ANTONIO DO NASCIMENTO SILVA ALVES

**Simulação numérica e experimental de soldagem em operação de
um aço API 5L X80 com processo GMAW**

SÃO PAULO

2019

ANTONIO DO NASCIMENTO SILVA ALVES

**Simulação numérica e experimental de soldagem em operação de
um aço API 5L X80 com processo GMAW**

Tese apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo para obtenção
do título de Doutor em Ciências

Área de Concentração:
Engenharia Metalúrgica e de Materiais

Orientador: Prof. Dr. Sérgio Duarte Brandi

SÃO PAULO
2019

Autorizo a reprodução e divulgação total ou parcial deste trabalho, por qualquer meio convencional ou eletrônico, para fins de estudo e pesquisa, desde que citada a fonte.

Este exemplar foi revisado e corrigido em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, _____ de _____ de _____

Assinatura do autor: _____

Assinatura do orientador: _____

Catálogo-na-publicação

Alves, Antonio do Nascimento Silva

Simulação numérica e experimental de soldagem em operação de um aço API 5L X80 com processo GMAW / A. N. S. Alves – versão corr. – São Paulo, 2019.

195 p.

Tese (Doutorado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais.

1.Soldagem em operação 2.Soldagem Multipasse 3.Simulação do processo de soldagem 4.Método dos Elementos Finitos 5.Sysweld® I.Universidade de São Paulo, Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais II.t.

ERRA UMA VEZ

nunca cometo o mesmo erro

duas vezes

já cometo duas três

quatro cinco seis

até esse erro aprender

que só o erro tem vez

Paulo Leminski Filho (1944-1989)

“... Suave coisa nenhuma...”

João Apolinário Teixeira Pinto (1924-1988)

Aos meus pais, Maria do Nascimento Silva Alves e Francisco Alves

AGRADECIMENTOS

Primeiramente a Deus, por possibilitar todos os caminhos e encontros.

Gostaria de agradecer ao meu orientador Prof. Dr. Sérgio Duarte Brandi, pela acolhida, paciência, orientação e oportunidades oferecidas, principalmente a de poder visitar o Rei.

À minha família e meus irmãos Junior do Nascimento Silva Alves e família, Francisca do Nascimento Silva Alves e família, Francilda do Nascimento Silva Alves e família e Renato do Nascimento Silva Alves e família.

À professora Maria Adelita Lima, por começar em mim o que hoje trago comigo e que me trouxe até aqui.

Meu muito obrigado aos meus amigos de longa data, Jaime Casanova Soeiro Junior e Rubelmar Maia de Azevedo Cruz Neto, pelo apoio, por contribuir com essa oportunidade, pelo “resgate”, pelo companheirismo e apoio nessa jornada.

Um agradecimento especial aos amigos e colegas de laboratório do Grupo de Pesquisa em Soldagem e Junção – GPSJ, Daniel Rodriguez Legati, Cristiana Maria Marçal Freire, João Pedro Pazian Montes Soldera, Nicollas Freitas de Arruda, Rodolfo Oliveira Cantieri, Murillo Américo da Silva Santos, pelo companheirismo, amizade, oportunidade de aprendizado, colaboração nos trabalhos e partilhas diárias.

Agradeço à estagiária e estagiários, Esther Gehrti Regis Santos, Rômulo Lima Bomfim de Lacerda, Gustavo Requena de Lima, Luan Silva, pela dedicação, profissionalismo e responsabilidade.

Agradeço ao Jeferson José de Carvalho, por sua pronta disponibilidade em ajudar a todos, pelo exemplo de pessoa e profissional, sempre será uma oportunidade de aprendizado compartilhar o tempo e espaço com ele.

Aos membros da República Brandiana, localizada na Rua Iquiririm, 1001, Thiago Ferreira Martins, Dario Magno Batista Ferreira e Evandro Armini de Pauli.

Agradecimento especial aos amigos e amiga, Regina Calixto Gazire, Gustavo José Suto de Souza, Cleber do Prado Ferreira Júnior e família, David Alexander Urbina Leal e família, pela sinceridade, caronas e marmitas.

Aos Técnicos, Rubens, Danilo, Lívio, Rafael Maia e Jorge.

À FAPEAM- Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado do Amazonas pelo apoio financeiro.

À Petrobras, que através do projeto n.º 0050.0086316.13.9, forneceu os equipamentos que foram indispensáveis para este trabalho.

