

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

Alphonsus Henrique Clemente Cardoso

**Efeito da polaridade, profundidade e corrente no  
desempenho operacional da soldagem subaquática com  
eletrodos revestido de aço inoxidável**

Belo Horizonte

2022

Alphonsus Henrique Clemente Cardoso

**Efeito da polaridade, profundidade e corrente no desempenho operacional da soldagem subaquática com eletrodos revestido de aço inoxidável**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Engenharia de Manufatura e Materiais  
Linha de Pesquisa: Processo de Fabricação  
Orientador: Prof. Dr. Ariel Rodriguez Arias

Belo Horizonte

2022

C268e

Cardoso, Alphonsus Henrique Clemente.

Efeito da polaridade, profundidade e corrente no desempenho operacional da soldagem subaquática com eletrodos revestidos de aço inoxidável [recurso eletrônico] / Alphonsus Henrique Clemente Cardoso. - 2022.

1 recurso online (140 f. : il., color.) : pdf.

Orientador: Ariel Rodriguez Arias.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Apêndices: f. 107-140.

Bibliografia: f. 99-104.

Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Aço inoxidável - Teses. 3. Curto-circuito - Teses. 4. Soldagem subaquática - Teses. I. Rodríguez Arias, Ariel. 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 POLARIDADE, PROFUNDIDADE E CORRENTE NO DESEMPENHO OPERACIONAL DA SOLDAGEM SUBAQUÁTICA COM ELETRODOS DE AÇO INOXIDÁVEL*

***ALPHONSUS HENRIQUE CLEMENTE CARDOSO***

Dissertação 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. Ariel Rodriguez Arias (Orientador – Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), Dr. Alexandre Queiroz Bracarense (Professor aposentado do Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG) e Dr. Eduardo Jose Lima II (Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "**Mestre em Engenharia Mecânica**", na área de concentração de "**Projeto e Sistemas**".

Dissertação aprovada no dia 19 de julho de 2022.



Documento assinado eletronicamente por **Ariel Rodriguez Arias, Professor do Magistério Superior**, em 08/08/2022, às 11:32, 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 **Eduardo Jose Lima II, Professor do Magistério Superior**, em 15/08/2022, às 17:04, 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 **Alexandre Queiroz Bracarense, Membro**, em 16/08/2022, às 10:57, 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](https://sei.ufmg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0), informando o código verificador **1629483** e o código CRC **93473B76**.

*Este trabalho é dedicado à todos que no tempo de pandemia, sofreram com partidas, decisões, dificuldades materiais e relacionais e, experimentados na dor, seguiram confiantes.*

# Agradecimentos

Agradeço a paciente orientação do professor Ariel Rodriguez Arias. Agradeço também a colaboração dedicada e intensiva do professor Andrés Maurício Moreno Uribe.

Agradeço ao amigo Tiago Vieira por todas as orientações e ensinamentos na condução de um trabalho de pós-graduação, além da confiança e incentivo sempre que foi necessário. Agradeço a Christiane Debarry, amiga e companheira de todas as horas, pelo seu zelo, cuidado, e compreensão que lhe são próprios.

Agradeço aos meus amigos e irmãos, membros da Comunidade Católica Shalom por todas as orações e votos de sucesso, parte fundamental no sustento deste grande desafio.

Agradeço aos estudantes, colegas de laboratório Everton Vargas, Danna Contreas e Mauricio Castellanos pela massiva contribuição na execução da parte prática do trabalho.

Agradeço à Marina, secretária do PPGMEC, pela atenção.

Agradeço principalmente ao Senhor Nosso Deus, que merece todo amor do mundo, e por amor conduz com sabedoria e misericórdia seus filhos, ainda que estes, em sua liberdade, insistem em não prescrutar a Sua voz.

Por fim, todos que de alguma forma contribuíram para a concretização deste desafio, meus votos de saúde e paz, minhas orações, e meu sincero agradecimento.

*“Eu sou eu e minha circunstância,  
e se não salvo a ela,  
não me salvo a mim”.  
(José Ortega y Gasset)*

# Resumo

A soldagem subaquática molhada com eletrodos revestidos é a opção mais versátil e prática para montagem e manutenção de componentes da indústria offshore e naval. Neste ambiente, algumas otimizações de variáveis dos processos podem causar a diminuição de descontinuidades, defeitos e presença de elementos diminuidores de resistência como o hidrogênio difusível. Utilizando um estudo estatístico com análise fatorial de dois níveis e quatro variáveis, foram avaliadas as respostas à mudança de parâmetros de profundidade de soldagem, polaridade, corrente e alternância de dois eletrodos. Foram utilizados eletrodos de Aço Inox com revestimento rútilicos, especificações E309L-17 (E309) e E312L-17 (E312), muito utilizados em juntas dissimilares de alta resistência. AS respostas coletadas foram valor de hidrogênio difusível, valores de curtos circuitos, tensões médias, taxa de fusão do eletrodo e velocidade de soldagem, e cotas de geometria da seção transversal do metal de solda. Foi possível verificar as soldas com menores valores de hidrogênio difusível realizadas nas maiores profundidades de soldagem, menores correntes e polaridades reversas. A profundidade como parâmetro de maior impacto, na quantidade de hidrogênio difusível, nas quantidades de transferência por curtos circuitos, na tensão média e na penetração de soldagem. O eletrodo E312 apresentando menores valores de hidrogênio difusível e tensão média e maiores valores de curtos circuitos em relação ao E309. A velocidade de soldagem e taxa de fusão apresentando comportamentos diferentes em cada polaridade ao passar da lâmina d'água para 30 metros de profundidade.

**Palavras-chave:** profundidade, hidrogênio difusível, polaridade, curtos circuitos.



# Abstract

Wet underwater welding with coated electrodes is the most versatile and practical option for assembly and maintenance of components in the offshore and marine industry. In this environment, some optimizations of process variables can cause a decrease in discontinuities, defects and the presence of resistance-reducing elements such as diffusible hydrogen. Using a statistical study with two-level factorial analysis and four variables, the responses to changes in welding depth, polarity, current and alternation of two electrodes parameters were evaluated. Stainless steel electrodes with rutilic coating, specifications E309L-17 (E309) and E312L-17 (E312) were used, widely used in high resistance dissimilar joints. The responses collected were diffusible hydrogen value, short circuit values, average voltages, electrode melting rate and welding speed, and weld metal cross-section geometry dimensions. It was possible to verify the welds with lower values of diffusible hydrogen performed at greater welding depths, lower currents and reverse polarities. The depth as the parameter with the greatest impact, in the amount of diffusible hydrogen, in the amounts of transfer by short circuits, in the average voltage and in the welding penetration. The E312 electrode presented lower values of diffusible hydrogen and average voltage and higher values of short circuits in relation to E309. The welding speed and melting rate show different behaviors in each polarity when going from the water depth to 30 meters deep.

**Keywords:** depth, diffusible hydrogen, short circuit, polarity.

# Lista de ilustrações

Figura 1 – Transferência do Hidrogênio. . . . .	30
Figura 2 – Efeito da polaridade na geometria do cordão de solda. . . . .	31
Figura 3 – Principais defeitos e parâmetros causadores na soldagem molhada. . . .	34
Figura 4 – Evolução do teor de oxigênio na solda em relação à variação da profundidade. . . . .	35
Figura 5 – Concentração de hidrogênio de acordo com cada revestimento de eletrodo. .	38
Figura 6 – Evolução do teor de hidrogênio na solda em relação à variação da profundidade. . . . .	40
Figura 7 – Desenho dos três cordões de solda distribuídos na chapa de teste. . . .	45
Figura 8 – Corpo de prova (dimensões em mm). . . . .	46
Figura 9 – Disposição do consumível no dispositivo. . . . .	47
Figura 10 – Vaso de pressão do LRSS-UFMG. . . . .	47
Figura 11 – Oscilograma aumentado mostrando valores de tensão média de curto circuito $T_{cc}$ , duração média de pico $T_p$ , período médio $T$ , e tensão de corte. . . . .	49
Figura 12 – Medição do cordão de solda e do comprimento do eletrodo pós soldagem. .	50
Figura 13 – Indicação das medidas de largura, reforço e penetração do cordão de solda	50
Figura 14 – Cromatógrafo Gasoso do LRSS-UFMG. . . . .	51
Figura 15 – Fluxograma para obtenção das respostas . . . . .	52
Figura 16 – Fluxograma para obtenção do estudo estatístico completo . . . . .	54
Figura 17 – Macrografia comparando os cordões a 0,3m e a 30m de profundidade, 180A, DCEN, E312 . . . . .	56
Figura 18 – Gráfico do efeito da profundidade sobre $T_m$ , $N_{cc}$ , penetração e $H_{dif}$ . . .	57
Figura 19 – Oscilograma de tensão comparativo entre as soldas a 0,3m e a 30m de profundidade, 180A, DCEN, E312 . . . . .	57
Figura 20 – Cordões de solda produzidos a 0,3m de profundidade, 180A, DCEN, E312 . . . . .	58
Figura 21 – Cordões de solda produzidos 0,3m de profundidade, 150A, DCEN, E312 . .	58
Figura 22 – Cordões de solda produzidos a 30m de profundidade, 180A, DCEN, E312 .	59
Figura 23 – Macrografia comparando os cordões E312 , 30m de profundidade, 180A, DCEN e DCEP . . . . .	59
Figura 24 – Oscilograma de tensão comparativo entre as soldas com E312, 180A, 30 metros, DCEN e DCEP. . . . .	60
Figura 25 – Gráfico do efeito da polaridade sobre $T_m$ , $N_{cc}$ , penetração e $H_{dif}$ . . . .	60
Figura 26 – Cordões de solda produzidos a 30m de profundidade, 180A, DCEP, E312 .	61

Figura 27 – Macrografia comparando os cordões E309 , 30m de profundidade, 180A, DCEN e DCEP . . . . .	62
Figura 28 – Oscilograma de tensão comparativo entre as soldas com E309, 180A, 30 metros, DCEN e DCEP. . . . .	62
Figura 29 – Cordões de solda produzidos a 30m de profundidade, 180A, DCEN, E309	63
Figura 30 – Cordões de solda produzidos a 30m de profundidade, 180A, DCEP, E309	63
Figura 31 – Macrografia comparando os cordões E309 , 30m de profundidade, DCEP, 150A e 180A . . . . .	64
Figura 32 – Oscilograma de tensão comparativo entre as soldas com E309, 30 metros, DCEP, 150A e 180A . . . . .	64
Figura 33 – Gráfico do efeito da corrente sobre Ncc, Tm,penetração e Hdif . . . . .	65
Figura 34 – Cordões de solda produzidos a 30m de profundidade, 150A, DCEP, E309	65
Figura 35 – Macrografia comparando os cordões E312 , 30m de profundidade, DCEP, 150A e 180A . . . . .	66
Figura 36 – Oscilograma de tensão comparativo entre as soldas com E312, 30 metros, DCEP, 150A e 180A . . . . .	66
Figura 37 – Cordões de solda produzidos a 30m de profundidade, 150A, DCEP, E312	67
Figura 38 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para o Hidrogênio Difusível.	68
Figura 39 – Gráficos de Resíduo de Hdif para o Hidrogênio Difusível. . . . .	70
Figura 40 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para o E309. . . . .	72
Figura 41 – Gráficos de Resíduo de Hdif para o E309. . . . .	72
Figura 42 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para o E312. . . . .	74
Figura 43 – Gráficos de Resíduo de Hdif para o E312. . . . .	74
Figura 44 – Gráficos de Efeitos Principais para Hdif $R^2 = 81,19\%$ ( $\alpha = 0,05$ ).. . . .	75
Figura 45 – Gráficos de Efeitos Principais para Hdif $R^2 = 81,19\%$ ( $\alpha = 0,05$ ).. . . .	76
Figura 46 – Gráficos de Efeitos Principais para Ncc $R^2 = 94,39\%$ ( $\alpha = 0,05$ ). . . . .	77
Figura 47 – Gráficos de Interações para Ncc $R^2 = 94,39\%$ ( $\alpha = 0,05$ ). . . . .	77
Figura 48 – Gráficos de Efeitos Principais para Fcc $R^2 = 93,99\%$ ( $\alpha = 0,05$ ).. . . .	78
Figura 49 – Gráfico Interações entre os efeitos contidas no modelo para Fcc $R^2 = 93,99\%$ ( $\alpha = 0,05$ ). . . . .	79
Figura 50 – Gráfico de Efeitos Principais para Tm $R^2 = 92,64\%$ ( $\alpha = 0,05$ ). . . . .	80
Figura 51 – Gráfico de Interações para Tm $R^2 = 92,64\%$ ( $\alpha = 0,05$ ). . . . .	80
Figura 52 – Gráficos de Efeitos Principais para Ncc $R^2 = 80,34\%$ ( $\alpha = 0,05$ ). . . . .	81
Figura 53 – Gráfico de Efeitos Principais para TF $R^2 = 97,20\%$ ( $\alpha = 0,05$ ). . . . .	82
Figura 54 – Gráfico de Interações para TF $R^2 = 97,20\%$ ( $\alpha = 0,05$ ). . . . .	82
Figura 55 – Gráfico de Efeitos Principais para Vs $R^2 = 96,82\%$ ( $\alpha = 0,05$ ).. . . .	83
Figura 56 – Gráfico de Interações para Vs $R^2 = 96,82\%$ ( $\alpha = 0,05$ ). . . . .	84
Figura 57 – Gráficos de Efeitos Principais para Vs $R^2 = 96,68\%$ ( $\alpha = 0,05$ ). . . . .	84
Figura 58 – Gráfico de Efeitos Principais para Penetração $R^2 = 85,53\%$ ( $\alpha = 0,05$ ). . . . .	85

Figura 59 – Gráfico de Interações para Penetração $R^2 = 85,53\%$ ( $\alpha = 0,05$ ). . . . .	86
Figura 60 – Gráfico de Efeitos Principais para Largura $R^2 = 62,75\%$ ( $\alpha = 0,05$ ). . . . .	86
Figura 61 – Gráfico de Interações para Largura $R^2 = 62,75\%$ ( $\alpha = 0,05$ ). . . . .	87
Figura 62 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para o Número de Curtos Circuitos. . . . .	96
Figura 63 – Gráficos de Resíduo para o Ncc . . . . .	97
Figura 64 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para o Fator de Curto Circuito . . . . .	99
Figura 65 – Gráficos de Resíduo para o Fcc . . . . .	100
Figura 66 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para a Tensão Média de Soldagem . . . . .	102
Figura 67 – Gráficos de Resíduo para $T_m$ . . . . .	103
Figura 68 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para o Taxa de Fusão . . . . .	105
Figura 69 – Gráficos de Resíduo para TF . . . . .	106
Figura 70 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para a Velocidade de Soldagem . . . . .	108
Figura 71 – Gráficos de Resíduo para VS . . . . .	109
Figura 72 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para a Penetração da Solda. . . . .	111
Figura 73 – Gráficos de Resíduo para Penetração . . . . .	112
Figura 74 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para a Largura do Cordão de Solda. . . . .	114
Figura 75 – Gráficos de Resíduo para Largura . . . . .	115
Figura 76 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para o Reforço do Cordão de Solda. . . . .	117
Figura 77 – Gráficos de Resíduo para Reforço . . . . .	119
Figura 78 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para o Número de Curtos Circuitos. . . . .	120
Figura 79 – Gráficos de Resíduo para Oxigênio . . . . .	121

# Lista de tabelas

Tabela 1 – Parâmetros constantes do experimento . . . . .	52
Tabela 2 – Níveis do Experimento Fatorial . . . . .	53
Tabela 3 – Corridas realizadas para análise de parâmetros . . . . .	55
Tabela 4 – Coeficientes Codificados para o Hidrogênio Difusível. . . . .	69
Tabela 5 – Sumário do Modelo para o Hidrogênio Difusível. . . . .	69
Tabela 6 – Análise de Variância para o Hidrogênio Difusível. . . . .	69
Tabela 7 – Coeficientes E309. . . . .	71
Tabela 8 – Sumário do Modelo para E309. . . . .	71
Tabela 9 – Análise de Variância para E309. . . . .	71
Tabela 10 – Coeficientes E312. . . . .	73
Tabela 11 – Sumário do Modelo para E312. . . . .	73
Tabela 12 – Análise de Variância para E312. . . . .	73
Tabela 13 – Coeficientes Codificados para o Ncc . . . . .	96
Tabela 14 – Análise de Variância para o Ncc . . . . .	97
Tabela 15 – Sumário do Modelo para Número de Curtos Circuitos. . . . .	98
Tabela 16 – Coeficientes Codificados para o Fcc . . . . .	99
Tabela 17 – Análise de Variância Fcc . . . . .	100
Tabela 18 – Sumário do Modelo para Fator de Curtos Circuitos. . . . .	101
Tabela 19 – Coeficientes Codificados para o Tm . . . . .	102
Tabela 20 – Análise de Variância para o Tm . . . . .	103
Tabela 21 – Sumário do Modelo para Tensão Média. . . . .	104
Tabela 22 – Coeficientes Codificados para a TF . . . . .	105
Tabela 23 – Análise de Variância para TF . . . . .	106
Tabela 24 – Sumário do Modelo para Taxa de Fusão. . . . .	107
Tabela 25 – Coeficientes Codificados para o VS . . . . .	108
Tabela 26 – Análise de Variância para VS . . . . .	109
Tabela 27 – Sumário do Modelo para Velocidade de Soldagem. . . . .	110
Tabela 28 – Coeficientes Codificados para Penetração . . . . .	111
Tabela 29 – Coeficientes Codificados para Penetração . . . . .	112
Tabela 30 – Sumário do Modelo para Penetração. . . . .	112
Tabela 31 – Coeficientes Codificados para Largura . . . . .	114
Tabela 32 – Análise de Variância para Largura . . . . .	115
Tabela 33 – Sumário do Modelo para Largura. . . . .	116
Tabela 34 – Coeficientes Codificados para o Reforço . . . . .	118
Tabela 35 – Coeficientes Codificados para o Reforço . . . . .	118
Tabela 36 – Sumário do Modelo para Reforço. . . . .	119

Tabela 37 – Coeficientes Codificados para o O2 . . . . .	120
Tabela 38 – Análise de Variância para o O2 . . . . .	120
Tabela 39 – Sumário do Modelo para Oxigênio . . . . .	121

# Lista de abreviaturas e siglas

LRSS	Laboratório de Robótica, Soldagem e Simulação
PPGMEC	Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica
UFMG	Universidade Federal de Minas Gerais
SMAW	Shield Metal Arc Welding
AWS	American Welding Society
ASME	American Society of Mechanical Engineers
ASTM	American Society of Testing Materials
DCEP	Corrente Direta com eletrodo positivo
DCEP	Corrente Direta com eletrodo negativo
E309	Eletrodo classificação ASME SFA-5.4 E-309L-17
E312	Eletrodo classificação ASME SFA-5.4 E-312L-17
Hdif	Hidrogênio Difusível
Ncc	Número de curtos circuitos
Fcc	Fator de curtos circuitos
Tm	Tensão média
Tf	Taxa de fusão
Vs	Velocidade de soldagem
L	Largura do cordão de solda
R	Reforço do cordão de solda
P	Penetração do cordão de solda
ZTA	Zona Termicamente Afetada
ZF	Zona de Fusão
Coef	Coeficiente

EP	Erro Padrão
VIF	Fatores de Inflação da Variância
$R^2$	Fator de Determinação
GL	Grau de liberdade



# Sumário

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>19</b>
<b>1.1</b>	<b>Objetivos</b>	<b>20</b>
<b>2</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	<b>21</b>
<b>2.1</b>	<b>Soldagem Subaquática</b>	<b>21</b>
2.1.1	Processos de Soldagem Subaquática	22
2.1.1.1	Soldagem Hiperbárica com Câmara a 1atm	22
2.1.1.2	Soldagem em Habitat	22
2.1.1.3	Soldagem em Câmara Seca	22
2.1.1.4	Soldagem em Ponto Seco	22
2.1.1.5	Soldagem Molhada	23
2.1.1.6	Soldagem Molhada com Eletrodos Revestidos	23
2.1.2	Desafios na Soldagem Subaquática Molhada	24
<b>2.2</b>	<b>Parâmetros Principais na Soldagem Subaquática</b>	<b>25</b>
2.2.1	Parâmetros do Meio de Soldagem	25
2.2.1.1	Taxa de Resfriamento	25
2.2.1.2	Microestrutura	26
2.2.1.3	Meio Aquoso e Salinidade	27
2.2.1.4	Profundidade e Pressão	28
2.2.2	Parâmetros Operacionais	29
2.2.2.1	Polaridade	29
2.2.2.2	Estabilidade do Arco Elétrico	31
2.2.2.3	Revestimento do Eletrodo	33
2.2.3	Descontinuidades e Defeitos no Metal de Solda	34
2.2.3.1	Difusão do Oxigênio	34
2.2.3.2	Hidrogênio Difusível	36
2.2.3.3	Fissuração a Frio	39
2.2.3.4	Microestrutura Pós-Soldagem	40
2.2.3.5	Fissuração a Quente	42
2.2.3.6	Porosidade	42
<b>2.3</b>	<b>Utilização de Juntas Dissimilares na Soldagem Subaquática</b>	<b>43</b>
<b>3</b>	<b>MATERIAIS E MÉTODOS</b>	<b>45</b>
<b>3.1</b>	<b>Equipamentos e Corpos de Prova</b>	<b>45</b>
<b>3.2</b>	<b>Experimento Fatorial</b>	<b>52</b>
3.2.1	Fatores fixos e variáveis	52

3.2.2	Desenho do Procedimento Experimental . . . . .	54
<b>4</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÃO . . . . .</b>	<b>56</b>
<b>4.1</b>	<b>Análise dos cordões de solda produzidos . . . . .</b>	<b>56</b>
4.1.1	Efeito da Mudança da Profundidade . . . . .	56
4.1.2	Efeito da Mudança da Polaridade . . . . .	59
4.1.3	Efeito da Mudança da Corrente . . . . .	63
<b>4.2</b>	<b>Estudo Completo sobre o Hidrogênio Difusível . . . . .</b>	<b>67</b>
4.2.1	Estudo Completo do Hidrogênio Difusível . . . . .	67
4.2.2	Estudo fatorial 2 <sup>3</sup> Hidrogênio Difusível . . . . .	71
4.2.2.1	Eletrodo AWS E309 . . . . .	71
4.2.2.2	Eletrodo AWS E312 . . . . .	73
4.2.3	Efeitos principais sobre Hdif . . . . .	75
<b>4.3</b>	<b>Efeitos principais sobre Arco Elétrico e Forma de Transferência . . . . .</b>	<b>76</b>
4.3.1	Efeitos principais sobre Número de Curtos Circuitos . . . . .	76
4.3.2	Efeitos principais sobre Fator de Curto Circuito . . . . .	78
4.3.3	Efeitos principais sobre a Tensão Média de Soldagem . . . . .	79
<b>4.4</b>	<b>Efeitos principais sobre a Taxa de Fusão e Velocidade de Soldagem . . . . .</b>	<b>81</b>
4.4.1	Efeitos principais sobre a Taxa de Fusão . . . . .	81
4.4.2	Efeitos principais sobre Velocidade de Soldagem . . . . .	83
<b>4.5</b>	<b>Efeitos principais Seção Transversal do Metal de Solda . . . . .</b>	<b>85</b>
4.5.1	Efeitos principais sobre Penetração . . . . .	85
4.5.2	Efeitos principais sobre Largura . . . . .	86
<b>5</b>	<b>CONCLUSÃO . . . . .</b>	<b>88</b>
	<b>REFERÊNCIAS . . . . .</b>	<b>89</b>
	<b>APÊNDICES . . . . .</b>	<b>95</b>
	<b>APÊNDICE A – ESTUDO COMPLETO - NÚMERO DE CURTOS CIRCUITOS (NCC) . . . . .</b>	<b>96</b>
	<b>APÊNDICE B – ESTUDO COMPLETO - FATOR DE CURTO CIRCUITO (FCC) . . . . .</b>	<b>99</b>
	<b>APÊNDICE C – ESTUDO COMPLETO - TENSÃO MÉDIA DE SOLDAGEM (TM) . . . . .</b>	<b>102</b>
	<b>APÊNDICE D – ESTUDO COMPLETO - TAXA DE FUSÃO (TF) . . . . .</b>	<b>105</b>

APÊNDICE E – ESTUDO COMPLETO - VELOCIDADE DE SOLDAGEM (VS) . . . . .	108
APÊNDICE F – ESTUDO COMPLETO - PENETRAÇÃO (P) . . . . .	111
APÊNDICE G – ESTUDO COMPLETO - LARGURA (L) . . . . .	114
APÊNDICE H – ESTUDO COMPLETO - REFORÇO (R) . . . . .	117
APÊNDICE I – ESTUDO COMPLETO - OXIGÊNIO (O) . . . . .	120

# 1 Introdução

Inicialmente, as instalações designadas para extração e transporte de energia elétrica e petróleo eram *onshore*, isto é, essas instalações eram montadas no continente. Porém, diversos avanços tecnológicos motivaram o desenvolvimento das instalações *offshore*. Instalações *offshore* são aquelas localizadas em ambiente marítimo, geralmente para a produção e transporte de petróleo, gás, eletricidade, entre outros. Juntamente com as instalações *offshore*, existem uma série de desafios tecnológicos para viabilizar a operação dessas instalações. Alguns dos desafios se referem à montagem e manutenção necessárias e dentre os processos industriais utilizados nessas atividades, se destaca o processo de união de metais por soldagem subaquática.

A crescente necessidade da utilização da soldagem subaquática molhada para manutenções e montagens de equipamentos da indústria naval e *offshore*, indica a necessidade do estudo e otimização deste processo. O processo de soldagem *SMAW* (*Shielded Metal Arc Welding*) é o processo de soldagem mais relevante para este tipo de aplicação devido a sua versatilidade, e a demanda de um equipamento facilmente disponível e adaptável a áreas de difícil acesso e grandes profundidades.

O grande fator limitante das soldas realizadas em ambiente submerso, é o comprometimento das propriedades mecânicas, devido a maiores taxas de inclusão de átomos de hidrogênio e oxigênio provenientes da decomposição da água. A avaliação do oxigênio e hidrogênio difusível, são fundamentais na avaliação da qualidade e resistência de juntas soldadas submersas molhadas.

O mapeamento de algumas variáveis de soldagem é fundamental para análise do hidrogênio e do oxigênio das soldas, como a energia de soldagem, as características elétricas do processo, a polaridade e profundidade em que é realizada a soldagem.

Há vários tipos de estudos anteriores que estabelecem o controle de velocidade de alimentação ou regulagem de tensão e corrente, camuflando o efeito da variação da pressão hidrostática sobre a poça de fusão. Alguns outros demonstram o efeito da polaridade sobre o hidrogênio difusível, mantendo uma pressão hidrostática. Outros ainda, não mencionam a polaridade utilizada em suas investigações, variando apenas a profundidade de execução da soldagem.

A utilização de eletrodos de Aço Inoxidável é de grande utilidade na soldagem subaquática molhada, sobretudo na composição de juntas dissimilares. Devido ao fato do Aço Inoxidável ser menos suscetível à fragilização por hidrogênio do que aços ferríticos, o mesmo elimina a necessidade de tratamento térmico pós-soldagem nas juntas de aço de alta resistência.

O presente estudo apresenta uma avaliação das influências na soldagem subaquática dos eletrodos *ASME* SFA-5.4, E309L17 e E312L-17 em chapas de Aço carbono. A análise realizada leva em conta as características elétricas da soldagem, a geometria do cordão de solda, o hidrogênio e oxigênio difusíveis a partir da variação da profundidade da submersão, da polaridade e da faixa de corrente.

## 1.1 Objetivos

O presente trabalho visa avaliar o impacto das variáveis profundidade de soldagem, polaridade, corrente de soldagem, e mudança de eletrodo *ASME* SFA-5.4, E309L17 e E312L-17 (E309 e E312) nos níveis de hidrogênio difusível, oxigênio, parâmetros elétricos e de transferência metálica, geometria do metal de solda, por meio de um planejamento fatorial estatístico e validá-lo através da comparação com a análise das respostas do experimento. O estudo dessas respostas por sua vez, visam subsidiar a definição de condições de soldagem levam a um produto final com menores índices de descontinuidades e defeitos que degradam a resistência mecânica e integridade do material.

## 2 Revisão Bibliográfica

### 2.1 Soldagem Subaquática

A indústria de óleo e gás utiliza de uma ampla infraestrutura que garantem o suporte para explorar, produzir e o transporte de óleo e gás. A manutenção das estruturas montadas *offshore* se apresenta como um desafio significativo desse segmento industrial. Muito da manutenção requerida se refere aos danos sofridos pelas estruturas metálicas, por situações inerentes de sua utilização, tais como fadiga de componentes, corrosão, fenômenos naturais, etc (GYASI, 2019).

Ao empregar processos de soldagem no reparo das estruturas *offshore*, existem basicamente duas opções: soldagem em local seco e soldagem subaquática. A soldagem em local seco é empregada quando é possível a movimentação das estruturas até um local de apoio, por exemplo, docas. Nesse processo, o tempo de parada se apresenta como o grande empecilho, elevando o custo da manutenção.

A soldagem subaquática é um processo de soldagem subdividido entre soldagem molhada, soldagem em cavidade local e soldagem seca (CHRISTENSEN, 1983). Com relação ao tipo de técnica empregado, pode-se subdividir a soldagem subaquática da seguinte maneira: soldagem em 1atm, soldagem em habitat, soldagem em câmara seca, soldagem em ponto seco e soldagem molhada (AWS, 2015). Com exceção da soldagem subaquática molhada, os demais processos visam manter o local a ser soldado de forma seca. Nesses casos, é utilizada uma câmara hiperbárica, fazendo com que esses processos sejam também chamados de soldagem hiperbárica.

A soldagem hiperbárica é um processo no qual a soldagem é feita em condições semelhantes à soldagem em local seco. Diferentes configurações são empregadas de acordo com a especificidade (tipo de processo, soldagem em 1atm, soldagem em habitat, soldagem em câmara seca, soldagem em ponto seco). Ainda, a soldagem hiperbárica possibilita a realização de soldas com qualidade equivalente às realizadas ao nível do mar.

A soldagem subaquática molhada durante sua execução sofre com instabilidades no arco elétrico. Isto ocorre em virtude do contato direto com a água e da pressão ambiente que pode ser consideravelmente maior que a pressão atmosférica. Além disso, baixa visibilidade do arco, tendência à formação de inclusões de escória e baixas propriedades mecânicas em comparação com a soldagem em local seco e hiperbárica são outros desafios encontrados. Contudo, apesar das dificuldades apresentadas na soldagem molhada, esse processo muitas vezes é escolhido por seu custo e tempo de execução serem menores que os demais processo passíveis de escolha.

No caso específico da soldagem subaquática seca, o local da solda ser seco traz estabilidade do arco elétrico, mitiga os efeitos danosos do hidrogênio no metal de solda, diminui a quantidade de têmpera no metal de base, enfim, reduz os problemas majoritários encontrados na soldagem subaquática molhada. Entretanto, a soldagem subaquática seca demanda um custo elevado para a retirada da água no ambiente de solda, processo que não ocorre na soldagem subaquática molhada (AWS, 2015).

## 2.1.1 Processos de Soldagem Subaquática

### 2.1.1.1 Soldagem Hiperbárica com Câmara a 1atm

No processo de soldagem subaquática em câmara a 1 atm, como o próprio nome expões, a soldagem é realizada dentro de uma câmara colocada na pressão atmosférica (LI et al., 2014). Pelos aspectos operacionais, câmara é projetada para a comodar os equipamentos e permite que o soldador se movimente, sem a necessidade que esse profissional seja mergulhador. A construção da câmara é cerceada pelas dimensões da solda a ser realizada, dos equipamentos a serem utilizados e da área necessária para que o soldador execute o processo (AWS, 2015).

### 2.1.1.2 Soldagem em Habitat

Nesse processo, a soldagem é realizada na pressão ambiente em uma câmara grande em que a água foi retirada previamente. Assim, o soldador mergulhador não precisa utilizar vestimentas de mergulho e há espaço para sua locomoção e acesso na região da junta (VERMA; GARG, 2012). É um processo em que o soldador fica em um ambiente completamente seco, comparável à soldagem em condições convencionais. No entanto, muito mais tempo de ajuste é necessário para tornar o ambiente utilizável para o processo (ALAJMI; ALQENAEI, 2017).

### 2.1.1.3 Soldagem em Câmara Seca

Soldagem com a pressão ambiente da água em um simples câmara seca que acomoda somente a parte superior do corpo do soldador mergulhados. Nesse caso, o profissional precisa usar equipamento completo de mergulho. O objetivo é proteger somente o local da junta das condições severas de resfriamento e do ambiente aquoso. É um processo no qual não é criada uma atmosfera artificial (ŁABANOWSKI, 2011).

### 2.1.1.4 Soldagem em Ponto Seco

Soldagem à pressão da ambiente da água em que um pequeno invólucro transparente para a visualização do soldador mergulhador. Esse invólucro é preenchido com gás é utilizado para permitir que a junta se encontre seca no momento da soldagem.

Somente a tocha e o eletrodo se encontram nesse invólucro. O soldador mergulhador utiliza equipamento completo de mergulho e pode se movimentar ao redor da junta para efetuar a solda (GYASI, 2019).

#### 2.1.1.5 Soldagem Molhada

O processo de soldagem molhada é uma tecnologia de soldagem subaquática amplamente usada por sua elevada simplicidade e menor custo em comparação com os processos de soldagem subaquática seca. É um processo conduzido diretamente na água, sem o uso de quaisquer dispositivos de engenharia adicionais, câmaras complexas ou gases de proteção. A simplicidade do processo de soldagem úmida permite que até as estruturas mais complexas geometricamente sejam soldadas (GUO et al., 2015a).

Nos últimos 30 anos, a tecnologia de soldagem subaquática molhada se desenvolveu rapidamente devido às suas vantagens de baixo custo, equipamento e operação simplificados. A soldagem subaquática é uma alternativa menos cara aos métodos tradicionais de reparo de embarcações e estruturas de engenharia marinhas. É um processo que desempenha um papel importante na construção de engenharia naval e nas indústrias de reparo *offshore*, como as de dutos de engenharia, usinas nucleares e estruturas submarinas, devido à sua versatilidade e baixo custo em comparação com outros reparos técnicas. A soldagem subaquática molhada tem sido aplicada extensivamente na construção e reparo de estruturas de aço *offshore*] devido à sua fácil operação e custo-benefício (ÇOLAK; AYAN; KAHRAMAN, 2020).

A soldagem subaquática molhada é geralmente aplicada para soldar aço, sendo o processo mais aplicado o que utiliza eletrodos revestidos (SMAW). O segundo processo mais utilizado é o FCAW, porém a soldagem por fricção também é empregada (CARY; HELZER, 1979; AWS, 2015).

#### 2.1.1.6 Soldagem Molhada com Eletrodos Revestidos

O processo de soldagem com eletrodo revestido é um dos processos mais versáteis e simples que podem ser empregados na união de metais. O arco elétrico é aberto entre a ponta de um eletrodo revestido e o metal de base. Nesse ponto de contato, o calor produzido provoca a fusão local do metal de base e do consumível. O elevado fluxo de energia transfere as partes metálica e não metálica do eletrodo sob a forma líquida para o metal de base, formando assim a poça de fusão. A composição química do metal de solda é determinada pelas interações entre o metal de base, pela transferência do material do eletrodo para a poça de fusão e pelo processo de de resfriamento e solidificação da junta. Os parâmetros a serem controlados para se obter o resultado desejado são a velocidade de soldagem, ângulo do eletrodo, tensão, corrente, composição química eletrodo e do metal de base, e temperatura da peça durante o processo como um todo (PESSOA, 2007).



Nesse contexto, fica evidente que é mais difícil controlar alguns desses parâmetros no caso da soldagem subaquática molhada, tais como os parâmetros que dependem do soldador e do arco elétrico. Ainda, o meio aquoso modifica o comportamento esperado do eletrodo e da temperatura da junta, elevando a complexidade do processo (OMAJENE et al., 2014).

Os últimos 20 anos viram um desenvolvimento ativo na soldagem molhada subaquática, com significativa melhorias na qualidade das soldas resultantes desse processo. A soldagem utilizando eletrodos revestidos rutilicos é usualmente empregado. Ao longo desse tempo, a pesquisa e desenvolvimento de eletrodos para soldagem molhada levou a melhorias no controle da composição química, microestrutura e porosidade das juntas (LIU, 2004). Os consumíveis utilizados na soldagem molhada recebem um tratamento de impermeabilização sobre o revestimento, mitigando os efeitos do meio aquoso no fluxo (SANCHEZ-OSIO; LIU, 1995).

### 2.1.2 Desafios na Soldagem Subaquática Molhada

A soldagem subaquática apresenta diversos desafios, dentre eles a elevada taxa de resfriamento, que pode levar a um aumento das tensões residuais na Zona Termicamente Afetada (ZTA), aumentando a probabilidade do surgimento de trincas nessa área. Há ainda um aumento da quantidade de hidrogênio no processo, pela sua dissociação da molécula de água durante o processo. O aumento da quantidade de hidrogênio pode levar ao surgimento de trincas na ZTA e aumento da porosidade. Assim como o hidrogênio, o oxigênio também é dissociado da molécula de água no processo de soldagem. Esse excesso de oxigênio pode difundir para a solda, levando a um comprometimento das propriedades mecânicas requeridas. Além disso, as condições adversas no ambiente aquático trazem consigo instabilidade ao arco elétrico e o principal efeito dessa instabilidade é um aumento da porosidade na junta (OMAJENE et al., 2014).

Há também o risco de choque elétrico para o soldador mergulhador. Na prevenção desse tipo de acidente, dispositivos de isolamento elétrico e corte automático da tensão são empregados. Pelas características intrínsecas do processo, há a formação de hidrogênio e oxigênio na soldagem molhada. O soldador não deve permitir que grandes quantidades desses gases acumulem, formando bolsões, uma vez que são gases inflamáveis. Ainda, o ar fornecido para o soldador mergulhador precisa ser constantemente monitorado, a fim de se mitigar danos à saúde, como o efeito do nitrogênio no sistema sanguíneo (ANAND; KHAJURIA, 2015).

Outro fator dificultador é o ambiente cerceado pela água, diminuindo a visibilidade da junta. Esse efeito é intensificado com o aumento da profundidade, em que além desse efeito da luminosidade, há ainda a possibilidade de haverem correntes marítimas desestabilizando o soldador. Na soldagem subaquática molhada há ainda a possibilidade de

que a inspeção não detecte defeitos, pelas dificuldades que o ambiente aquático apresenta (ANAND; KHAJURIA, 2015).

## 2.2 Parâmetros Principais na Soldagem Subaquática

O processo de soldagem subaquática possui elevado grau de complexidade e vários parâmetros impactantes na qualidade da solda produzida. Discretizando esses parâmetros e isolando-os, é possível perceber melhor a influência de cada um no processo como um todo. Nesse intuito, os parâmetros analisados no presente trabalho foram divididos em três grupos:

- Parâmetros do meio de soldagem;
- Parâmetros operacionais;
- Consequências do processo de soldagem.

