anodo e catodo e no plasma do arco elétrico, respectivamente. Na soldagem por fusão, as reações termoquímicas e eletroquímicas exercem influência importante sobre a composição final do metal de solda (KIM et al., 1990). Especificamente, as reações eletroquímicas ocorrem somente na ponta fundida do eletrodo e na poça de fusão embaixo do arco. Assim, no metal fundido na ponta do eletrodo e na poça de fusão, ocorrem reações de oxidação de elementos de

liga e absorção de oxigênio. Contudo, depois do destaque da gota metálica (metal de adição) da ponta do eletrodo, as reações eletroquímicas cessam e assim, as altas temperaturas resultantes do superaquecimento do metal viajando pelo plasma (MODENESI, 2016), propiciam reações termoquímicas encarregadas da absorção de oxigênio na gota.

Deste modo, extrapolando estas análises para a Soldagem Subaquática Molhada com o processo de soldagem FCAW autoprottegido, é possível supor que a maior concentração de oxigênio no metal de solda para a condição de soldagem CCEP em relação à CCEN, seja resultado das reações eletroquímicas que ocorrem durante a formação da gota na ponta do arame e predominantemente das reações termoquímicas, que ocorrem na gota metálica, após seu destacamento na ponta do arame. As reações termoquímicas são protagonistas e facilitam a captação de oxigênio durante a viagem das gotas pelo plasma (rico em oxigênio). As reações termoquímicas ocorrem em maior frequência na condição CCEP, devido ao maior tempo na transferência da gota metálica para a poça de fusão causada pelo maior comprimento do arco, conforme apresentado na FIG. 4.12, favorecendo uma maior absorção de oxigênio pela gota metálica durante sua viagem pelo plasma do arco elétrico.

Entre os fluxos na mesma polaridade, observa-se uma redução na concentração de oxigênio com a adição do polímero. Tal fato está relacionado à maior concentração de carbono no arco elétrico, que reagem com o oxigênio, conforme indicado nas EQs. (4.3), (4.4) e (4.5) citadas por Perdomo-González et al (2012). Segundo estes autores, em seu trabalho sobre o uso do poliestireno expandido como alternativa para impermeabilizantes de eletrodos revestidos usados na soldagem subaquática molhada, o carbono resultante da decomposição do polímero reduz o efeito do oxigênio. Assim, uma consequência importante da adição de PTFE ao fluxo foi o controle do teor de oxigênio no metal de solda, que diminui aproximadamente 27% desde o eletrodo F0 até F21. Além disso, o teor de oxigênio para a formulação F21 (734 ppm) é menor em relação aos resultados apresentados por Santos et al. (2012), para eletrodos rútilicos (920 – 1100 ppm) e oxi-rútilicos (2420 – 3200 ppm). Certamente, têm-se diferenças tecnológicas entre o processo utilizado no desenvolvimento deste trabalho e SMAW, porém, a comparação é feita a modo de ter-se um ponto referência.



Assim como na redução de hidrogênio difusível em CCEP, o teor de oxigênio no metal de solda diminui sobre o efeito das maiores quantidades de PTFE no consumível, porém o termo $E \cdot l$ mantém-se constante.

A FIG. 4.16 apresenta esquematicamente as principais reações que controlam o teor de hidrogênio difusível e oxigênio no metal de solda, as quais resultam da interação entre os elementos constituintes do PTFE, e os produtos fundamentais da decomposição da água (hidrogênio e oxigênio). Na cinética de recombinações no arco elétrico, vários gases são formados incluindo CO e CO₂, mas também, Perdomo-González et al. (2012) mencionam que as reações no arco de plasma tendem ao estabelecimento de um equilíbrio em direção a formação de vapor de água (H₂O (v)). Em razão disso, para os arames tubulares com adição de PTFE são geradas grandes quantidades de fumos, que são emitidos para a atmosfera após a quebra das bolhas de gás na superfície.

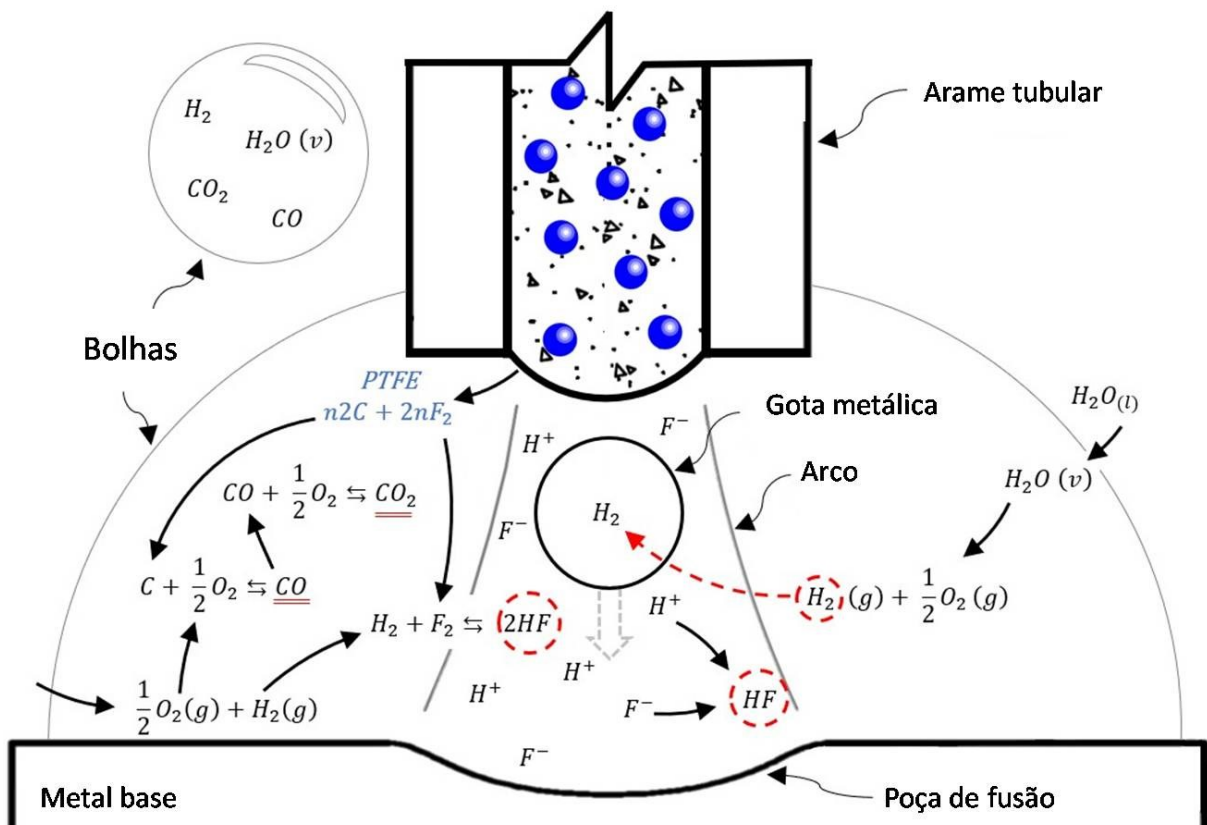


Figura 4.16 - Reações de controle de hidrogênio e oxigênio na atmosfera do arco elétrico em soldagem subaquática molhada com arame tubular com PTFE como ingrediente de fluxo.