RESUMO

Dentre as intervenções para reparo, modificação e ampliação de dutos, a soldagem em serviço é a técnica de reparo mais utilizada, pois garante o contínuo fornecimento do fluido conduzido, oferecendo uma grande vantagem do ponto de vista econômico e ambiental. O objetivo deste trabalho é reproduzir a condição de soldagem em operação, através do desenvolvimento de um dispositivo utilizando recirculação de água, redução da dureza máxima na ZAC, abaixo de 350 HV, utilizando a técnica de reaquecimento, estudar a influência da espessura, potência disponível e velocidade de soldagem sobre a morfologia do cordão, microdureza e temperatura máxima na face oposta, utilizando delineamento de experimentos, como também simular numericamente utilizando o método dos elementos finitos através do *software* Sysweld® a transferência de energia via calor durante a soldagem, obtendo assim a temperatura máxima atingida na face oposta ao arco, contemplando as condições de contorno características da soldagem em operação. O arranjo experimental desenvolvido reproduz a condição de extração de energia similar à soldagem em operação. Segundo o método EWI o tempo de resfriamento entre as temperaturas 250 °C e 100 °C é em torno de 10s, no arranjo experimental obteve-se entre 9 e 11 segundos. Houve redução em média de 9% para valores abaixo de 350 HV. As superfícies de respostas obtidas permitiram prever satisfatoriamente a morfologia do cordão. O modelo numérico simulado com o *software* Sysweld®, permitiu a determinação do coeficiente de transferência de energia via calor por convecção, ao ser utilizando o método do EWI para medir o tempo de resfriamento $\Delta t_{250-100\text{ °C}}$ permitindo assim a validação da simulação numérica.

Palavra-chave: Soldagem em operação; Soldagem Multipasse; Simulação do processo de soldagem; Método dos Elementos Finitos; Sysweld®

ABSTRACT

Among pipeline repair, modification and extension interventions, in-service welding is the most widely used repair technique, as it guarantees the continuous supply of the conducted fluid, offering a great advantage from an economic and environmental point of view. The objective of this work is to reproduce the in-service welding condition in by developing a device using water recirculation, reduction of maximum hardness in ZAC, below 350 HV, using the temper bead technique, study the influence of thickness, power available and welding speed on bead morphology, microhardness and maximum temperature on the opposite face using experimental design, as well as numerically simulating using the finite element method through Sysweld® software the heat transfer via heat during welding, obtaining thus the maximum temperature reached on the opposite side of the arc, contemplating the characteristic boundary conditions of the in-service welding. The experimental arrangement developed reproduces the energy extraction condition as in-service welding. According to the EWI method, the cooling time between 250°C and 100°C was around 10s, in the experimental arrangement it was obtained between 9 and 11 seconds. There was an average reduction of 9% to values below 350 HV. The response surfaces obtained allowed satisfactory prediction of the weld bead morphology. The numerical model simulated with the Sysweld® software, allowed the determination of the energy transfer coefficient via convection heat, using the EWI method to measure the cooling time $\Delta t_{250-100\text{ }^{\circ}\text{C}}$ thus allowing the validation of the numerical simulation.

Keywords: In-service welding; Multipass welding; Welding process simulation; Finite Element Method; Sysweld®

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1-Acidentes recentes ocorridos na China [3].....	22
Figura 1.2 – Incidentes com tubulações registrados pelo PHMSA nos últimos treze anos [4]	23
Figura 1.3 – Causas raízes dos acidentes com tubulações segundo PHMSA, adaptado de [4]	24
Figura 1.4 – Mapa da malha dutoviária brasileira [5].....	25
Figura 1.5 - <i>Pipe inspection gauge</i> (PIG), utilizado para inspeção da integridade estrutural do dutos [10].....	27
Figura 2.1 – Instalação da dupla-calha do tipo B [23]	30
Figura 2.2 – Defeitos típicos em tubulações: (a) - Corrosão da parede externa do duto generalizada, (b) – Corrosão por pite, (c) – Depressão ou cavidade provocada por ação mecânica externa e (d) – Trincas superficiais devido a concentração de tensões [23]	32
Figura 2.3 – Acidente provocado por movimentação de terra [25].....	33
Figura 2.4 - Esquema de perda de espessura da parede do duto, adaptado de [29]	34
Figura 2.5 - Exemplo típico de perfuração [32].....	36
Figura 2.6 – Trinca induzida por hidrogênio [35]	37
Figura 2.7 – Técnica de reparo de trepanação, corte e substituição do trecho danificado do duto [40]	39
Figura 2.8 – Instalação de dupla calha do tipo A [41]	40
Figura 2.9 – Instalação de dupla calha do tipo B, adaptado de [37].....	41
Figura 2.10 – Duto reparado utilizando a técnica da dupla-calha do tipo B [42]	42
Figura 2.11 – Reparo por deposição de solda [33].....	43
Figura 2.12 – Sequência de passes para reparo por simples deposição [34]	44
Figura 2.13 – Reparo incompleto, fonte de tensão residual [34]	45
Figura 2.14 – Regiões da ZAC reaquecida com a segunda camada [47].	46
Figura 2.15 - Transição das regiões da ZAC relacionada com o diagrama ferro-carbono [48].	46
Figura 2.16 - Diagrama de Graville adotado pela AWS para definir o procedimento de soldagem a ser utilizado para evitar ocorrência de fragilização por hidrogênio, adaptado de [51]	49