### 2.2.1 Parâmetros do Meio de Soldagem

Nesta seção, são apresentados os parâmetros externos da soldagem subaquática, ou seja, a influência de se efetuar um processo de soldagem de maneira submersa em água. São exemplificados os conceitos da taxa de resfriamento e da microestrutura a ser soldada. Além disso, são discutidos a influência da taxa de resfriamento, do meio aquoso, da profundidade e da pressão no processo de soldagem subaquática.

#### 2.2.1.1 Taxa de Resfriamento

Nos processos de soldagem, a medida que o arco elétrico interage com o metal de base, a severidade térmica nesse material varia de acordo com a região, resultando em três regiões distintas: Poça de fusão (metal de adição e metal de base), Zona Termicamente Afetada (ZTA) e uma Zona não afetada termicamente. A poça de fusão pela denominação, apresenta material fundido que é solidificado após o processo de soldagem. Esse processo de solidificação impacta diretamente no desenvolvimento da microestrutura da poça de fusão e na ZTA (DAVID; BABU; VITEK, 2003). Assim, a velocidade da com que a poça de fusão se solidifica, ou seja, a taxa de resfriamento pós-soldagem, é parâmetro fundamental na microestrutura e propriedades resultantes da solda realizada (AL-ABBAS; AL-GHAMDI; LIU, 2011).

No contexto da soldagem subaquática molhada, a taxa de resfriamento ganha uma importância ainda maior, uma vez que a condutividade térmica da água é mais elevada que a do ar, e que a dos gases de proteção utilizados na soldagem convencional (OMAJENE et al., 2014). Dessa forma, na soldagem subaquática molhada, a solidificação da poça de

fusão e a formação de sua microestrutura são processos que ocorrem consideravelmente mais rápido que na soldagem seca (CHRISTENSEN, 1983).

Existem vários mecanismos que influenciam na elevada taxa de resfriamento da junta no ambiente subaquático, incluindo a dinâmica de bolha subaquática, a distribuição de calor de arco subaquático, aquecimento Joule, mecanismo de entrada e de perda de calor nas fronteiras ( TSAI; MASUBUCHI, 1979; STEEN; MAZUMDER, 2010).

Do ponto de vista metalúrgico para os aços, a faixa de temperaturas crítica é de 800 °C até 500 °C. Isto pois, entre essas temperaturas a transformação de fase da austenita ocorre, impactando diretamente na microestrutura do aço formado. Assim, dependendo da taxa de resfriamento, pode ocorrer a formação de ferrita ou martensita e carbonetos ( SOCIETY; OATES, 1996). Além disso, a elevada taxa de resfriamento está associada no metal de solda a perda de elementos de liga, formação de inclusões, porosidade, trincamento por hidrogênio e trincamento por solidificação. Já no metal de base, o resfriamento abrupto pode levar ao trincamento na ZTA ( LIU; OLSON; IBARRA, 1994).

O aumento da na velocidade da água próximo à junta aumenta a dissipação do calor de soldagem, resultando na redução da temperatura do arco, redução do arco, aumento da densidade de corrente e aprofundamento da penetração. No que se refere à morfologia da solda, taxa de transferência de gotículas e estabilidade do sinal elétrico, a velocidade do fluxo de água ao redor da junta não pode ser elevada na soldagem molhada subaquática. Quando isso ocorre, a direção da soldagem a montante possibilita a redução de respingos ( CHEN et al., 2018).

#### 2.2.1.2 Microestrutura

O comportamento mecânico da junta possui correlação com a microestrutura do metal de solda. Dessa forma, uma diminuição no teor de manganês favorece a formação de ferrita primária com baixa dureza, baixa resistência mecânica e grãos grosseiros ( LIBERATO, 2017).

Como os parâmetros são de difícil dissociação para análise, tem-se a influência conjunta da profundidade com a microestrutura do metal de solda no resultado final do processo. Nesse contexto, de acordo com Omajene et al. (2015), para profundidades de até 50 m, o teor de oxigênio é regido pela reação do monóxido de carbono, oxidação do manganês e do silício. Os teores de manganês e silício no metal de solda por sua vez, possuem correlação com o teor de oxigênio.

No que se refere à microestrutura do metal de base, cada material apresenta interação diferente com relação à fragilização por hidrogênio. A martensita possui a inclinação em apresentar maior fragilização por hidrogênio que a bainita ou a martensita revenida. Já a perlita e os carbonetos finos espalhados de forma homogênea possuem uma

susceptibilidade intermediária a essa fragilização. Ainda, o teor de carbono afeta a absorção do hidrogênio em aços ferríticos e perlíticos. Já a martensita apresenta maior solubilidade de hidrogênio, porém com menor difusividade do mesmo. Contudo, a solubilidade do hidrogênio pode ser baixa sem elevada difusividade do mesmo. Estruturas ferríticas e perlíticas apresentaram difusividade menor, se comparadas com as estruturas contendo bainita superior e inferior (DEPOVER; WALLAERT; VERBEKEN, 2016).

O cálculo Carbono Equivalente, leva a tendência do material a formar martensita pós soldagem. Este conceito, carbono equivalente é primordial para entender o efeito da microestrutura previa nos metais base, para formação final do metal de solda (CRUZ et al., 2003). Os efeitos danosos do hidrogênio são diminuídos quando o carbono equivalente não excede 0,4 % em aços estruturais (OZAKI; NAIMAN; MASUBUCHI, 1977).

Os metais de solda austeníticos possuem maior solubilidade de hidrogênio que os metais ferríticos. Isto faz com que os metais de solda austeníticos apresentem menos trincas causadas pela presença de hidrogênio. Por isso, os eletrodos de aço inoxidável austeníticos possuem uso recomendado na soldagem molhada de metais de base com carbono equivalente maior que 0,4 % (OZAKI; NAIMAN; MASUBUCHI, 1977).

Nakpradit e Poopat (2010) estudaram por meio do emprego do teste TEKKEN a susceptibilidade à fissuração por hidrogênio de soldas secas e subaquáticas molhadas. Foram utilizados três eletrodos: E6013, E309-16 e E312-16. A solda do eletrodo E6013 não resultou em trincas na junta, ZTA ou Zona de Fusão (ZF), tanto para a soldagem a seco, quanto para a molhada. A soldagem molhada com o eletrodo E309-16 resultou em uma trinca central no metal de solda, com pouco tempo após a realização da mesma, caracterizando uma trinca a quente. A solda executada com o eletrodo E312-16 não apresentou trinca a quente, pois a microestrutura do metal de solda proveu maior resistência às trincas durante a solidificação, por seu conteúdo de 40 % de ferrita.

Ainda com relação aos metais de base, aços inoxidáveis austeníticos possuem boa ductilidade em temperaturas baixas, baixa condutividade térmica e menor fragilização pelo hidrogênio que os aços ferríticos. Por essas características, os aços inoxidáveis austeníticos são usualmente empregados quando há a presença de hidrogênio (MARTIN et al., 2011).

### 2.2.1.3 Meio Aquoso e Salinidade

Há um consenso atualmente na literatura de que a água é um dos principais fatores que afetam a qualidade da solda na soldagem molhada, em comparação com a soldagem seca. A água faz com que a solda apresente porosidade elevada e baixa tenacidade (ISIKLAR; GIRGIN, 2011). Entretanto, a composição química da água varia de acordo com o tipo de ambiente, mar, lago, etc (KRALJ et al., 2003).

A soldagem subaquática molhada é passível de ser empregada em diversos contextos

aquáticos:

- Água salgada em navios e estruturas *offshore*;
- Água doce em represas e reservatórios;
- Água desmineralizada em trocadores de calor, vasos de pressão, etc.

A variação da composição química da água afeta os parâmetros de soldagem, sendo recomendado que a corrente de soldagem seja de 10 a 15 % maior quando a soldagem molhada é realizada no mar, em comparação com a água doce. O ambiente salino onde são encontrados sais de sódio e magnésio aumentam a condutividade elétrica do meio, causando perdas na corrente durante o processo. A soldagem molhada em ambiente marítimo leva a uma penetração menor da solda, em comparação com a soldagem molhada em água doce [Kralj et al. \(2003\)](#). Apesar dessa variação entre a água salgada e doce, na literatura a maior parte dos trabalhos opta por utilizar a água doce nos experimentos. A água doce é de mais fácil emprego nesse caso, desgasta menos os dispositivos e as diferenças observadas justificam essa escolha. Ainda, reproduzir a composição química da água dos oceanos é uma tarefa difícil, uma vez que essa composição varia com o local, profundidade e temperatura ([PESSOA, 2007](#)).

#### 2.2.1.4 Profundidade e Pressão

A variação da profundidade no processo de soldagem molhada impacta na pressão hidrostática da água no processo. Essa pressão por sua vez, impacta no equilíbrio físico, químico e nas reações na poça de fusão ([FYDRYCH et al., 2014](#)). A pressão exercida pela água, torna instável a queima no arco elétrico, intensificando os respingos. A profundidade máxima em que o processo SMAW foi empregado corresponde a 100 m. Em profundidades superiores, a operação se torna praticamente inviável ([LIU; OLSON; IBARRA, 1994](#)).

O ambiente aquático afeta a composição química da solda, uma vez que a decomposição da água libera hidrogênio e oxigênio, além das perdas dos elementos de liga como manganês e silício. Manganês e silício são elementos desoxidantes e sua perda é intensificada com o aumento da profundidade e da pressão. Ocorre também um aumento de carbono no cordão de solda com o aumento da profundidade, quando são utilizados fluxos contendo carbonato de cálcio. Soldas realizadas em grandes profundidades possuem menor densidades por causa da formação interna de porosidades ([OMAJENE et al., 2014](#)). A quantidade de oxigênio no metal de solda aumenta com o aumento da profundidade. Esse aumento no teor de oxigênio leva a um incremento na quantidade de inclusões e poros na solda ([LIU; OLSON; IBARRA, 1994](#)). Para profundidades acima dos 90 m, o aumento no nível de profundidade resulta em baixa tenacidade ([LIBERATO, 2017](#)).

Ando e Asahina (1983) mostraram um conteúdo de hidrogênio difusível decrescente de 0,3 a 100 m de profundidade de água para 4 eletrodos diferentes. Silva et al. (2012) mostrou uma correlação negativa entre o conteúdo de hidrogênio difusível e a profundidade da água. Além disso, o conteúdo de hidrogênio residual não apresentou nenhuma diferença nos resultados para profundidades de água variando de 0,3 a 30 m. Porém é necessário monitorar o tempo de resfriamento após o processo de soldagem. Sem o resfriamento imediato, parte do hidrogênio pode deixar o material e não será medido como hidrogênio difusível (WELDING, 2012).

No que se refere à estabilidade do arco elétrico, este é um parâmetro que é prejudicado com o aumento da profundidade (KLETT et al., 2020; SILVA et al., 2012). Isto indica que a medida que a profundidade aumenta, o teor de hidrogênio também aumenta, controlando a composição química dos gases que preenchem os poros. O aumento da profundidade exige maior tensão para o processo de soldagem, sendo que para eletrodos inoxidáveis, o aumento da profundidade intensifica o apagamento e colagem dos eletrodos (LIBERATO, 2017).

## 2.2.2 Parâmetros Operacionais

Na presente seção, são apresentados os principais parâmetros operacionais da soldagem subaquática molhada, bem como seu impacto na qualidade da solda produzida. Além disso, a correlação entre os parâmetros operacionais e as demais variáveis do processo são discutidos baseados na literatura disponível.

### 2.2.2.1 Polaridade

A conexão do eletrodo à fonte de soldagem pode ser feita com o mesmo no polo negativo, chamado de polaridade direta (DCEN) ou ao polo positivo, chamado de polaridade inversa ou (DCEP). A mudança de polaridade induz, basicamente, alterações no sentido de fluxo dos elétrons no arco, e conseqüentemente, altera a distribuição de calor entre o eletrodo e o metal de base. A alteração da quantidade de calor recebida pelo eletrodo pode causar mudanças no perfil de transferência metálica do processo, além de alterações no fornecimento químico do revestimento do eletrodo e do ambiente de execução da soldagem (PESSOA, 2007).

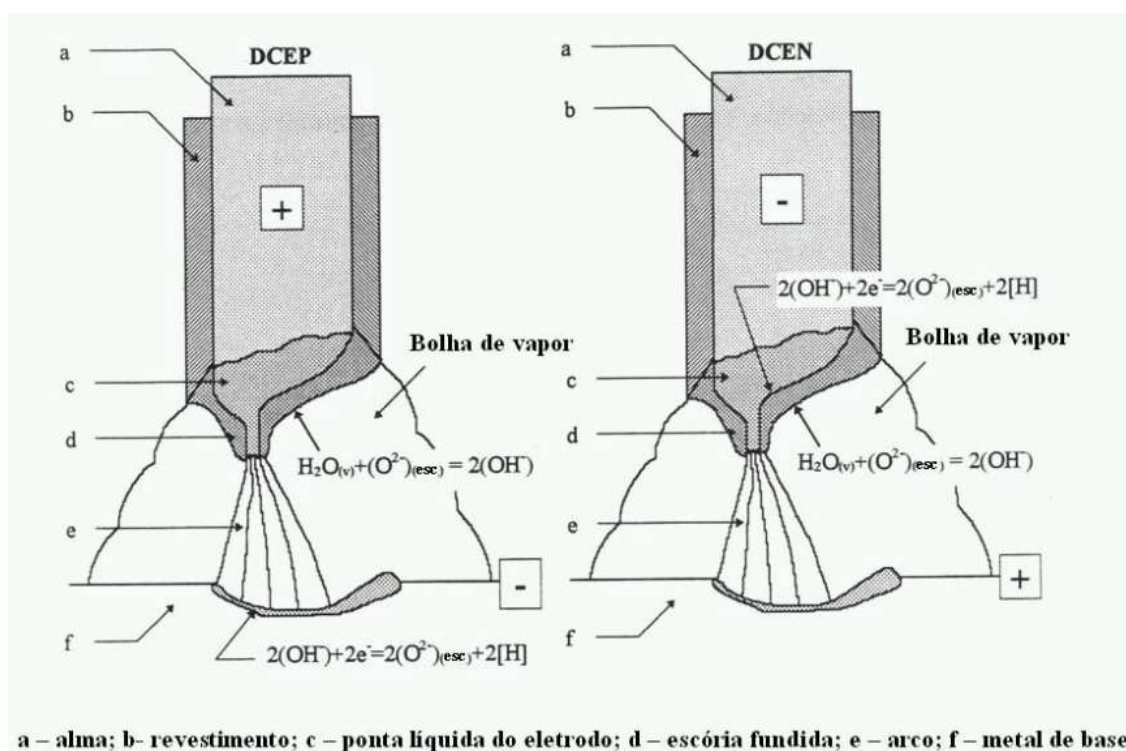
Filho et al. (2003), ao realizar o histórico do estudo de soldagem subaquática molhada, indica que a utilização da soldagem molhada com polaridade direta (DCEN) minimiza a formação de descontinuidades ao longo do metal de solda. Chen, Tan e Feng (2016) afirmam que a corrosão eletrolítica é evitada nesta também nesta condição. Segundo Fydrych et al. (2014), a fim de minimizar o nível de hidrogênio difusível, soldagem molhada com eletrodos revestidos deve ser realizada com polaridade direta (DCEN). Medeiros (1997) também relatou que a soldagem com DCEN apresentam menores teores de hidrogênio



difusível do que as soldas feitas com DCEP. Medeiros demonstrou ainda, que a transferência de hidrogênio da escória e da bolha de gás que envolve o arco para o metal de solda ocorre:

- na poça de fusão, para polaridade inversa (DCEP);
- na gota, durante o seu crescimento, para polaridade direta (DCEN), como mostra a Figura 1.

Figura 1 – Transferência do Hidrogênio.

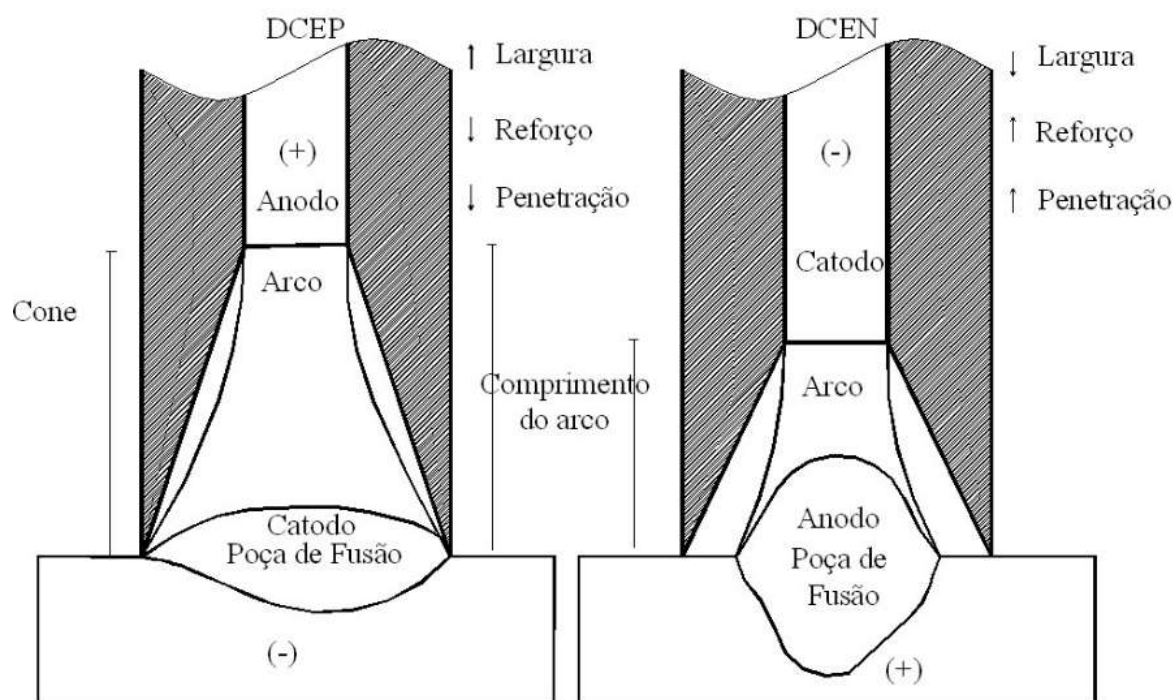


Fonte: Medeiros (1997)

A soldagem molhada na polaridade DCEP produz melhores soldas em seu aspecto visual e resistência, e menor nível de porosidade, apesar de provocar maior desgaste do alicate e contatos elétricos, conforme Masubuchi e Tsai (1977). Os autores explicam que, conforme a polaridade aplicada, a geometria do cordão de solda corresponderá conforme o direcionamento do fluxo de calor. Na soldagem com polaridade direta (DCEN), o eletrodo será o cátodo, e nessa situação, os elétrons bombardearão o metal de base e o calor será maior na poça de fusão, resultando num cordão de solda mais estreito e de maior penetração. Já na soldagem com polaridade inversa (DCEP), o eletrodo, anodo, sofrerá o bombardeamento de elétrons, concentrando maior calor, aumentando a taxa de fusão e produzindo um cordão de solda mais espalhado e menor penetração, conforme mostrado

na Figura 2. A distribuição de calor chega a ser 80 % para o anodo, 15 % removida para por meio dos gases de soldagem e 5 % para o catodo.

Figura 2 – Efeito da polaridade na geometria do cordão de solda.



Fonte: Masubuchi e Tsai (1977)

Segundo Pessoa (2007), a divergência da literatura, quanto a melhor polaridade a ser aplicada, pode estar relacionada a composição química do revestimento, e temperatura das águas nas diferentes posições geográficas. Certamente, a polaridade tem influência direta no comprimento do arco, na taxa de fusão do eletrodo, no fator de curto circuito, na área de contato entre o metal de solda e a bolha de gás que o envolve durante a soldagem. Todas estas variáveis, tem impacto direto na possibilidade de aprisionamento do hidrogênio no metal de solda.

#### 2.2.2.2 Estabilidade do Arco Elétrico

A estabilidade do arco é a capacidade de fazer com que o arco promova a fusão e reapareça de maneira estável durante o processo de soldagem. Um arco estável é necessário para obter soldas de alta qualidade durante a soldagem subaquática molhada. A ionização do gás na coluna do arco sofre instabilidades devido ao resfriamento intenso promovido pela água, isto faz com que o arco de soldagem subaquático queime de forma insustentável. Ainda, as bolhas de produzidas no processo rompem-se periodicamente, além de outros fatores que também induzem à deterioração da estabilidade do arco. Portanto, é crucial



avaliar e controlar a estabilidade do arco durante o processo de soldagem subaquática molhada (GUO et al., 2016).

Na soldagem subaquática molhada utilizando eletrodos revestidos, a forma com que o soldador mergulhador conduz o processo é fundamental para a qualidade final da solda realizada. Neste processo de soldagem, é comum que a visibilidade seja ruim, tornando a habilidade sensorial do soldador mergulhador um aspecto fundamental. Assim, a técnica adequada no processo é definida empiricamente por essa habilidade do soldador (MAZZAFERRO, 1998).

Nesse contexto, a facilidade em abrir o arco e a suavidade em sua deposição são aspectos controlados pelo soldador. O soldador controla esses aspectos a partir da força de mergulho empregada ao eletrodo e a velocidade de soldagem. Assim, a definição de critérios que caracterizem e classifiquem o melhor eletrodo que proporcione estabilidade ao arco elétrico é relevante (PESSOA et al., 2010).

No caso específico da soldagem mecanizada, a estabilidade do arco pode ser inferida a partir dos parâmetros monitorados em função do tempo, tais como tensão e corrente. A tensão e corrente de soldagem são dois dos parâmetros mais importantes na caracterização e estabilidade do arco elétrico, sendo que a variação da tensão se relaciona com o comprimento do arco. Uma diminuição da tensão implica em uma redução do comprimento do arco e a recíproca é verdadeira. Com relação à corrente, na ocorrência de um curto-circuito, a tensão apresenta um patamar mínimo, enquanto a corrente apresenta um comportamento de máximo. Ao controlar esses parâmetros, se controla também a forma de transferência metálica e conseqüentemente o arco elétrico. Além disso, tensão e corrente estão diretamente ligados com a qualidade do metal depositado durante a soldagem. Uma estabilidade maior do arco permite uma transferência metálica do eletrodo para a poça de fusão de maneira mais uniforme (PESSOA, 2007).

Para soldas molhadas, Liu, Pope e Daemen (1994) observaram que a estabilidade do arco é impactada pelo diâmetro do eletrodo utilizado, concluindo que eletrodos de maior diâmetro são mais instáveis que os de menor diâmetro. Esse efeito é causado pela menor densidade de corrente no caso dos eletrodos de menor diâmetro.

Conforme denotado previamente, o instabilidades acometem o arco elétrico com o aumento da profundidade, uma vez que o incremento na pressão hidrostática restringe o arco. Esse comportamento se relaciona com a mobilidade dos portadores de carga no plasma. Para a manutenção da condutividade elétrica do arco é necessário uma tensão alta, que causa flutuações na corrente e na própria tensão. Essas flutuações por sua vez, causam interrupções do arco durante o processo de soldagem, aprisionamento de poros e escória no metal de solda (WATSON; TSAI; WOOD, 1994).

No processo de soldagem com eletrodo consumível, a forma na qual o metal é

transferido do eletrodo para a poça de fusão possui um grande impacto na estabilidade do processo e na qualidade final da solda. Essa transferência metálica acontecer por "voo livre", por contato ou guiado pela escória. A transferência metálica por contato se subdivide em transferência por curto-circuito e por contato ininterrupto. No contexto da soldagem subaquática molhada, flutuações na tensão e na corrente aumentam a quantidade de transferência metálica por curto-circuito. Como impacto direto desse aspecto, o aumento do número de curtos-circuitos pode intensificar a quantidade de hidrogênio na solda, potencializando fraturas na mesma (PESSOA, 2007).

### 2.2.2.3 Revestimento do Eletrodo

Selecionar o eletrodo aplicável no processo de soldagem subaquática molhada é essencial para a obtenção de uma solda de qualidade. Isto implica que os eletrodos precisam possuir compostos ionizantes que permitam a manutenção estável da queima de gases no arco elétrico (YARA et al., 1984; FYDRYCH et al., 2014).

Na aplicação da soldagem molhada os eletrodos passam por um processo de envernização para mitigar os efeitos da umidade no mesmo. Os eletrodos envernizados conseguem diminuir os níveis de porosidade. Eletrodos não envernizados podem comprometer a qualidade da solda e deteriorar rapidamente o eletrodo (QUEIROZ et al., 2009).

Na literatura existem diversos trabalhos avaliando eletrodos comerciais desenvolvidos para soldagem seca no contexto da soldagem subaquática molhada (GOOCH, 1983; WEST; MITCHELL; LINDBERG, 1990; MEDEIROS, 1997). No teste de eletrodos ferríticos (E7014 e E6013) e eletrodos de aço inoxidável austenítico (E309-16 e E310-16), dentre os ferríticos o E7014 proporcionou uma soldabilidade superior. Já os eletrodos de aço inoxidável austenítico apresentaram fissuras a quente no primeiro passe (passe raiz) (WEST; MITCHELL; LINDBERG, 1990). De acordo com Yara et al. (1984) e Fydrych et al. (2014), eletrodos do tipo inoxidável austenítico fornecem soldas com maior ductilidade, ao mesmo tempo em que apresentam maior suscetibilidade para a ocorrência de trincas a quente.

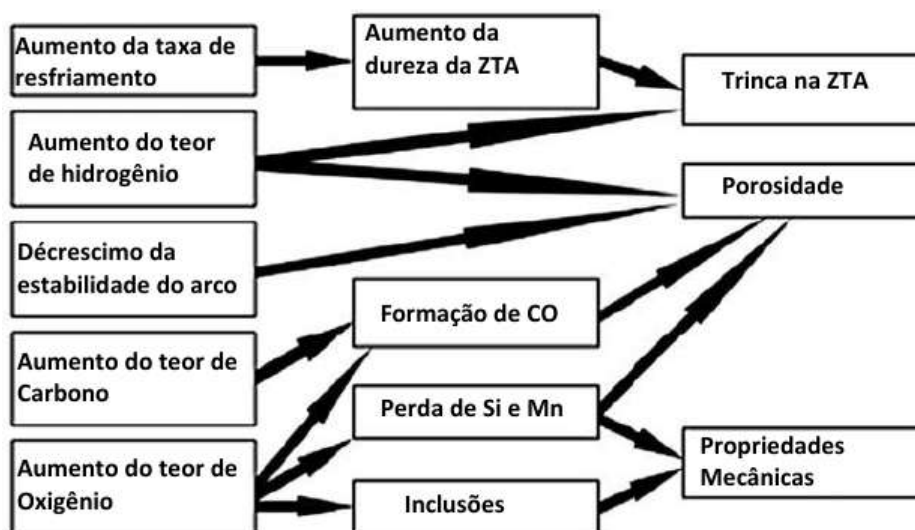
De acordo com Yara et al. (1984), Fydrych et al. (2014), eletrodos que possuem revestimento rutílico apresentam facilidade de utilização, boa estabilidade do arco elétrico e durabilidade desse revestimento. No trabalho de Bracarense et al. (2010), eletrodos rútilicos apresentaram cordões de solda mais resistentes e tenazes que os produzidos com eletrodo oxidante comercial na soldagem molhada com profundidade de 0,5m. Porém, o eletrodo oxidante reduziu o teor de hidrogênio difusível, diminuindo a probabilidade de trincas a frio.

### 2.2.3 Descontinuidades e Defeitos no Metal de Solda

Pelos diversos fatores que dificultam a soldagem subaquática molhada, este é um processo que produz soldas de qualidade inferior, se comparada à soldas secas. Vários fatores causam essa inferioridade, como perda de elementos de liga do metal de solda, aumento do teor de carbono, hidrogênio e oxigênio difusíveis e porosidade (LIU, 1999).

A Figura 3 exemplifica os mecanismos causadores dos principais defeitos na soldas molhadas. Ainda, nessa figura é possível perceber o efeito dos diversos parâmetros do processo e como a combinação das instabilidades desses fatores impactam no produto final. Em linhas gerais, o aumento da taxa de resfriamento (característica inerente) leva a um aumento na dureza da ZTA e do surgimento de tensões residuais, que podem favorecer o aparecimento de trincas na ZTA. O ambiente aquoso fornece hidrogênio e oxigênio a partir da dissociação da molécula de água, que por sua vez são fonte de defeitos como trincas a frio e a quente, porosidades e comprometimento das propriedades mecânicas da solda. O ambiente aquoso, profundidade de operação e perfil de velocidade da água ao redor da junta traz instabilidades ao arco elétrico, favorecendo a formação de porosidades. O aumento no teor de carbono no processo por sua vez, leva também a um incremento na porosidade nas soldas (LIU, 1999).

Figura 3 – Principais defeitos e parâmetros causadores na soldagem molhada.



Fonte: Liu (1999)

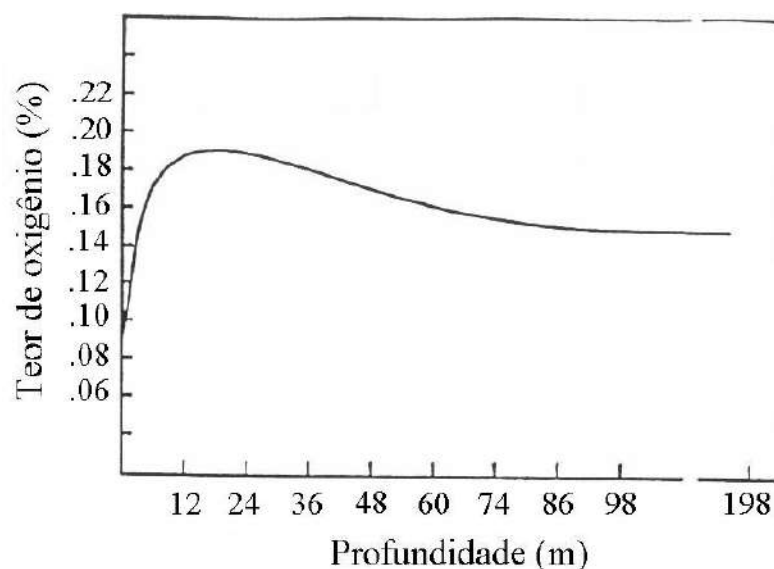
#### 2.2.3.1 Difusão do Oxigênio

No processo de soldagem subaquática molhada, o calor gerado pelo arco elétrico é transferido também para a água ao redor da junta, causando a dissociação dos átomos da água, produzindo hidrogênio e oxigênio. A Figura 4 apresenta o teor de oxigênio no metal

de solda com o aumento da profundidade.

A variação da profundidade leva a diferenças na concentração de oxigênio no metal de solda. Por consequência, tem-se um impacto na microestrutura do metal de solda, assim como nas propriedades mecânicas do mesmo (IBARRA et al., 1994).

Figura 4 – Evolução do teor de oxigênio na solda em relação à variação da profundidade.



Fonte: Ibarra et al. (1994)

Nessa figura é possível visualizar um aumento dramático no teor de oxigênio até 12 m de profundidade, a partir daí, há um leve decréscimo no teor de oxigênio até profundidades próximas a 86 m, onde o teor de oxigênio na solda se estabiliza. Essa flutuação do teor de oxigênio está relacionada à saturação do oxigênio no aço fundido, bem como na quantidade de água dissociada ao redor da junta e essas grandezas variam com a profundidade (IBARRA et al., 1994).

Os átomos de oxigênio dissociados da água por meio do arco elétrico são incluídos no metal de solda durante a soldagem molhada, reagindo com diversos elementos de liga, como o manganês, o silício e o carbono. Essas reações geram escória, inclusões não metálicas ou poros (POPE, 1995). Caso a quantidade de oxigênio no metal de solda for elevada, em relação aos respectivos teores de carbono, manganês e silício, serão formadas ligações iônicas de óxido de ferro (FeO). Ainda, esse aumento no teor de oxigênio significa uma perda significativa de manganês (PESSOA, 2007).

Uma microestrutura frágil é formada resultante do aumento da quantidade de oxigênio no metal de solda. Como resultado, a resistência mecânica da solda diminui, contudo o alto teor de oxigênio também diminuiria o conteúdo de hidrogênio difusível no

metal de solda, o que é benéfico uma vez que o hidrogênio difusível é um dos principais parâmetros relacionados à qualidade da solda (LI et al., 2017).

### 2.2.3.2 Hidrogênio Difusível

Dentre os fatores com maior efeito limitante sobre a operação da soldagem subaquática molhada, resultante do contato direto com a água está a presença do hidrogênio difusível, devido à decomposição da água em forma de vapor presente no entorno do arco elétrico. Grandes quantidades de hidrogênio podem adentrar na atmosfera do arco e, conseqüentemente na poça de fusão. O hidrogênio difusível favorece o trincamento a frio, a formação de poros, entre demais defeitos e descontinuidades.

O hidrogênio contido no metal de solda pode ser difusível ou residual. Segundo Evans e Bailey (1997), o hidrogênio residual, não difundido, só pode ser extraído no metal em temperaturas acima de 650°C e o hidrogênio difusível está presente na forma protônica ( $H^+$ ) nos interstícios da rede cristalina do metal.

As dimensões do átomo de hidrogênio conferem facilidade de deslocamento do mesmo nas soluções sólidas de metais. A presença do mesmo entre os interstícios dos metais acarreta mudanças indesejadas que podem levar a fratura. Conforme Chan (1999), o transporte do hidrogênio pela rede cristalina é afetado por aprisionadores ou armadilhas como contornos de grão, discordâncias e carbetos. A estrutura, e conseqüentemente, o microconstituente é fundamental para avaliação da difusibilidade e solubilidade do hidrogênio. A austenita, por exemplo, possui maior solubilidade de hidrogênio do que a ferrita. Portanto, via de regra, o metal com estrutura austenítica possivelmente apresentará menores índices de hidrogênio difusível em soldagem subaquática molhada.

O Hidrogênio na forma protônica se difunde na rede cristalina nos interstícios e defeitos da microestrutura. A diferença da locação do hidrogênio em estruturas CCC (ferrita) e CFC (austenita) é que na estrutura CCC há interstícios que comportam átomos de até 0,014nm e na estrutura CFC, este espaço é 0,052nm. Disso se origina o fato da austenita possuir uma solubilidade maior do hidrogênio que a ferrita. A austenita suporta átomos maiores em suas lacunas. Mas o átomo de hidrogênio possui tamanho de 0,1nm, ou seja, de qualquer forma ocorre o tensionamento da estrutura. Ainda resta citar que a solubilidade do hidrogênio no ferro, aumenta com temperatura, mantendo-se sempre maior na austenita do que na ferrita (MIRANDA, 1987).

Depover e Verbeken (2016) avaliou gerando diferentes microestruturas uma liga 0,2% C Fe-C por um tratamento térmico apropriado que as estruturas bainíticas e martensíticas mostraram quedas de ductilidade de cerca de 20%, enquanto as estruturas perlíticas e ferríticas apresentaram uma maior sensibilidade à fragilização por hidrogênio com perda de ductilidade de aproximadamente 50%. A resistência dos materiais foi afetada pelo devido ao fortalecimento da solução sólida intersticial do hidrogênio.

Chan (1999) verificou que os efeitos da microestrutura no aprisionamento de hidrogênio, na capacidade e difusividade efetiva em aços com diferentes teores de carbono. Segundo o autor, o tamanho do grão é importante fator, mas a natureza do contorno de grão, ou seja, se é um grão de contorno de alto ou baixo ângulo, também pode ser um fator determinante. Em geral, oclusividade do hidrogênio diminuiu com temperatura de transformação. Assim, em seu experimento, a ferrita e perlita retiveram a menor quantidade de hidrogênio, e a estrutura martensítica reteve o mais alto valor. A captação de hidrogênio pode ser drasticamente reduzida temperando a liga antes de expor à fonte de hidrogênio. O nível de hidrogênio preso nas amostras geralmente diminuiu com a temperatura de revenimento. No entanto, também, a homogeneidade ou distribuição de fase é importante.

Os fatores operacionais alteram a quantidade de hidrogênio difusível no metal de solda. Fydrych et al. (2014), utilizando eletrodos rútilicos, observou que o aumento na tensão do arco causa aumento do resultado de hidrogênio difusível e o aumento da salinidade e corrente de soldagem, levaram a resultados comparativamente menores. Foi observado que a profundidade de soldagem também altera a quantidade de hidrogênio difusível.

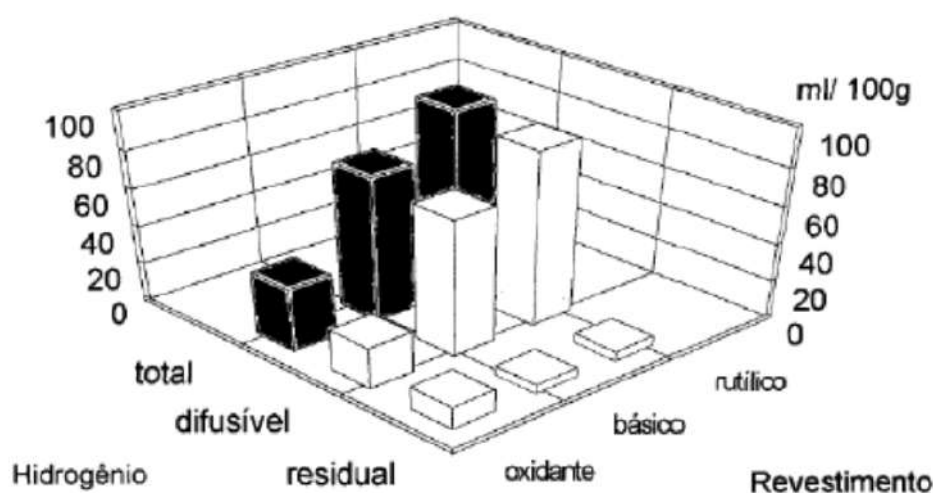
Silva et al. (2012) estudando a relação da profundidade com o hidrogênio difusível e residual, utilizando eletrodo rútilico AWS E6013, verificou diminuição do valor de hidrogênio difusível com aumento da profundidade. O valor de hidrogênio residual manteve-se constante. Foram testadas as profundidades de 0,3m (lâmina d'água), 10, 20 e 30m. O autor também observou estabilidade no valor de hidrogênio difusível a partir de 20m, aumento da porosidade com a profundidade, e ocorrência de curtos circuitos a partir de 30m. Conforme Omajene et al. (2014), quando o hidrogênio se apresenta em maior quantidade na região da soldagem, com aumento da profundidade de soldagem por exemplo, ocorre diminuição da estabilidade do arco. Nessa situação o hidrogênio predomina na composição química dos gases no interior dos poros, devido ao seu alto potencial de ionização, dificultando a manutenção do arco elétrico devido a uma perda de energia provocada por este gás.

Como já relatado neste trabalho, maior comprimento de arco propiciado pela polaridade positiva e, assim reduzindo a possibilidade de ocorrência de curto-circuito, eleva o aprisionamento de hidrogênio nas gotas de transferência no interior do arco elétrico (POPE, 1995). Já Medeiros (1997) sugere que a quantidade de hidrogênio difusível encontrado no metal de solda resultante da soldagem com polaridade negativa é menor que a encontrada na positiva.