5 CONCLUSÃO

Neste trabalho, arames tubulares com diferentes teores de PTFE, como ingrediente de fluxo, foram projetados para avaliar as características operacionais e metalúrgicas em soldagem subaquática molhada. Com base nos resultados apresentados e discutidos, as principais conclusões deste trabalho são:

- Os arames tubulares fabricados a partir de uma máquina piloto de fabricação de arame tubular apresentaram circularidade, fechamento de topo, diâmetro esperado e repetibilidade na Porcentagem de Fluxo ao longo de todo seu comprimento.
- Cordões de solda exibem aumento na profundidade de penetração e reforço e uma redução na largura com o aumento do teor de PTFE para ambas as polaridades. Os resultados podem ser atribuídos à presença de flúor no polímero que pode causar mudanças na largura, comprimento e densidade de energia no arco elétrico.
- A análise das macrografias não indicou a presença de porosidade nos cordões de solda produzidos para todas as condições de soldagem (todos os arames tubulares e em ambas as polaridades).
- A adição de PTFE, não proporcionou aumento na formação de ferrita acicular no metal de solda. Entretanto, outros constituintes foram formados nos metais de solda para todas as condições de soldagem.
- Não houve relação entre o teor de PTFE empregado e os teores de carbono, silício e manganês no metal de solda nas condições deste estudo.
- Com a adição de PTFE, em ambas as polaridades, houve um aumento na corrente média de soldagem. Porém, sob as mesmas condições de soldagem, em CCEN, observa-se uma menor corrente média de soldagem, devido as maiores tensões na região catódica (U_c), quando o catodo se encontra no arame, causada pelo aumento da porcentagem de PTFE no consumível.
- Para as duas polaridades, o tipo de transferência metálica foi determinado principalmente pela transferência em vôo livre. Em CCEN, o Fator de curtos-circuitos aumenta com o aumento da quantidade de PTFE, indicando uma redução no comprimento do arco, o que por sua vez influencia diretamente na redução da absorção de hidrogênio difusível e oxigênio no metal de solda.
- Extinções de arco ocorrem em ambas as polaridades, mas seu número é maior CCEP do que com o CCEN. Para ambas as polaridades, outras extinções de arco são observadas quando o PTFE é adicionado.

- Para estes arames tubulares experimentais e em águas rasas, embora a aparência superficial dos cordões de solda na condição CCEP seja melhor, a condição CCEN torna-se mais vantajosa para soldagem, uma vez que é necessário menores valores de corrente de soldagem para a fusão do arame e níveis mais baixos de hidrogênio difusível e oxigênio no metal de solda.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Analisar a composição química dos gases resultantes do processo de soldagem como alternativa para explicar os resultados obtidos.

Estudar o efeito do PTFE, nos arames tubulares desenvolvidos, em soldagem ao ar e em soldagem subaquática molhada em alta profundidade

Investigar, através de um sistema de câmera de vídeo de alta velocidade, a transferência metálica e o comportamento do arco elétrico dos arames tubulares com adição de PTFE.

Estudar o uso do PTFE, como ingrediente de fluxo, em arames tubulares com diferentes formulações de base na soldagem subaquática molhada.

Investigar as características operacionais, metalúrgicas e mecânicas do arame tubular com maiores adições de PTFE.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS E260-96. **Standard Practice for Packed Column Gas Chromatography**, EUA, 2003.

AMERICAN WELDING SOCIETY. AWS. **A5.29**: Specification for Low-Alloy Steel Electrodes for Flux Cored Arc Welding. [S.I.]: American Welding Society, 2010.

ANDO, S. ASAHINA, T. **A study on the metallurgical properties of steel welds with underwater gravity welding**. Pergamon Press. 255–61p. 1983.

ANDRADE, L.P.C.S. **Soldagem Subaquática Molhada com Eletrodo Tubular**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Santa Catarina, Santa Catarina, 1995.

ASSUNÇÃO, M.T.; BRACARENSE, A.Q. **Evaluation of the Effect of the Water in the Contact Tip on Arc Stability and Weld Bead Geometry in Underwater Wet FCAW**. Soldagem & Inspeção. vol: 22(4). 401-412 p. 2017a.

ASSUNÇÃO, M.T.; BRACARENSE, A.Q. **Tocha para Soldagem Subaquática com Arame Tubular do Tipo Auto Protegido**. In: Anais XLIII CONSOLDA – Congresso Nacional de Soldagem, Joinville-SC. 2017b.

BABU, S. S. REIDENBACH, F. DAVID, S. BÖLLINGHAUS, T. HOFFMEISTE, H. **Effect of high energy density welding processes on inclusion and microstructure formation in steel welds**. Science and Technology of Welding & Joining. Vol. 4. p. 63-73. 1999.

BAILEY, N.; COE, F.R.; GOOCH, T.G.; HART, P.H.M.; JENKINS, N.; PARGETER, R.J. **Welding Steels Without Hydrogen Cracking**. Woodhead, England. 1973.

BAILEY, N. **Weldability of Ferritic Steels**, Woodhead, EUA. 1994.

BALOS, S.; SIDJANIN, L.; DRAMICANIN, M.; LABUS, D.; PILIC, B. **Rutile Electrodes Enhanced with TiO₂ Nanoparticles**. Advanced Materials Research. Vol. 1138, p69-74. 2016.

BANG, K.S. JUNG, H.C. HAN, I.W. **Comparison of the effects of fluorides in rutile-type flux cored wire**. *Met Mater Int*. Vol.16(3). 489–94p. 2010.

BARBARO, F. J. KRAUKLIS, P. EASTERLING, K. E. **Formation of acicular ferrite at oxide particles in steels**. *Materials Science and Technology*. Vol. 5. p. 1057-1068. 1989

BHADESHIA, H. K. D. H. **Bainite in Steels**. Second Edition, London: IOM Communications Ltd. 454p.2001.

BAUNE, E. BONNET, C. LIU, S. **Assessing metal transfer stability and spatter severity in flux cored arc welding**. *Science and Technology of Welding and Joining*, v. 6, n. 3, p. 139-148, 2001.

BRACARENSE, A.Q. **Processos de Soldagem**. Universidade Federal De Minas Gerais, Brasil, 2016.

CALLISTER, W.D. RETHWISCH, D.G. **Materials science and engineering**. Vol. 5. NY: John wiley & Sons. 2011.

CASTRO, E. C. J. **Avaliação de soldas produzidas por arames tubulares desenvolvidos em laboratório do tipo básico com adição de polímero como ingrediente do fluxo**. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Materiais) – CEFET MG, Belo Horizonte, 2015.

CHEN, B.; CAIWANG, T.; FENG, J. **A study on the arc characteristics of under water wet welding process**. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Volume 86, pp 557–564. Sep, 2016.