A composição do revestimento do eletrodo, modifica as características do arco elétrico e afeta a absorção de hidrogênio pela poça de fusão. Testando alguns tipos de eletrodos comerciais, Gooch (1983) concluiu que eletrodos rútilicos e rútilicos-ácidos possuem melhores níveis de estabilidade do arco elétrico e melhores aspectos visuais dos

cordões de solda formados. No experimento do autor, eletrodos oxidantes (óxido de ferro) geraram metal de solda com menores valores de hidrogênio difusível, conseqüentemente menores ocorrências de trincamento por hidrogênio, assim como eletrodos a base de níquel. Eletrodos de aço inoxidável martensítico, geraram metais de solda com presença de martensita e, por este motivo, dureza elevada e trincamento por hidrogênio, além de porções austeníticas com trincas de solidificação. A Figura 5 a seguir mostra os valores obtidos de hidrogênio difusível para cada revestimento.

Figura 5 – Concentração de hidrogênio de acordo com cada revestimento de eletrodo.



Fonte: Gooch (1983)

Quanto aos teores de hidrogênio difusível, Bracarense et al. (2010) também verificou que os resultados mais baixos foram para o eletrodo oxidante, sendo o mesmo menos suscetível a trincas a frio no metal de solda e na zona termicamente afetada. Os eletrodos rutilicos, neste experimento, apresentaram arco mais estável, menor número de curtos-circuitos, maior penetração e melhores características operatórias em geral.

Alguns autores testaram controlar a quantidade de hidrogênio difusível no metal de solda a partir da formulação do revestimento do eletrodo ou do fluxo. Plessis e Toit (2008) conseguiu obter a redução de 70% de hidrogênio difusível nas soldas com adição de ingredientes oxidantes ao fluxo (na forma de óxido de ferro micáceo). Como resultado, obteve o teor de hidrogênio difusível no metal de solda. Reduções no hidrogênio do metal de solda de quase 70% foram alcançados com a adição de até 16,3% de óxido em relação a formulação inicial do consumível. Isso pôde ser atribuído à formação de oxigênio, o que reduziu a pressão parcial do hidrogênio na atmosfera de arco, e a reação de FeO (formado em dissociação do óxido de ferro micáceo) com hidrogênio. A adição de óxido



ao revestimento de fluxo afetou a decomposição de elementos desoxidantes (manganês e silício) entre o metal de solda e escória.

### 2.2.3.3 Fissuração a Frio

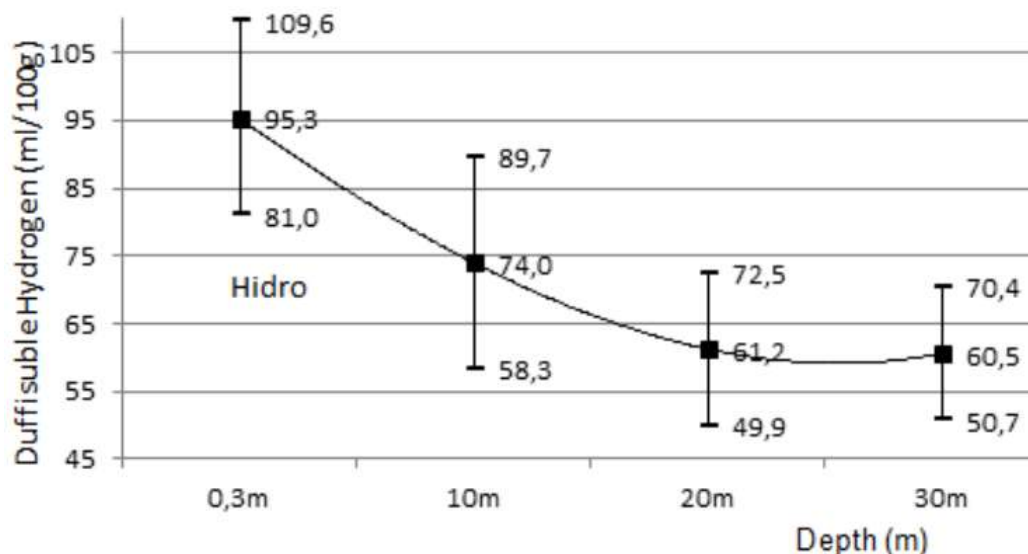
A fissuração a frio ou trinca a frio são aquelas ocasionadas após o resfriamento do metal de solda e da ZTA, ocorrendo na acomodação das tensões residuais e na difusão do hidrogênio (ROGALSKI, 2015). As trincas ocasionadas pelo hidrogênio difusível ocorre a partir da absorção desses átomos dissociados da molécula de água pelo calor do processo. A partir daí, no resfriamento parte desse hidrogênio se difunde da solda para a ZTA e para o metal de base. A medida que ocorram transformações de fase do tipo austenita para ferrita e cementita, o hidrogênio se difunde para locais com mais solubilidade que na ferrita (ŁABANOWSKI; FYDRYCH; ROGALSKI, 2008).

As condições necessárias para haver trincas induzidas por hidrogênio são requeridas algumas condições. Basicamente esse tipo de fissuração depende de quatro fatores: concentração elevada de hidrogênio difusível na solda, elevado nível de tensões na junta, temperaturas inferiores a 473 K e microestrutura frágil e suscetível à trincas a frio (martensita por exemplo) (TOMKÓW et al., 2018). Nas soldagens subaquáticas molhadas, o teor de hidrogênio das soldas chega quase ao triplo do valor observado nas soldas secas (FYDRYCH; ROGALSKI, 2011).

O hidrogênio difusível possui teor variável com a profundidade, assim como o oxigênio. Esse teor tende a diminuir com a profundidade, demonstrando um comportamento inverso ao do oxigênio. A Figura 6 apresenta o teor de hidrogênio no metal de solda com o aumento da profundidade. Nessa figura é possível perceber uma tendência de estabilização do teor de hidrogênio a partir de 20 m de profundidade. Silva et al. (2012) sugerem que as trincas a frio causadas pelo hidrogênio difusível podem ser reduzidas ao aumentar a profundidade do processo. Essa conclusão entra em consonância com Li et al. (2017), que justificam a diminuição do teor de hidrogênio na solda a partir de um aumento do teor de oxigênio.



Figura 6 – Evolução do teor de hidrogênio na solda em relação à variação da profundidade.



Fonte: Silva et al. (2012)

Tomków, Fydrych e Wilk (2020) estudaram a possibilidade da utilização de eletrodos revestidos hidrofóbicos com parafina na soldagem molhada de aços alta liga para mitigar os efeitos do hidrogênio difusível. Os resultados permitiram uma diminuição da probabilidade de fissuração a frio.

No que se refere às tensões residuais, estas são geradas durante a solidificação do metal pela contração térmica e grau de restrição da junta. Ainda, a contração térmica no caso da soldagem subaquática molhada traz complexidade ao processo, pelas elevadas taxas de resfriamento. Além disso, um elevado nível de tensões residuais na solda acarretam uma suscetibilidade maior de ocorrerem trincas a frio na ZTA e no metal de solda (BAILEY et al., 1993).

A composição química do metal de base e do consumível, a taxa de resfriamento e a temperabilidade da solda são fatores primordiais na microestrutura da junta. Na soldagem molhada microconstituintes de maior dureza podem ser formados na ZTA e na solda, onde a probabilidade da formação de trincas é maior (BAILEY et al., 1993).

#### 2.2.3.4 Microestrutura Pós-Soldagem

Conforme o presente trabalho vem exemplificando por meio da literatura existe, diversos fatores possuem relação cruzada no resultado da soldagem subaquática molhada. Por exemplo, a profundidade influencia na estabilidade do arco elétrico, que por sua vez impacta na temperatura e dimensões da poça de fusão, além de reverberar indiretamente na dissociação da água e incorporação de oxigênio e hidrogênio difusíveis. Desse modo, é

difícil a tarefa de dissociar e isolar o impacto de cada parâmetro do processo, contudo, análises da microestrutura da solda permitem investigar esse impacto.

Na soldagem molhada em geral, pode-se constatar que a microestrutura da solda consiste em martensita maciça, ferrita de contorno de grão com uma pequena quantidade de ferrita poligonal e bastante placa lateral de ferrita. O metal de solda preparado com o uso de atmosfera protetora de gás apresenta uma microestrutura semelhante. No entanto, em comparação com a junta de soldagem molhada, as frações de volume de martensita diminuíram, enquanto uma pequena quantidade de ferrita acicular aparece no metal de solda pela utilização de proteção contra gás. Isto implica que mais aporte de calor de soldagem é retido. Em geral, a microestrutura ferrita acicular refinada com excelente combinação de resistência e tenacidade pode melhorar as propriedades mecânicas do metal de solda. A diminuição da fração de volume da martensita frágil também pode reduzir o potencial de geração de trincas (CHEN et al., 2019).

Gao et al. (2015) investigaram diversos aspectos da soldagem subaquática molhada de aços de alta dureza. Nessa investigação, os autores concluíram que as microestruturas colunares no metal de solda obtidas em baixas profundidades consistem em ferrita de contorno de grão, ferrita lateral e ferrita acicular, enquanto aquelas em profundidades maiores que 11 m exibem mais ferrita proeutetóide devido à perda de elementos de liga.

Já Guo et al. (2015b) investigaram o efeito da adição de níquel na microestrutura da solda na soldagem subaquática molhada do aço EH40. Os autores concluíram que a adição de níquel pode ser útil para suprimir a formação de uma tira grossa ferrita proeutetóide na zona de grão colunar do metal de solda. Quando o teor de Ni no metal de solda aumenta de 0 a 3,16% em peso, a largura e a quantidade de ferrita proeutetóide diminui com o aumento do conteúdo de níquel. Quando o conteúdo de Ni está entre 2,04% e 2,45% em peso, ferrita acicular aparece acima de 30% no metal de solda. Com o aumento adicional do teor de níquel no metal de solda, as fases dura e frágil de martensita e a mistura martensita-austenita existem na solda, e as propriedades mecânicas da solda são deterioradas.

Li et al. (2019) investigaram as propriedades mecânicas e a microestrutura de soldas dissimilares entre aço inoxidável austenítico e aço baixa liga. Nesse trabalho, concluiu-se que as soldas com níquel como metal de adição austenitizaram por completo com grãos colunares bem definidos.

Li et al. (2017) investigaram a microestrutura de aços de alto teor de carbono em soldas subaquáticas molhadas utilizando consumíveis austeníticos. Uma interface do Tipo II foi formada entre o metal de solda austenítico e o metal de base ferrítico, se comparado ao metal de solda de aço inoxidável austenítico.

### 2.2.3.5 Fissuração a Quente

A fissuração a quente, trincas de solidificação ou trincas a quente são aquelas que acontecem durante a solidificação da poça de fusão, com temperaturas similares aos pontos de fusão dos materiais envolvidos (AWS, 2015). Nesse tipo de soldagem, há um gradiente térmico severo pelo resfriamento intenso, o que gera tensões de contração e deformação do material, dois macro fatores importantes na formação de trincas (FOLKHARD, 2012). Durante a solidificação, pelo meio aquoso roubar calor da solda mais intensamente que o ar, os gradientes térmicos presentes na soldagem subaquática molhada são mais severos.

Desse modo, as transformações de fase que geram a microestrutura da zona fundida modificam os parâmetros de rede da estrutura cristalina, impactando diretamente nas propriedades de transporte e impurezas incorporadas na solda (CHEN et al., 2019; OMAJENE et al., 2014). Ainda, a fissuração a quente ocorre na formação de fases com pontos de fusão menores que a temperatura de fusão do metal, permanecendo como camadas líquidas por menos tempo nos contornos de grãos primários na matriz cristalina solidificada. Durante a solidificação, tensões oriundas do gradiente térmico no material se apresentam e podem ocasionar o rompimento das camadas líquidas intergranulares, resultando na nucleação de trincas a quente no metal de solda (KOU, 2003).

A propagação das trincas a quente se dá na direção perpendicular às tensões de contração da solda, mas podem acontecer em outras direções conforme o tipo de solda e a resistência à contração da junta. Contudo, a fissuração a quente ocorre geralmente nos contornos de grão do material (LIPPOLD; KOTECKI, 2005). Para que essas trincas se formem, é necessário que uma deformação mínima já esteja presente no material, de modo que havendo a nucleação da trinca, a mesma se propague a partir do nível de tensões geradas (FOLKHARD, 2012).

Com o intuito de diminuir a suscetibilidade na formação de trincas a quente, é importante controlar a composição química da zona fundida, tentar diminuir a taxa de resfriamento dessa zona e estabilizar o arco elétrico durante o processo (CHEN et al., 2019).

### 2.2.3.6 Porosidade

A porosidade é um defeito muito comum no processo de soldagem subaquática molhada (LIU; POPE; DAEMEN, 1994). Esse defeito diminui os limites de escoamento e de ruptura da solda, além de causar uma diminuição na ductilidade e na tenacidade (PESSOA, 2007). A profundidade de soldagem, o revestimento do eletrodo, a estabilidade do arco elétrico e o teor de carbono no metal de base são os principais parâmetros responsáveis pelo quantidade de poros no metal de solda (ANAND; KHAJURIA, 2015; PESSOA et al., 2010).

Contudo, conforme elencado na Seção 2.2.1.4, a profundidade de soldagem também possui influência na porosidade da solda. As condições que causam a dissociação da molécula de água, juntamente com a pressão causada pela água levam a um aumento da porosidade do metal de solda (JOHNSON, 1997). A porosidade nas soldas sofre um incremento a medida que a profundidade aumenta. A porosidade sofre influência também se houver retenção gasosa na solidificação da poça de fusão (QUEIROZ et al., 2009).

Os poros no processo de soldagem podem ser compostos por vapor de água, monóxido de carbono e hidrogênio molecular, que é um material particularmente danoso para a distribuição de tensões residuais no resfriamento da solda (FYDRYCH; ROGALSKI, 2011; GARAŠIĆ; KRALJ; KOŽUH, 2009).

De acordo com SUGA e HASUI (1986), a formação dos poros na soldagem subaquática molhada é essencialmente causada pela concentração de hidrogênio no meio. Ainda, Rowe e Liu (2001) concluíram que reduzir o teor de hidrogênio no meio necessariamente causa um decréscimo na porosidade da solda.

A partir da bibliografia, fica evidente que evitar a porosidade na solda é fundamental para garantir as propriedades mecânicas esperadas da solda e que para tal, controlar os parâmetros de soldagem, bem como a quantidade de hidrogênio presente no meio, são de suma importância.

## 2.3 Utilização de Juntas Dissimilares na Soldagem Subaquática

A utilização de juntas dissimilares vem sendo utilizada primariamente por questões econômicas (OMAR, 1998). Em aplicações contendo aços inoxidáveis ou com necessidade de transição de propriedades, a utilização de juntas dissimilares é recomendada (LIPPOLD; KOTECKI, 2005). Para a utilização de juntas dissimilares, geralmente se faz uso de diagramas de constituição, com o intuito de antever a microestrutura que será formada na ZTA a partir dos parâmetros esperados para o processo.

Na utilização de metal de base e consumível com diferentes composições, é formada uma zona de transição entre a solda e o metal de base. Essa zona de transição deve apresentar propriedades distintas das regiões adjacentes, contento os diversos microconstituintes do metal de base e do consumível, conforme a difusão desses constituintes ocorre durante o processo de solidificação (LIPPOLD; KOTECKI, 2005).

Se tratando de aços, a mistura da zona de transição pode conter ferrita, austenita e martensita, porém prever a microestrutura exata dessa zona é uma tarefa complexa. Isto pois, esse local apresenta diferenças importantes entre a ZTA e da poça solidificada. Por exemplo, a movimentação do carbono na região de transição pode incrementar a dureza local por meio do surgimento de martensita (LIPPOLD; KOTECKI, 2005).

Wei et al. (2020) investigaram o efeito do ambiente aquoso na soldagem de juntas dissimilares contendo aço inoxidável e aço baixo liga. Os autores observaram diferenças significativas na zona de transição entre as camadas martensíticas para os diferentes consumíveis utilizados.

Guo et al. (2015) estudaram juntas dissimilares ferrítica e austeníticas na soldagem molhada. Os autores observaram que devido a uma transição dramática na composição do material ocorrendo na zona de transição, uma camada de martensita em ripas é produzida no limite da zona fundida. Foi observada uma trinca induzida por hidrogênio nessa camada de martensita.

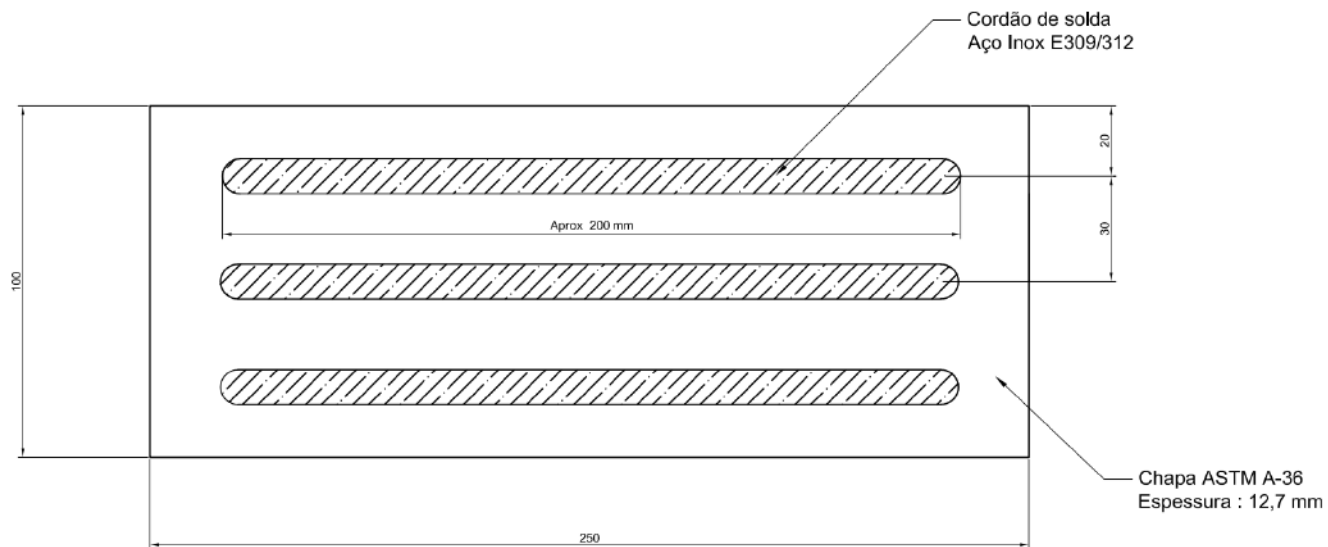
Tomków, Fydrych e Rogalski (2020) estudaram juntas dissimilares entre aços S460L e S460N utilizando eletrodos revestidos. Os autores observaram que os aços utilizados possuem elevada suscetibilidade em produzir trincas a frio na ZTA. Ainda, utilizando a técnica de leito de têmpera (do inglês *Temper Bead Welding – TBA*), os autores conseguiram reduzir a incidência das trincas a frio. Isto pois, segundo os autores a técnica *TBA* permitiu uma zona de transição mais suave e um melhor acomodamento das microestruturas, apresentando grãos menores.

## 3 Materiais e Métodos

### 3.1 Equipamentos e Corpos de Prova

Para realização das soldas, que originaram aquisição de sinais elétricos, geometria do cordão de solda e valores de oxigênio, foi utilizado como metal de base chapas de ASTM A-36, nas dimensões de 12,7 mm x 100 mm x 250 mm, com superfície escovada. As soldas foram depositadas na superfície plana da chapa, sem abertura de bisel. Foi possível depositar 3 cordões de solda, igualmente distribuídos, ao longo da chapa metálica, sem que houvesse interferência de resultado conforme Figura 7.

Figura 7 – Desenho dos três cordões de solda distribuídos na chapa de teste.



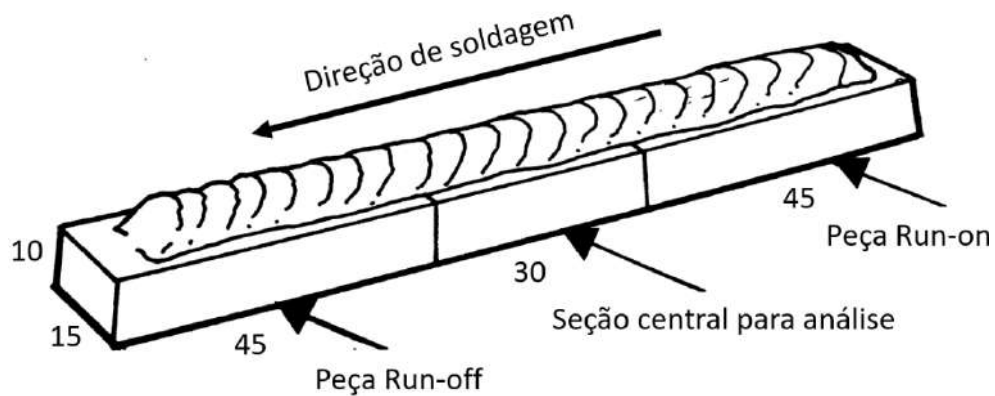
Fonte: Acervo do Autor.

Já as soldas para análise do hidrogênio difusível foram feitas em corpos de prova dispostos como mostrado na Figura 8, porém nas dimensões de 9,35 x 15mm, segmentados em três elementos: duas seções com 30 mm na extremidades e uma com 15mm ponteadas, para facilitar o contato elétrico na soldagem e a montagem, atendendo a norma ISO 3690(2000). A redução do corpo de prova teve como objetivo, garantir valores de hidrogênio abaixo do limite superior do cromatógrafo.

Os consumíveis utilizados foram os eletrodos de Aço Inoxidável de 3,25 mm de diâmetro e 350 mm de comprimento, cuja especificação normativa é ASME SFA-5.4 E309L-

17 (E309) e E312L-17 (E312). A diferença fundamental entre eles está na composição química. Enquanto o E309 possui 23,66 % de cromo 12,26 % de níquel e 0,19% de molibdênio, o E312 possui 28,20 % de cromo 10,26 % de níquel e 0,01% de molibdênio, conforme catálogo de Consumíveis do fabricante ESAB, de 2020. Estes dois consumíveis possuem revestimento rutilico e foram impermeabilizados com duas camadas de verniz vinílico próprio para soldagem subaquática.

Figura 8 – Corpo de prova (dimensões em mm).

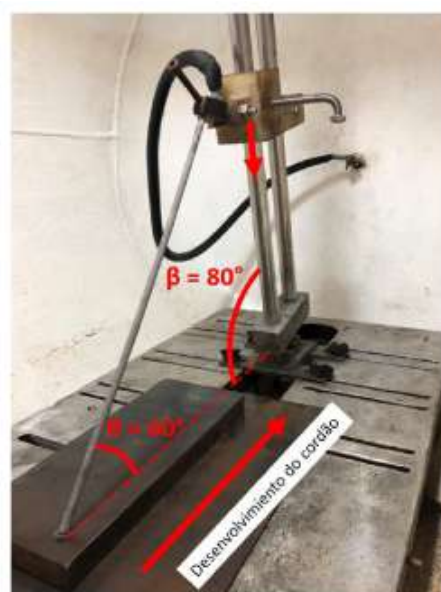


Fonte: Adaptado de [Bailey et al. \(1993\)](#)

Os eletrodos foram montados em um dispositivo de soldagem por gravidade, para eletrodos revestidos que permite portar eletrodos com diâmetro de 2,5 a 6,0mm e comprimento até 450mm. O ângulo entre o eletrodo e o metal de base (teta), foi mantido em 60° em todos os experimentos, que delimita a velocidade de soldagem. O ângulo beta relaciona-se à força gravitacional. A disposição dos consumíveis para os experimentos, foi mantida conforme Figura 9:



Figura 9 – Disposição do consumível no dispositivo.



Fonte: Adaptado de (URIBE, 2020)

As soldas foram feitas nas profundidades simuladas de 0,3 m e 30 m (3 kgf/cm<sup>2</sup>), no interior de um vaso de pressão com capacidade de 0,51m<sup>3</sup>, e pressão máxima de trabalho de 0,82 Mpa configurada conforme apresentado na Figura 10:

Figura 10 – Vaso de pressão do LRSS-UFMG.



Fonte: Adaptado de (URIBE, 2020)



Em todas as soldas , o tanque foi cheio com um volume de 0,31 m<sup>3</sup> de água 0,3 m acima da superfície da base de alumínio que apoia a chapa de teste. A pressão de trabalho não foi alterada durante a execução das soldagens.

Para execução das soldas, foi utilizada polaridade reversa (positiva) e polaridade direta (negativa), com correntes ajustadas em 150A e 180A.

Para cada combinação de parâmetros: eletrodo, profundidade, polaridade e corrente foram realizadas três soldas. Os parâmetros elétricos e de Hidrogênio Difusível foram obtidos utilizando a média dos valores, com seu respectivo erro estatístico (desvio padrão).

Para a análise dos sinais elétricos, foram utilizados 10 s do tempo total de soldagem que variou de 16 s a 28 s, dependendo da amostra, e desprezadas as o início e fim do processo de soldagem para otimização da avaliação dos sinais. A frequência de aquisição foi de 5000 Hz. O equipamento utilizado para aquisição de sinais é da marca IMC Soldagem , modelo SAP V4 (intervalo de medição: corrente -600 a 600A ; tensão -100 a 100V). O software para aquisição dos sinais foi o SapTiV4.37s da mesma IMC Soldagem. A avaliação dos sinais elétricos resultantes do processo de soldagem, os arquivos de dados coletados foram tratados utilizando-se o software Sinal desenvolvido pelo Professor Paulo Modenesi PHD, conforme verificado por (LIBERATO, 2017).

As variáveis elétricas como número de curtos circuitos e fator de curtos circuitos são obtidas à partir do oscilograma de tensão x tempo gerado pela aquisição de dados. À partir do oscilograma fornecido pelo o software SINAL, é gerado um histograma com o tempo de base médio das oscilações de tensão e definido o valor de corte de tensão, que é o valor de tensão que determinará se o evento trata-se ou não de um curto circuito. O número de curtos circuitos é fornecido pelo relatório deste histograma.

Com o valor de corte definido , é gerado o período médio de transferência metálica (T) e duração média de picos (Tp, período em que a tensão permanece acima do valor de corte), conforme Figura 11. Dessa forma pode-se calcular o período médio dos curtos circuitos (Tcc), onde:

$$T_{cc} = T - T_p \quad (3.1)$$

Utilizando-se a Equação 3.1, calcula-se então o fator de curto circuito,

$$F_{cc} = (T_{cc}/T) \times 100 \quad (3.2)$$

Figura 11 – Oscilograma aumentado mostrando valores de tensão média de curto circuito  $T_{cc}$ , duração média de pico  $T_p$ , período médio  $T$ , e tensão de corte.



Fonte: Acervo do Autor.

Todos os testes foram realizados utilizando a máquina de solda (fonte) Hiper 1, aplicável especialmente para soldagem de eletrodos revestidos em ambiente submerso. O Equipamento fornece corrente de soldagem máxima de 450A e 80 V de tensão em vazio. O equipamento possui controle de extinção de arco: uma vez reconhecendo um curto-circuito por um tempo estabelecido, é aplicada uma corrente para reestabelecer o arco. Este controle do sistema foi desativado para que não influenciasse nos resultados.

A taxa de fusão do consumível e velocidade de soldagem foram obtidas a partir da medição do tempo total de soldagem, registrado também pelo software Sinal, com auxílio da placa de aquisição de dados, e da medição dos comprimentos do cordão de solda e da do comprimento inicial e final do eletrodo. As medições foram realizadas com auxílio de escala graduada, logo após cada execução de soldagem, conforme Figura 12.

$$Tf = Ci - Cf/tsold \quad (3.3)$$

Onde  $Tf$  é a taxa de fusão do eletrodo,  $Ci$  e  $Cf$  são comprimento inicial e final do cordão de solda e  $tsold$  é o tempo total da soldagem em segundos.

$$Vs = Csold/tsold \quad (3.4)$$

Onde  $Csold$  é o comprimento do cordão de solda fabricado e  $tsold$  é o tempo total da soldagem em segundos.

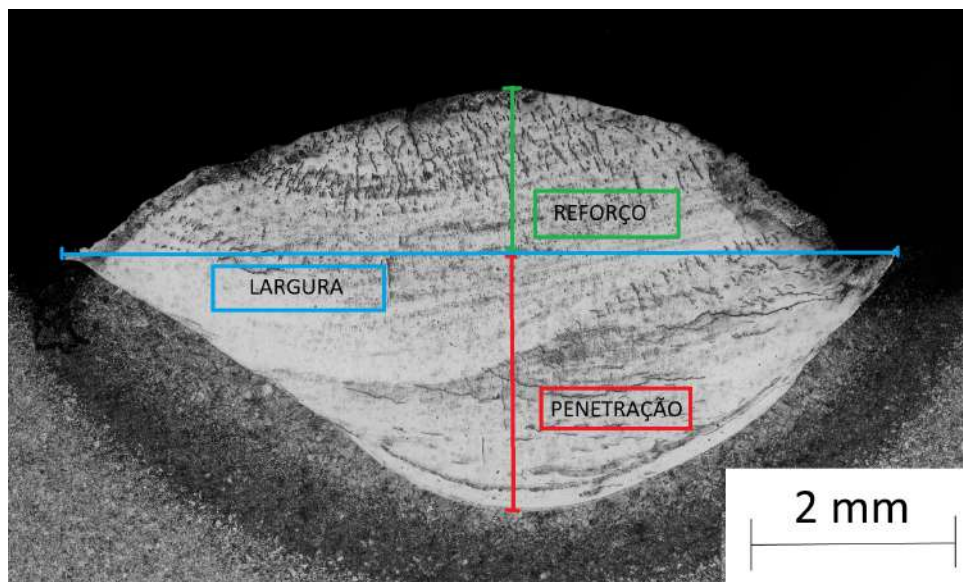
Figura 12 – Medição do cordão de solda e do comprimento do eletrodo pós soldagem.



Fonte: Acervo do Autor.

Para determinação das dimensões da seção transversal do cordão de solda (largura, penetração e reforço) cada chapa contendo 3 cordões de solda foi segmentada com auxílio da serra fita circular, e a face gerada foi lixada e atacada com nital 5%. Algumas amostras tiveram um processo de lixamento e polimento mais aprofundado, visando a elaboração de micrografias. A Figura 13 mostra a indicação das cotas medidas em cada cordão de solda fabricado.

Figura 13 – Indicação das medidas de largura, reforço e penetração do cordão de solda



Fonte: Acervo do Autor.

A coleta dos resultados para determinação do oxigênio foi feita pelo equipamento ELTRA ON-900, que tem como princípio de medição a radiação infravermelha absorvida

de forma distinta entre os gases. Cada gás é capaz de absorver um comprimento de onda da radiação infravermelha.

Para obtenção do hidrogênio difusível, foi utilizado o modelo G-1006 do LRSS da UFMG, na Figura 14. O procedimento foi executado mantendo o tempo máximo de 1,5 minutos entre o fim da soldagem e a colocação do corpo de prova no dispositivo para coleta de hidrogênio. As amostras que ultrapassaram este tempo de alocação foram descartadas. A cromatografia gasosa foi o método utilizado para medição do hidrogênio difusível, utilizando como referência a norma ASTM E260-96 [11]. O princípio da análise é a cromatografia gasosa. Esta técnica compara um gás misto de um gás puro de referência, por condutividade térmica. A alteração na temperaturas dos condutores aquecidos é interpretada como alterações na condutividade térmica, que geram sinais diferentes de resistência, capazes de ser medidos. A faixa de valores medidos pelo equipamento , para H<sub>2</sub> e N<sub>2</sub> é de 0mL a 19,99 mL.

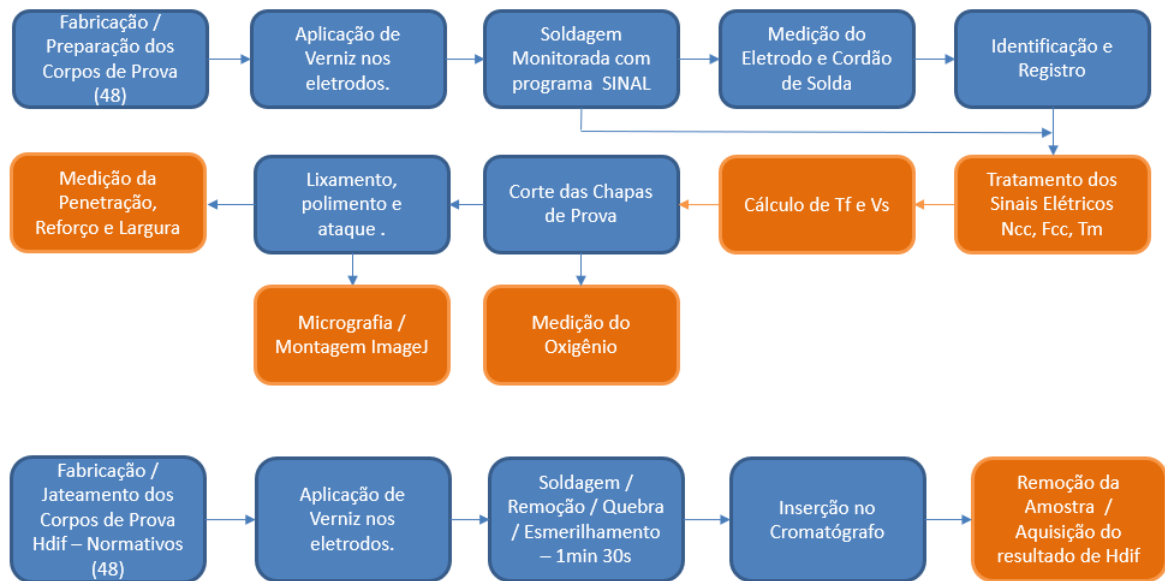
Figura 14 – Cromatógrafo Gasoso do LRSS-UFMG.



Fonte: Acervo do Autor.

Em resumo, conforme Figura 15, foram realizadas duas linhas de produção para avaliar as repostas deste experimento. Ao longo do primeiro percurso são obtidas as repostas de parâmetros elétricos, cálculo de Taxa de Fusão e Velocidade de Soldagem, valor de oxigênio, além das cotas da seção transversal do cordão de solda. Já a segunda linha posicionada na parte inferior da figura, foi a confecção dos corpos de prova exclusivos para a resposta do Hidrogênio difusível.

Figura 15 – Fluxograma para obtenção das respostas



Fonte: Acervo do Autor.

## 3.2 Experimento Fatorial

### 3.2.1 Fatores fixos e variáveis

Os parâmetros constantes para execução das soldagens encontram-se na Tabela 1

Tabela 1 – Parâmetros constantes do experimento

Parâmetro	Valor
Volume de água	0,31 m <sup>3</sup>
Corrente Abertura Arco	450A
Corrente de curto- circuito	0A
$\theta$	60°
$\beta$	80°
Espessura metal de base	12,7 mm
Diâmetro do Eletrodo	3,25 mm
Comprimento eletrodo	350 mm

Para Análise Estatística dos resultados, foi criado no software Minitab, um experimento fatorial de quatro fatores variáveis em dois níveis ( $2^4$ ). Os fatores escolhidos foram profundidade da execução da soldagem (A), polaridade (B), corrente (C) e especificação do eletrodo (D). Também foram consideradas no estudo de todas as respostas, interações entre essas preditoras principais de segunda ordem (AB, AC, AD, BC, BD, CD), terceira ordem (ABC, ABD, ACD, BCD) e quarta ordem (ABCD).

Tabela 2 – Níveis do Experimento Fatorial

Preditora	Nível (-1)	Nível (+1)
Profundidade	0,3 m	30 m
Polaridade	CC-	CC+
Corrente	150A	180A
Eletrodo	E309	E312

As repostas analisadas foram : hidrogênio difusível (Hdif), número de curtos circuitos (NCC), fator de curtos circuitos (FCC), tensão média de soldagem (Tm) taxa de fusão (TF), velocidade de soldagem (VS), penetração do metal de solda (P) e largura do metal de solda (L).

Para todas estas repostas , foi criada uma Análise do Experimento Fatorial, com nível de confiança de 95%. Foi utilizada a eliminação regressiva (ou eliminação de backward) com  $\alpha$  de remoção = 0,05. Este processo inicia com todos preditores e suas interações, mas remove aquelas cm significância inferior a 0,05.

É gerada então uma equação de regressão no modelo linear para cada resposta, com interações de dependência:

$$Resposta = f(A, B, C, D). \quad (3.5)$$

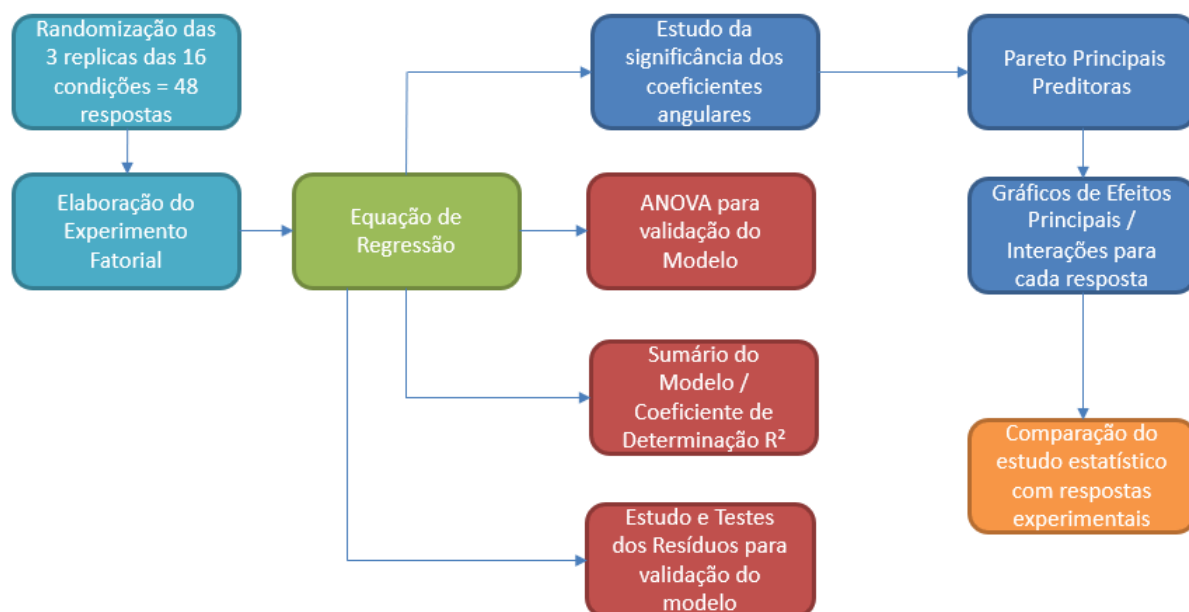
Todos coeficientes são também estudados para garantir a significância do seu efeito sobre a alteração da resposta, ou seja , é testada a hipótese que o coeficiente não apresente um valor de constante sobre a equação. Para cada estudo, as variáveis preditoras e suas interações são agrupadas em ordem de magnitude sobre a resposta, por meio de um gráfico de Pareto que oferece informações sobre a natureza qualitativa e a significância do efeito das variáveis estudadas.