CHEN, H.; GUO, N.; GHU, X.; SHI, X.; DU, Y.; FENG, J.; WANG, G. **Effect of water flow on the arc stability and metal transfer in underwater flux-cored wet welding**. *Journal of Manufacturing Processes*. Vol. 31. 103-115. jan.2018.

CHRISTENSEN, N. **The Metallurgy of Underwater Welding**. Underwater Welding ITW Conference, pp. 71-94, Trondheim, Norway. 1983.

CIRINO, L.M. DUTRA, J.C. **The influence of positive polarity time on GTAW AC of aluminium.** *Welding International*. Vol. 24. 825–33p. 2010.

DALLAN, C. B.; DAMKROGER, B. K. **ASM handbook: Welding, Brazing, and Soldering.** Metals Park; American Society for Metals. 1993.

DUPLESSIS, J.; DUTOIT, M. **Reducing Diffusible Hydrogen contents of shielded Metal Arc Welds Through Addition of Flux-Oxidizing Ingredients.** *Journal of Materials Engineering and Performance*. Vol. 17. Out 2006.

EASTERLING, K. **Introduction on the physical metallurgy of welding.** 1^a ed. London: Butterworths & Co (Publishers) Ltda. 1983.

EBNESAJJAD, S. **Fluoroplastics.** Non-melt processible fluoroplastics. 1. ed. Vol 1. Norwich, NY: William Andrew Publishing. 365 p. 2000.

EIJK, C.; GRONG, O.; KJELEN, J. **Quantification on inclusion-stimulated ferrite nucleation in wrought steel using the SEM-EBSD technique.** In: International Conference on Solid Phase Transformation '99, KYOTO, Japan, p.1-4, 24-28 May. 1999.

EVANS, G. M. **Effect of manganese on the microstructure and properties of all-weld-metal deposits.** *Welding Journal*, Vol. 59. 67-75p. 1980.

EVANS, G. M. **Effect of silicon on the microstructure and properties of C-Mn all-weld-metal deposits.** *Metal Construction*. 438-444p. 1986.

FARRAR, R. A. HARRISON, P. L. **Acicular ferrite in carbon-manganese weld metals: an overview.** *Journal of Materials Science*. Vol. 22. 3812-3820p. 1987.

FENG, J. C. WANG, J. SUN, Q. ZHAO, H. WU, L. XU, P. **Investigation on dynamic behaviors of bubble evolution in underwater wet flux-cored arc welding.** *Journal Manufacturing Processes*. Vol. 28. 156–67p. 2017.

FICHEL, I. DALLA, A. ROS, D. FELIZARDO, I. VAZ, C. T. GONZÁLEZ, L. P. PÉREZ, M. R. PUCHOL, R.Q. PESSOA, E. C. P. BRACARENSE, A. Q. **Desenvolvimento de eletrodos**

revestidos impermeáveis. Anais XXXV Congresso Nacional de Soldagem. Piracicaba CONSOLDA. Piracicaba. 2009.

FORTES, C.; WELERSON, A. **Apostila de Arames Tubulares.** [S.l.]: ESAB, 2004.

FYDRYCH, D.; SWIERCYZ'NSKA, A.; ROGALSKI, G.; ŁABANOWSKI, J. **Temper bead welding of S420G2 + M steel in water environment.** Advanced Materials Sciences. 16 (4),5–16. 2016.

GAO, W. WANG, D. CHENGA, F. DIA, X. DENG, C. XU, W. **Microstructural and mechanical performance of underwater wet welded S355 steel.** Journal of Materials Processing Technology. Vol. 238. p 333–340. 2016.

GAO, W. B.; WANG, D.; CHENG, F.; DENG, C.; Xu, W. **Underwater Wet Welding for HSLA Steels: Chemical Composition, Defects, Microstructures, and Mechanical Properties.** Acta Metallurgica Sinica, Vol. 28. 2015.

GRONG, O. **Metallurgical Modelling of Welding.** London. Institute of Materials. University of Cambridge. 581p. 1994.

GRUBBS, C. E.; BERTELMANN, A. E.; IBARRA, S.; LIU, S.; MARSHALL, D. J.; OLSON, D. L. **Welding Handbook Material and Applications.** Part 1. 9 ed, Vol. 4. American Welding Society. Miami. 2011.

GUILE, A.E. **Arc-electrode phenomena.** Proc Inst Electr Eng. Vol. 118. 1131–54p. 1971.

GUO, N.; XU, C.; WEI, G.; DU, Y.; FENG, J. **Characterization of spatter in underwater wet welding by X-ray transmission method.** Materials and Design. 85 (15). 156–161. 2015b.

GUO, N.; WANG, M.; DU, Y.; GUO, W.; FENG, J. **Metal transfer in underwater flux-cored wire wet welding at shallow water depth.** Materials Letters. Vol. 144. 2015c.

GUO, N.; FU, Y. L.; FENG, J. C.; DU, Y. P.; DENG, Z. Q.; WANG, M. R.; TANG, D.Y. **Classification of metal transfer mode in underwater wet welding.** Welding Journal. 95(4), 133–140. 2016a.

GUO, N.; XU, C.; DU, Y.; WANG, M.; FENG, J.; DENG, Z.; TANG, D. **Effect of boric acid concentration on the arc stability in underwater wet welding.** Journal of Materials Processing Technology. 229, 244–252. 2016b.

GUO, N.; FU, Y.L.; WANG, Y.P.; DU, Y.P.; FENG, J.C.; DENG, Z. Q. **Effects of welding velocity on metal transfer mode and weld morphology in under water flux-cored wire welding.** Journal of Materials Processing Technology. Vol. 239, 103–112p. 2017.

GUO N., DU Y., MAKSIMOV S., FENG J., YIN Z., KRAZHANOYSKYI, D., FU Y. **Study of metal transfer control in under water wet FCAW using pulsed wire feed method.** Weld. World. 62: 87–94. 2017.

HIRATA, Y. **Physics of welding (III)** - melting rate and temperature distribution of electrode wire. Welding International. Vo.9(5).348–51p. 1995.

HOBART INSTITUTE OF WELDING TECHNOLOGY (HIWT). Flux cored arc welding. Lewiston. NY. USA. 2012.

HUGO, Gustavo Santiago et al. **Desenvolvimento de eletrodo revestido impermeável para soldagem subaquática molhada.** XVII Congresso Nacional de Estudantes de Engenharia Mecânica. Viçosa-MG. Ago. 2010.

IBARRA, S. GRUPPS, C. E. LIU, S. **State-of-the-Art and Practice of Underwater Wet Welding of Steel.** Proceedings: International Workshop on Underwater Welding of Marine Structures. New Orleans, Louisiana. 49-67p. 1994.

IBARRA, S.; GRUBBS, C. E.; OLSON, D. L. **Metallurgical Aspects of Underwater Welding.** Journal of Metals, Vol. 40 (12), pp. 8-10, 1988.

INTERNATIONAL INSTITUTE OF WELDING (IIW) Doc. No. IX-1533-88: **Guide to light microscope examination of ferritic weld metals**. IXJ-123-87. Revision 2. June. 1988.

JEFFUS, L. **Welding: Principles and Applications**. 8^a. ed. New York: Delmar, 2016.

JIA, C. B.; ZHANG, T.; MAKSIMOV, S. Y.; YUAN, X. **Spectroscopic analysis of the arc plasma of underwater wet flux cored arc welding**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 213. 2013.

JIA, C.; ZHANG, Y.; ZHAO, B.; HU, J.; WU, C. **Visual sensing of the physical process during underwater wet FCAW**. Welding Journal. Vol. 95. Jun. 2016.

KETAN, V.; GARG, H. K. **Underwater Welding-Recent Trends and Future Scope**. International journal on emerging technologies. Vol 3(2). Set. 2012.

KIL, W. SHIN, M.J. BANG, K.S. **Effects of fluoride in the flux on hydrogen content in weld metal and operating behavior in FCAW-S**. J Korean Weld Join Soc. Vol. 35(5). 65–70p. 2017.

KIM, M. A. **Study on the development of underwater wet welding electrodes**. Journal of Ocean Engineering and Technology. 17(4): 52–58. 2003.

KIM, J.H. FROST, R.H. OLSON, D.L. BLANDER, M. **Effect of electrochemical reactions on submerged arc weld metal compositions**. Weld J. Vol. 69 (12). 446–53p. 1990.

KONONENKO, V. Y. **Mechanized welding with self-shielding, flux-cored wires for repairing hydraulic installations and vessels in water**. Welding International10: 994–997. 1996.

KOU, S. **Welding Metallurgy**, A Wiley-Interscience Publication, 2th, EUA, 2003.

LABANOWSKI, J.; FYDRYCH, D.; ROGALSKI, G. **“Underwater Welding - A Review.”** Advances in Materials Sciences. vol 8(3). Dez 2008.

LANCASTER, J.F. **The physics of welding.** International Institute of Welding. 2 ed. Oxford: Pergamon; 1986. p. 340p.

LECONTE, S. PAILLARD, P. CHAPELLE, P. HENRION, G. SAINDRENAN, J. **Effects of flux containing fluorides on TIG welding process.** Sci Technol Weld Join. Vol. 12(2). 120–6p. 2007.

LESNEWICH, A. **Control of Melting Rate and s Metal Transfer - Part I.** Welding Journal. Miami, n.8, p.343s-353s. 1958.

LI, H.L.; LIU, D.; GUO, N.; CHEN, H.; DU, Y.; FENG, J. **The effect of alumino-thermic addition on underwater wet welding process stability.** Journal of Materials Processing Technology. Vol. 245. 149–156. 2017.

LIDE, D.R. **Ionization potentials of atoms and atomic ions.** Handbook of chemistry and physics. 10–211p. 1992.

LIU, S.; POPE, A. M.; DAEMEN, R. **Welding Consumables and Weldability.** International Workshop on Underwater Welding of Marine Structures, Louisiana, USA, 1994.

LUCAS, W. HOWSE, D.S. **An investigation into arc constriction by active fluxes for TIG (A-TIG) welding.** Sci Technol Weld Join. Vol.3:189–93p. 2000.

MACHADO, L.C. & DUTRA, J.C. **The influence of positive polarity time on GTAW AC of aluminium.** Welding International 24(11):825-833. 2010.

MARQUES, P.V. MODENESI, P.J. **Algumas equações úteis em soldagem.** Soldagem & Inspeção. Vol. 19:91–101p. 2014.

MATSUSHITA, M.; LIU, S. **Hydrogen Control in Steel Weld Metal by Means of Fluoride Additions in Welding Flux.** Welding Research Supplement. p. 295–303, 2000.

MAZZAFERRO, J. A. E., **Estudo da Estabilidade do Arco Elétrico na Soldagem Subaquática com Eletrodos Revestidos.** Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Brasil, Tese, 1998.

MCINTOSH, C.L. **Experimental measurements of fall voltages and droplet temperature in GMAW**. Doctoral dissertation. University of Alberta. 2017.

MENESES, V. A. GOMES, J. F. P.& SCOTTI, A. **The effect of metal transfer stability (spattering) on fume generation, morphology and composition in short-circuit MAG welding**. Journal of Materials Processing Technology 214(7):1388–1397.2014

MEDEIROS, R. C. **Effect of Oxidizing Electrodes and Polarity on Hydrogen Mitigation in Underwater Wet Welding**. Colorado School of Mines. Tese. USA. 1997.

MEDEIROS, R. LIU, S. **A predictive electrochemical model for weld metal hydrogen pickup in underwater wet welds**. J Offshore Mech Arctic Eng. Vol. 120(4). 243–8p. 1998.

MENEZES, P.H.R., PESSOA, E.C.P., BRACARENSE, A.Q. **Comparison of underwater wet welding performed with silicate and polymer agglomerated electrodes**. J. Mater. Process. Technol., 266, 63–72. 2019.

MODENESI, P.J. **Soldabilidade dos Aços Transformáveis**. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, MG, Brasil. 2004.

MODENESI, P.J. COSTA, M.C.M. de S. SANTANA, I.J. BERGANHOLI, J.P.P. **Estudo de alguns parâmetros básicos da soldagem GMAW com transferência por curto-circuito**. Soldagem & Inspeção. Vol.16. 12–21p. 2011.

MODENESI, P. J. **Introdução à Física do Arco Elétrico e sua Aplicação na Soldagem dos Metais**. Apostila da disciplina de Física da Soldagem. Belo Horizonte, Universidade Federal de Minas Gerais, 2015. 188p.

MODENESI, P. J.; AVELAR, R. C. D. **The Influence of Small Variations of Wire Characteristics on Gas Metal Arc Welding Process Stability**. Journal of Materials Processing Technology, v. 86, p. 226–232, 1999.

MORENO-URIBE, A.M. BRACARENSE, A.Q. PESSOA, E.C.P. **The effect of polarity and hydrostatic pressure on operational characteristics of rutile electrode in underwater welding.** Materials. Vol.13:5001. 2020.

NIXON, J. and BILLINGHAM, J. **A survey of underwater welding techniques.** Endeavour, New Series, 11(3), (1987), 143-148.

NEERAJ, T.; SRINIVASAN, R.; LI, J. **Hydrogen Embrittlement of ferritic Steels: Observations on Deformation Microstructure, Nanoscale Dimples and Failure by Nano voiding.** Acta Materialia. Houston. 5160-5171. jul 2012

OMAJENE, J. E. KAH, P. WU, H. MARTIKAINEN, J. IZELU, C. O. **Intelligent Control Mechanism for Underwater Wet Welding.** International Journal of Mechanical Engineering and Applications. Vol. 3. pag: 50-56. 2015.

PESSOA, E. C. P. **Estudo Comparativo do desempenho de Eletrodos revestidos Comerciais E6013, E7018 e E7024 em Soldagem Subaquática Molhada.** Colorado School of Mines. Golden, p. 102. 2003.

PESSOA, E. C. **Estudo Da Variação Da Porosidade Ao Longo Do Cordão Em Soldas Subaquáticas Molhadas.** Universidade Federal de Minas Gerais, Brasil. Tese de doutorado, 2007.