A análise de variância é utilizada para validar a significância de cada termo no modelo. Além disso, por último são avaliados os gráficos dos resíduos, afim de testar a efetividade da regressão gerada.

O fluxograma da Figura 16 indica como foi realizado o estudo estatístico completo para cada resposta analisada neste trabalho, bem como as ferramentas estatísticas utilizadas e suas respectivas validações:



Figura 16 – Fluxograma para obtenção do estudo estatístico completo



Fonte: Acervo do Autor.

A partir da seção 4.2, com estudo do Hidrogênio difusível, bem como nos Apêndices deste trabalho, será possível observar o desenvolvimento de cada etapa do fluxograma da Figura 16 e os resultados obtidos e a discussão comparativa com a observação experimental das respostas.

### 3.2.2 Desenho do Procedimento Experimental

O procedimento fatorial  $2^4$  relacionando as quatro condições iniciais de profundidade, polaridade, corrente e eletrodo em dois níveis, deram origem a dezesseis séries ou condições que foram replicadas por três vezes, gerando 48 experimentos que foram listados conforme Tabela 3. As corridas contidas na Tabela 3 posteriormente foram randomizadas pelo software Minitab, para evitar erros sistemáticos.

Tabela 3 – Corridas realizadas para análise de parâmetros

Nº Corrida	Profundidade (m)	Polaridade	Corrente (A)	Eletrodo
1	0,3	CC-	150	E309
2	30	CC-	150	E309
3	0,3	CC+	150	E309
4	30	CC+	150	E309
5	0,3	CC-	180	E309
6	30	CC-	180	E309
7	0,3	CC+	180	E309
8	30	CC+	180	E309
9	0,3	CC-	150	E312
10	30	CC-	150	E312
11	0,3	CC+	150	E312
12	30	CC+	150	E312
13	0,3	CC-	180	E312
14	30	CC-	180	E312
15	0,3	CC+	180	E312
16	30	CC+	180	E312
17	0,3	CC-	150	E309
18	30	CC-	150	E309
19	0,3	CC+	150	E309
20	30	CC+	150	E309
21	0,3	CC-	180	E309
22	30	CC-	180	E309
23	0,3	CC+	180	E309
24	30	CC+	180	E309
25	0,3	CC-	150	E312
26	30	CC-	150	E312
27	0,3	CC+	150	E312
28	30	CC+	150	E312
29	0,3	CC-	180	E312
30	30	CC-	180	E312
31	0,3	CC+	180	E312
32	30	CC+	180	E312
33	0,3	CC-	150	E309
34	30	CC-	150	E309
35	0,3	CC+	150	E309
36	30	CC+	150	E309
37	0,3	CC-	180	E309
38	30	CC-	180	E309
39	0,3	CC+	180	E309
40	30	CC+	180	E309
41	0,3	CC-	150	E312
42	30	CC-	150	E312
43	0,3	CC+	150	E312
44	30	CC+	150	E312
45	0,3	CC-	180	E312
46	30	CC-	180	E312
47	0,3	CC+	180	E312
48	30	CC+	180	E312



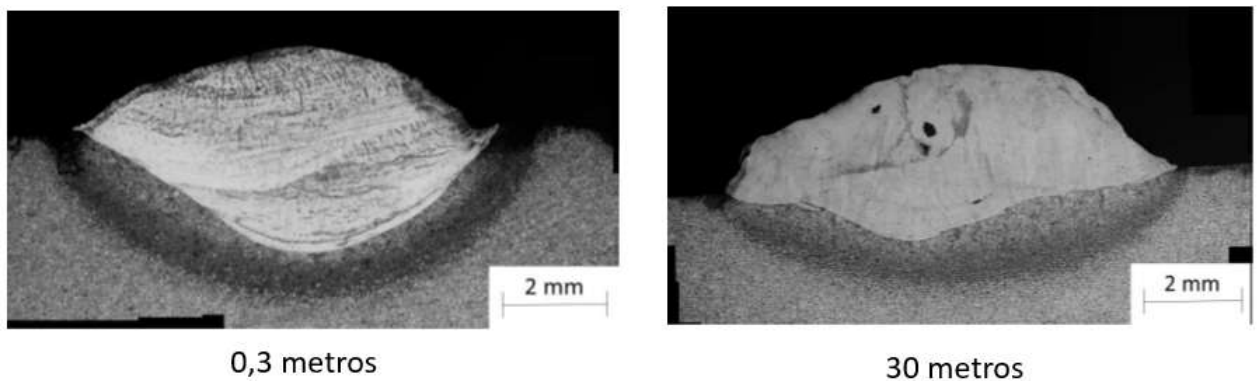
## 4 Resultados e Discussão

### 4.1 Análise dos cordões de solda produzidos

#### 4.1.1 Efeito da Mudança da Profundidade

O aspecto visual dos cordões de solda, foi notoriamente distinto ao analisar as soldas realizadas sob lâmina d'água (0,3m) e profundidade simulada de 30m. A homogeneidade e regularidade da deposição de material a 0,3 metros é identificável ao comparar, na Figura 17, as soldas realizadas com eletrodo E312, polaridade negativa, com 180A de corrente, realizadas as 0,3m e a 30 metros de profundidade. Percebe-se um cordão realizado a 30 metros mais irregular, com presença de porosidade.

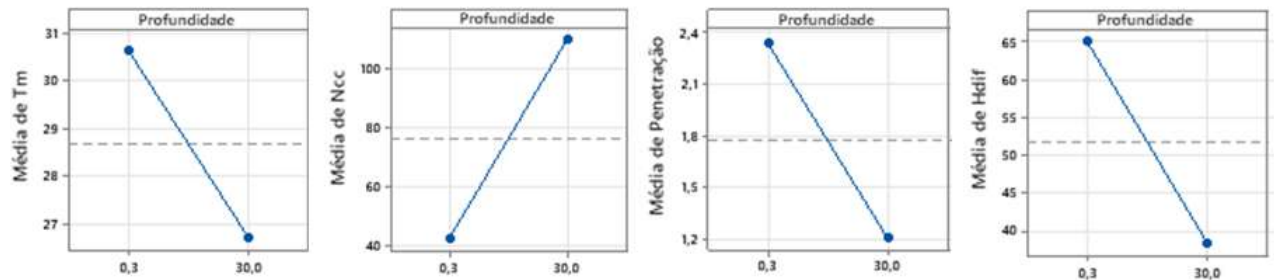
Figura 17 – Macrografia comparando os cordões a 0,3m e a 30m de profundidade, 180A, DCEN, E312



Fonte: Acervo do Autor.

A Figura 18 mostra o efeito da profundidade em algumas respostas que serão analisadas a seguir. Nas soldas realizadas a 30 metros, um fator que deve ser considerado é a quantidade maior de curtos circuitos presentes na transferência metálica. A constrição do arco elétrico causado pela pressão da coluna d'água leva um valor menor de tensão média de soldagem, e também a uma maior quantidade de curtos circuitos. Esses fatores estão associados a uma maior instabilidade do arco do arco elétrico, conforme (KLETT *et al.*, 2020) o que causa a irregularidade e presença de descontinuidades no cordão de solda.

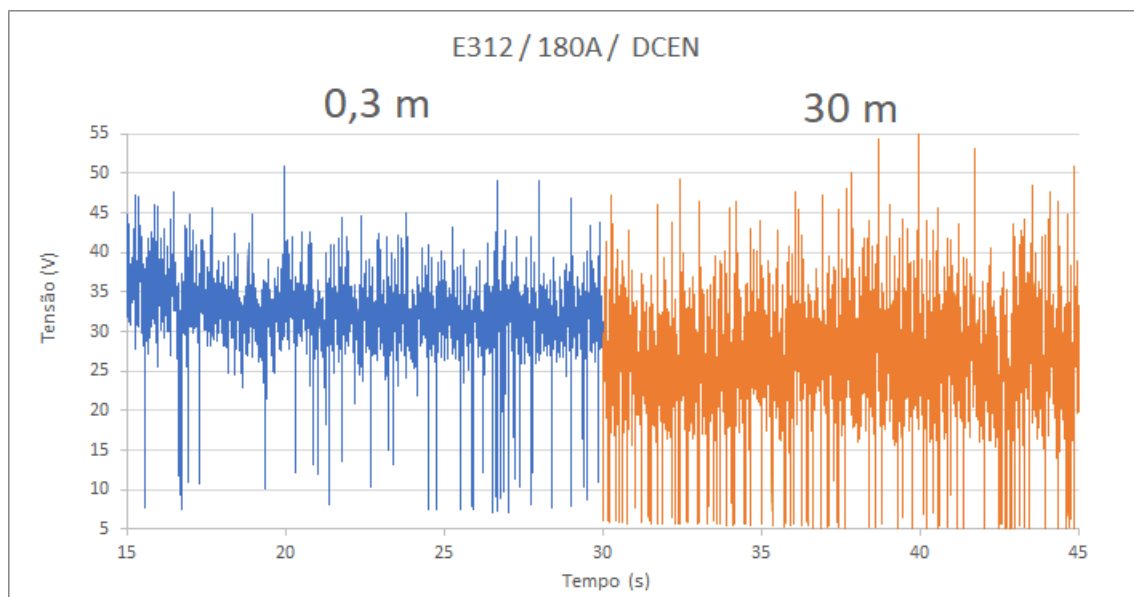
Figura 18 – Gráfico do efeito da profundidade sobre Tm, Ncc, penetração e Hdif



Fonte: Acervo do Autor.

A Figura 18 evidencia a maior ocorrência de extinções de arco ocorridas na soldagem a 30 metros de profundidade, maior instabilidade, além da queda da tensão média de soldagem ocasionada pelo efeito do incremento da pressão sobre o arco elétrico.

Figura 19 – Oscilograma de tensão comparativo entre as soldas a 0,3m e a 30m de profundidade, 180A, DCEN, E312



Fonte: Acervo do Autor.

A diminuição da tensão pode causar, como foi percebido, uma redução da penetração do cordão de solda devido ao menor comprimento do arco.

No que diz respeito à resposta do hidrogênio difusível, segundo (POPE, 1995) uma quantidade maior de curtos circuitos, o que ocorre na soldagem, com maiores profundidades, reduz a possibilidade de aprisionamento do hidrogênio na poça de fusão. Esta observação

é conveniente neste trabalho, onde o aumento da profundidade levou a maiores valores de curto circuito e menores valores de hidrogênio difusível.

A Figura 20 mostra o cordão de solda com E312 , DCEN, 180A, realizado a 0,3 metros. Percebe-se a regularidade deste cordão de solda, mais estreito, bem com escamas bem destacadas sem presença de descontinuidades abertas a superfície.

Figura 20 – Cordões de solda produzidos a 0,3m de profundidade, 180A, DCEN, E312



Fonte: Acervo do Autor.

Mais um exemplo de cordão de solda realizado em lâmina d'água. Percebe-se na Figura 21 um cordão de solda com aspecto superficial de alta qualidade , soldado com 150A na polaridade negativa.

Figura 21 – Cordões de solda produzidos 0,3m de profundidade, 150A, DCEN, E312

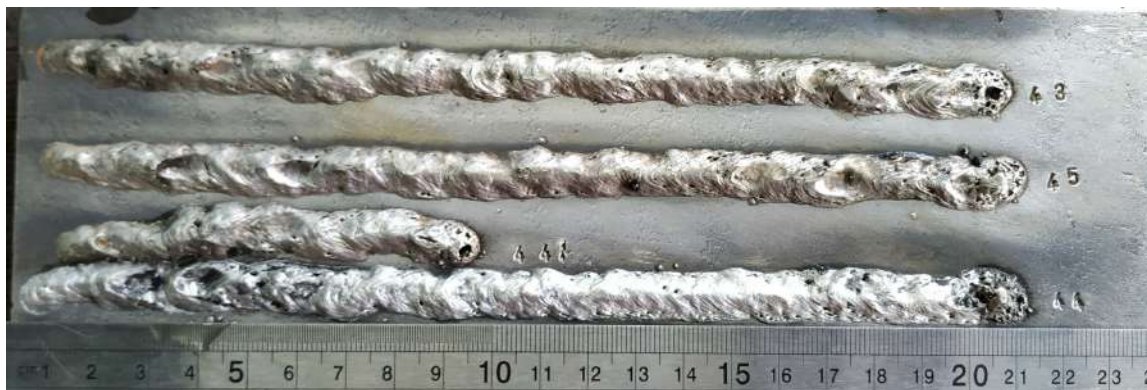


Fonte: Acervo do Autor.

Já Figura 22 todas condições foram mantidas em relação ao cordão anterior, mas agora realizado a 30 metros de profundidade. Percebe-se a um cordão de solda

mais espalhado e mais irregular. Muitas discontinuidades presentes são percebidas como porosidades agrupadas, concavidades de cratera principalmente na saída do cordão.

Figura 22 – Cordões de solda produzidos a 30m de profundidade, 180A, DCEN, E312

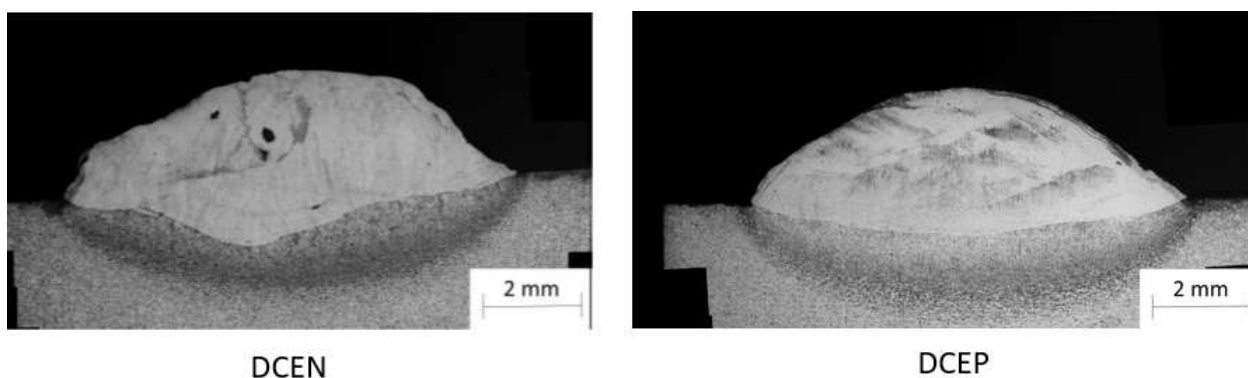


Fonte: Acervo do Autor.

#### 4.1.2 Efeito da Mudança da Polaridade

Os cordões realizados na na polaridade positiva, apresentaram melhores resultados na inspeção visual realizada, para todas as condições de consumíveis, corrente, e profundidade. A Figura 23 evidencia um cordão mais uniforme, regular e isento de discontinuidades soldado na DCEP em relação a DCEN, para um eletrodo E312 soldado a 30m e 180A de corrente.

Figura 23 – Macrografia comparando os cordões E312 , 30m de profundidade, 180A, DCEN e DCEP

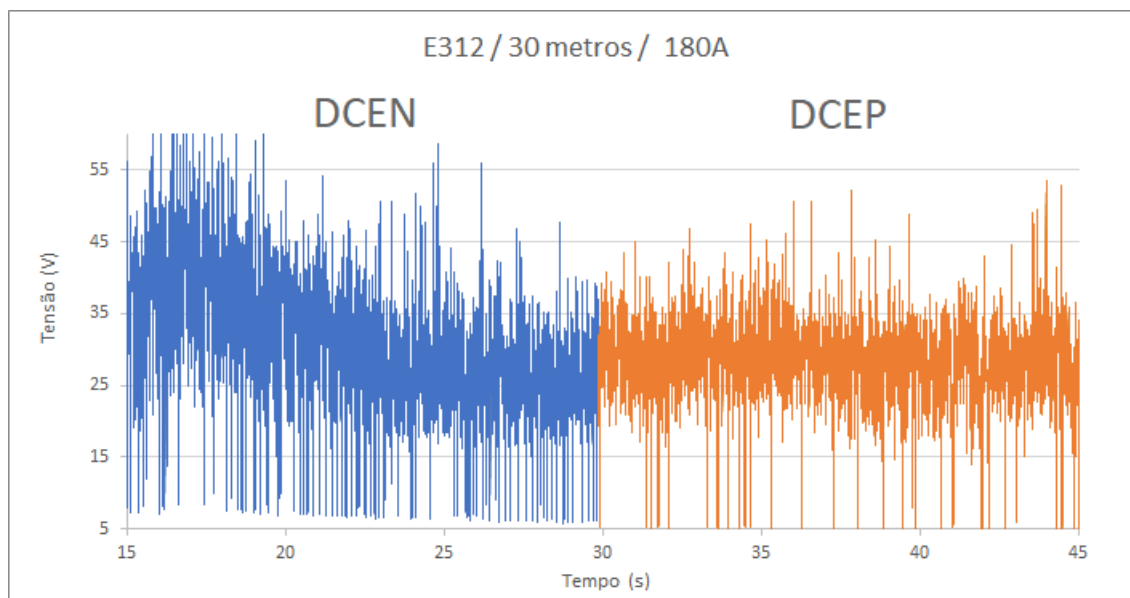


Fonte: Acervo do Autor.

A passagem para polaridade positiva tem um efeito contrário do aumento da profundidade, na estabilidade do arco elétrico conforme estudado na seção anterior. Na

DCEP, as tensões médias de soldagem possuem valor mais elevado, e a quantidade de transferência por curtos circuitos é inferior, conforme percebido na Figura 24, o que explica um cordão de solda mais uniforme e homogêneo se comparado a DCEN.

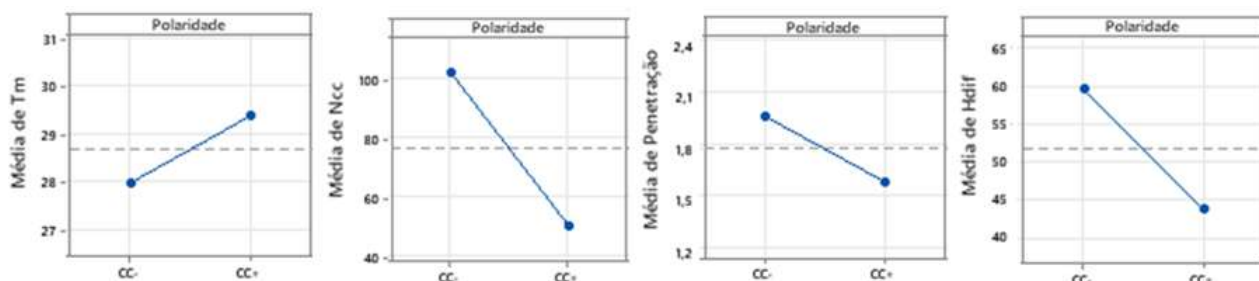
Figura 24 – Oscilograma de tensão comparativo entre as soldas com E312, 180A, 30 metros, DCEN e DCEP.



Fonte: Acervo do Autor.

O efeito nos valores de número de curtos circuitos e tensão média de soldagem já analisados foram comprovados no gráfico estatístico de efeitos principais de profundidade da Figura 25.

Figura 25 – Gráfico do efeito da polaridade sobre Tm, Ncc, penetração e Hdif



Fonte: Acervo do Autor.

Já a penetração de soldagem na polaridade positiva apresenta valores inferiores se comparada a polaridade negativa. Segundo (TSAI; MASUBUCHI, 1979) na polaridade



negativa o calor produzido no arco é direcionado para o metal de base, provocando um cordão de solda mais estreito e com maior penetração, fato que foi observado nas Figuras 23 e 27.

Fato interessante observado, ainda no gráfico da Figura 25, foi a resposta do hidrogênio difusível, que possui valores menores na soldagem executada com polaridade positiva. Embora nessa configuração (DCEP), os valores de curto circuito são menores, o que segundo (POPE, 1995) favorece o aumento do hidrogênio difusível, um comportamento contrário foi observado para esta polaridade.

Os elementos deste trabalho não contemplam uma correlação da quantidade de calor direcionado para o consumível e para o metal de base, sugerido por (TSAI; MASUBUCHI, 1979) na resposta do hidrogênio difusível, ainda que seja um possível caminho de análise para explicação do comportamento distinto da polaridade positiva em relação a quantidade de hidrogênio número de curtos circuitos nesta configuração.

O eletrodo E312, conforme Figura 26 apresentou as melhores respostas na soldagem a 30 metros de profundidade, desde que soldado com polaridade positiva. Percebe-se um cordão isento de descontinuidades, com presença de alguns respingos e com qualidade superficial superior aos da Figura 22 (DCEN), apresentada na seção anterior.

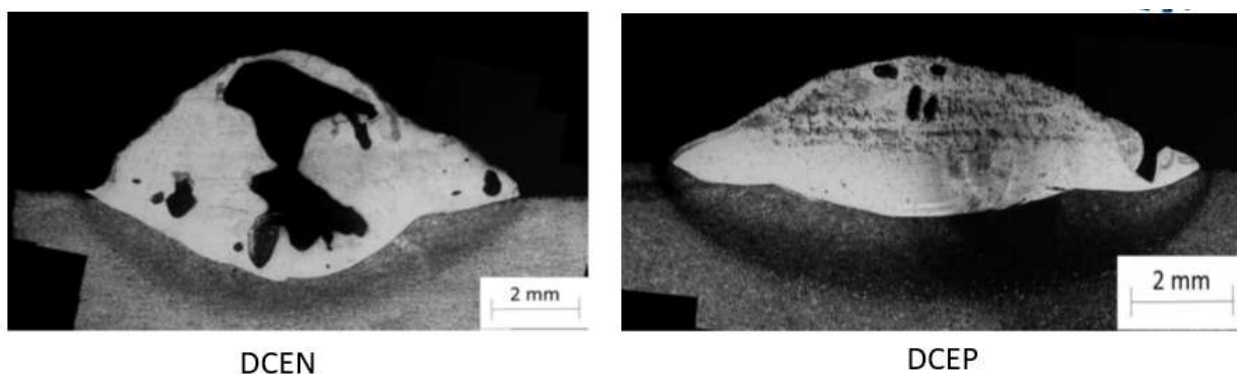
Figura 26 – Cordões de solda produzidos a 30m de profundidade, 180A, DCEP, E312



Fonte: Acervo do Autor.

As soldagens apresentadas na Figura 27 mostram macrografias dos cordões de solda realizados com eletrodo E309 a 30 metros de profundidade, nas polaridades negativa e positiva, respectivamente. O eletrodo E309 apresentou, na inspeção visual, desempenho inferior ao E312 na soldagem a 30 metros de profundidade, portando um nível bastante acentuado de descontinuidades.

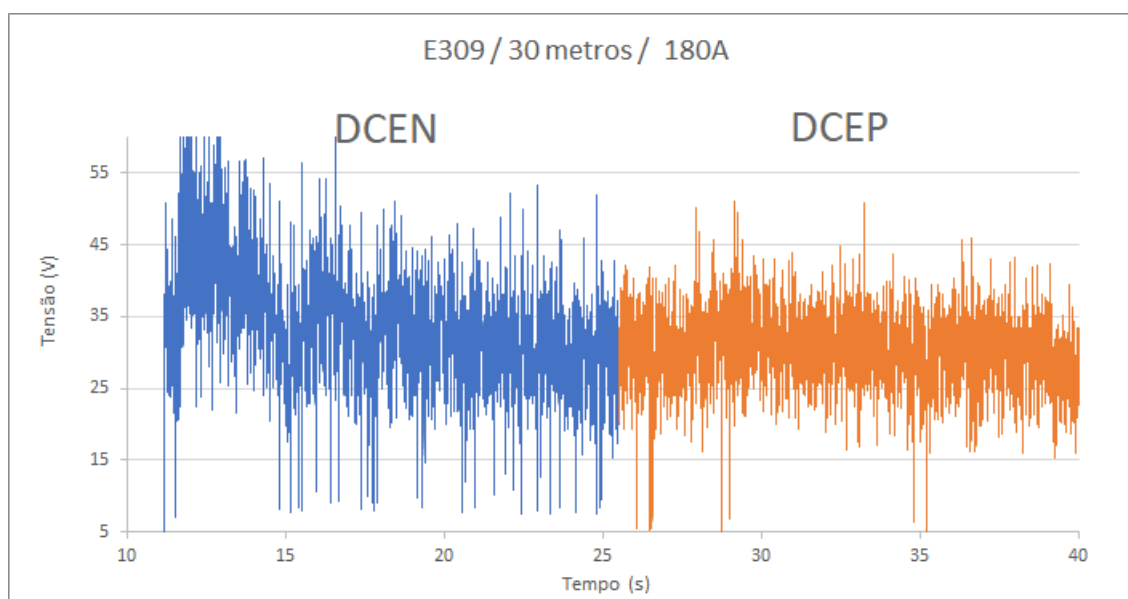
Figura 27 – Macrografia comparando os cordões E309 , 30m de profundidade, 180A, DCEN e DCEP



Fonte: Acervo do Autor.

A instabilidade do arco elétrico fica evidenciada na soldagem com este consumível, conforme Figura 28 , na soldagem a 30 metros nas duas polaridades. Na com polaridade negativa a descontinuidade que toma quase a área total da seção transversal do cordão de solda (Figura 27 lado esquerdo), indica as piores condições de soldagem realizadas neste experimento.

Figura 28 – Oscilograma de tensão comparativo entre as soldas com E309, 180A, 30 metros, DCEN e DCEP.



Fonte: Acervo do Autor.

Conforme Figura 29 fica clara ao longo do cordão de solda, a dificuldade na

manutenção do arco elétrico ao longo de toda execução da soldagem na polaridade negativa com eletrodo E309 a 30 metros.

Figura 29 – Cordões de solda produzidos a 30m de profundidade, 180A, DCEN, E309



Fonte: Acervo do Autor.

Na Figura 30 ainda que com nível de discontinuidades um pouco menor, os cordões produzidos confirmam também muita dificuldade na manutenção do arco devido a alta profundidade, e uma solda mais larga característica da polaridade positiva.

Figura 30 – Cordões de solda produzidos a 30m de profundidade, 180A, DCEP, E309



Fonte: Acervo do Autor.

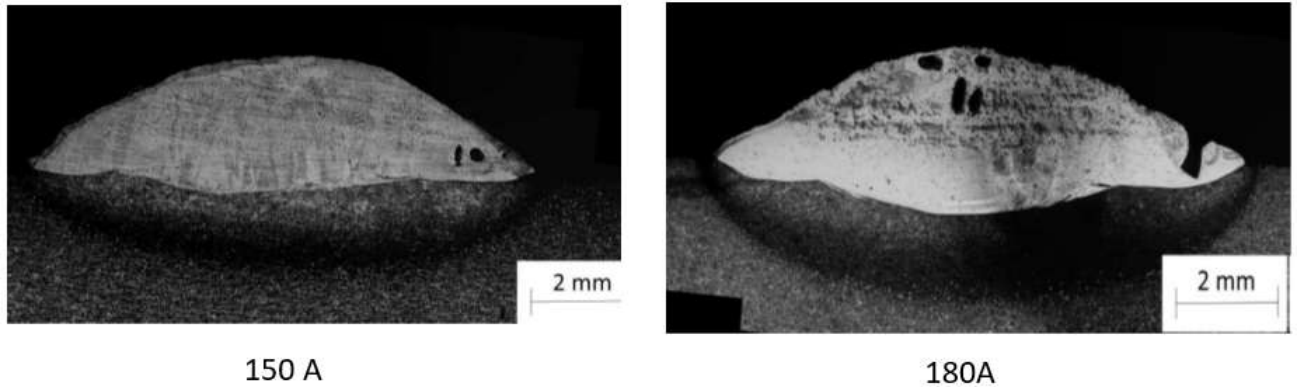
#### 4.1.3 Efeito da Mudança da Corrente

A mudança do valor da corrente de soldagem também foi importante preditora para elaboração deste estudo. A corrente foi a preditora com maior impacto na resposta da taxa de fusão, velocidade de soldagem e tensão média, e segunda maior na resposta de



Ncc e Fcc, quase empatada com a profundidade. Nota-se conforme Figura 31, uma maior penetração de soldagem ocasionada com maior nível de corrente.

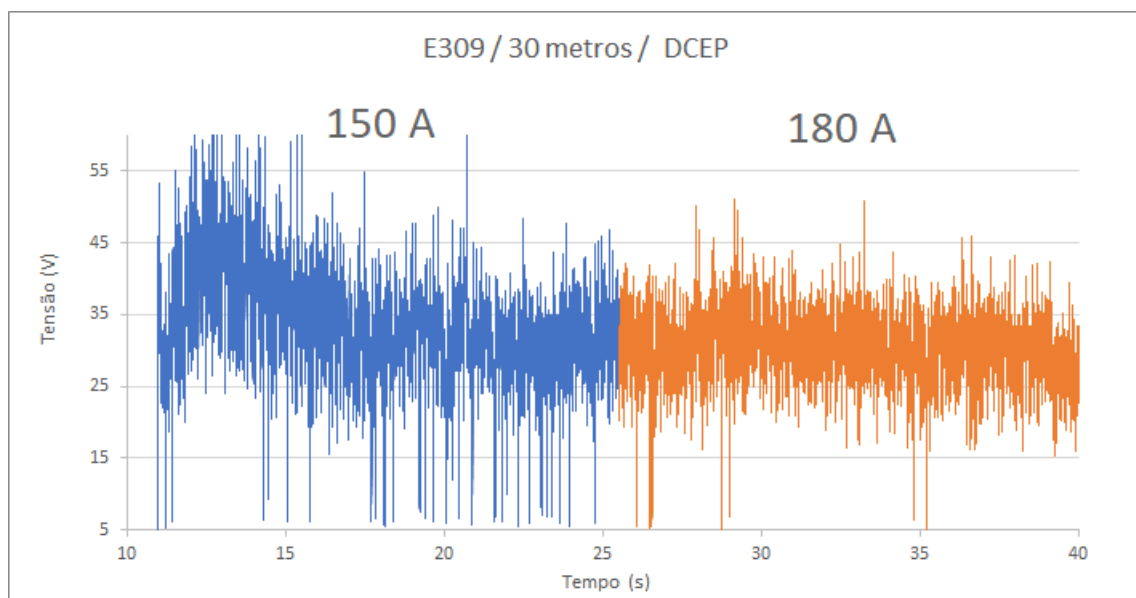
Figura 31 – Macrografia comparando os cordões E309 , 30m de profundidade, DCEP, 150A e 180A



Fonte: Acervo do Autor.

O oscilograma da Figura 32 evidencia que o aumento do valor da corrente acarreta em menos eventos de curto circuito e aumento na tensão média de soldagem.

Figura 32 – Oscilograma de tensão comparativo entre as soldas com E309, 30 metros, DCEP, 150A e 180A .

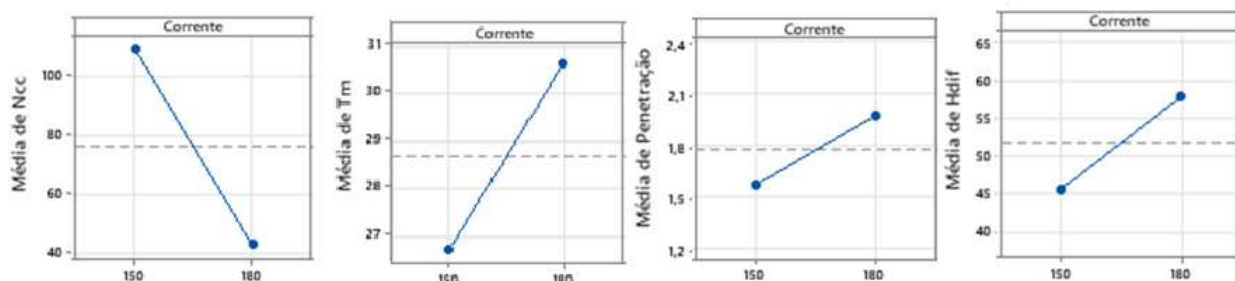


Fonte: Acervo do Autor.

Os gráficos contidos na Figura 33 evidenciam ainda, além do aumento da tensão

média e diminuição do NCC, um aumento da penetração de soldagem causado pelo incremento no valor de corrente.

Figura 33 – Gráfico do efeito da corrente sobre Ncc, Tm, penetração e Hdif



Fonte: Acervo do Autor.

Os menores valores de hidrogênio difusível, foram obtidos nas soldagens com menores valores de corrente. Ou seja, soldagem com maiores valores de curto circuito e menores valores de energia de soldagem.

Nas soldagens realizadas com eletrodo E309, DCEP a 30 metros também foi notada menores ocorrências de descontinuidades a 150 A (Figura 34), se comparada a soldagem nas mesmas condições, mas com corrente de 180A, mostrada na Figura 30 apresentada na seção anterior.

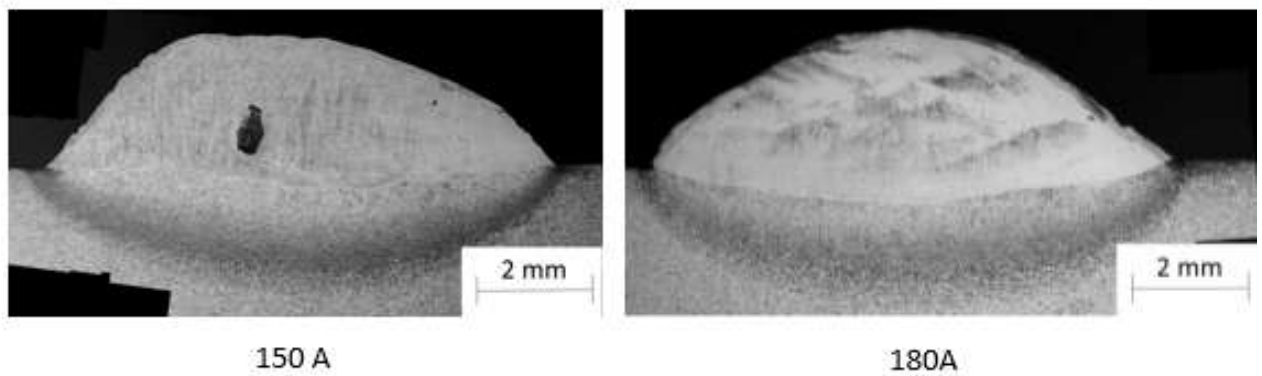
Figura 34 – Cordões de solda produzidos a 30m de profundidade, 150A, DCEP, E309



Fonte: Acervo do Autor.

A Figura 35 mostra agora o eletrodo E312 soldado a 30 metros de profundidade, DCEP, nas correntes de 150A e 180 A. Percebe-se novamente cordões de solda com boa regularidade e bastante uniformes, com o detalhe que na soldagem realizada com 180A não é constatada nenhuma descontinuidade.

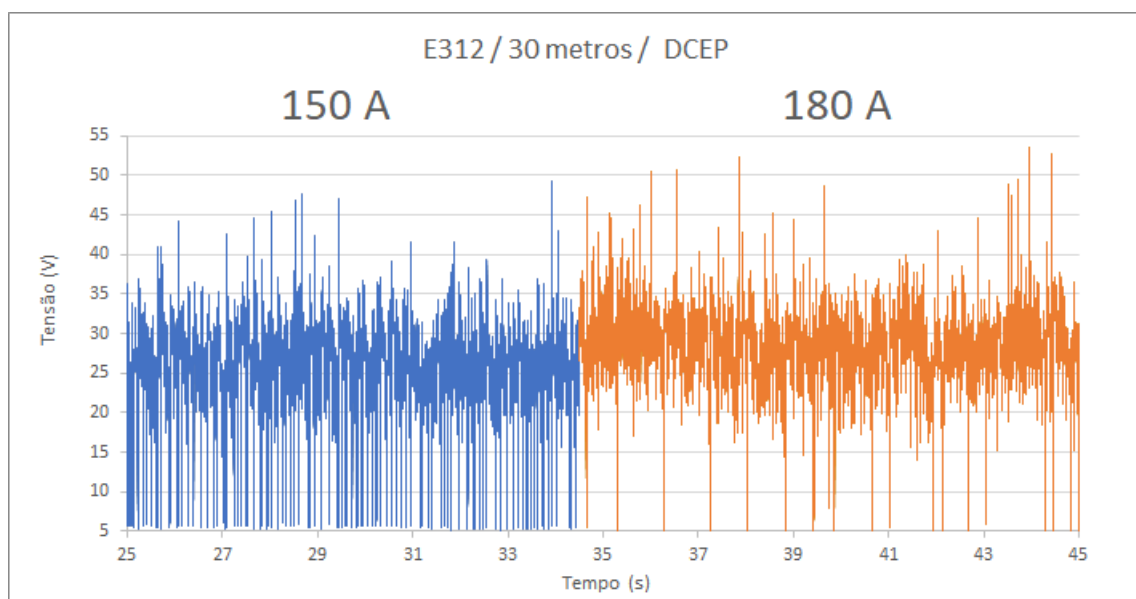
Figura 35 – Macrografia comparando os cordões E312 , 30m de profundidade, DCEP, 150A e 180A



Fonte: Acervo do Autor

O oscilograma da Figura 36 evidencia, assim como para o eletrodo E309, que o aumento do valor da corrente acarreta em menos eventos de curto circuito e aumento na tensão média de soldagem. O detalhe observado, foi a maior suscetibilidade do eletrodo E312 em gerar curtos circuitos nas soldagens, embora produza para as condições apresentadas, cordões de solda com melhor desempenho no ensaio visual, ou seja, com menores quantidades de poros e demais descontinuidades.

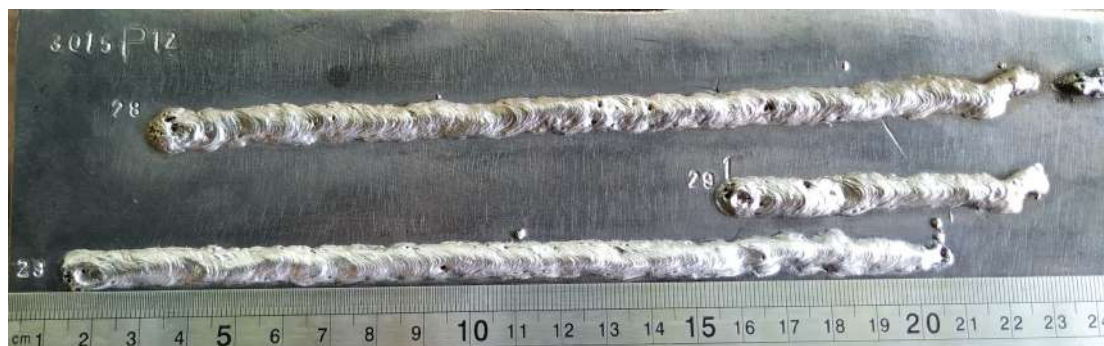
Figura 36 – Oscilograma de tensão comparativo entre as soldas com E312, 30 metros, DCEP, 150A e 180A .