PESSOA, E. C., RIBEIRO, L. F., BRACARENSE, A. Q., DIAS, W. ANDRADE, L. G., LIU. S, SANTOS, V. R., MONTEIRO, M. J. **Arc stability indexes evaluation on under water wet welding.** OMAE proceeding of the ASME 2010 29th international conference on Ocean, Offshore, and Arctic Engineering, 2010.

PERDOMO-GONZÁLEZ, L. BRACARENSE, A.Q. RAFAEL, Q.P. PESSOA, E.C.P. MANUEL, R.P. ALEJANDRO, D.S. **Perspectiva de uso del poliestireno expandido, como alternativa de impermeabilizante, para eléctrodo sempleadosenla soldadura sub acuática mojada.** Rer Fac Ing Univ Antioquia. Vol. 62. 103–13p. 2012.

PEREZ, F. **The Mechanism of Porosity Formation in Underwater Steel Welds using SMAW Process.** Golden Colorado, EUA. Colorado School of Mines. Thesis. 183f. 2007.

PEREZ, G.F. LIU, S. **The mechanism of porosity formation in underwater wet welds.** Defect Anal Mitig. Vol. 9. 215–8p. 2007.

PÉREZ, M. R. BRACARENSE, A. Q. GONZALES, L.P. PESSOA, E. C. P. PUCHOL, R. Q. SCOTT, A. D. **Evaluación del comportamiento de electrodos rutilicos (E 6013) en condiciones de soldadura subacuática mojada, protegidos con diferentes tipos de impermeabilizantes.** XXXV Congresso Nacional de Soldagem CONSOLDA. Piracicaba. 2009.

PIRES, I. QUINTINO, L. & MIRANDA, R. M. **Analysis of the influence of shielding gas mixtures on the gas metal arc welding metal transfer modes and fume formation rate.** Materials and Design 28(5): 1623-1631. 2007.

POPE, A.M. LIU, S. **Hydrogen content of underwater wet welds deposited by rutile and oxidizing electrodes.** Proc. Conf. OMAE 96. American Society of Mechanical Engineers Vol. 3.85–92p. 1996.

QUINTANA, P.R. PERDOMO, G.L. DUFFUS, S.A. BRACARENSE, A.Q, PESSOA, E.C.P. **Consideraciones termodinámicas entre la formación de poros y la presión hidrostática durante la soldadura subacuática mojada.** Soldagem & Inspeção. Vol.14(2).161–9p. 2009.

RAMOS, A. M. A. CASTRO, E. C. J. NILTON. M. M. FERNANDES, V. S. COSTA, M. C. M. BRACARENSE, A. Q. **Avaliação em Soldagem de Arames Tubulares com Formulações Base de Revestimentos de Eletrodos E6011, E7018 E E6013 sem e com Adição de Polímero.** XLI CONSOLDA – CONGRESSO NACIONAL DE SOLDAGEM Salvador. Bahia. 2015.

RITMININDUSTRY. Disponível em: <http://ritminindustry.com/catalog/elemental-analyzers/elemental-analyzer-oxygen-nitrogen-inorganic-matter-2/>. Acesso em: 10 de jan. de 2021

ROWE, M. D. LIU, S. REYNOLDS, T. J. **The effect of ferro-alloy additions and depth on the quality of underwater wet welds.** Welding Journal 81(8). 2002.

ROWE, M. D., LIU, S. **Recent Development in Underwater Wet Welding, Science and Tecnology of Welding and Joining.** Vol. 6, N° 6, 2001.

SANCHEZ-OSIO, A. LIU, S. IBARRA, S. OLSON, D. L. **Designing shielded metal arc consumables for underwater wet welding in offshore applications.** J. Offshore Mech. Arctic Eng. 1995.

SANCHEZ-OSIO, A. LIU, S. OLSON, D. L. IBARRA, S. **Underwater Wet Welding Consumables for Offshore Applications Preceedings.** OMAE, Vol.III-A. 1993.

SANTANA, I. J. de. MODENESI, P.J. **Modelagem matemática do processo de soldagem GMAW: transferência por vôo livre.** Soldagem & Inspeção. Vol. 16:213–22p. 2011.

SANTIAGO, G. H. VAZ, C. T. BRACARENSE, A. Q. **Avaliação da influência do teor de polímero sobre as propriedades do metal de solda produzido com eletrodos impermeáveis.** In: Anais CONSOLDA – ABS 38. Ouro Preto. 2012.

SANTOS, V.R.; MONTEIRO, M. J.; ASSUNÇÃO, F. C. R.; BRACARENSE, A. Q.; PESSOA, E. C. P.; MARINHO, R. R.; DOMINGUES, J. R; VIEIRA, L.A. **Recent Evaluation e Development of Electrodes for Wet Welding of Structural Ship Steels** -Proceedings of the 29th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering OMAE. Shanghai, China. 2010.

SANTOS, V.R, MONTEIRO, M. J. RIZZO, F.C. BRACARENSE, A.Q. PESSOA, E. MARINHO, R.R. **Development of an oxyrutile electrode for wet welding.** Welding Journal. Vol.91.319–28p. 2012.

SCOTTI, A. PONOMAREV, V. **Soldagem MIG/MAG: Melhor entendimento, Melhor desempenho.** Art liber. 2014.

SCOTTI, A. PONOMAREV, V. DA COSTA, A.V. **A methodology for voltage drop determination in GMA welding: arcs with short-circuiting metal transfer.** Eur Phys J ApplPhys.Vol.34(3). 231–6p. 2006.

SCOTTI, A. REIS, R.P. LISKEVYCH, O. **Modelo descritivo do fluxo de calor em soldagem a arco visando o conceito de calor imposto efetivo.** Soldagem & Inspeção. Vol. 17.166–72p. 2012.

SILVA, Luciana Ferreira et al. **Influência do molibdênio em propriedades do metal de solda na soldagem molhada com eletrodos óxi-rutílicos.** Soldagem & Inspeção. Vol.18, n.2, p.102-109, abr./jun. 2013.

SILVA, C.A DA., SILVA, I.A DA., DE CASTRO, L.F.A., TAVARES, R.P., SECHADRI, V. **Termodinâmica Metalúrgica: balanços de energia, soluções e equilíbrio em sistemas metalúrgicos.** ABM. 1ª ed. Blucher. 2018.

SHI, Y.H. ZHENG, Z.P. HUANG, J. **Arc stability of shallow-wet and atmospheric-in-air welding.** J. South China Univ. Technol 40 (7), 67–72. 2012.

SILVA, J. H. F. **Proposta de um novo ensaio para avaliar a suscetibilidade de metais de solda ao fenômeno de trinca induzida pelo hidrogênio em diferentes ambientes.** Tese de doutorado. Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP. SP. 158p. 2005.

SILVA, L. F. **Influência do Molibdênio em Propriedades do Metal de Solda na Soldagem Molhada com eletrodos Oxi-rutílicos.** Dissertação de mestrado. PUC-RIO. Rio de Janeiro. 80p. 2010.

SILVA, W. C. D. da. BRACARENSE, A. Q. PESSOA, E. C. P. **Efeito da profundidade de soldagem no hidrogênio difusível de soldas molhadas.** Soldagem & Inspeção. São Paulo. vol: 17 (4). 298-305p. 2012.

SILVEIRA, M. M. DA. **Introdução ao apoio marítimo.** p. 53, 2001.

SOUZA, D. RESENDE, A.A. SCOTTI, A. **A qualitative model to explain the polarity influence on the fusion rate in the MIG/MAG process.** Welding International. Vol. 24(12). 934–41p. 2010.

STARLING, C.M.D.; MODENESI, P.J. **Proposição de Modelo para a Fusão de Arames Tubulares.** Soldagem & Inspeção, São Paulo, v.12, n.3, p.168-178, 2007.

STARLING, C.M.D.; MODENESI, P.J. BORBA, T. M. D. **Comparação do Desempenho Operacional e das Características do Cordão na Soldagem com Diferentes Arames Tubulares.** Soldagem & Inspeção, São Paulo. Vol. 14, No. 1, p.010-025. 2009.

SUBAN, M., TUSEK, J. **Methods for the determination of arc stability.** Journal of materials processing and technology. 2003

SUGA, Y., HASUI, A. **On formation of porosity in underwater weld metal.** Transactions of the Japan Welding Society, Vol. 17, N°. 1, 1986.

SUGA, Y. HASUI, A. **The effect of pressure on welding results and welding phenomena in gravity arc welding.** Japan Weld Soc Trans. Vol.21.78–84p. 1990.

SWIERCZNSKA, A. FYDRYCH, D. ROGALSKI, G. **Diffusible hydrogen management in underwater wet self-shielded flux cored arc welding.** International Journal Hydrogen Energy. Vol. 42. 24532–40p. 2017.

SZALAGOWSKI, P. PACHNIUK, I. STUHFF, H. **Wet welding for platform repair.** Proceedings Second International Offshore and Polar Engineering Conference. San Francisco, Calif. International Society of Offshore and Polar Engineers (ISOPE), Golden, Colo., pp. 208–215. 1992

TALKINGTON, J.E. **Variable polarity gas metal arc welding.** Doctoral dissertation. The Ohio State University; 1998.

TANG, Z.; STUMPF, W. **The role of molybdenum additions and prior deformation on acicular ferrite formation in microalloyed Nb–Ti low-carbon line-pipe steels.** Materials Characterization, 59: 717-728., 2008.

TEICHMANN, Erwin Werner. **Contribuição ao desenvolvimento da soldagem molhada com arames tubulares**. 120 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2000.

TERÁN, G. CUAMATZI-MELENDZ, R. ALBITER, A. MALDONADO, C. BRACARENSE, A. Q. **Characterization of the mechanical properties and structural integrity of T-welded connections repaired by grinding and wet welding**. *Advances in Materials Science and Engineering*. Vol. 599. P 105–115. 2014.

TSAI, C.L., MASUBUCHI, K. **Interpretive Report on Underwater Welding**. *Weld. Res. Counc. Bull.* 224. 1–37. 1977

URIBE, A.M.M. BRACARENSE, A.Q. PESSOA, E.C.P. SANTOS, V. R. dos. **Influência da Polaridade Sobre a Estabilidade do Processo de Soldagem Subaquática Molhada com Eletrodo Revestido**. *Soldagem & Inspeção*. Vol. 22. 429–41p. 2017.

VAN DEN BRINK, S. H. BOLTJE, G. W. *Proceedings, Conference on Underwater Welding*. Oxford: Pergamon Press. 271 – 276. 1983.

VAN VLACK, L.H., **Oxide Inclusions in Steel**. *Int. Metals Reviews*, pp. 78-86, September, USA, (1977) apud PESSOA, E. C. **Estudo Da Variação Da Porosidade Ao Longo Do Cordão Em Soldas Subaquáticas Molhadas**. Universidade Federal de Minas Gerais, Brasil, Tese, 2007.

VAZ, Cláudio Turani. **Influência do polímero utilizado como aglomerante em eletrodos revestidos básicos sobre a formação de ferrita acicular no metal de solda**. 146f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Universidade federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2014.

VAZ, C. T. BRACARENSE, A. Q. BERNARDINA, A. D. PESSOA, E. C. P. FELIZARDO, I. **Desenvolvimento de Eletrodos Revestidos do Tipo Baixo Hidrogênio Impermeáveis**. In: *Anais XXXVI CONSOLDA*, 2010, Recife. 2010.

VAZ, C. T. BRACARENSE, A. Q. **Influência do uso de PTFE como aglomerante em eletrodos revestidos básicos sobre a formação de ferrita acicular no metal de solda.** Soldagem & Inspeção. São Paulo, Vol. 19, nº. 02. abr/jun 2014.

VAZ, C. T. FELIZARDO, I. BRACARENSE, A. Q. PESSOA, E. C. P. **Impermeable low hydrogen covered electrodes: the weld metal diffusible hydrogen, microstructure and mechanical properties.** 16th International Conference on the Joining of Materials. JOM. Tisvildeleje. Dinamarca. 2011.

VAZ, C. T. FELIZARDO, I. BRACARENSE, A. Q. PESSOA, E. C. P. **Impermeable Low Hydrogen Covered Electrodes: Weld Metal, Slag, and Fumes Evaluation.** Journal of Materials Research and Technology. Vol. 1(2). 64-70p. 2012.

VAZ, C.T. BRACARENSE, A. Q. **The influence of PTFE used as basic covered electrode binder on weld metal acicular ferrite formation.** Welding International. Vol. 30(5). 359–71p. 2016.

VAZ, C.T. BRACARENSE, A.Q. REZENDE, L.S de. MENEZES, P.H.R. **Arames Tubulares Celulósicos: Influência da Adição de Polímeros sobre a Estabilidade do Processo e Propriedades do Metal de Solda Produzido.** Soldagem & Inspeção. São Paulo. Vol. 22(4). 374-388p. 2017.

VENTRELLA, V. A.; ALCANTARA, N.G.; EVANS, G.M. **Caracterização Microestrutural de Juntas Soldadas de Aços ARBL usando Microscopia Eletrônica de Varredura.** XII Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais. Águas de Lindóia. Anais. Dezembro. p. 1006-1009. 1996.

VERMA, K.; GARG, H. Underwater Welding-Recent Trends and Future Scope. **International journal on emerging technologies**, v. 3, n. 2, p. 115–120, 2012.

VILANE, P.M., MODENESI, P.J. **Algumas equações úteis em soldagem.** Soldagem & Inspeção, Volume 19, Number 1, pp. 91-101(11). 2014.

VILARINHO, L. O., LUCAS, B., RAGHUNATHAN,S. **Initial trials of underwater wet welding using mechanised FCAW process.** 20th International Congress of Mechanical Engineering (COBEM). 2009:

WANG, J. SUN, Q. MA, J. JIN, P. SUN, T. FENG, J. **Correlation between wire feed speed and external mechanical constraint for enhanced process stability in under water wet flux-cored arc welding.** Proceeding of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture. 2018.

WANG, J; SUN, Q.; ZHANG, S.; WANG, C.; WU, L.; FENG, J. **Characterization of the under water welding arc bubble through a visual sensing method.** Journal of Materials Processing Technology. Vol. 251. 95-108p. 2018b.