Fonte: Acervo do Autor

A Figura 37 exibe o eletrodo E312 soldado a 30 metros de profundidade, DCEP, com 150A. Percebe-se nestes cordões de solda, boa regularidade em nível menor que os cordões executados com corrente de 180A, da Figura 26 exibidos na seção 4.1.2. As soldas fabricadas com 150A apresentam também algumas descontinuidades ao longo do cordão, provenientes da menor estabilidade do arco elétrico e maiores valores de extinção de arco.

Figura 37 – Cordões de solda produzidos a 30m de profundidade, 150A, DCEP, E312



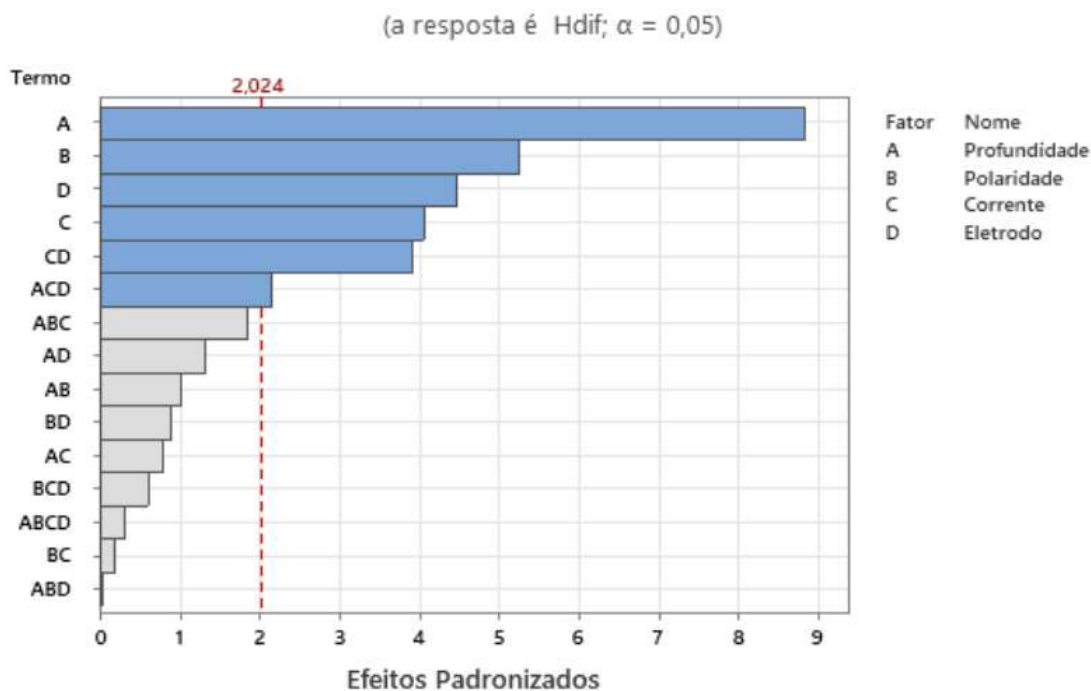
Fonte: Acervo do Autor.

## 4.2 Estudo Completo sobre o Hidrogênio Difusível

### 4.2.1 Estudo Completo do Hidrogênio Difusível

A Análise estatística inicial foi feita levando em conta a análise do experimento fatorial  $2^4$  com preditores iniciais (Profundidade, Polaridade, Corrente, Eletrodo) e interações de dependência. A Figura 38 mostra um gráfico de efeitos de *Pareto* padronizado para o Hdif, indicando os módulos do t-student para cada variável ou interação, para o modelo adotado. O gráfico de Pareto fornece a importância dos efeitos, sendo que todas as barras que ultrapassam a linha de referência, compõe fatores que são estatisticamente significativos. Nota-se que para reposta do Hidrogênio Difusível, a Profundidade de Soldagem é o principal fator contribuinte para alteração do valor de hidrogênio, seguido da polaridade, corrente e por último, especificação do eletrodo.

Figura 38 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para o Hidrogênio Difusível.



Fonte: Acervo do Autor.

A linha vermelha de referência delimita os efeitos que possuem significância estatística ( $p\text{-valor} < 0,05$ ). Os demais fatores e interações, aparecem no gráfico, mas não fazem parte do modelo proposto. Nota-se também que os efeitos da mudança de eletrodo e da corrente, tem efeitos bastante similares na alteração do valor de Hdif.

Na continuidade será apresentada uma tabela que resume os efeitos e coeficientes para cada resposta de estudo, que podem ser calculados pelas equações estatísticas conhecidas, indicando os respectivos valores para efeitos principais e interações entre eles. Dessa forma, foi possível definir qual dos efeitos é mandatório em cada resposta estudada, a força de cada efeito e interação, e até mesmo aqueles que são estatisticamente insignificantes, tendo-os hierarquizado com auxílio do gráfico de Pareto.

O coeficiente de Regressão representa o tamanho e direção do efeito preditor sobre a variável de resposta. O tamanho deste coeficiente pode ser uma boa maneira de avaliar a significância do efeito sobre a variável de resposta, desde que seu valor-  $p$  sugira uma resposta estatisticamente válida, uma vez que cada nível de resposta inferior foi normalizado para o valor -1 e o nível superior para o valor 1, procedimento intrínseco ao planejamento fatorial de dois níveis.

O erro padrão do coeficiente leva a estimativa da variabilidade do coeficiente, ou seja, caso fossem extraídas repetidas amostras de uma determinada população, qual seria

a probabilidade das mesmas serem repetidas. A razão do coeficiente sobre o erro padrão leva o valor de t, que é comparado para definição da significância estatística do coeficiente.

Tabela 4 – Coeficientes Codificados para o Hidrogênio Difusível.

Termo	Efeito	Coef	EP de Coef	Valor-T	Valor-P	VIF
Constante		51,66	1,50	34,33	0,000	
Profundidade	-26,61	-13,31	1,50	-8,84	0,000	1,01
Polaridade	-15,77	-7,89	1,50	-5,27	0,000	1,00
Corrente	12,21	6,11	1,50	4,06	0,000	1,01
Eletrodo	-13,45	-6,73	1,50	-4,47	0,000	1,01
Corrente*Eletrodo	11,81	5,90	1,50	3,92	0,000	1,01
Profundidade*Corrente*Eletrodo	-6,47	-3,24	1,50	-2,15	0,038	1,01

O valor de p testa a hipótese do valor de cada coeficiente ser nulo. O valor de  $p < 0,05$  faz rejeitar a hipótese de nulidade do modelo, ou seja quando o valor de p for menor que 0,05, há credibilidade estatística que alterações no preditor, levam a alterações na resposta.

Tabela 5 – Sumário do Modelo para o Hidrogênio Difusível.

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
10,0321	81,19%	78,22%	73,41%

O modelo adotado, utilizando como preditores apenas 4 variáveis operacionais, explica 81,19% do comportamento do hidrogênio difusível.

Tabela 6 – Análise de Variância para o Hidrogênio Difusível.

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	6	16504,5	2750,74	27,33	0,000
Linear	4	14890,7	3722,66	36,99	0,000
Profundidade	1	7870,7	7870,74	78,21	0,000
Polaridade	1	2790,3	2790,30	27,72	0,000
Corrente	1	1657,6	1657,56	16,47	0,000
Eletrodo	1	2010,5	2010,45	19,98	0,000
Interações de 2 fatores	1	1549,5	1549,55	15,40	0,000
Corrente*Eletrodo	1	1549,5	1549,55	15,40	0,000
Interações de 3 fatores	1	465,3	465,32	4,62	0,038
Profundidade*Corrente*Eletrodo	1	465,3	465,32	4,62	0,038
Erro	38	3824,4	100,64		
Falta de ajuste	9	775,4	86,15	0,82	0,603
Erro Puro	29	3049,0	105,14		
Total	44	20328,9			

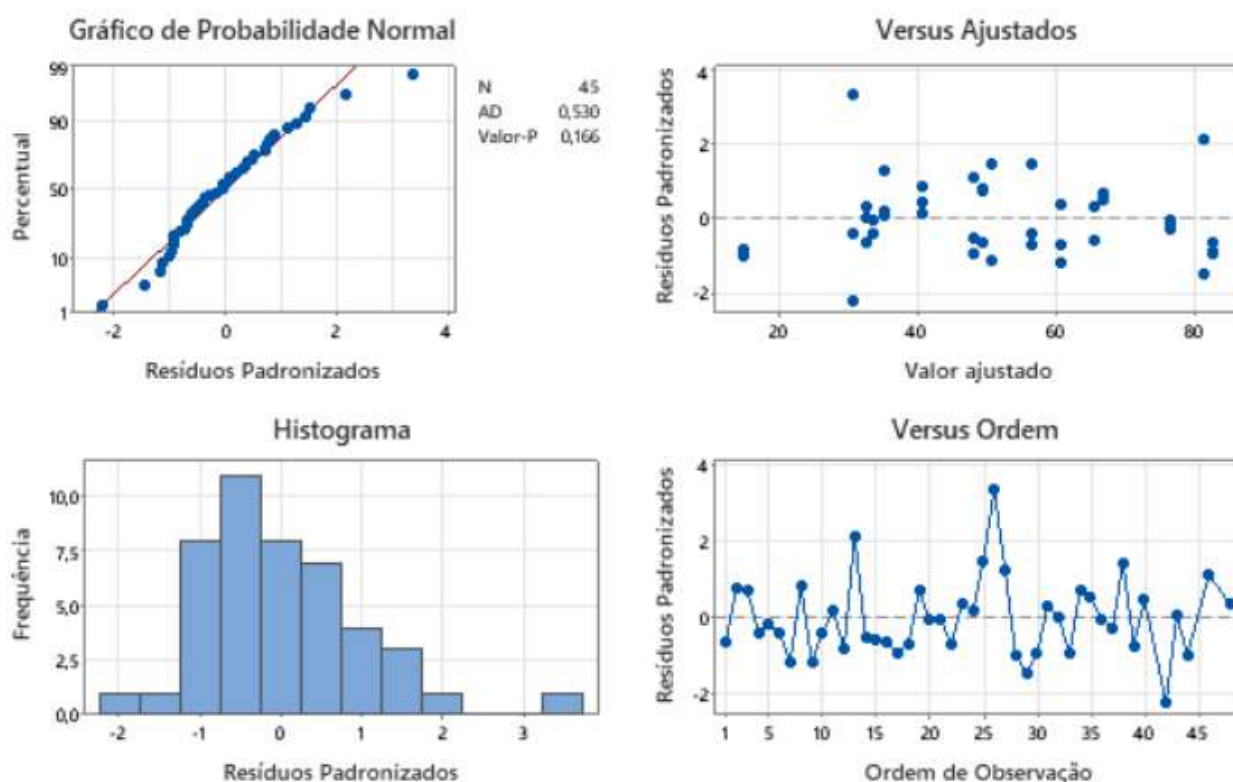
A análise dos resíduos é fundamental para qualificação do experimento, visando determinar se o dados são assimétricos ou se incluem pontos muito discrepantes do modelo

(outliers). Foram apresentados vários gráficos para verificação da distância dos dados do gráfico de regressão. A estatística Anderson-Darling aplicada sobre o gráfico de distribuição normal é utilizada para verificar o valor-p e medir a qualidade do ajuste. É considerada normal a distribuição que apresente valor-p superior à significância determinada para análise, aceitando a hipótese nula.

As hipóteses para o teste Anderson-Darling são: - H0: os dados seguem uma distribuição específica; - H1: os dados não seguem uma distribuição específica.

Se valor-p do teste de Anderson-Darling for inferior a significância escolhida, conclui-se que os dados não seguem uma distribuição especificada.

Figura 39 – Gráficos de Resíduo de Hdif para o Hidrogênio Difusível.



Fonte: Acervo do Autor.

Nota-se para este estudo do Hidrogênio difusível, um valor-p para o gráfico de distribuição normal dos erros igual a  $0,166 > 0,05$ . Logo pode-se dizer que o modelo estatístico utilizando apenas as variáveis manipuladas na criação do experimento é válido.

Dessa forma, cabe otimização. Será realizada agora uma regressão envolvendo também as respostas coletadas no experimento, a fim de otimizar a resposta do Hidrogênio. Serão utilizadas todas as respostas coletadas para Análise do Valor de Hdif.



## 4.2.2 Estudo fatorial 2<sup>3</sup> Hidrogênio Difusível

Afim de refinar o estudo fatorial do Hidrogênio difusível, foi eliminado o fator eletrodo da análise fatorial e feito um novo estudo para cada um dos consumíveis. Os resultados levaram a um estudo fatorial com  $R^2 = 84,87\%$  para o eletrodo E309 e  $R^2 = 91,35\%$  para o E312.

### 4.2.2.1 Eletrodo AWS E309

Eliminação Backward de Termos:

$$\alpha = 0,05 \quad (4.1)$$

Equação de Regressão:

$$Hdif = 64,1 - 0,907Profundidade - 7,40Polaridade + 0,972Corrente - 15,12VelSold. + 0,807Profundidade * Polaridade \quad (4.2)$$

Tabela 7 – Coeficientes E309.

Termo	Coef	EP de Coef	Valor-T	Valor-P	VIF
Constante	64,1	15,9	4,03	0,001	
Profundidade	-0,907	0,105	-8,67	0,000	1,20
Polaridade	-7,40	2,11	-3,50	0,003	2,22
Corrente	0,972	0,342	2,84	0,011	13,08
Vel Sold.	-15,12	5,12	-2,95	0,009	29,12
Profundidade*Polaridade	0,807	0,323	2,50	0,023	22,33

Tabela 8 – Sumário do Modelo para E309.

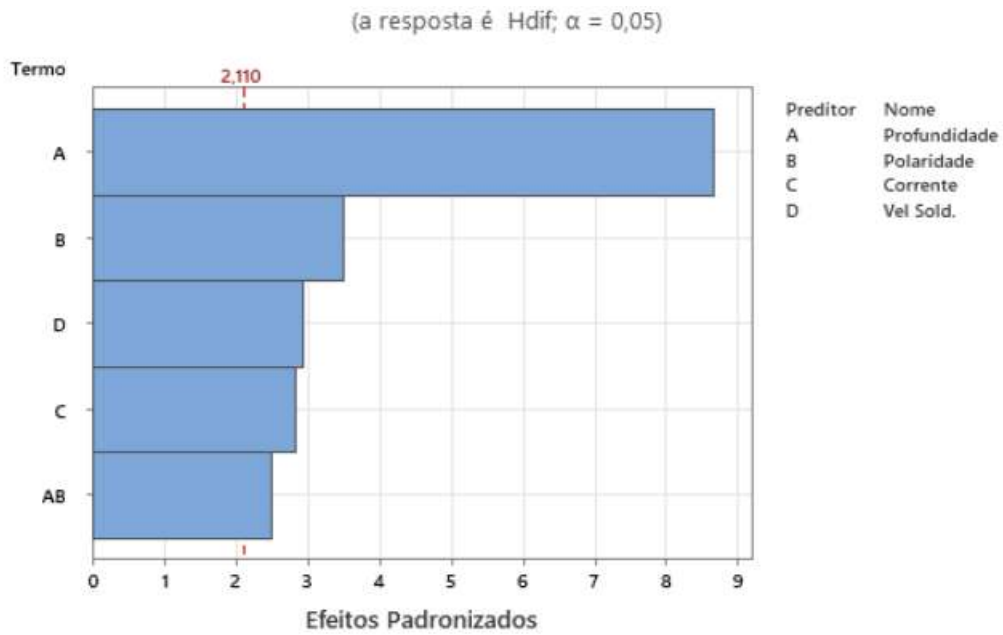
S	R2	R2(aj)	R2(pred)
6,79828	84,87%	80,42%	72,55%

Tabela 9 – Análise de Variância para E309.

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Regressão	5	4406,60	881,32	19,07	0,000
Profundidade	1	3473,68	3473,68	75,16	0,000
Polaridade	1	566,46	566,46	12,26	0,003
Corrente	1	373,11	373,11	8,07	0,011
Vel Sold.	1	402,42	402,42	8,71	0,009
Profundidade*Polaridade	1	287,98	287,98	6,23	0,023
Erro	17	785,68	46,22		
Falta de ajuste	15	782,76	52,18	35,70	0,028
Erro puro	2	2,92	1,46	*	*
Total	22	5192,28			

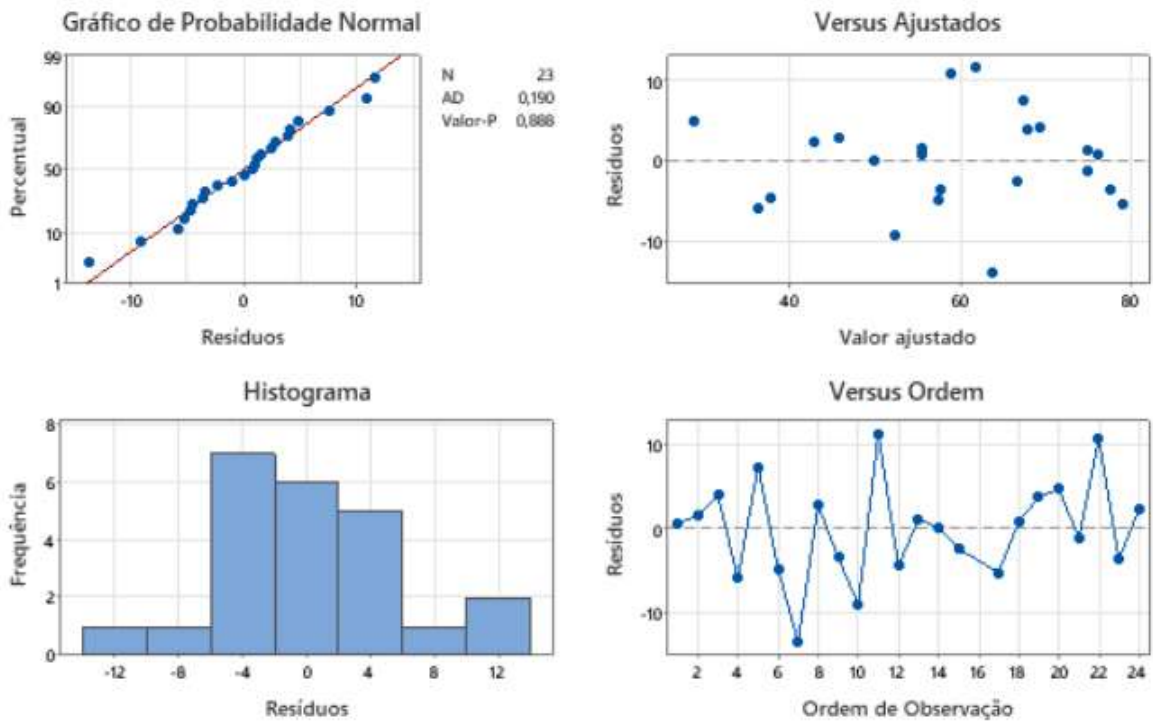


Figura 40 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para o E309.



Fonte: Acervo do Autor.

Figura 41 – Gráficos de Resíduo de Hdif para o E309.



Fonte: Acervo do Autor.

## 4.2.2.2 Eletrodo AWS E312

Eliminação Backward de Termos:

$$\alpha_{pararemove} = 0,05 \quad (4.3)$$

Equação de Regressão:

$$\begin{aligned} Hdif = & -408,2 + 138,9Polaridade + 0,01762Profundidade * Corrente \\ & -0,942Polaridade * Corrente - 0,1700Corrente * VelSold. \\ & +22,81Tm + 31,12Penetração \end{aligned} \quad (4.4)$$

Tabela 10 – Coeficientes E312.

Termo	Coef	EP de Coef	Valor-T	Valor-P	VIF
Constante	-408,2	81,7	-5,00	0,000	
Polaridade	138,9	35,6	3,91	0,002	322,91
Profundidade*Corrente	0,01762	0,00511	3,45	0,005	38,23
Polaridade*Corrente	-0,942	0,220	-4,28	0,001	330,50
Corrente*Vel Sold.	-0,1700	0,0439	-3,87	0,002	46,20
Tm	22,81	4,60	4,96	0,000	43,06
Penetração	31,12	7,50	4,15	0,001	7,28

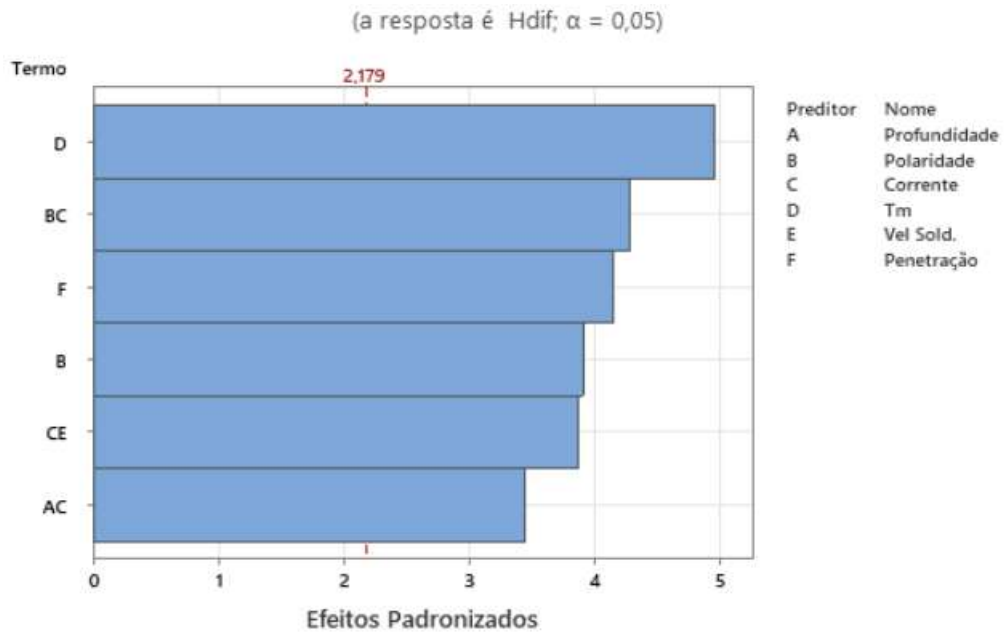
Tabela 11 – Sumário do Modelo para E312.

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
8,61298	91,35%	87,02%	72,73%

Tabela 12 – Análise de Variância para E312.

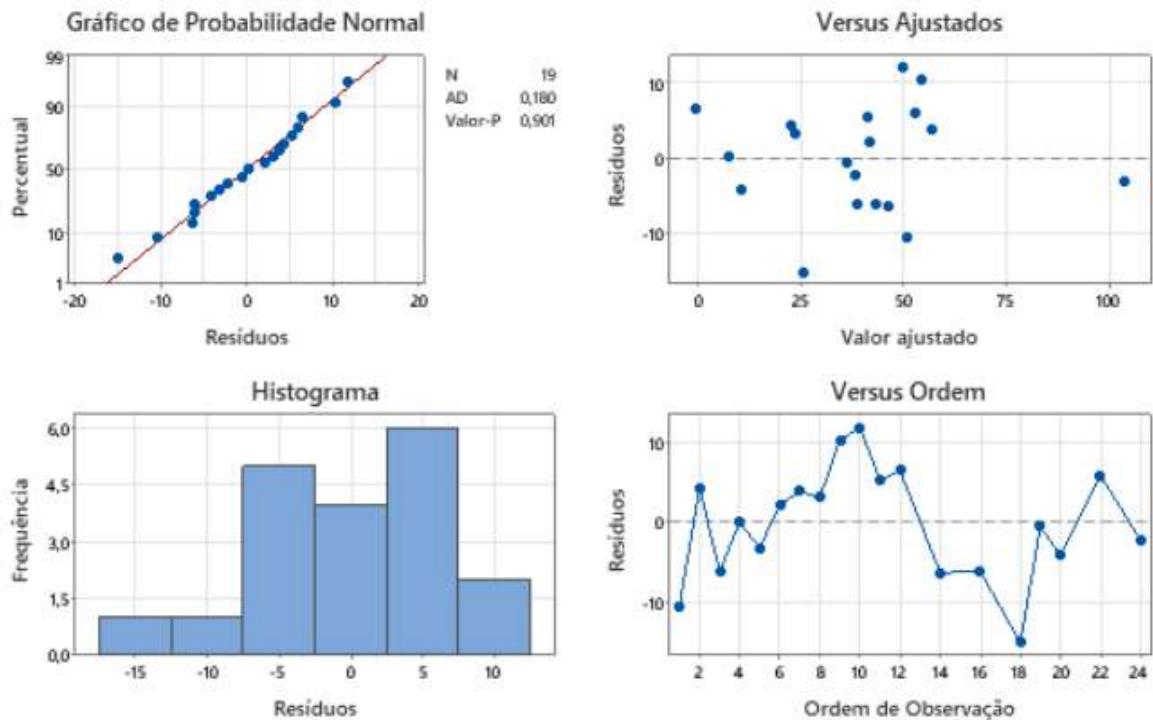
Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Regressão	6	9395,5	1565,92	21,11	0,000
Polaridade	1	1131,8	1131,78	15,26	0,002
Profundidade*Corrente	1	883,2	883,15	11,91	0,005
Polaridade*Corrente	1	1358,7	1358,67	18,32	0,001
Corrente*Vel Sold.	1	1111,6	1111,63	14,98	0,002
Tm	1	1824,1	1824,13	24,59	0,000
Penetração	1	1277,4	1277,38	17,22	0,001
Erro	12	890,2	74,18		
Total	18	10285,7			

Figura 42 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para o E312.



Fonte: Acervo do Autor.

Figura 43 – Gráficos de Resíduo de Hdif para o E312.



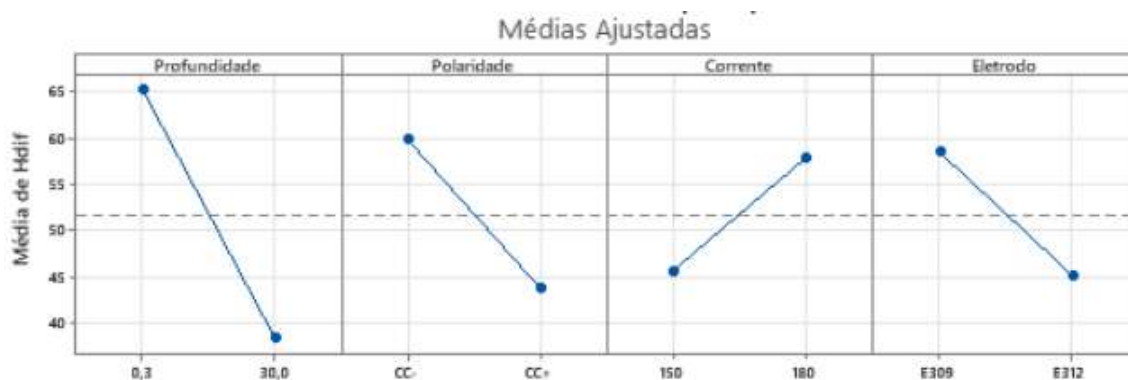
Fonte: Acervo do Autor.

### 4.2.3 Efeitos principais sobre Hdif

O procedimento estatístico utilizado para avaliação de Hdif foi replicado para as respostas de Tensão Média ( $T_m$ ), Número de Curtos Circuitos (NCC), Fator de Curtos Circuitos (FCC), Taxa de Fusão (TF), Velocidade de Soldagem (VS), Reforço (R), Penetração (P) e Largura (L) do cordão de Soldagem. Neste item serão apresentadas as respostas principais de cada Regressão em função dos efeitos principais (preditores) utilizados na regressão e também as interações entre os mesmos.

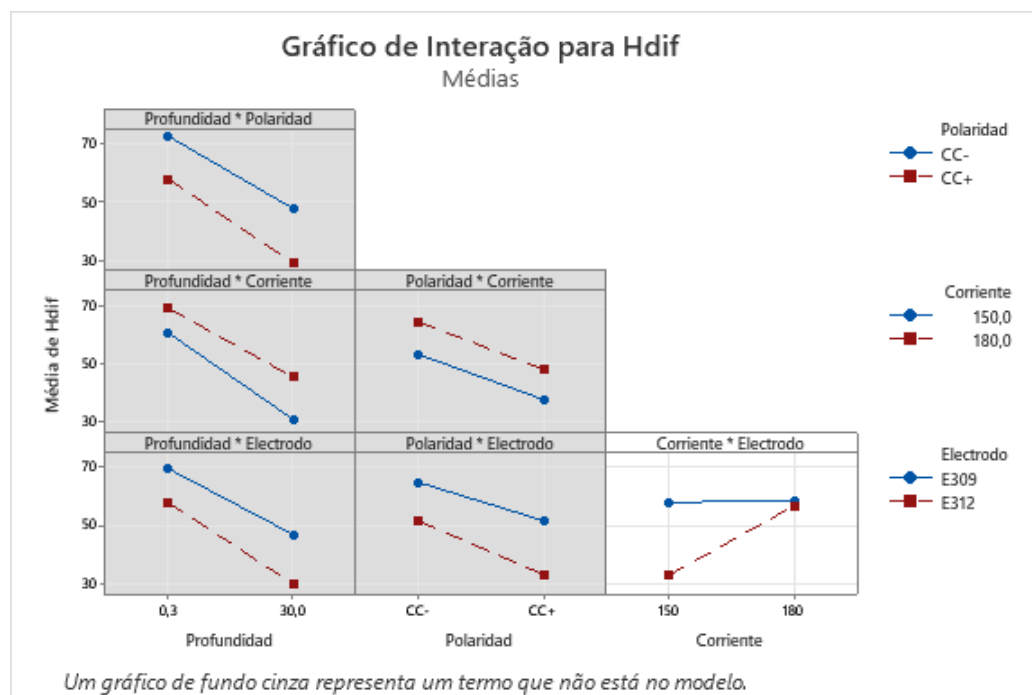
A análise do experimento pertinente ao hidrogênio difusível (Hdif) apresentou  $R^2 = 81,19\%$ . As variáveis preditoras profundidade, polaridade, corrente e eletrodo apresentaram significância de 0,05. Conforme verificado na Figura 38, a profundidade é a preditora de maior impacto na resposta e apresenta efeito negativo, ou seja, quanto maior a profundidade, menor o valor de Hdif. Em seguida, polaridade, corrente e eletrodo apresentaram coeficientes bastante semelhantes. O nível superior de corrente apresentou efeito positivo sobre o valor de Hdif.

Figura 44 – Gráficos de Efeitos Principais para Hdif  $R^2 = 81,19\%$  ( $\alpha = 0,05$ )..



Fonte: Acervo do Autor.

O eletrodo E312 também, demonstrou possuir menor suscetibilidade ao hidrogênio difusível, com valores médios cerca de 15ml/100g menores que o eletrodo E309.

Figura 45 – Gráficos de Efeitos Principais para Hdif  $R^2 = 81,19\%$  ( $\alpha = 0,05$ )..

Fonte: Acervo do Autor.

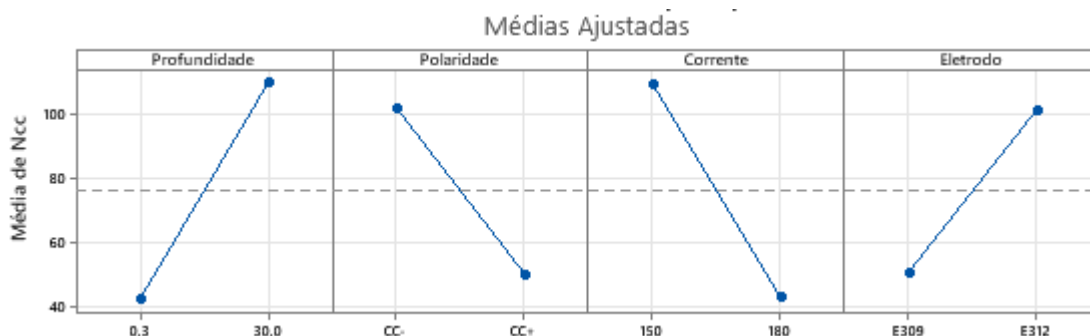
Entre as interações com significância estatística destaca-se, conforme Figura 45, o comportamento dos dois consumíveis utilizados. O eletrodo E309 apresenta pouca variação na quantidade de Hdif ao elevar a corrente de soldagem. Já o E312 apresenta um incremento médio superior a 20ml/100g de Hdif na mudança para o nível superior de corrente. Percebe-se ainda que na faixa de corrente inferior (150A), a diferença de Hdif entre os dois consumíveis é significativa, o que não se repete na soldagem a 180A, onde as médias de Hdif dos dois consumíveis é bastante próxima.

## 4.3 Efeitos principais sobre Arco Elétrico e Forma de Transferência

### 4.3.1 Efeitos principais sobre Número de Curtos Circuitos

Em relação a análise estatística do Número de Curtos Circuitos (NCC) cujo estudo completo está apresentado no Apêndice A, percebe-se que todas as variáveis preditoras (profundidade, polaridade, corrente e eletrodo) apresentam significância estatística no nível de 0,05 na resposta. O valor de  $R^2$  indica que o modelo explica 94,39% a variância do NCC.

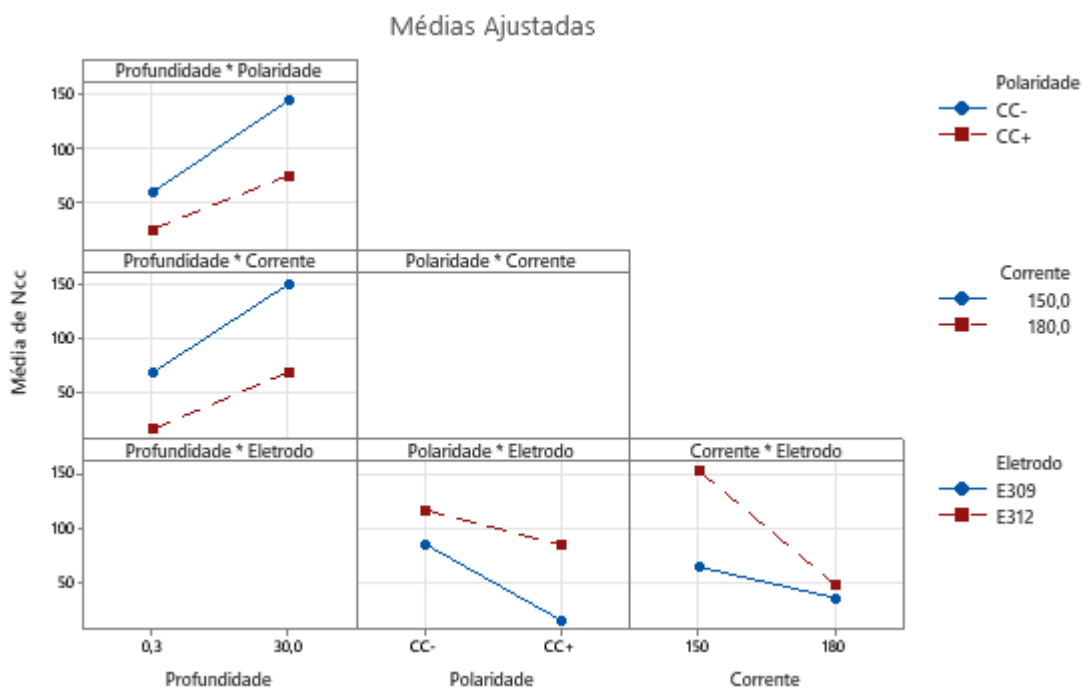
Figura 46 – Gráficos de Efeitos Principais para Ncc R2 = 94,39% ( $\alpha = 0,05$ ).



Fonte: Acervo do Autor.

A Figura 46 mostra que os termos profundidade e corrente apresentaram maior efeito sobre o NCC, com valores de coeficiente muito próximos na regressão: 33,40 e 33,06, respectivamente (vide Tabela 13 do Apêndice A). Verifica-se que em profundidades de 30m e corrente 180A, obtêm-se maiores quantidades de NCC em relação à profundidade de 0,3m e corrente de 150A. Em seguida, a mudança de polaridade e de eletrodo apresentaram efeitos também similares, sendo a polaridade direta DCEN, e o eletrodo E312 mais propensos à maior volume de transferência por curtos circuitos.

Figura 47 – Gráficos de Interações para Ncc R2 = 94,39% ( $\alpha = 0,05$ ).



Fonte: Acervo do Autor.

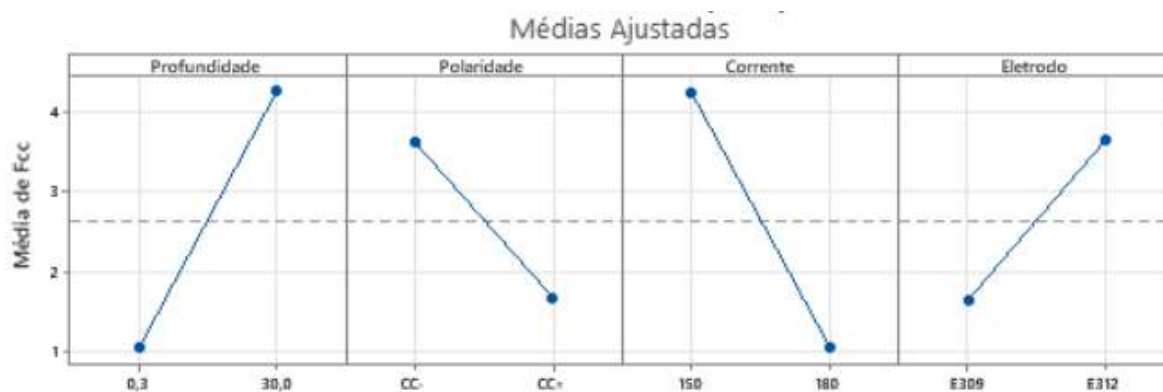
Conforme Figura 47, na faixa de profundidade, pelas inclinações das retas azuis, verifica-se que o aumento da profundidade provoca maior taxa de acréscimo de NCC na soldagem com polaridade direta em relação à polaridade inversa e também na soldagem com corrente de 150A em relação a corrente de 180A .

Verifica-se ainda, que eletrodo AWS E312 apresenta maior suscetibilidade a curtos circuitos se comparado ao E309 nas duas polaridades e nas duas faixas de corrente. A taxa de NCC também possui maior tendência de queda para o eletrodo E312 do que para o E309, ao aumentar a corrente de soldagem de 150A para 180A. Percebe-se que na corrente de 180A, os dois eletrodos possuem uma pequena diferença na quantidade de NCC, diferentemente do que ocorre na soldagem com 150A.

### 4.3.2 Efeitos principais sobre Fator de Curto Circuito

Como já esperado, o comportamento dos preditores principais é semelhante para NCC e Fcc tendo profundidade e corrente com mais relevantes, seguidos de polaridade e de eletrodo. O estudo completo encontra-se no Apêndice B. O valor de  $R^2$  indica que o modelo explica 93,99% a variância do NCC.