WATSON, P.D., TSAI, C.L., WOOD, B. **Fitness for service Design Application for Underwater Wet Welds.** International Workshop on Underwater Welding of Marine Structures, Louisiana, USA, pp.201-236, 1994.

WOODS, R.A. **Hydrogen absorption and porosity formation during aluminum welding.** Hydrog Met.713–25p. 1974.

WIDGERY, D. **Tubular Wire Welding.** Cambridge: Abington Publishing. 1994.

YANG, Q. HAN, Y. JIA, C. WU, J. DONG, S. WU, C. **Impeding effect of bubbles on metal transfer in underwater wet FCAW.** J. Manuf. Proces. 45, 682–689. 2019.

ZHANG, H. T. DAI, X. Y. FENG, J. C.&HU, L. L. **Preliminary investigation on real time induction heating assisted underwater wet welding.** Welding research. vol. 94, pp. 8-15,2015.

ZHANG, Y. JIA, C. ZHAO, B.HU, J. WU, C. **Heat input and metal transfer influences on the weld geometry and microstructure during underwater wet FCAW.** Journal of Materials Processing Technology. Volume 238. pag. 373-382. dec. 2016.

ZHANG, X., GUO, N., XU, C.S., DU, Y.P., CHEN, B., FENG, J.C. **Influence of CaF₂ on microstructural characteristics and mechanical properties of 304 stainless steel underwater wet welding using flux-cored wire.** *J. Manuf. Process.* 9, 138–146. 2019.

ZHANG, X. GUO, N. XU, C. KAN, H. TAN, Y. CHEN, H. **Effect of Filling Rate on Underwater Wet Welding Process and Weld Appearance.** *Materials.* 13, 1061. 2020.

ANEXO A

Partes da máquina de fabricação de arame tubular.

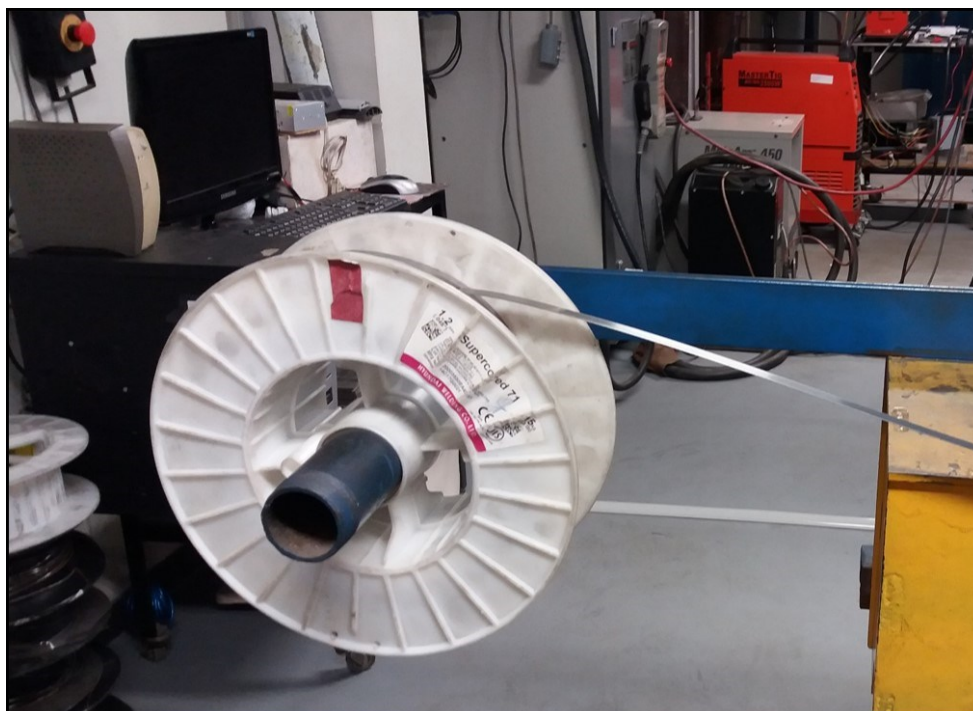


Figura A. 1 - Carretel da Fita

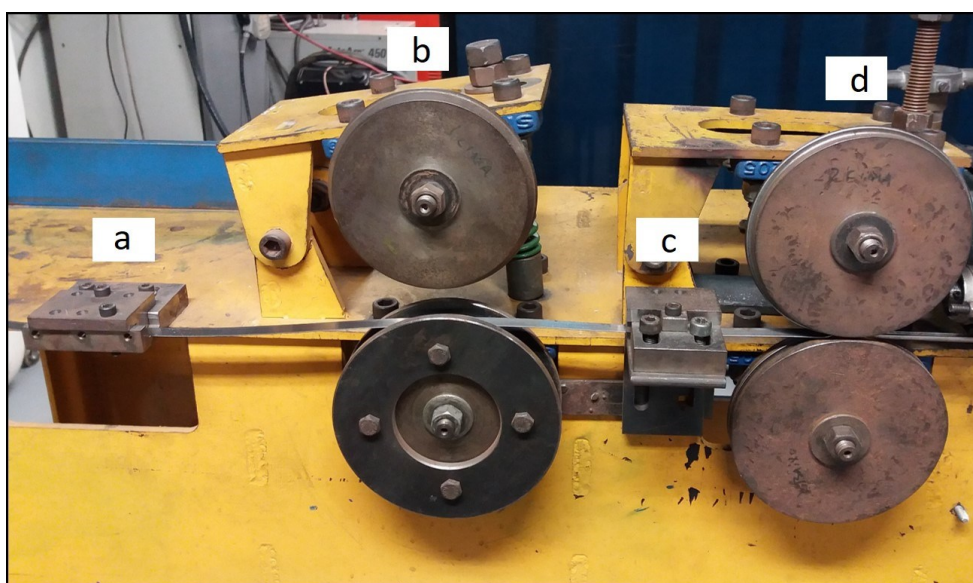


Figura A. 2 - (a) primeira e (c) segunda guia de alinhamento, (b) par de rolete de conformação em “V” e (d) par de rolete de conformação em “U”.

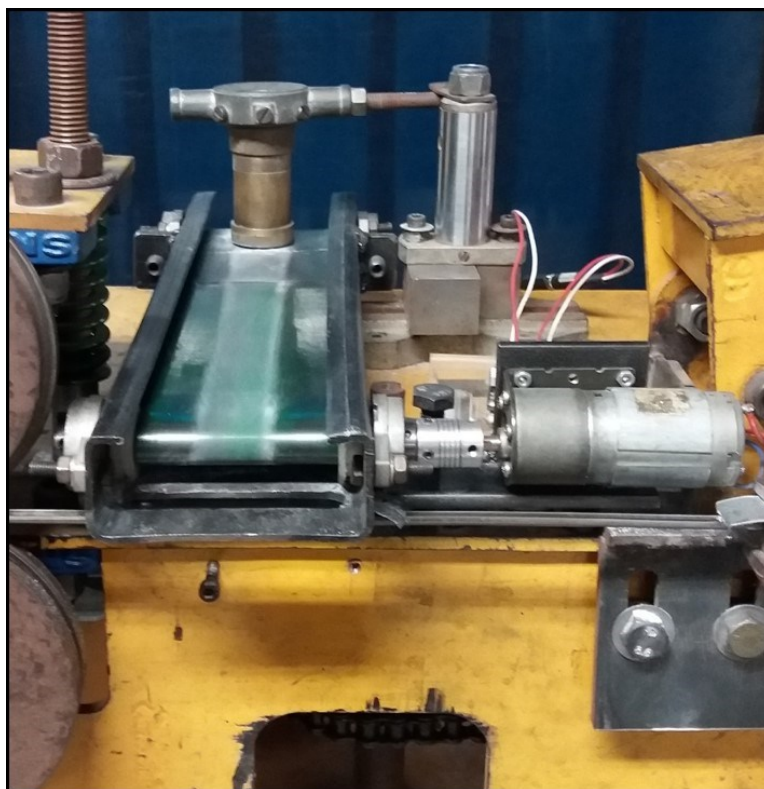


Figura A. 3 - Sistema de alimentação de fluxo

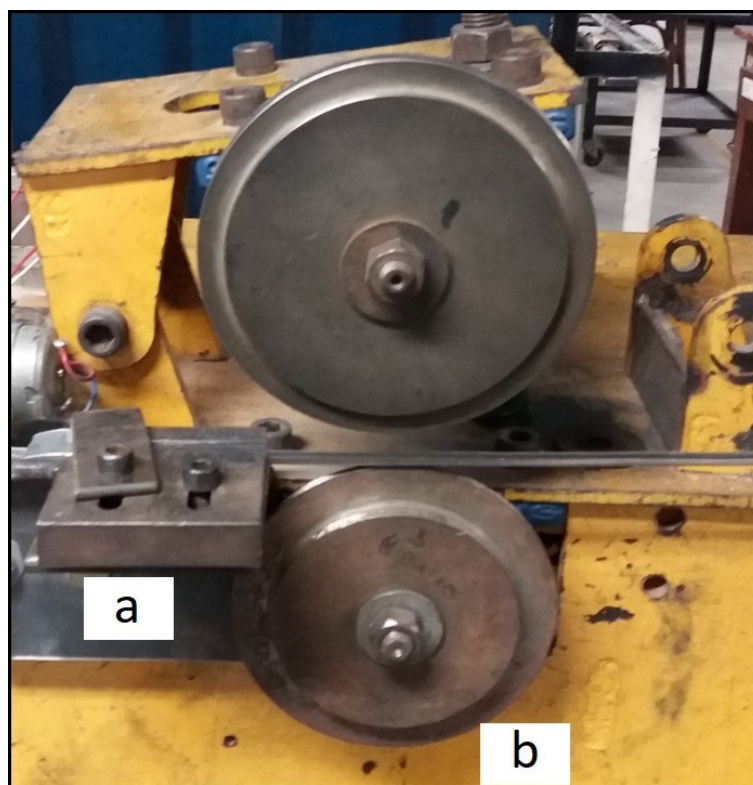


Figura A. 4 - (a) Terceira guia de alinhamento e (b) par de rolete de fechamento "O" .

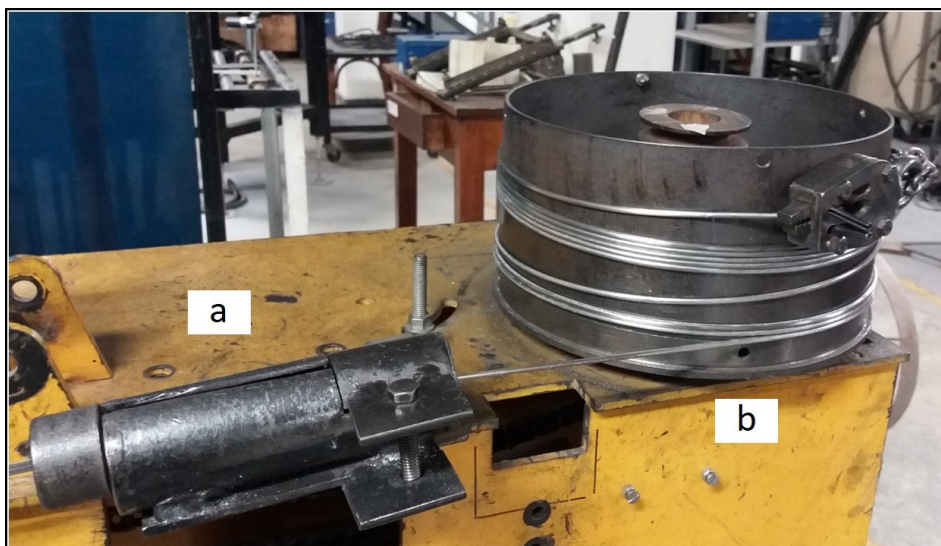


Figura A. 5 - (a) Caixa de acoplamento de fieira e (b) tambor de tracionamento e bobinamento.

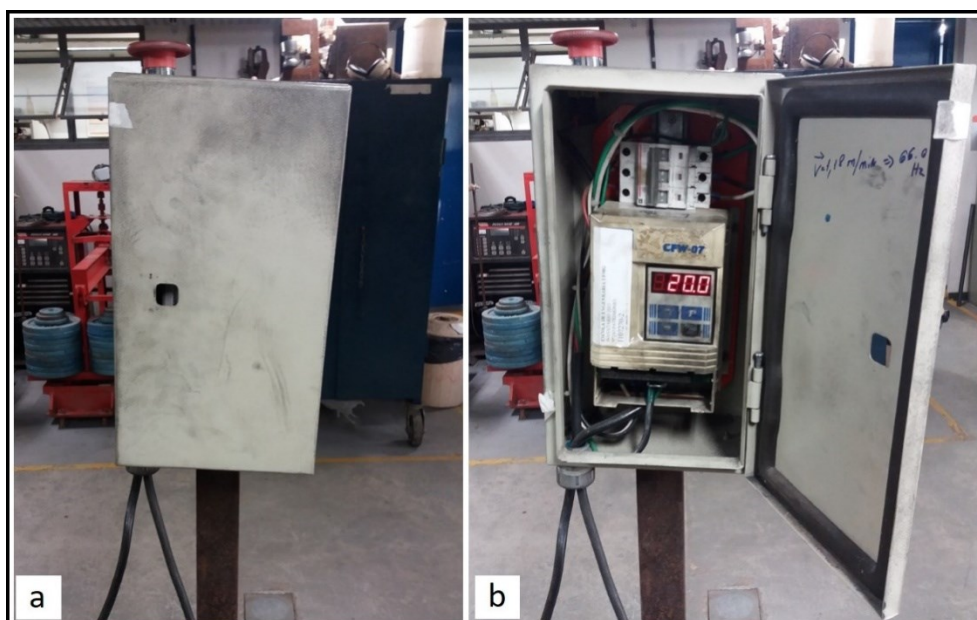


Figura A. 6 - Unidade de controle eletrônico do motor (Painel com o controlador de frequência).