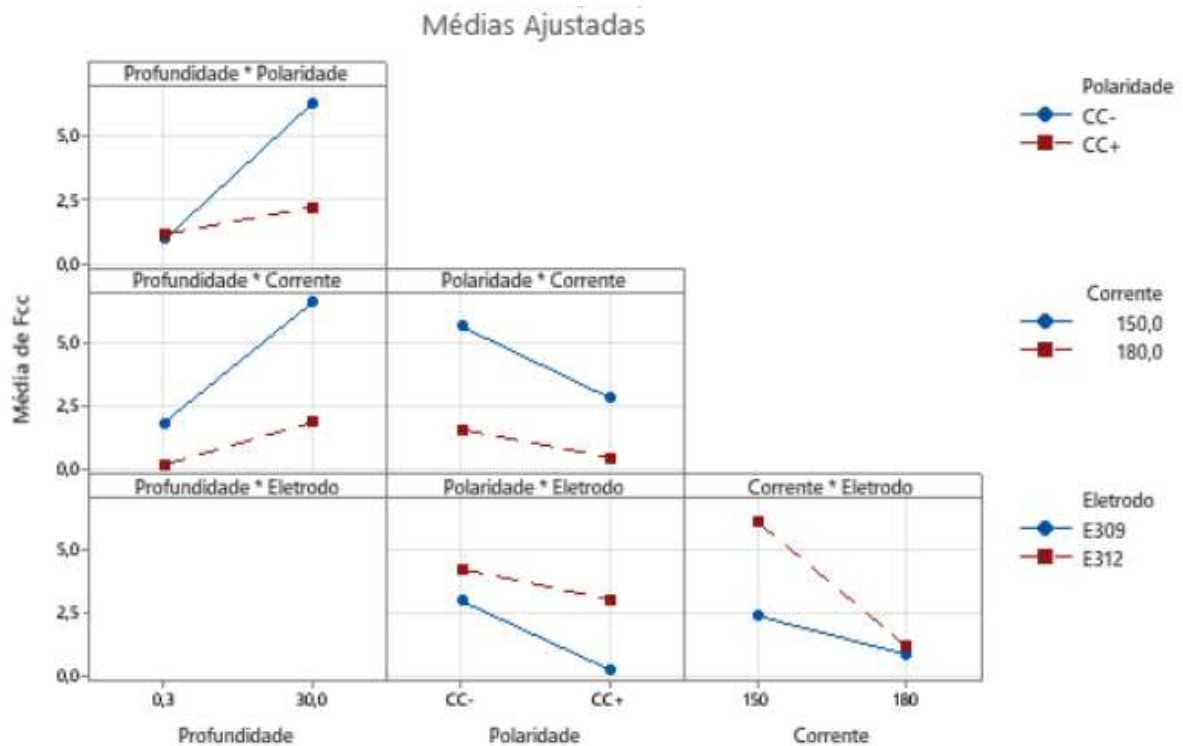
Figura 48 – Gráficos de Efeitos Principais para Fcc  $R^2 = 93,99\%$  ( $\alpha = 0,05$ ).



Fonte: Acervo do Autor.

A novidade da análise fica por conta das interações. O modelo de regressão do FCC traz a interação polaridade\*corrente também como significativa ao nível 0,05 no modelo, indicando, conforme Figura 49, um maior decréscimo no NCC na soldagem com 150A ao executar a troca de polaridade de direta (DCEN) para inversa (DCEP). Além disso, destaca-se ainda mais a similaridade dos eventos de curto circuito nos dois eletrodos, realizando a soldagem com corrente de 180A. E ainda, pequena variação de FCC entre os dois consumíveis, na polaridade direta.

Figura 49 – Gráfico Interações entre os efeitos contidas no modelo para Fcc  $R^2 = 93,99\%$  ( $\alpha = 0,05$ ).



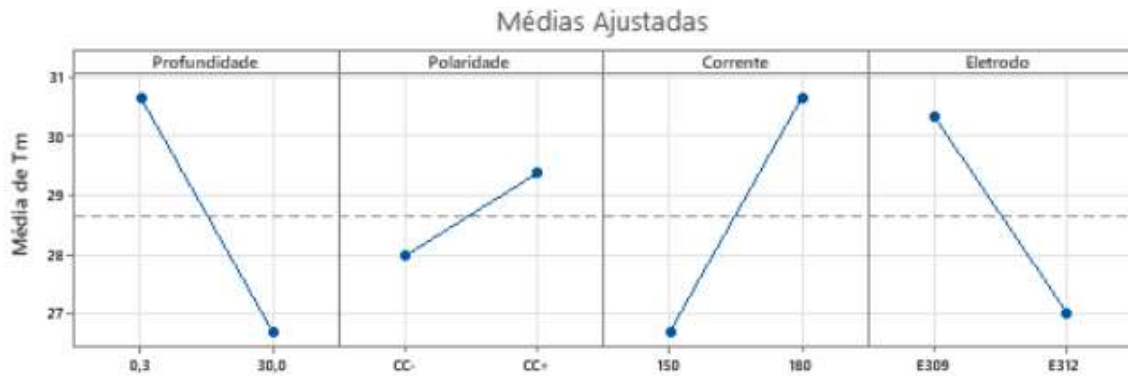
Fonte: Acervo do Autor.

### 4.3.3 Efeitos principais sobre a Tensão Média de Soldagem

Na análise do experimento fatorial da Tensão Média de Soldagem ( $T_m$ ) (Apêndice C) os quatro preditores (profundidade, polaridade, corrente e eletrodo) apresentaram significância estatística ao nível 0,05. Conforme Figura 50 semelhante ao acontecido com NCC e FCC, profundidade e corrente são os fatores com mais impactos na Tensão Média.



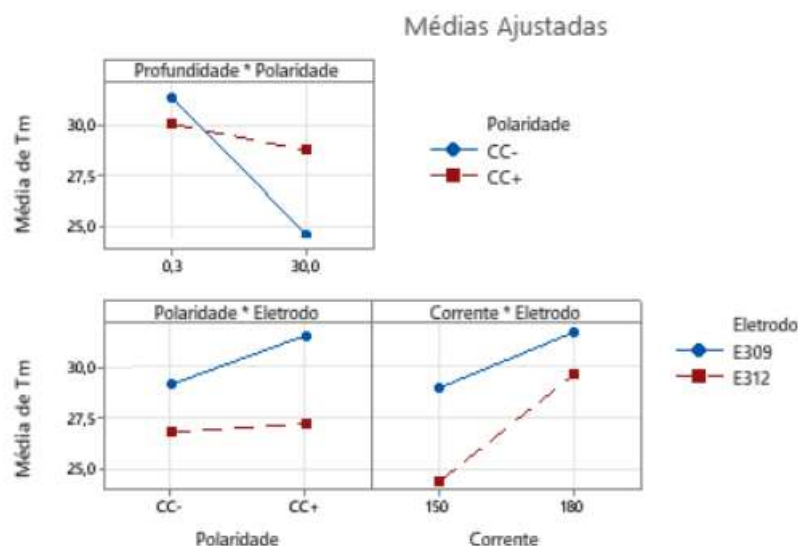
Figura 50 – Gráfico de Efeitos Principais para Tm R2 = 92,64% ( $\alpha = 0,05$ ).



Fonte: Acervo do Autor.

O aumento da profundidade tem um efeito negativo sobre os valores de tensão média. Já o nível superior de corrente provoca aumento na Tm. O terceiro preditor principal com maior relevância na Tm é a troca de consumível, onde o E309 apresenta níveis de Tm superiores ao E312. Por último, com coeficiente bem inferior, a polaridade, onde a polaridade inversa (DCEP) provoca maiores níveis de Tm. Este modelo explica 92,64% o comportamento da Tensão Média.

Figura 51 – Gráfico de Interações para Tm R2 = 92,64% ( $\alpha = 0,05$ ).



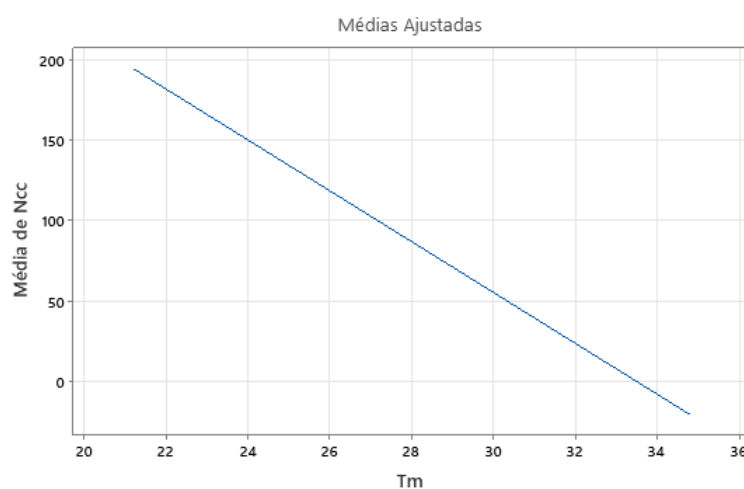
Fonte: Acervo do Autor.

Conforme primeiro gráfico da Figura 51 verifica-se nas polaridades direta e inversa, níveis iniciais (a 0,3 m de profundidade) similares de Tm. Mas com aumento de

profundidade, um comportamento distinto entre as polaridades ocorre. Na polaridade inversa, a média da  $T_m$  tem queda superior a 5,0 V na profundidade de 30m em relação à profundidade lâmina d'água. Na polaridade direta esse decréscimo na  $T_m$  entre as duas condições de profundidade é inferior a 2,0 V.

Conforme o gráfico, o eletrodo AWS E309 possui valores de Tensão Média superiores ao E312, nos dois níveis de polaridade e de corrente. Embora, um aumento de corrente aumente mais significativamente a tensão média no caso de soldas com E312 do que com o E309.

Figura 52 – Gráficos de Efeitos Principais para Ncc  $R^2 = 80,34\%$  ( $\alpha = 0,05$ ).



Fonte: Acervo do Autor.

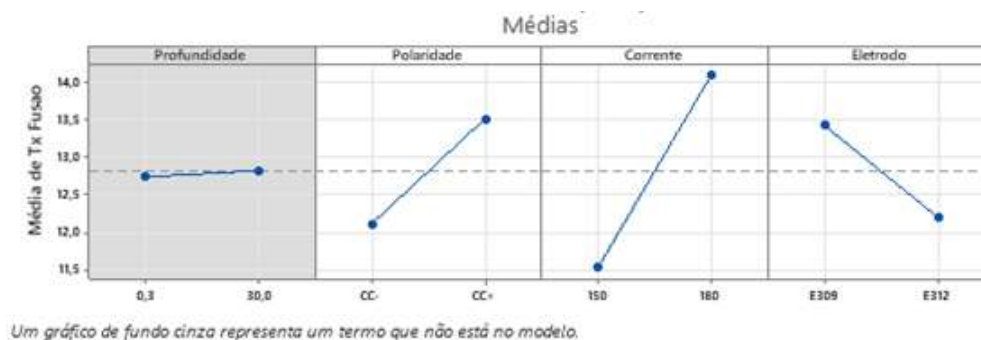
O comportamento da  $T_m$  é inverso ao do NCC com base nos mesmos preditores, o que conduz para uma análise relacional entre as duas grandezas, conforme Figura 52, a análise da NCC somente tendo  $T_m$  como preditora, conduz a uma regressão com  $R^2=80,34\%$ , o que conduz a uma forte relação entre essas duas respostas.

## 4.4 Efeitos principais sobre a Taxa de Fusão e Velocidade de Soldagem

### 4.4.1 Efeitos principais sobre a Taxa de Fusão

A análise do experimento pertinente à Taxa de Fusão (TF) teve como preditora de principal magnitude a corrente de soldagem, com efeito positivo, ou seja, quanto maiores os valores de corrente, maior a TF do consumível. Além da corrente, conforme verificado no estudo completo da taxa de fusão, Apêndice D Figura 68, a polaridade também é uma preditora principal com importante ponderação sobre essa resposta.

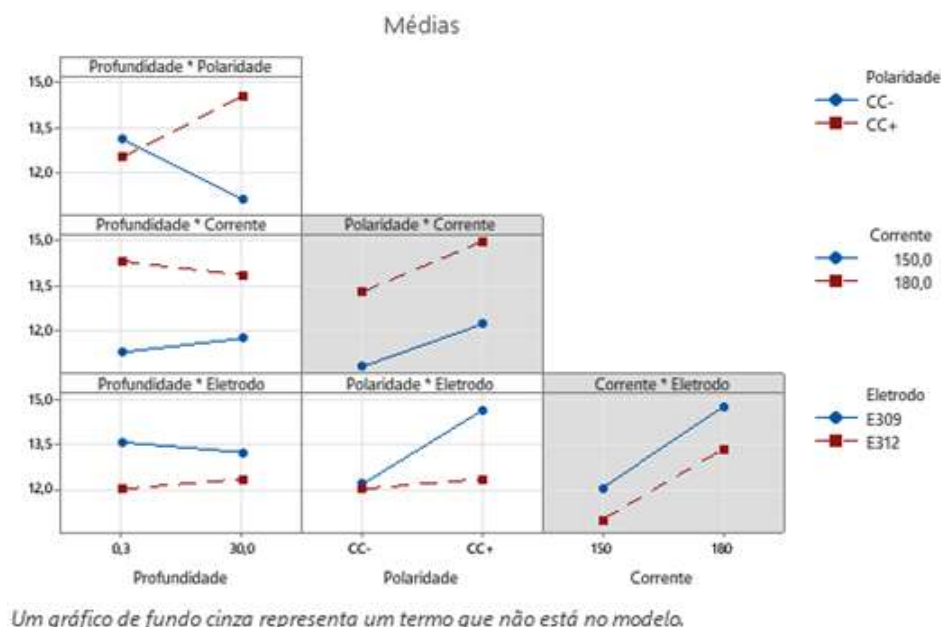
Figura 53 – Gráfico de Efeitos Principais para TF  $R^2 = 97,20\%$  ( $\alpha = 0,05$ ).



Fonte: Acervo do Autor.

A mudança da polaridade direta para inversa, gerou incremento fusão do eletrodo. As soldagens realizadas com E309 também permitiram aumento no valor da TF em relação à utilização do E312. A variação da profundidade não teve nível de significância estatística para entrar na regressão. O  $R^2$  apresentado foi de 97,20% e a magnitude de cada efeito principal é observado na Figura 53. A análise fatorial completa está contida no Apêndice D.

Figura 54 – Gráfico de Interações para TF  $R^2 = 97,20\%$  ( $\alpha = 0,05$ ).



Fonte: Acervo do Autor.

As interações com significância superior a 0,05, evidenciadas nos gráficos da Figura 54 conduzem a importantes verificações acerca da Taxa de Fusão do Consumível. A primeira

delas é o comportamento contrário da TF nas diferentes polaridades, quando aumentada a profundidade de realização da soldagem. As soldas realizadas na polaridade direta ou negativa, apresentam diminuição na TF do consumível quando soldadas à profundidade de 30m. Já nas soldagens realizadas na polaridade inversa ou positiva, o comportamento foi contrário com magnitude similar: com aumento da profundidade, a taxa de fusão aumentou.

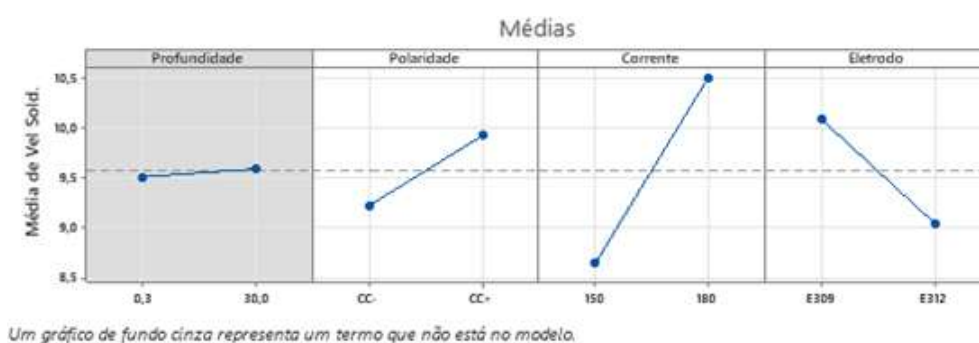
O aumento da profundidade de soldagem também apresentou um efeito diferente nas soldagens com 150 e 180A. Na de 150A ocorreu aumento de taxa de fusão e na de 180A ocorreu diminuição, isso fez com que o diferencial da TF diminuísse a 30 m de profundidade. Comportamento similar foi o do aumento da profundidade nos eletrodos E309 e E312: no primeiro o comportamento foi negativo e no segundo, positivo.

Levando-se em conta o efeito da polaridade em cada eletrodo, percebe-se que com polaridade direta, as taxas de fusão são muito similares os dois consumíveis. A mudança para polaridade inversa causa grande elevação da TF no eletrodo E309, fato não observado no E312.

#### 4.4.2 Efeitos principais sobre Velocidade de Soldagem

O comportamento dos preditores principais contidos na Figura 55, bem como o estudo da Velocidade de Soldagem se aproxima muito da análise da Taxa de Fusão. O estudo completo encontra-se no Apêndice E. O valor de  $R^2$  indica que o modelo explica 96,82% a variância da VS.

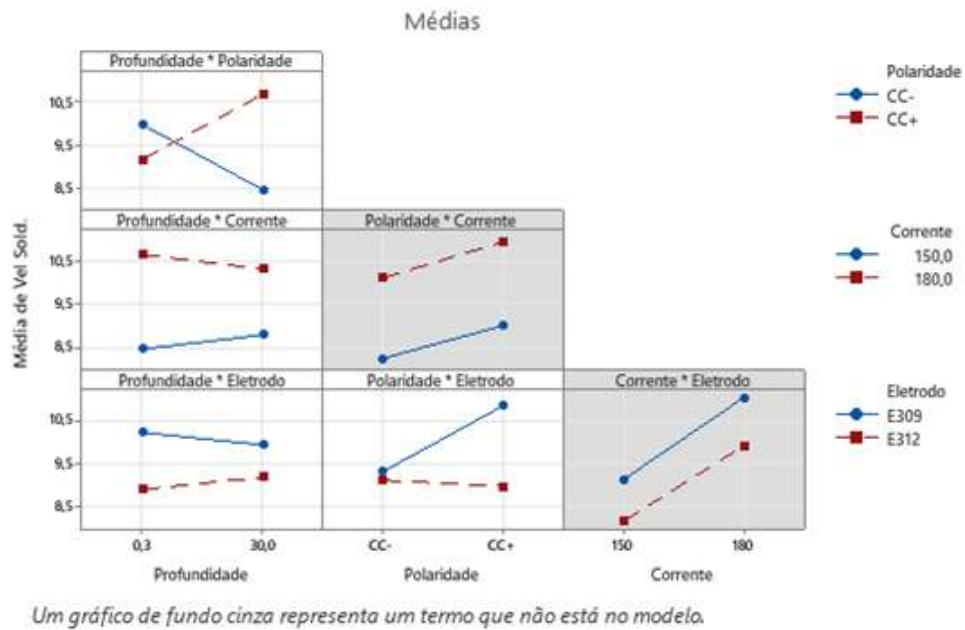
Figura 55 – Gráfico de Efeitos Principais para Vs  $R^2 = 96,82\%$  ( $\alpha = 0,05$ ).



Fonte: Acervo do Autor.

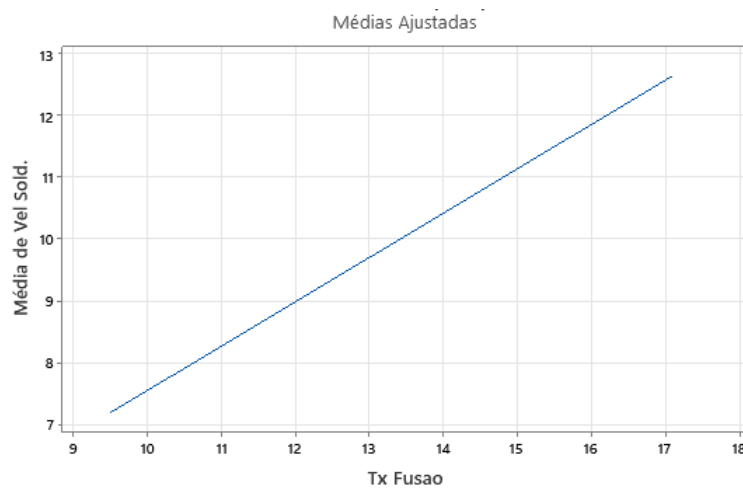
Além dos preditores principais, as interações com significância de 0,05 também são as mesmas dos estudo da Taxa de Fusão, contidos na Figura 56.

Figura 56 – Gráfico de Interações para Vs  $R^2 = 96,82\%$  ( $\alpha = 0,05$ ).



A relação entre as respostas Velocidade de Soldagem e Taxa de Fusão, pôde ser também evidenciada pela regressão  $R^2 = 96,68\%$ , utilizando como único preditor a TF, conforme gráfico da Figura 57.

Figura 57 – Gráficos de Efeitos Principais para Vs  $R^2 = 96,68\%$  ( $\alpha = 0,05$ ).



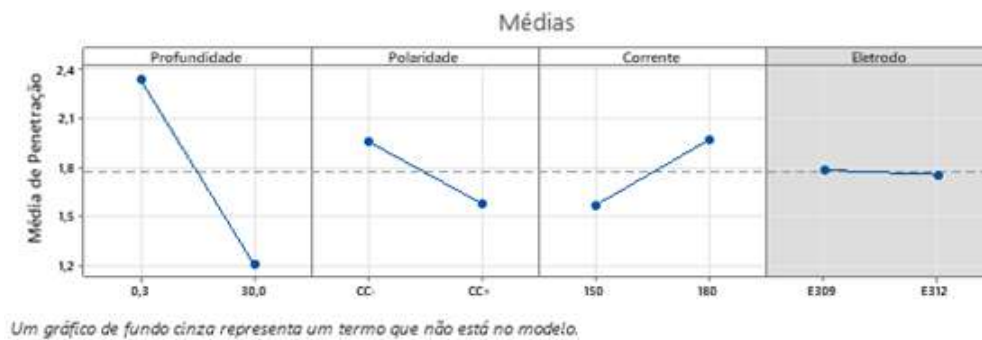
Fonte: Acervo do Autor.

## 4.5 Efeitos principais Seção Transversal do Metal de Solda

### 4.5.1 Efeitos principais sobre Penetração

A Figura 58 mostra os efeitos principais da regressão fatorial da penetração do metal de solda nas juntas do experimento. Dos preditores iniciais, apenas profundidade, polaridade e corrente apresentaram significância estatística. A profundidade foi o preditor com maior magnitude, tendo efeito negativo na medida da profundidade do cordão de solda. A penetração também apresentou-se maior na utilização de polaridade direta, e corrente em nível mais alto. O estudo completo encontra-se no Apêndice F. Neste modelo, o  $R^2 = 85,53\%$ .

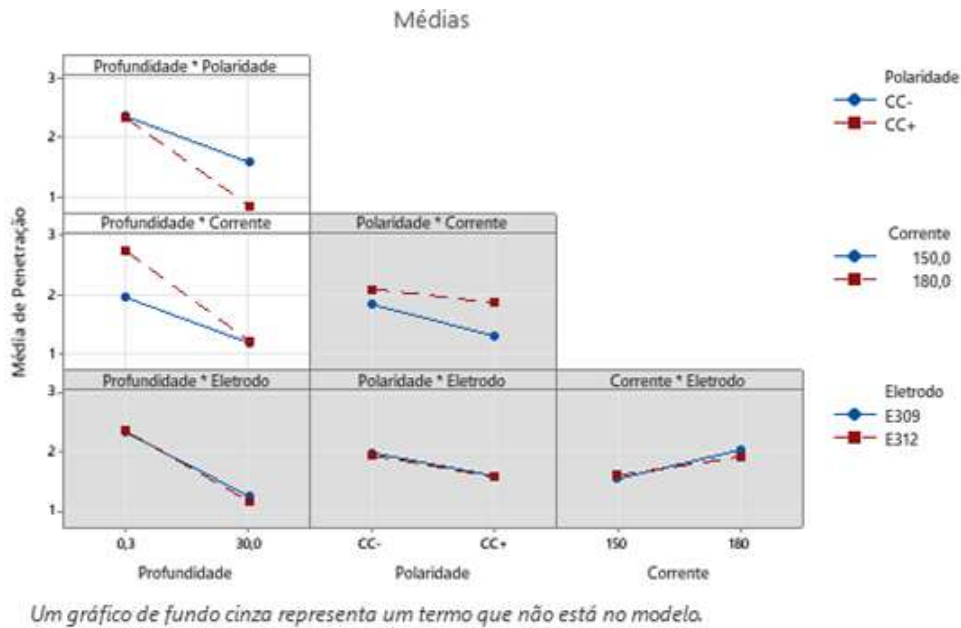
Figura 58 – Gráfico de Efeitos Principais para Penetração  $R^2 = 85,53\%$  ( $\alpha = 0,05$ ).



Fonte: Acervo do Autor.

As interações significativas estatisticamente para resposta Penetração (Figura 59) mostram que os valores de profundidade a lamina d'água são semelhantes mesmo com alternância da polaridade. Já a 30,0m de profundidade, a polaridade apresenta menor decaimento de penetração.

Figura 59 – Gráfico de Interações para Penetração  $R^2 = 85,53\%$  ( $\alpha = 0,05$ ).

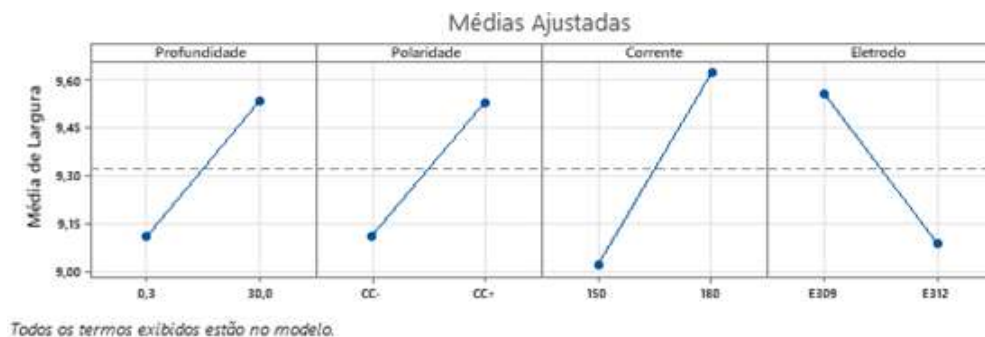


Fonte: Acervo do Autor.

Efeito semelhante, em sentido contrário acontece para alternância de corrente e profundidade: nas soldagens à lâmina d'água, as soldas realizadas com 180A apresentam maior penetração que as de 150A, porém, 30,0m de profundidade os valores médios de profundidade são bem semelhantes independente da faixa de corrente utilizada.

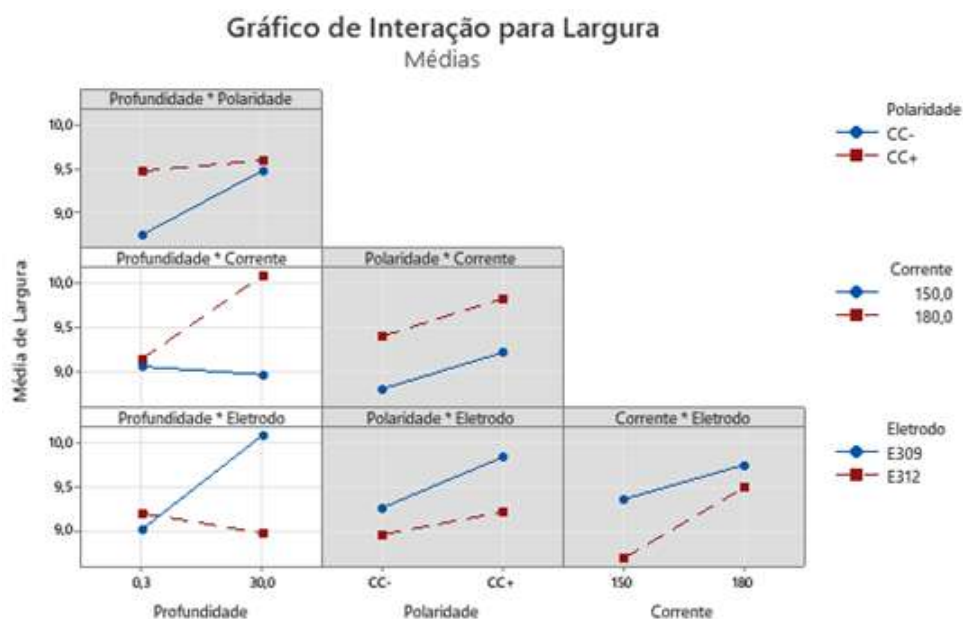
#### 4.5.2 Efeitos principais sobre Largura

Figura 60 – Gráfico de Efeitos Principais para Largura  $R^2 = 62,75\%$  ( $\alpha = 0,05$ ).



Fonte: Acervo do Autor.

Figura 61 – Gráfico de Interações para Largura  $R^2 = 62,75\%$  ( $\alpha = 0,05$ ).



Um gráfico de fundo cinza representa um termo que não está no modelo.



## 5 Conclusão

a) A Análise Fatorial de dois níveis e quatro variáveis se demonstrou importante ferramenta para o estudo combinado de comportamentos de hidrogênio difusível, de parâmetros elétricos, de geometria do cordão de solda, e de velocidade de soldagem e taxa de fusão do eletrodo na soldagem subaquática molhada.

b) A relevância estatística das repostas da taxa de fusão, velocidade de soldagem, taxa de fusão do eletrodo, número de curtos circuitos, fator de curtos circuitos, tensão média de soldagem com  $R^2$  acima de 90% evidenciam a qualidade do procedimento experimental para análise desses fenômenos. O  $R^2$  maior que 80% do estudo do hidrogênio difusível e da penetração de soldagem também validam fortemente estes experimentos.

c) Os menores valores de hidrogênio difusível foram obtidos nas soldagens com maior nível de profundidade e corrente, na polaridade reversa e com eletrodo E312.

d) As maiores taxas de transferência por curto circuito foram obtidas nas soldagens com maior nível de profundidade, menor nível de corrente, na polaridade direta e com eletrodo E312.

e) A taxa de fusão do consumível (TF) e velocidade de soldagem (VS), variáveis dependentes da corrente de soldagem apresentaram claramente uma mudança de comportamento à lamina d'água e a 30 m de profundidade. Em lâmina d'água a polaridade direta possui maior TF e VS, que cai ao passar para 30 m. Em lâmina d'água a polaridade reversa possui menor TF e VS, que aumenta ao passar para 30 m.

f) A profundidade de soldagem foi a preditora com maior magnitude nas respostas do hidrogênio difusível, NCC e FCC.

g) A corrente de soldagem foi a preditora com maior magnitude nas respostas do Taxa de Fusão do Eletrodo e Velocidade de Soldagem.

h) O eletrodo E312 em geral, apresentou menores valores de  $hdif$ , tensões médias de soldagem, taxas de fusão e velocidade de soldagem, e maiores valores de NCC e FCC se comparado ao E309.

i) Não foi encontrado neste trabalho relação significativa entre a quantidade de hidrogênio difusível e oxigênio no metal de solda. O estudos estatísticos de oxigênio e reforço de solda não apresentaram significância estatística aceitável

# Referências

- AL-ABBAS, F. M.; AL-GHAMDI, T. A.; LIU, S. Comparison of Solidification Behavior Between Underwater Wet Welding and Dry Welding. In: . [S.l.: s.n.], 2011. (International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering), p. 285–296. Citado na página 25.
- ALAJMI, E. F.; ALQENAEI, A. A. Underwater welding techniques. *Int. J. Eng. Res. Appl.*, v. 7, n. 2, p. 14–17, 2017. Citado na página 22.
- ANAND, A.; KHAJURIA, A. Welding processes in marine application: A review. *International Journal of Mechanical Engineering and Robotics Research*, Citeseer, v. 2, n. 1, p. 215–225, 2015. Citado 3 vezes nas páginas 24, 25 e 42.
- ANDO, S.; ASAHINA, T. A study on the metallurgical properties of steel welds with underwater gravity welding. In: *Underwater welding. International Conference*. [S.l.: s.n.], 1983. p. 255–261. Citado na página 29.
- AWS. *Welding Handbook: Materials and Applications*. [S.l.]: American Welding Society, 2015. Citado 4 vezes nas páginas 21, 22, 23 e 42.
- BAILEY, N. et al. *Welding steels without hydrogen cracking*. [S.l.]: Woodhead Publishing, 1993. Citado 2 vezes nas páginas 40 e 46.
- BRACARENSE, A. Q. et al. Comparative study of commercial electrodes for underwater wet welding. *Soldagem & Inspeção*, SciELO Brasil, v. 15, n. 4, p. 325–335, 2010. Citado 2 vezes nas páginas 33 e 38.
- CARY, H. B.; HELZER, S. C. *Modern welding technology*. [S.l.]: Prentice-Hall Upper Saddle River, NJ, 1979. v. 6. Citado na página 23.
- CHAN, S. L. I. Hydrogen trapping ability of steels with different microstructures. *Journal of the Chinese Institute of Engineers*, Taylor & Francis, v. 22, n. 1, p. 43–53, 1999. Citado 2 vezes nas páginas 36 e 37.
- CHEN, B.; TAN, C.; FENG, J. A study on the arc characteristics of underwater wet welding process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 86, n. 1, p. 557–564, 2016. Citado na página 29.
- CHEN, H. et al. Effects of arc bubble behaviors and characteristics on droplet transfer in underwater wet welding using in-situ imaging method. *Materials & Design*, Elsevier, v. 170, p. 107696, 2019. Citado 2 vezes nas páginas 41 e 42.
- CHEN, H. et al. Effect of water flow on the arc stability and metal transfer in underwater flux-cored wet welding. *Journal of Manufacturing Processes*, Elsevier, v. 31, p. 103–115, 2018. Citado na página 26.
- CHRISTENSEN, N. *The Metallurgy of Underwater Welding, Underwater Welding*. [S.l.]: Pergamon Press, 1983. Citado 2 vezes nas páginas 21 e 26.

- ÇOLAK, Z.; AYAN, Y.; KAHRAMAN, N. Weld morphology and mechanical performance of marine structural steel welded underwater in a real marine environment. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 109, n. 1, p. 491–501, 2020. Citado na página [23](#).
- CRUZ, J. et al. Reações metalúrgicas na soldagem subaquática molhada. *Rev. Soldagem & Inspeção*, v. 8, n. 3, p. 94–102, 2003. Citado na página [27](#).
- DAVID, S.; BABU, S.; VITEK, J. Welding: Solidification and microstructure. *Jom*, Springer, v. 55, n. 6, p. 14–20, 2003. Citado na página [25](#).
- DEPOVER, T.; VERBEKEN, K. Hydrogen trapping and hydrogen induced mechanical degradation in lab cast fe-c-cr alloys. *Materials Science and Engineering: A*, Elsevier, v. 669, p. 134–149, 2016. Citado na página [36](#).
- DEPOVER, T.; WALLAERT, E.; VERBEKEN, K. On the synergy of diffusible hydrogen content and hydrogen diffusivity in the mechanical degradation of laboratory cast fe-c alloys. *Materials Science and Engineering: A*, Elsevier, v. 664, p. 195–205, 2016. Citado na página [27](#).
- EVANS, G.; BAILEY, N. Metallurgy of basic welding. *Abington Publ*, 1997. Citado na página [36](#).
- FILHO, J. d. C. P. et al. Histórico recente da soldagem subaquática molhada. 2003. Citado na página [29](#).
- FOLKHARD, E. *Welding metallurgy of stainless steels*. [S.l.]: Springer Science & Business Media, 2012. Citado na página [42](#).
- FYDRYCH, D. et al. Weldability of s500mc steel in underwater conditions. *Advances in Materials Science*, Sciendo, v. 14, n. 2, p. 37–45, 2014. Citado 4 vezes nas páginas [28](#), [29](#), [33](#) e [37](#).
- FYDRYCH, D.; ROGALSKI, G. Effect of shielded-electrode wet welding conditions on diffusion hydrogen content in deposited metal. *Welding International*, Taylor & Francis, v. 25, n. 03, p. 166–171, 2011. Citado 2 vezes nas páginas [39](#) e [43](#).
- GAO, W.-B. et al. Underwater wet welding for hsla steels: chemical composition, defects, microstructures, and mechanical properties. *Acta Metallurgica Sinica (English Letters)*, Springer, v. 28, n. 9, p. 1097–1108, 2015. Citado na página [41](#).
- GARAŠIĆ, I.; KRALJ, S.; KOŽUH, Z. Investigation into cold cracking in underwater wet welding of api 5l x70 steel. *Transactions of FAMENA*, v. 33, n. 3, 2009. Citado na página [43](#).
- GOOCH, T. Properties of underwater welds. part 1: Procedural trials. part 2: Mechanical properties. 1983. Citado 3 vezes nas páginas [33](#), [37](#) e [38](#).
- GUO, N. et al. Study of underwater wet welding stability using an x-ray transmission method. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 225, p. 133–138, 2015. Citado na página [23](#).
- GUO, N. et al. Effect of ni on microstructure and mechanical properties of underwater wet welding joint. *Materials & Design*, Elsevier, v. 77, p. 25–31, 2015. Citado na página [41](#).

- GUO, N. et al. Effect of boric acid concentration on the arc stability in underwater wet welding. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 229, p. 244–252, 2016. Citado na página 32.
- GUO, N. et al. Microstructure and mechanical properties of an underwater wet welded dissimilar ferritic/austenitic steel joint. *Strength of Materials*, Springer, v. 47, n. 1, p. 12–18, 2015. Citado na página 44.
- GYASI, E. A. Welding processes of metals for offshore environment: Underwater welding. Lappeenranta-Lahti University of Technology LUT, 2019. Citado 2 vezes nas páginas 21 e 23.
- IBARRA, S. et al. State of the art and practice of underwater wet welding of steel. In: *International workshop on underwater welding of marine structures. New Orleans, USA*. [S.l.: s.n.], 1994. Citado na página 35.
- ISIKLAR, Y. V.; GIRGIN, I. Numerical modelling of underwater welding. *J Naval Sci Eng*, v. 7, n. 2, p. 11–29, 2011. Citado na página 27.
- JOHNSON, R. L. *The effect of water temperature on underbead cracking of underwater wet weldments*. [S.l.], 1997. Citado na página 43.
- KLETT, J. et al. Effect of the water depth on the hydrogen content in smaw wet welded joints. *SN Applied Sciences*, Springer, v. 2, n. 7, p. 1–14, 2020. Citado 2 vezes nas páginas 29 e 56.
- KOU, S. Welding metallurgy. *New Jersey, USA*, v. 431, n. 446, p. 223–225, 2003. Citado na página 42.
- KRALJ, S. et al. Influence of the water environment on the parameters in underwater wet welding. *Welding and cutting*, v. 55, n. 2, p. 97–99, 2003. Citado 2 vezes nas páginas 27 e 28.
- ŁABANOWSKI, J. Development of under-water welding techniques. *Welding International*, Taylor & Francis, v. 25, n. 12, p. 933–937, 2011. Citado na página 22.
- ŁABANOWSKI, J.; FYDRYCH, D.; ROGALSKI, G. Underwater welding—a review. *Advances in materials Science*, v. 3, 2008. Citado na página 39.
- LI, H. et al. The effect of alumino-thermic addition on underwater wet welding process stability. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 245, p. 149–156, 2017. Citado 2 vezes nas páginas 36 e 39.
- LI, H. et al. Microstructure and mechanical properties of dissimilar welds between 16mn and 304l in underwater wet welding. *Science and Technology of Welding and Joining*, Taylor & Francis, v. 24, n. 1, p. 1–7, 2019. Citado na página 41.
- LI, H. et al. Microstructure and mechanical properties of underwater wet welded high-carbon-equivalent steel q460 using austenitic consumables. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 249, p. 149–157, 2017. Citado na página 41.
- LI, K. et al. Droplet rebounded spatter in dry hyperbaric gas metal arc welding process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 74, n. 5-8, p. 693–698, 2014. Citado na página 22.

- LIBERATO, F. de M. Soldagem subaquática de aço baixo carbono com eletrodo inoxidável austenítico. Universidade Federal de Minas Gerais, 2017. Citado 4 vezes nas páginas 26, 28, 29 e 48.
- LIPPOLD, J. C.; KOTECKI, D. J. *Welding metallurgy and weldability of stainless steels*. [S.l.: s.n.], 2005. Citado 2 vezes nas páginas 42 e 43.
- LIU, S. Fundamentals of underwater welding. In: *Underwater wet welding seminar. Ciudad del Carmen, Mexico*. [S.l.: s.n.], 1999. v. 14, p. 71–94. Citado na página 34.
- LIU, S. A decade of progress in underwater wet welding using the smaw process (1990-2003). In: *International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. [S.l.: s.n.], 2004. v. 37440, p. 927–934. Citado na página 24.
- LIU, S.; OLSON, D.; IBARRA, S. *Electrode formulation to reduce weld metal hydrogen and porosity*. [S.l.], 1994. Citado 2 vezes nas páginas 26 e 28.
- LIU, S.; POPE, A.; DAEMEN, R. Welding consumables and weldability. In: *International Workshop on Underwater Welding of Marine Structures, Louisiana, USA*. [S.l.: s.n.], 1994. p. 321–350. Citado 2 vezes nas páginas 32 e 42.
- MARTIN, M. et al. Influence of machining-induced martensite on hydrogen-assisted fracture of aisi type 304 austenitic stainless steel. *international journal of hydrogen energy*, Elsevier, v. 36, n. 17, p. 11195–11206, 2011. Citado na página 27.
- MASUBUCHI, K.; TSAI, C. *Interpretive report on underwater welding*. [S.l.], 1977. Citado 2 vezes nas páginas 30 e 31.
- MAZZAFERRO, J. *Estudo da Estabilidade do Arco Elétrico na Soldagem Subaquática com Eletrodos Revestidos*. Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Brasil. Tese (Doutorado) — Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 1998. Citado na página 32.
- MEDEIROS, R. C. de. *Effect of oxidizing electrodes and polarity on hydrogen mitigation in underwater wet welding*. Tese (Doutorado) — Colorado School of Mines, 1997. Citado 4 vezes nas páginas 29, 30, 33 e 37.
- MIRANDA, P. *Efeito do Hidrogênio nas Propriedades Mecânico-Metalúrgicas de Aço Inoxidável Austenítico*. Tese (Doutorado) — Tese de Doutorado, PEMM/COPPE/UFRJ, 225p, 1987. Citado na página 36.
- NAKPRADIT, T.; POOPAT, B. Investigation of diffusible hydrogen content and microstructure examination of underwater welding. *Applied Science and Engineering Progress*, v. 3, n. 3, p. 45–51, 2010. Citado na página 27.
- OMAJENE, J. E. et al. Fundamental difficulties associated with underwater wet welding. *International Journal of Engineering Research and Applications*, v. 4, n. 6, p. 26–31, 2014. Citado 5 vezes nas páginas 24, 25, 28, 37 e 42.
- OMAJENE, J. E. et al. Underwater remote welding technology for offshore structures. Lappeenranta University of Technology, 2015. Citado na página 26.
- OMAR, A. Parameters on hard zone dissimilar metal welds. *Welding journal*, v. 1998, p. 86–93, 1998. Citado na página 43.

- OZAKI, H.; NAIMAN, J.; MASUBUCHI, K. A study of hydrogen cracking in underwater steel welds. *Welding Journal*, v. 8, p. 231, 1977. Citado na página 27.
- PESSOA, E. C. et al. Arc stability indexes evaluation on underwater wet welding. In: *International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. [S.l.: s.n.], 2010. v. 49149, p. 195–201. Citado 2 vezes nas páginas 32 e 42.
- PESSOA, E. C. P. Estudo da variação da porosidade ao longo do cordão em soldas subaquáticas molhadas. Universidade Federal de Minas Gerais, 2007. Citado 8 vezes nas páginas 23, 28, 29, 31, 32, 33, 35 e 42.
- PLESSIS, J. D.; TOIT, M. du. Reducing diffusible hydrogen contents of shielded metal arc welds through addition of flux-oxidizing ingredients. *Journal of Materials Engineering and Performance*, Springer, v. 17, n. 1, p. 50–56, 2008. Citado na página 38.
- POPE, A. *Oxygen and Hydrogen Control in Shielded Metal Underwater Welding*. Tese (Doutorado) — Ph. D. thesis. Colorado School of Mines. Golden, CO, 1995. Citado 4 vezes nas páginas 35, 37, 57 e 61.
- QUEIROZ, A. et al. The influence of the mineralogical composition of waterproof varnish layer of rutile electrodes on porosity in underwater wet welding. *Revista Facultad de Ingeniería Universidad de Antioquia*, Universidad de Antioquia, n. 50, p. 63–76, 2009. Citado 2 vezes nas páginas 33 e 43.
- ROGALSKI, G. Cold cracking of underwater wet welded s355g10+ n high strength steel. *Advances in Materials Science*, v. 15, n. 3, p. 48–56, 2015. Citado na página 39.
- ROWE, M.; LIU, S. Recent developments in underwater wet welding. *Science and Technology of welding and Joining*, Taylor & Francis, v. 6, n. 6, p. 387–396, 2001. Citado na página 43.
- SANCHEZ-OSIO, A.; LIU, S. The influence of consumable composition and solidification on inclusion formation and growth in low carbon steel underwater wet welds. *Bulletin-Welding Research Council*, n. 399, 1995. Citado na página 24.
- SILVA, W. C. D. da et al. Effect of the hydrostatic pressure in the diffusible hydrogen at the underwater wet welding. In: AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. *International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. [S.l.], 2012. v. 44939, p. 1–8. Citado 4 vezes nas páginas 29, 37, 39 e 40.
- SOCIETY, A. W.; OATES, W. R. *Welding handbook: materials and applications*. [S.l.]: American Welding Society, 1996. Citado na página 26.
- STEEN, W. M.; MAZUMDER, J. *Laser material processing*. [S.l.]: springer science & business media, 2010. Citado na página 26.
- SUGA, Y.; HASUI, A. On formation of porosity in underwater weld metal (the 1st report): effect of water pressure on formation of porosity. *Transactions of the Japan welding society*, Japan Welding Society, v. 17, n. 1, p. 58–64, 1986. Citado na página 43.
- TOMKÓW, J.; FYDRYCH, D.; ROGALSKI, G. Dissimilar underwater wet welding of hsla steels. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 109, n. 3, p. 717–725, 2020. Citado na página 44.



- TOMKÓW, J.; FYDRYCH, D.; WILK, K. Effect of electrode waterproof coating on quality of underwater wet welded joints. *Materials*, Multidisciplinary Digital Publishing Institute, v. 13, n. 13, p. 2947, 2020. Citado na página 40.
- TOMKÓW, J. et al. Cold cracking of s460n steel welded in water environment. *Polish Maritime Research*, 2018. Citado na página 39.
- TSAI, C.-L.; MASUBUCHI, K. Mechanisms of rapid cooling in underwater welding. *Applied ocean research*, Elsevier, v. 1, n. 2, p. 99–110, 1979. Citado 3 vezes nas páginas 26, 60 e 61.
- URIBE, A. M. M. *Efeito dos parâmetros do processo de soldagem subaquática molhada sobre o teor de hidrogênio difusível. (Qualificação da. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Minas Gerais*, 2020. Citado na página 47.
- VERMA, K.; GARG, H. K. Underwater welding-recent trends and future scope. *International Journal on Emerging Technologies*, v. 3, n. 2, p. 115–120, 2012. Citado na página 22.
- WATSON, P. D.; TSAI, C.; WOOD, B. Fitness for service design application for underwater wet welds. In: *International Workshop on Underwater Welding of Marine Structures, Louisiana, USA*. [S.l.: s.n.], 1994. p. 201–236. Citado na página 32.
- WEI, P. et al. The effect of water environment on microstructural characteristics, compositional heterogeneity and microhardness distribution of 16mn/304l dissimilar welded joints. *Journal of Manufacturing Processes*, Elsevier, v. 56, p. 417–427, 2020. Citado na página 44.
- WELDING, I. allied processes—determination of hydrogen content in arc weld metal. *ISO*, v. 3690, p. 2012, 2012. Citado na página 29.
- WEST, T.; MITCHELL, G.; LINDBERG, E. Wet welding electrode evaluation for ship repair. 1990. Citado na página 33.
- YARA, H. et al. Implant weldability test in wet underwater welding (materials, metallurgy & weldability). *Transactions of JWRI*, , v. 13, n. 2, p. 249–254, 1984. Citado na página 33.

# Apêndices



# APÊNDICE A – Estudo Completo - Número de Curtos Circuitos (Ncc)

Figura 62 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para o Número de Curtos Circuitos.



Fonte: Acervo do Autor.

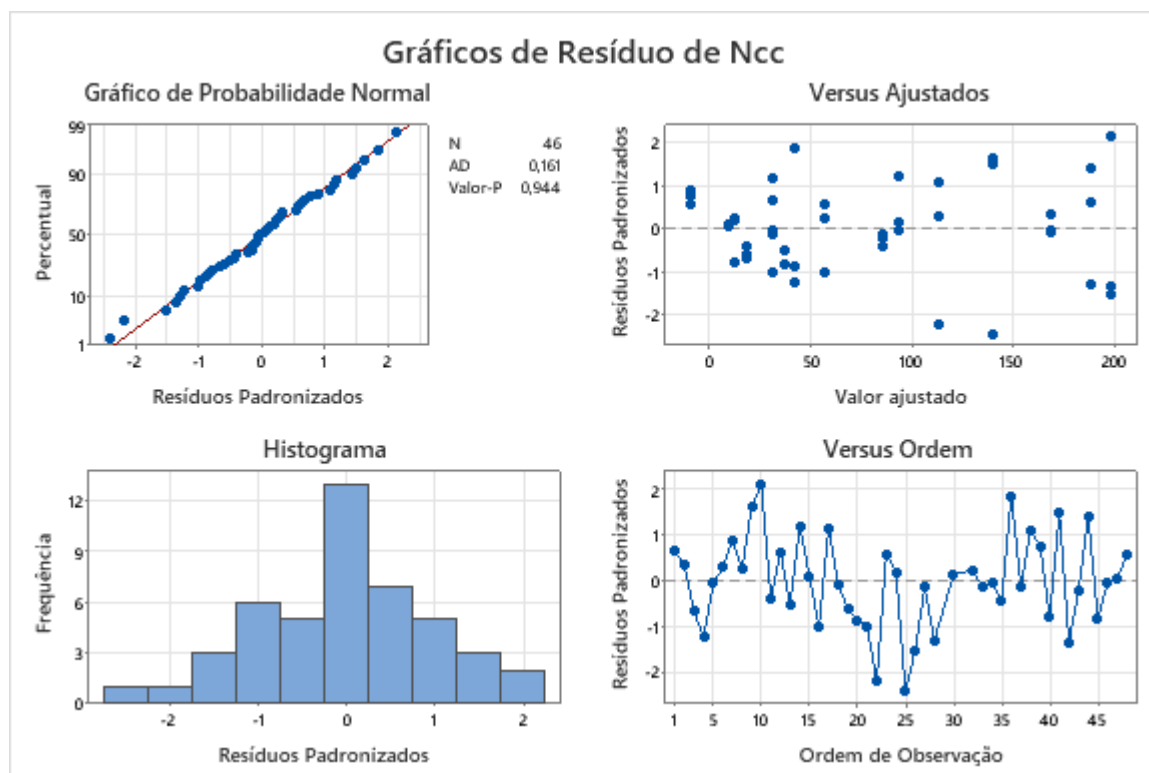
Tabela 13 – Coeficientes Codificados para o Ncc

Termo	Efeito	Coef	EP Coef	Valor-T	Valor-P	VIF
Constante		76,06	2,73	27,85	0,000	
Profundidade	66,79	33,40	2,73	12,23	0,000	1,01
Polaridade	-51,28	-25,64	2,73	-9,40	0,000	1,01
Corrente	-66,13	-33,06	2,73	-12,11	0,000	1,01
Eletrodo	50,21	25,10	2,73	9,19	0,000	1,01
Profundidade*Polaridade	-17,31	-8,65	2,73	-3,17	0,003	1,01
Profundidade*Corrente	-14,46	-7,23	2,73	-2,65	0,012	1,01
Polaridade*Eletrodo	19,14	9,57	2,73	3,51	0,001	1,01
Corrente*Eletrodo	-37,88	-18,94	2,73	-6,94	0,000	1,01
Profund.*Polarid.*Eletrodo	26,28	13,14	2,73	4,82	0,000	1,01
Profund.*Polarid.*Corrente*Eletr.	-13,47	-6,74	2,73	-2,47	0,019	1,01

Tabela 14 – Análise de Variância para o Ncc

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	10	199725	19972,5	58,90	0,000
Linear	4	162319	40579,7	119,67	0,000
Profundidade	1	50716	50716,0	149,57	0,000
Polaridade	1	29974	29973,6	88,39	0,000
Corrente	1	49709	49708,6	146,60	0,000
Eletrodo	1	28658	28658,4	84,52	0,000
Interações de 2 fatores	4	26625	6656,3	19,63	0,000
Profundidade*Polaridade	1	3415	3414,7	10,07	0,003
Profundidade*Corrente	1	2376	2376,5	7,01	0,012
Polaridade*Eletrodo	1	4176	4176,4	12,32	0,001
Corrente*Eletrodo	1	16308	16308,2	48,09	0,000
Interações de 3 fatores	1	7871	7871,1	23,21	0,000
Profundidade*Polaridade*Eletrodo	1	7871	7871,1	23,21	0,000
Interações de 4 fatores	1	2070	2069,6	6,10	0,019
Profund.*Polarid.*Corrente*Eletr.	1	2070	2069,6	6,10	0,019
Erro	35	11868	339,1		
Falta de ajuste	5	1686	337,3	0,99	0,438
Erro Puro	30	10182	339,4		
Total	45	211593			

Figura 63 – Gráficos de Resíduo para o Ncc



Fonte: Acervo do Autor.

Tabela 15 – Sumário do Modelo para Número de Curtos Circuitos.

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
18,4143	94,39%	92,79%	90,41%

Equação de Regressão:

$$\begin{aligned} N_{cc} = & 76,06 + 33,40 \text{ Profundidade} - 25,64 \text{ Polaridade} - 33,06 \text{ Corrente} + 25,10 \\ & \text{Eletrodo} - 8,65 \text{ Profundidade*Polaridade} - 7,23 \text{ Profundidade*Corrente} + 9,57 \text{ Polari-} \\ & \text{dade*Eletrodo} - 18,94 \text{ Corrente*Eletrodo} + 13,14 \text{ Profundidade*Polaridade*Eletrodo} - \\ & 6,74 \text{ Profundidade*Polaridade*Corrente*Eletrodo} \end{aligned}$$

(A.1)

# APÊNDICE B – Estudo Completo - Fator de Curto Circuito (Fcc)

Figura 64 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para o Fator de Curto Circuito



Fonte: Acervo do Autor.

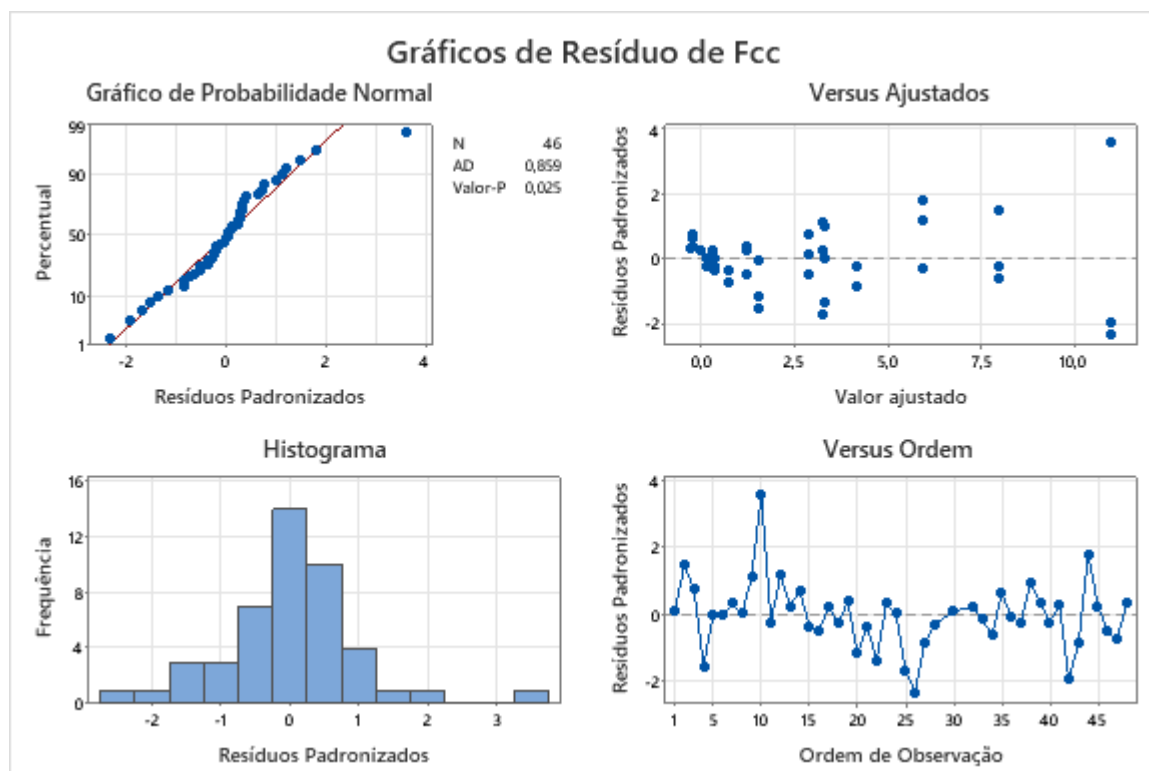
Tabela 16 – Coeficientes Codificados para o Fcc

Termo	Efeito	Coef	EP de Coef	Valor-T	Valor-P	VIF
Constante		2,647	0,137	19,31	0,000	
Profundidade	3,206	1,603	0,137	11,70	0,000	1,01
Polaridade	-1,980	-0,990	0,137	-7,24	0,000	1,01
Corrente	-3,190	-1,595	0,137	-11,64	0,000	1,01
Eletrodo	2,002	1,001	0,137	7,30	0,000	1,01
Profundidade*Polaridade	-2,103	-1,052	0,137	-7,68	0,000	1,01
Profundidade*Corrente	-1,527	-0,763	0,137	-5,57	0,000	1,01
Polaridade*Corrente	0,803	0,402	0,137	2,93	0,006	1,01
Polaridade*Eletrodo	0,711	0,356	0,137	2,60	0,014	1,01
Corrente*Eletrodo	-1,681	-0,841	0,137	-6,14	0,000	1,01
Profundidade*Polaridade*Corrente	0,864	0,432	0,137	3,16	0,003	1,01

Tabela 17 – Análise de Variância Fcc

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	10	467,268	46,727	54,72	0,000
Linear	4	327,236	81,809	95,81	0,000
Profundidade	1	116,885	116,885	136,88	0,000
Polaridade	1	44,704	44,704	52,35	0,000
Corrente	1	115,673	115,673	135,47	0,000
Eletrodo	1	45,558	45,558	53,35	0,000
Interações de 2 fatores	5	121,638	24,328	28,49	0,000
Profundidade*Polaridade	1	50,421	50,421	59,05	0,000
Profundidade*Corrente	1	26,503	26,503	31,04	0,000
Polaridade*Corrente	1	7,352	7,352	8,61	0,006
Polaridade*Eletrodo	1	5,769	5,769	6,76	0,014
Corrente*Eletrodo	1	32,143	32,143	37,64	0,000
Interações de 3 fatores	1	8,502	8,502	9,96	0,003
Profundidade*Polaridade*Corrente	1	8,502	8,502	9,96	0,003
Erro	35	29,886	0,854		
Falta de ajuste	5	5,708	1,142	1,42	0,247
Erro Puro	30	24,178	0,806		
Total	45	497,154			

Figura 65 – Gráficos de Resíduo para o Fcc



Fonte: Acervo do Autor.

Tabela 18 – Sumário do Modelo para Fator de Curtos Circuitos.

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
0,293266	96,82%	96,14%	95,12%

Equação de Regressão:

$$\begin{aligned} F_{cc} = & 9,99 + 0,673 \text{ Profundidade} + 0,51 \text{ Polaridade} - 0,0544 \text{ Corrente} + 10,25 \\ & \text{Eletrodo} - 0,391 \text{ Profundidade*Polaridade} - 0,003427 \text{ Profundidade*Corrente} - 0,0026 \\ & \text{Polaridade*Corrente} + 0,356 \text{ Polaridade*Eletrodo} - 0,05605 \text{ Corrente*Eletrodo} + 0,001938 \\ & \text{Profundidade*Polaridade*Corrente} \end{aligned}$$

(B.1)

## APÊNDICE C – Estudo Completo - Tensão Média de Soldagem (Tm)

Figura 66 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para a Tensão Média de Soldagem



Fonte: Acervo do Autor.

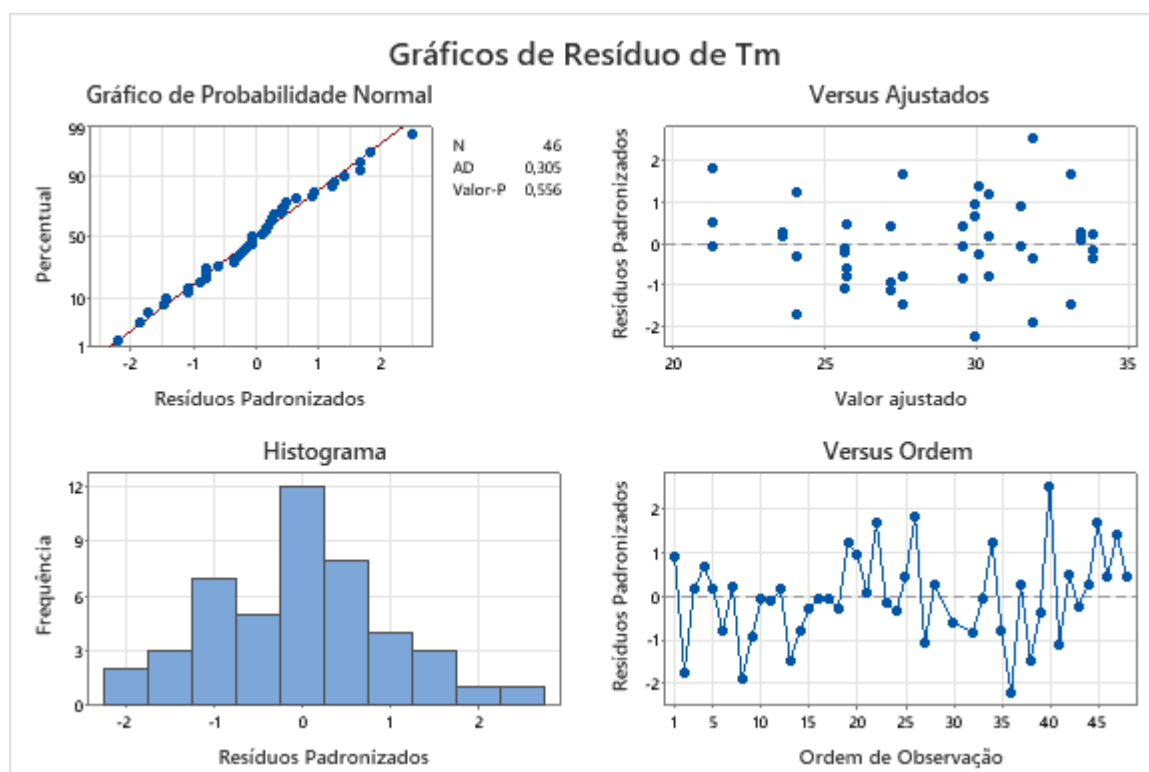
Tabela 19 – Coeficientes Codificados para o Tm

Termo	Efeito	Coef	EP de Coef	Valor-T	Valor-P	VIF
Constante		28,666	0,172	166,68	0,000	
Profundidade	-3,939	-1,970	0,172	-11,45	0,000	1,01
Polaridade	1,400	0,700	0,172	4,07	0,000	1,01
Corrente	3,939	1,970	0,172	11,45	0,000	1,01
Eletrodo	-3,311	-1,655	0,172	-9,62	0,000	1,01
Profundidade*Polaridade	2,675	1,338	0,172	7,79	0,000	1,01
Polaridade*Eletrodo	-0,992	-0,496	0,172	-2,89	0,006	1,01
Corrente*Eletrodo	1,248	0,624	0,172	3,63	0,001	1,01
Profund.*Polarid.*Corrente*Eletr.	0,742	0,371	0,172	2,16	0,037	1,01

Tabela 20 – Análise de Variância para o Tm

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	8	628,306	78,538	58,23	0,000
Linear	4	514,985	128,746	95,46	0,000
Profundidade	1	176,922	176,922	131,17	0,000
Polaridade	1	22,387	22,387	16,60	0,000
Corrente	1	176,922	176,922	131,17	0,000
Eletrodo	1	124,939	124,939	92,63	0,000
Interações de 2 fatores	3	108,118	36,039	26,72	0,000
Profundidade*Polaridade	1	81,804	81,804	60,65	0,000
Polaridade*Eletrodo	1	11,248	11,248	8,34	0,006
Corrente*Eletrodo	1	17,750	17,750	13,16	0,001
Interações de 4 fatores	1	6,294	6,294	4,67	0,037
Profund.*Polarid.*Corrente*Eletr.	1	6,294	6,294	4,67	0,037
Erro	37	49,904	1,349		
Falta de ajuste	7	5,759	0,823	0,56	0,783
Erro Puro	30	44,145	1,471		
Total	45	678,210			

Figura 67 – Gráficos de Resíduo para Tm



Fonte: Acervo do Autor.



Tabela 21 – Sumário do Modelo para Tensão Média.

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
1,16136	92,64%	91,05%	88,57%

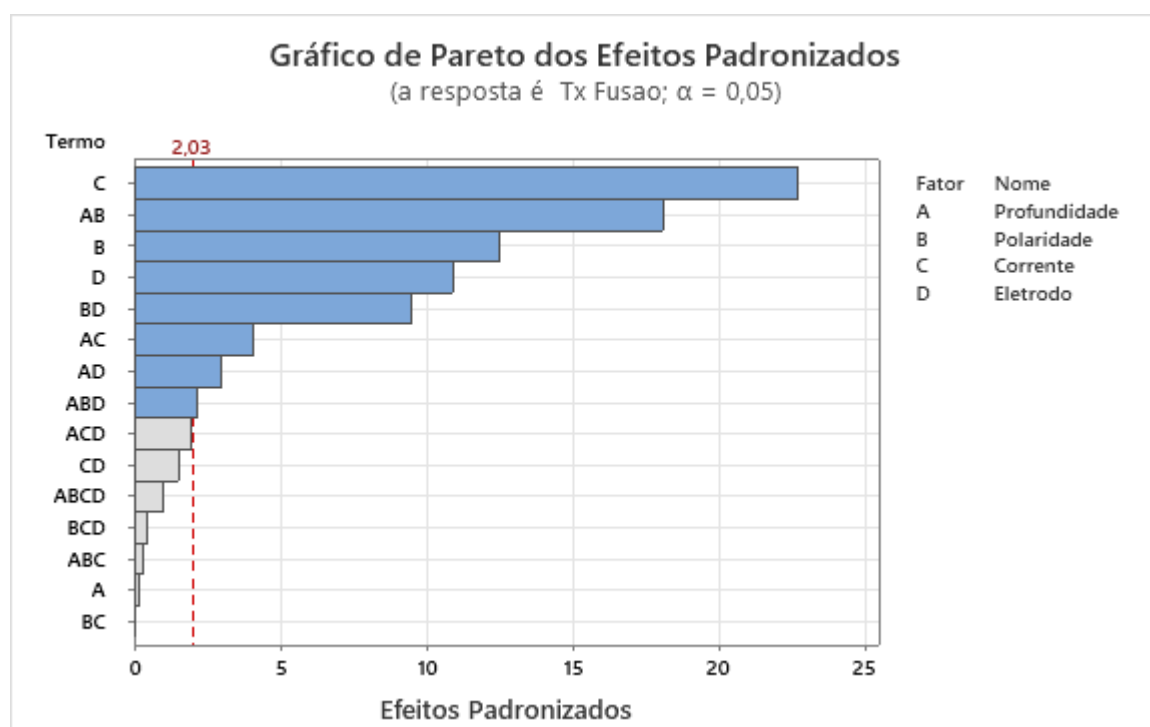
Equação de Regressão:

$T_m = 28,666 - 1,970 \text{ Profundidade} + 0,700 \text{ Polaridade} + 1,970 \text{ Corrente} - 1,655 \text{ Eletrodo} + 1,338 \text{ Profundidade*Polaridade} - 0,496 \text{ Polaridade*Eletrodo} + 0,624 \text{ Corrente*Eletrodo} + 0,371 \text{ Profundidade*Polaridade*Corrente*Eletrodo}$  Coeficientes não codificados não estão disponíveis com modelo não hierárquico.

(C.1)

# APÊNDICE D – Estudo Completo - Taxa de Fusão (TF)

Figura 68 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para o Taxa de Fusão



Fonte: Acervo do Autor.

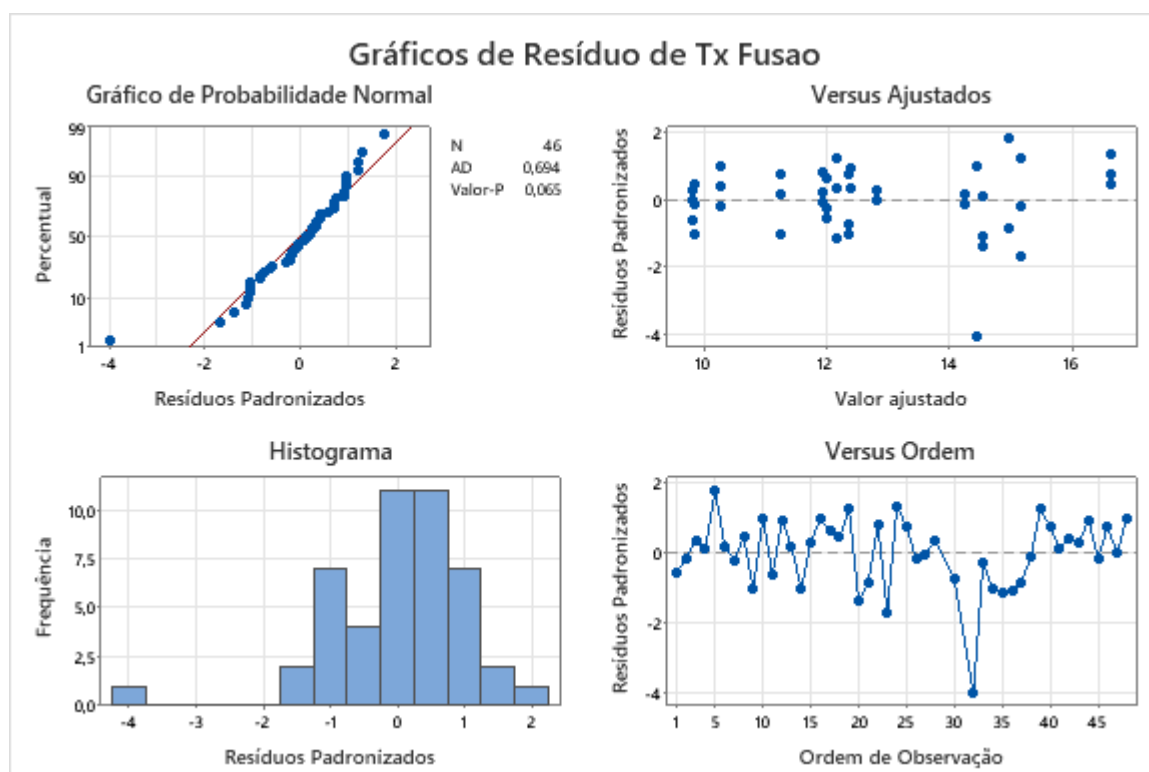
Tabela 22 – Coeficientes Codificados para a TF

Termo	Efeito	Coef	EP de Coef	Valor-T	Valor-P	VIF
Constante		12,8075	0,0560	228,81	0,000	
Polaridade	1,3942	0,6971	0,0559	12,47	0,000	1,01
Corrente	2,5399	1,2700	0,0560	22,69	0,000	1,01
Eletrodo	-1,2184	-0,6092	0,0560	-10,88	0,000	1,01
Profundidade*Polaridade	2,0225	1,0112	0,0559	18,09	0,000	1,01
Profundidade*Corrente	-0,4566	-0,2283	0,0560	-4,08	0,000	1,01
Profundidade*Eletrodo	0,3351	0,1675	0,0560	2,99	0,005	1,01
Polaridade*Eletrodo	-1,0558	-0,5279	0,0559	-9,44	0,000	1,01
Profund.*Polarid.*Eletrodo	-0,2442	-0,1221	0,0559	-2,18	0,035	1,01

Tabela 23 – Análise de Variância para TF

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	8	183,458	22,9322	160,51	0,000
Linear	3	116,444	38,8148	271,68	0,000
Polaridade	1	22,214	22,2137	155,48	0,000
Corrente	1	73,543	73,5432	514,76	0,000
Eletrodo	1	16,924	16,9239	118,46	0,000
Interações de 2 fatores	4	61,135	15,2838	106,98	0,000
Profundidade*Polaridade	1	46,749	46,7486	327,21	0,000
Profundidade*Corrente	1	2,376	2,3765	16,63	0,000
Profundidade*Eletrodo	1	1,280	1,2800	8,96	0,005
Polaridade*Eletrodo	1	12,740	12,7404	89,18	0,000
Interações de 3 fatores	1	0,681	0,6813	4,77	0,035
Profund.*Polarid.*Eletr.	1	0,681	0,6813	4,77	0,035
Erro	37	5,286	0,1429		
Falta de ajuste	7	0,989	0,1414	0,99	0,459
Erro Puro	30	4,297	0,1432		
Total	45	188,744			

Figura 69 – Gráficos de Resíduo para TF



Fonte: Acervo do Autor.

Tabela 24 – Sumário do Modelo para Taxa de Fusão.

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
0,377979	97,20%	96,59%	95,73%

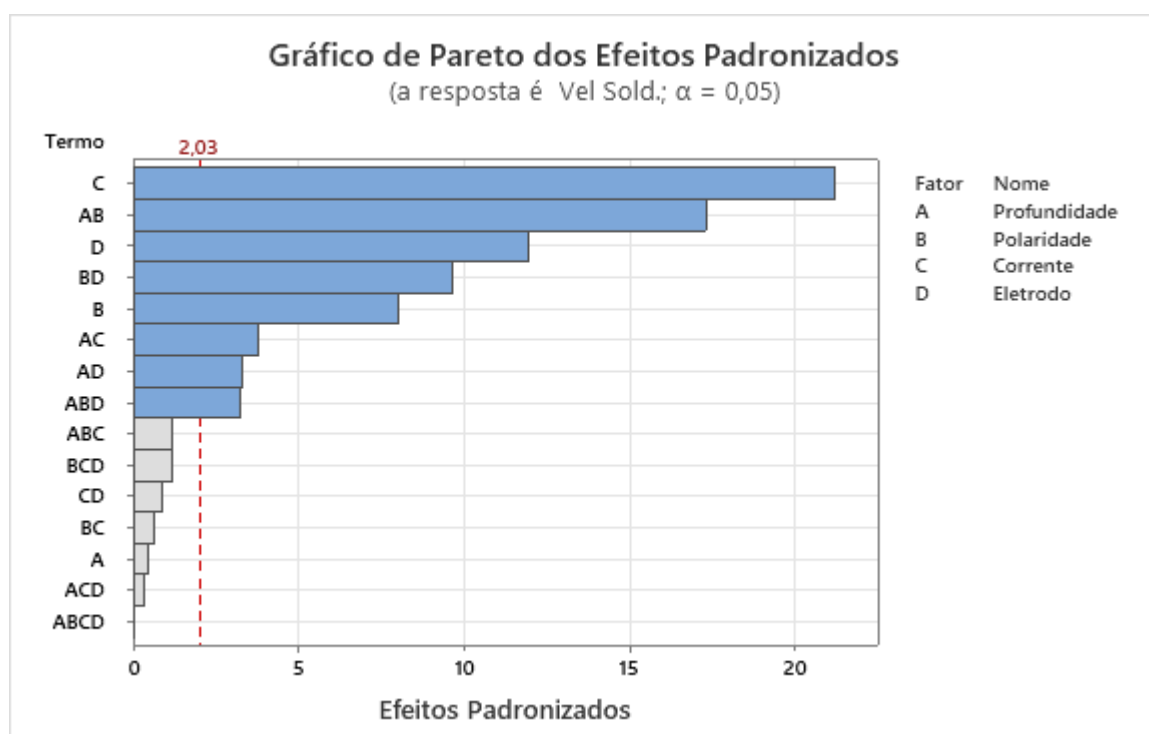
Equação de Regressão:

$$\begin{aligned} \text{Tx Fusao} = & 12,8075 + 0,6971 \text{ Polaridade} + 1,2700 \text{ Corrente} - 0,6092 \text{ Eletrodo} \\ & + 1,0112 \text{ Profundidade*Polaridade} - 0,2283 \text{ Profundidade*Corrente} + 0,1675 \text{ Profundi-} \\ & \text{dade*Eletrodo} - 0,5279 \text{ Polaridade*Eletrodo} - 0,1221 \text{ Profundidade*Polaridade*Eletrodo} \end{aligned}$$

Coefficientes não codificados não estão disponíveis com modelo não hierárquico.  
(D.1)

# APÊNDICE E – Estudo Completo - Velocidade de Soldagem (VS)

Figura 70 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para a Velocidade de Soldagem



Fonte: Acervo do Autor.

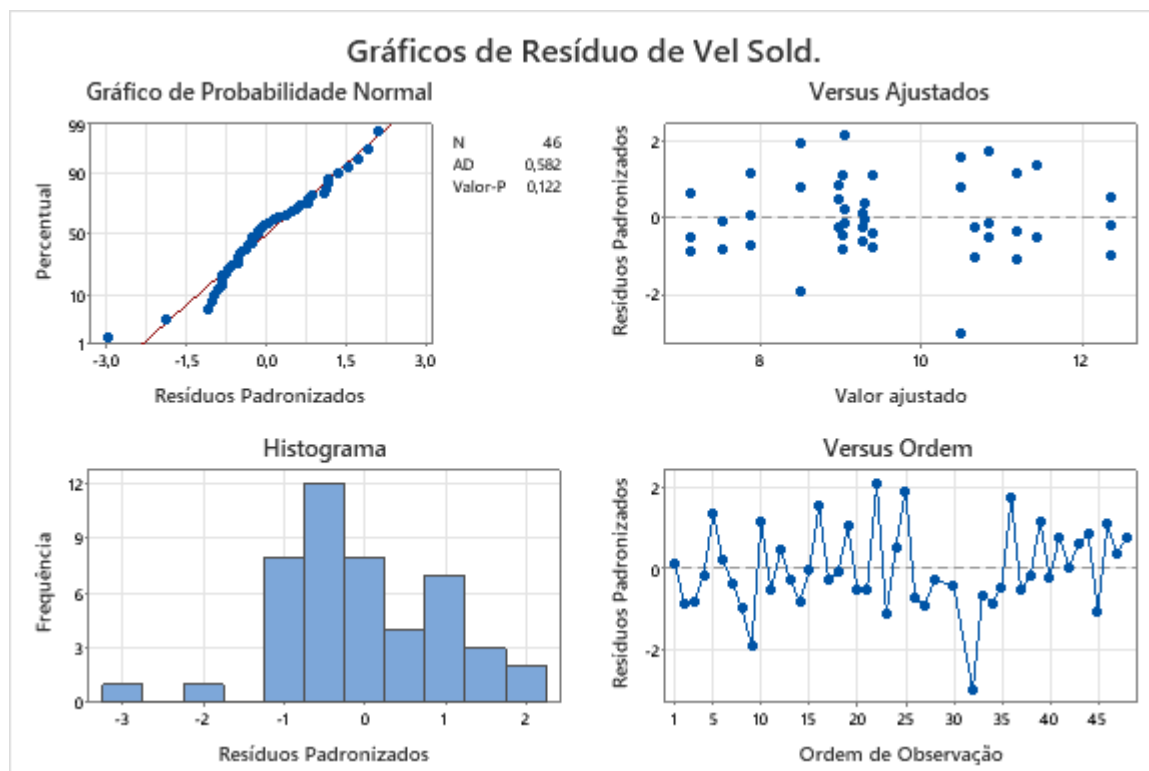
Tabela 25 – Coeficientes Codificados para o VS

Termo	Efeito	Coef	EP de Coef	Valor-T	Valor-P	VIF
Constante		9,5640	0,0434	220,22	0,000	
Polaridade	0,6975	0,3488	0,0434	8,04	0,000	1,01
Corrente	1,8447	0,9224	0,0434	21,24	0,000	1,01
Eletrodo	-1,0386	-0,5193	0,0434	-11,96	0,000	1,01
Profundidade*Polaridade	1,5025	0,7512	0,0434	17,32	0,000	1,01
Profundidade*Corrente	-0,3281	-0,1640	0,0434	-3,78	0,001	1,01
Profundidade*Eletrodo	0,2886	0,1443	0,0434	3,32	0,002	1,01
Polaridade*Eletrodo	-0,8358	-0,4179	0,0434	-9,64	0,000	1,01
Profundidade*Polaridade*Eletrodo	-0,2808	-0,1404	0,0434	-3,24	0,003	1,01

Tabela 26 – Análise de Variância para VS

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	8	97,032	12,1290	141,03	0,000
Linear	3	58,970	19,6565	228,55	0,000
Polaridade	1	5,560	5,5601	64,65	0,000
Corrente	1	38,795	38,7948	451,08	0,000
Eletrodo	1	12,297	12,2970	142,98	0,000
Interações de 2 fatores	4	34,781	8,6953	101,10	0,000
Profundidade*Polaridade	1	25,800	25,8001	299,98	0,000
Profundidade*Corrente	1	1,227	1,2270	14,27	0,001
Profundidade*Eletrodo	1	0,949	0,9495	11,04	0,002
Polaridade*Eletrodo	1	7,984	7,9842	92,83	0,000
Interações de 3 fatores	1	0,901	0,9013	10,48	0,003
Profundidade*Polaridade*Eletrodo	1	0,901	0,9013	10,48	0,003
Erro	37	3,182	0,0860		
Falta de ajuste	7	0,371	0,0529	0,56	0,778
Erro Puro	30	2,812	0,0937		
Total	45	100,214			

Figura 71 – Gráficos de Resíduo para VS



Fonte: Acervo do Autor.

Tabela 27 – Sumário do Modelo para Velocidade de Soldagem.

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
0,293266	96,82%	96,14%	95,12%

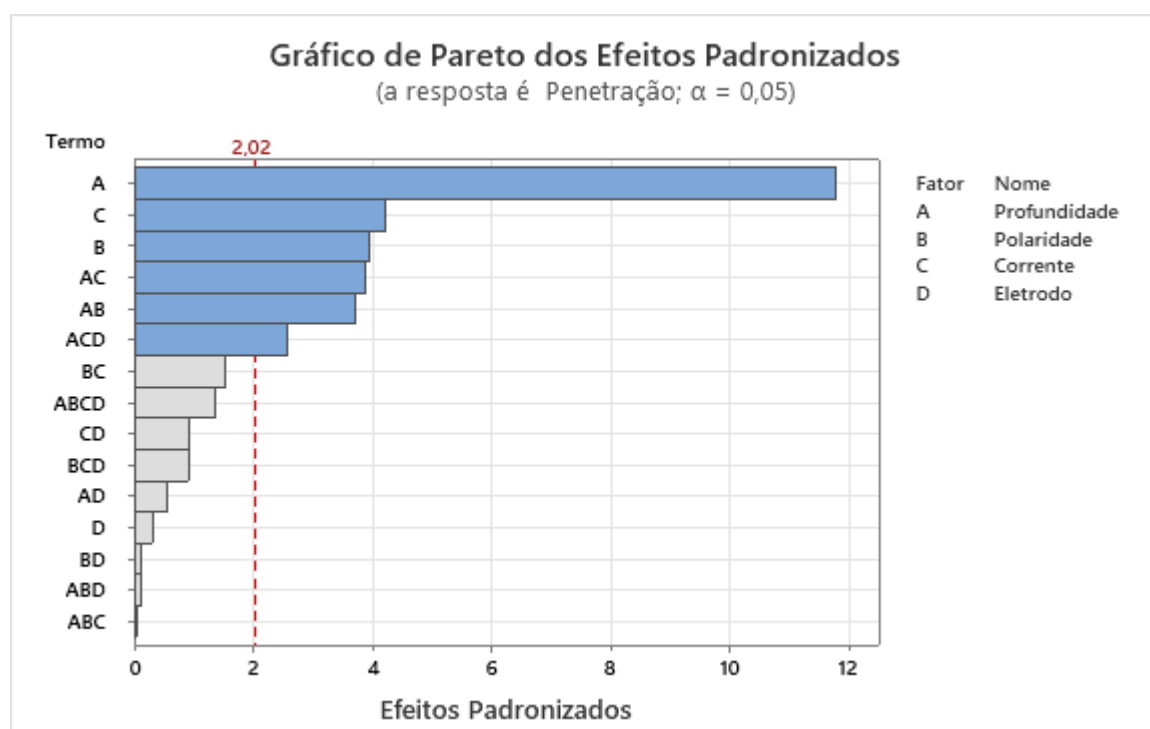
Equação de Regressão:

Vel Sold. = 9,5640 + 0,3488 Polaridade + 0,9224 Corrente - 0,5193 Eletrodo + 0,7512 Profundidade\*Polaridade - 0,1640 Profundidade\*Corrente + 0,1443 Profundidade\*Eletrodo - 0,4179 Polaridade\*Eletrodo - 0,1404 Profundidade\*Polaridade\*Eletrodo Coeficientes não codificados não estão disponíveis com modelo não hierárquico.

(E.1)

## APÊNDICE F – Estudo Completo - Penetração (P)

Figura 72 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para a Penetração da Solda.



Fonte: Acervo do Autor.

Tabela 28 – Coeficientes Codificados para Penetração

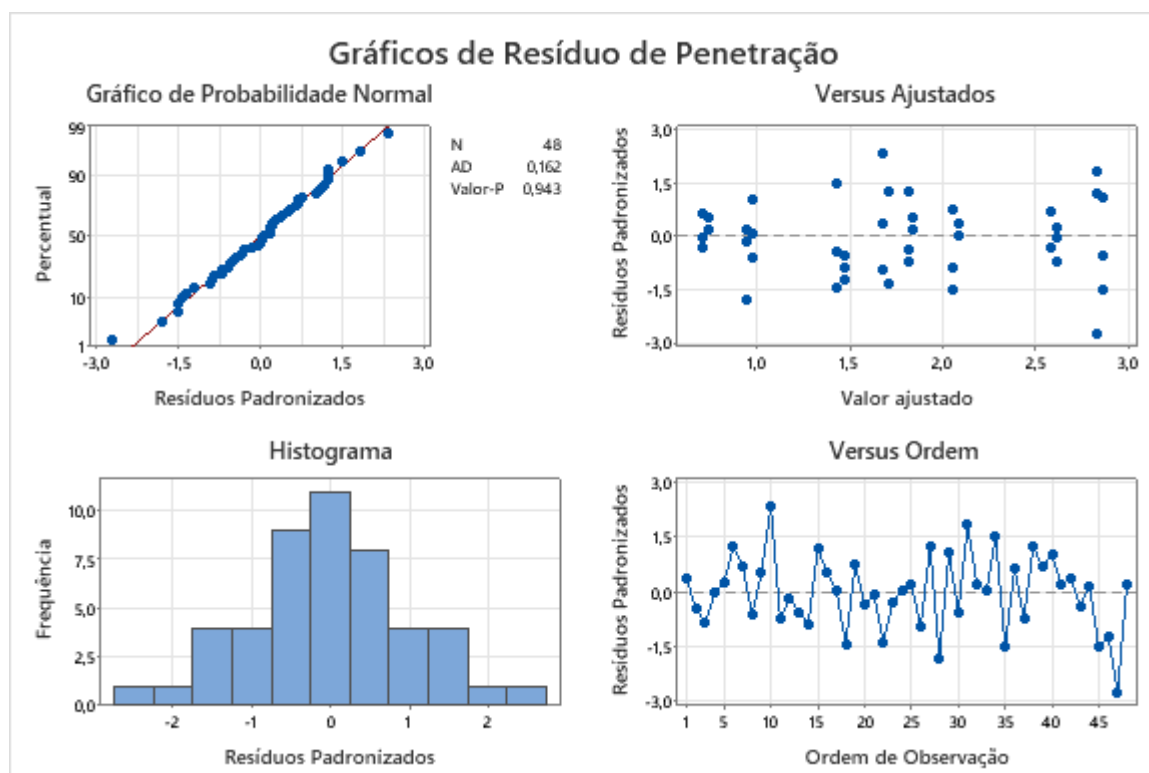
Termo	Efeito	Coef	EP de Coef	Valor-T	Valor-P	VIF
Constante		1,7729	0,0479	37,04	0,000	
Profundidade	-1,1292	-0,5646	0,0479	-11,80	0,000	1,00
Polaridade	-0,3792	-0,1896	0,0479	-3,96	0,000	1,00
Corrente	0,4042	0,2021	0,0479	4,22	0,000	1,00
Profundidade*Polaridade	-0,3542	-0,1771	0,0479	-3,70	0,001	1,00
Profundidade*Corrente	-0,3708	-0,1854	0,0479	-3,87	0,000	1,00
Profundidade*Corrente*Eletrodo	-0,2458	-0,1229	0,0479	-2,57	0,014	1,00



Tabela 29 – Coeficientes Codificados para Penetração

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	6	22,8663	3,8110	34,66	0,000
Linear	3	18,9856	6,3285	57,55	0,000
Profundidade	1	15,3002	15,3002	139,14	0,000
Polaridade	1	1,7252	1,7252	15,69	0,000
Corrente	1	1,9602	1,9602	17,83	0,000
Interações de 2 fatores	2	3,1554	1,5777	14,35	0,000
Profundidade*Polaridade	1	1,5052	1,5052	13,69	0,001
Profundidade*Corrente	1	1,6502	1,6502	15,01	0,000
Interações de 3 fatores	1	0,7252	0,7252	6,59	0,014
Profundidade*Corrente*Eletrodo	1	0,7252	0,7252	6,59	0,014
Erro	41	4,5085	0,1100		
Falta de ajuste	9	0,6885	0,0765	0,64	0,754
Erro Puro	32	3,8200	0,1194		
Total	47	27,3748			

Figura 73 – Gráficos de Resíduo para Penetração



Fonte: Acervo do Autor.

Tabela 30 – Sumário do Modelo para Penetração.

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
0,331609	85,53%	81,12%	77,43%

Equação de Regressão:

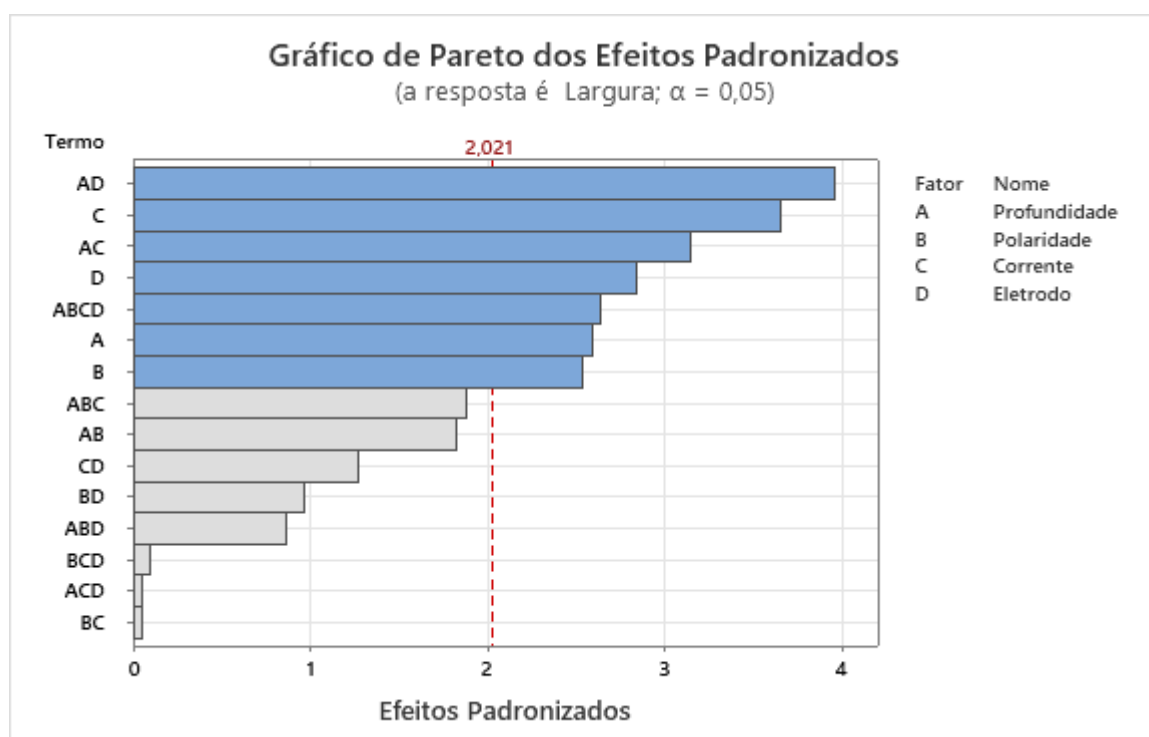
Vel Sold. = 9,5640 + 0,3488 Polaridade + 0,9224 Corrente - Penetração =  
1,7729 - 0,5646 Profundidade - 0,1896 Polaridade + 0,2021 Corrente - 0,1771 Profundi-  
dade\*Polaridade - 0,1854 Profundidade\*Corrente - 0,1229 Profundidade\*Corrente\*Eletrodo

Coefficientes não codificados não estão disponíveis com modelo não hierárquico.

(F.1)

# APÊNDICE G – Estudo Completo - Largura (L)

Figura 74 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para a Largura do Cordão de Solda.



Fonte: Acervo do Autor.

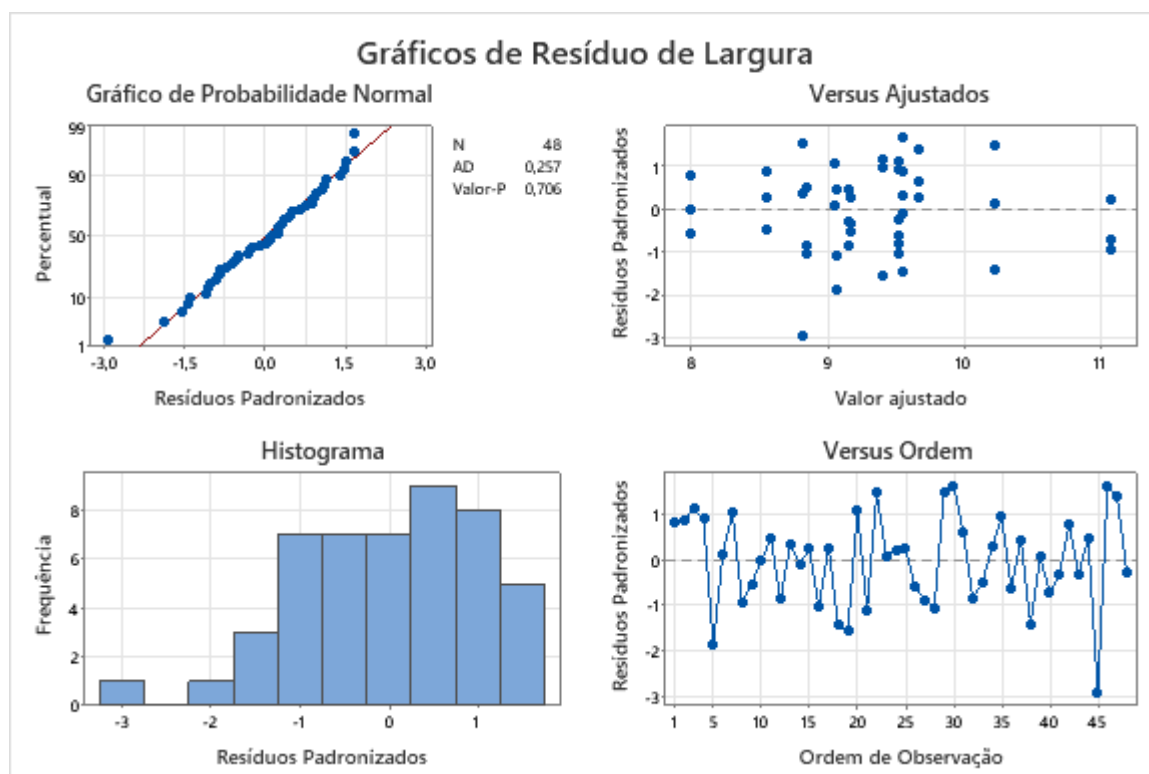
Tabela 31 – Coeficientes Codificados para Largura

Termo	Efeito	Coef	EP de Coef	Valor-T	Valor-P
Constante		9,3208	0,0819	113,76	0,000
Profundidade	0,4250	0,2125	0,0819	2,59	0,013
Polaridade	0,4167	0,2083	0,0819	2,54	0,015
Corrente	0,6000	0,3000	0,0819	3,66	0,001
Eletrodo	-0,4667	-0,2333	0,0819	-2,85	0,007
Profundidade*Corrente	0,5167	0,2583	0,0819	3,15	0,003
Profundidade*Eletrodo	-0,6500	-0,3250	0,0819	-3,97	0,000
Profund.*Polarid.*Corrente*Eletr.	-0,4333	-0,2167	0,0819	-2,64	0,012

Tabela 32 – Análise de Variância para Largura

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	7	21,711	3,1015	9,63	0,000
Linear	4	11,184	2,7960	8,68	0,000
Profundidade	1	2,167	2,1675	6,73	0,013
Polaridade	1	2,083	2,0833	6,47	0,015
Corrente	1	4,320	4,3200	13,41	0,001
Eletrodo	1	2,613	2,6133	8,11	0,007
Interações de 2 fatores	2	8,273	4,1367	12,84	0,000
Profundidade*Corrente	1	3,203	3,2033	9,94	0,003
Profundidade*Eletrodo	1	5,070	5,0700	15,74	0,000
Interações de 4 fatores	1	2,253	2,2533	6,99	0,012
Profund.*Polarid.*Corrente*Eletr.	1	2,253	2,2533	6,99	0,012
Erro	40	12,888	0,3222		
Falta de ajuste	8	3,288	0,4110	1,37	0,247
Erro Puro	32	9,600	0,3000		
Total	47	34,599			

Figura 75 – Gráficos de Resíduo para Largura



Fonte: Acervo do Autor.

Tabela 33 – Sumário do Modelo para Largura.

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
0,567634	62,75%	56,23%	46,36%

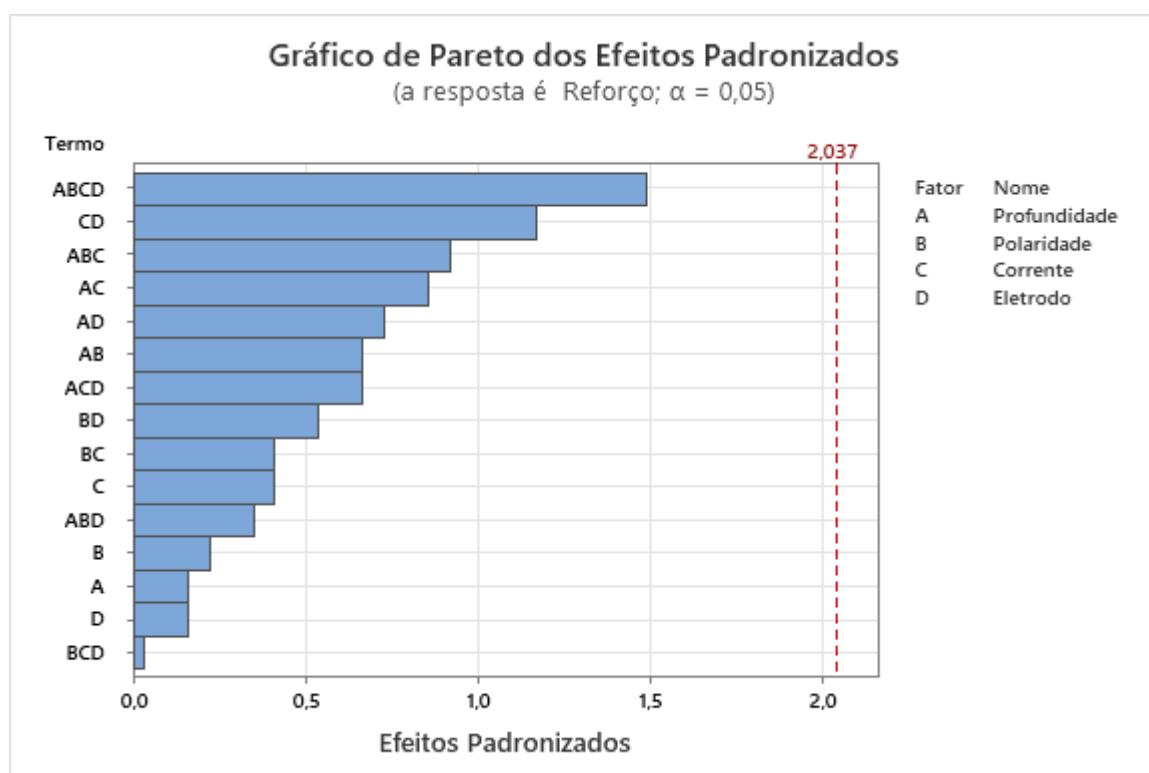
Equação de Regressão:

Largura = 9,3208 + 0,2125 Profundidade + 0,2083 Polaridade + 0,3000 Corrente - 0,2333 Eletrodo + 0,2583 Profundidade\*Corrente - 0,3250 Profundidade\*Eletrodo - 0,2167 Profundidade\*Polaridade\*Corrente\*Eletrodo Coeficientes não codificados não estão disponíveis com modelo não hierárquico.

(G.1)

# APÊNDICE H – Estudo Completo - Reforço (R)

Figura 76 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para o Reforço do Cordão de Solda.



Fonte: Acervo do Autor.

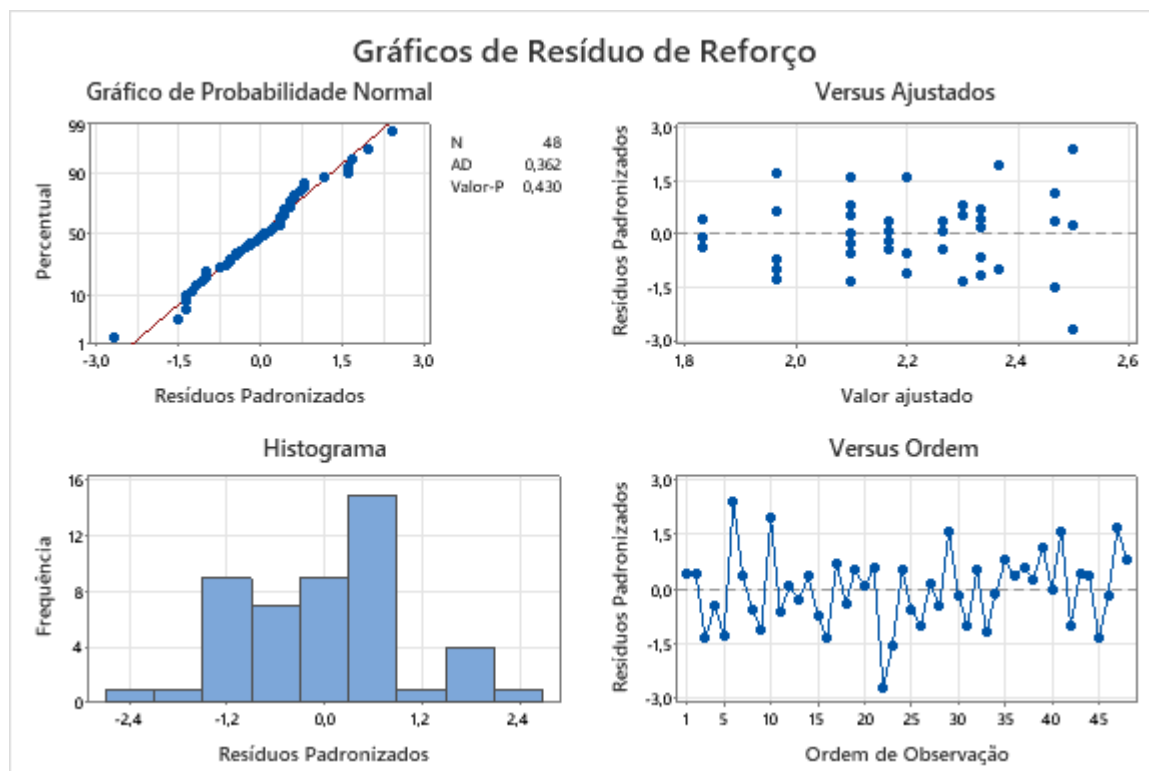
Tabela 34 – Coeficientes Codificados para o Reforço

Termo	Efeito	Coef	EPCoef	Valor-T	Valor-P	VIF
Constante		2,1979	0,0658	33,41	0,000	
Profundidade	-0,0208	-0,0104	0,0658	-0,16	0,875	1,00
Polaridade	0,0292	0,0146	0,0658	0,22	0,826	1,00
Corrente	-0,0542	-0,0271	0,0658	-0,41	0,683	1,00
Eletrodo	-0,0208	-0,0104	0,0658	-0,16	0,875	1,00
Profundidade*Polaridade	-0,0875	-0,0438	0,0658	-0,67	0,511	1,00
Profundidade*Corrente	0,1125	0,0562	0,0658	0,86	0,399	1,00
Profundidade*Eletrodo	0,0958	0,0479	0,0658	0,73	0,472	1,00
Polaridade*Corrente	-0,0542	-0,0271	0,0658	-0,41	0,683	1,00
Polaridade*Eletrodo	-0,0708	-0,0354	0,0658	-0,54	0,594	1,00
Corrente*Eletrodo	-0,1542	-0,0771	0,0658	-1,17	0,250	1,00
Profundidade*Polaridade*Corrente	-0,1208	-0,0604	0,0658	-0,92	0,365	1,00
Profundidade*Polaridade*Eletrodo	0,0458	0,0229	0,0658	0,35	0,730	1,00
Profundidade*Corrente*Eletrodo	-0,0875	-0,0437	0,0658	-0,67	0,511	1,00
Polaridade*Corrente*Eletrodo	-0,0042	-0,0021	0,0658	-0,03	0,975	1,00
Profund.*Polarid.*Corrente*Eletr.	0,1958	0,0979	0,0658	1,49	0,146	1,00

Tabela 35 – Coeficientes Codificados para o Reforço

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	15	1,54313	0,102875	0,50	0,925
Linear	4	0,05583	0,013958	0,07	0,991
Profundidade	1	0,00521	0,005208	0,03	0,875
Polaridade	1	0,01021	0,010208	0,05	0,826
Corrente	1	0,03521	0,035208	0,17	0,683
Eletrodo	1	0,00521	0,005208	0,03	0,875
Interações de 2 fatores	6	0,73458	0,122431	0,59	0,736
Profundidade*Polaridade	1	0,09188	0,091875	0,44	0,511
Profundidade*Corrente	1	0,15187	0,151875	0,73	0,399
Profundidade*Eletrodo	1	0,11021	0,110208	0,53	0,472
Polaridade*Corrente	1	0,03521	0,035208	0,17	0,683
Polaridade*Eletrodo	1	0,06021	0,060208	0,29	0,594
Corrente*Eletrodo	1	0,28521	0,285208	1,37	0,250
Interações de 3 fatores	4	0,29250	0,073125	0,35	0,841
Profundidade*Polaridade*Corrente	1	0,17521	0,175208	0,84	0,365
Profundidade*Polaridade*Eletrodo	1	0,02521	0,025208	0,12	0,730
Profundidade*Corrente*Eletrodo	1	0,09187	0,091875	0,44	0,511
Polaridade*Corrente*Eletrodo	1	0,00021	0,000208	0,00	0,975
Interações de 4 fatores	1	0,46021	0,460208	2,22	0,146
Profundidade*Polaridade*Corrente*Eletrodo	1	0,46021	0,460208	2,22	0,146
Erro	32	6,64667	0,207708		
Total	47	8,18979			

Figura 77 – Gráficos de Resíduo para Reforço



Fonte: Acervo do Autor.

Tabela 36 – Sumário do Modelo para Reforço.

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
0,455750	18,84%	0,00%	0,00%

Equação de Regressão:

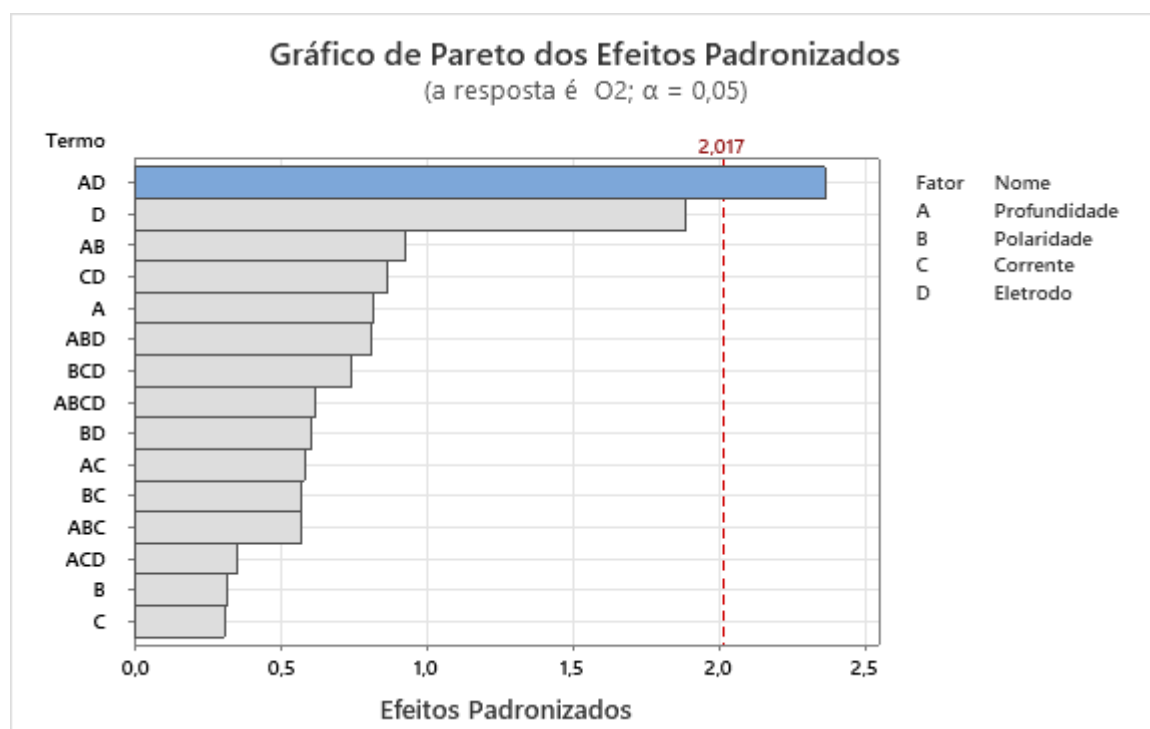
$$\text{Reforço} = 3,14 - 0,0424 \text{ Profundidade} - 0,32 \text{ Polaridade} - 0,00563 \text{ Corrente} + 0,30 \text{ Eletrodo} + 0,0418 \text{ Profundidade} * \text{Polaridade} + 0,000253 \text{ Profundidade} * \text{Corrente} + 0,0356 \text{ Profundidade} * \text{Eletrodo} + 0,00230 \text{ Polaridade} * \text{Corrente} + 1,06 \text{ Polaridade} * \text{Eletrodo} - 0,00216 \text{ Corrente} * \text{Eletrodo} - 0,000271 \text{ Profundidade} * \text{Polaridade} * \text{Corrente} - 0,0710 \text{ Profundidade} * \text{Polaridade} * \text{Eletrodo} - 0,000196 \text{ Profundidade} * \text{Corrente} * \text{Eletrodo} - 0,00680 \text{ Polaridade} * \text{Corrente} * \text{Eletrodo} + 0,000440 \text{ Profundidade} * \text{Polaridade} * \text{Corrente} * \text{Eletrodo}$$

(H.1)



# APÊNDICE I – Estudo Completo - Oxigênio (O)

Figura 78 – Gráfico de Pareto dos Efeitos Padronizados para o Número de Curtos Circuitos.



Fonte: Acervo do Autor.

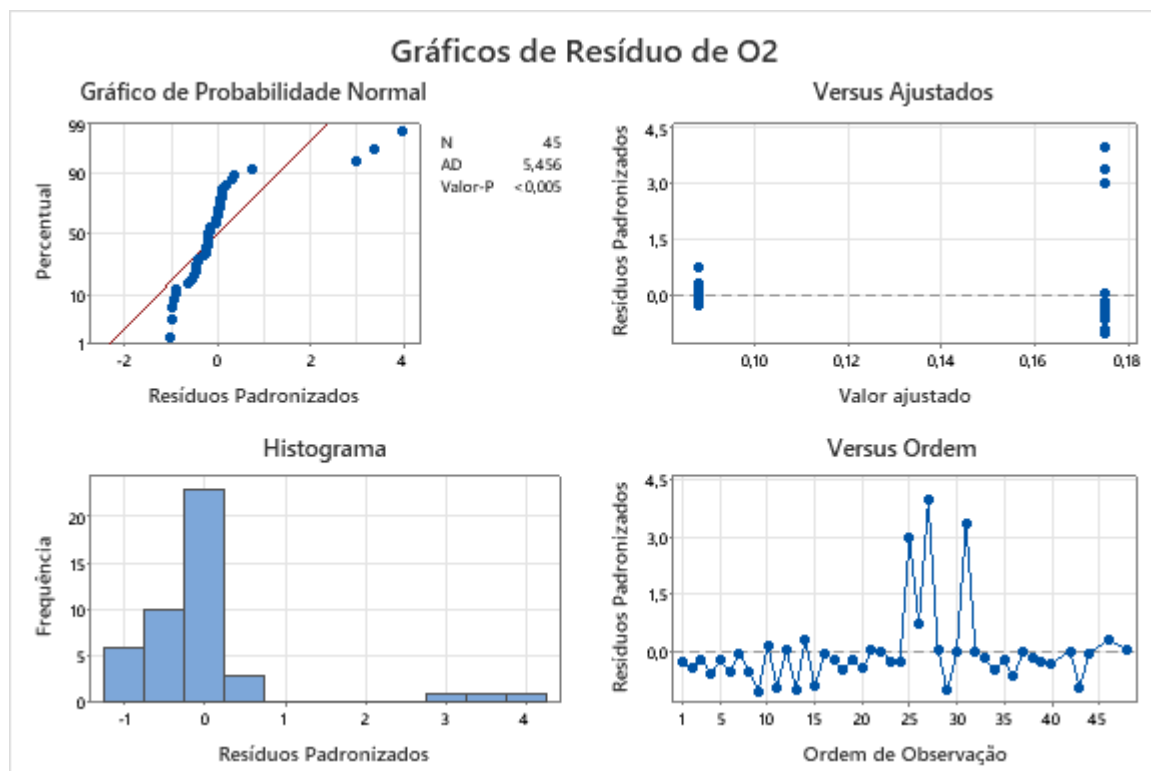
Tabela 37 – Coeficientes Codificados para o O<sub>2</sub>

Termo	Efeito	Coef	EP de Coef	Valor-T	Valor-P	VIF
Constante		0,1314	0,0184	7,13	0,000	
Profundidade*Eletrodo	-0,0872	-0,0436	0,0184	-2,37	0,023	1,00

Tabela 38 – Análise de Variância para o O<sub>2</sub>

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	1	0,08507	0,08507	5,59	0,023
Interações de 2 fatores	1	0,08507	0,08507	5,59	0,023
Profundidade*Eletrodo	1	0,08507	0,08507	5,59	0,023
Erro	43	0,65391	0,01521		
Falta de ajuste	14	0,16316	0,01165	0,69	0,767
Erro Puro	29	0,49074	0,01692		
Total	44	0,73897			

Figura 79 – Gráficos de Resíduo para Oxigênio



Fonte: Acervo do Autor.

Tabela 39 – Sumário do Modelo para Oxigênio

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
0,123317	11,51%	9,45%	2,47%

Equação de Regressão:

$$O_2 = 0,1314 - 0,0436 \textit{Profundidade} * \textit{Eletrodo} \tag{I.1}$$