Figura 2.17 – Representação esquemática do modelo de fonte de calor instantânea [63]	52
Figura 2.18 – Determinação das isotermas de uma fonte de calor puntiforme instantânea, adaptado de [63]	53
Figura 2.19 – Distribuição de temperaturas entorno da fonte de calor, adaptado de [65]	54
Figura 2.20 – Determinação do estado quase-estacionário a partir da estabilização da curva das temperaturas máximas [66]	55
Figura 2.21 – Esquema do sistema de coordenados fixas e móveis [67]	55
Figura 2.22 - Representação esquemática da distribuição de temperatura em uma chapa com regime de fluxo de calor tridimensional	58
Figura 2.23 - Modelo de fonte linear em chapa fina [66]	59
Figura 2.24 - Representação esquemática da distribuição de temperatura	60
Figura 2.25 - Fonte real e fontes imaginárias espelhadas simetricamente para modelagem da condição de chapa intermediária adaptado de [63]	61
Figura 2.26 - Representação esquemática da distribuição de temperatura em uma chapa com regime de fluxo de calor intermediário	62
Figura 2.27 - Representação esquemática do fluxo de chapa grossa e chapa fina [68]	63
Figura 2.28 - Modelo de disco proposto por Pavelic [72]	65
Figura 2.29 - Representação do modelo duplo-elipsoide com seus respectivos parâmetros dimensionais adaptado de [74]	66
Figura 2.30 - Curvas do hCONV . variando com a temperatura utilizadas pelo autores [80–82]	68
Figura 2.31 – Esquema das regiões de um jato colidente [93]	72
Figura 2.32 – Multijatos colidentes confinados [95]	73
Figura 2.33 – Vista superior da Interação entre os jatos colidentes [96]	73
Figura 2.34 – Regiões de um único jatos colidente [97]	74
Figura 2.35 – Resultado típico do software Battelle a partir de dados experimentais [99]	75
Figura 2.36 - Ilustração da malha das juntas disponíveis no software <i>Thermal Analysis Model for Hot Tap Welding</i> [43]	76
Figura 2.37 – Aba de entrada de dados do duto e tipo de junta [99]	77
Figura 2.38 – Aba de entrada das características do fluido transportado [99]	77

Figura 2.39 – Valor de dureza critico <i>versus</i> $CE_{I\dot{W}}$ e nível de hidrogênio difusível [35]	78
Figura 2.40 – Curva de entrada para determinar a energia de soldagem[99]	79
Figura 2.41 – Medição da capacidade de extração de calor [102]	79
Figura 2.42 – Medidas da capacidade de extração e calor [102]	80
Figura 2.43 – Infográfico com os ambientes de desenvolvimento do solver Sysweld®	81
Figura 2.44 - Amostra do material utilizado na parte Experimental, adaptado de [108]	82
Figura 2.45 - Modelo simulado utilizando Métodos dos Elementos Finitos, adaptado de [108]	82
Figura 2.46 - Campos de temperatura simulados, adaptado de [108]	83
Figura 2.47 - Arranjo Box–Behnken [118]	88
Figura 4.1 – Projeto do sistema de circulação de água responsável pelo resfriamento do corpo de prova.	91
Figura 4.2 - Etapa de fabricação do reservatório para o sistema de resfriamento	91
Figura 4.3 – Linhas de fluxo e formação da bolha sob a placa de acrílico	92
Figura 4.4 – Posicionamento das mangueiras “suspiros” para direcionar a saída de ar e evitar formação de bolhas	93
Figura 4.5 – Montagem do aparato necessário para realização da soldagem: 1 – Sistema de circulação, 2 – Corpo de prova fixado , 3 – Pistola, 4 – termopares soldados na face em contato com a água, 5 – Deslocador linear, 6 – Sistema de aquisição de dados.	94
Figura 4.6 – Cordões sobre chapa e suas devidas condições de resfriamento	94
Figura 4.7 – Malha dos corpos de provas modelados, com refinamento nas regiões próximas a fonte de calor (área de interesse)	95
Figura 4.8 – Ambiente do <i>VisualWeld</i> ® para configuração das condições de troca térmica entre o corpo de prova e o meio ambiente	96
Figura 4.9 – Representação esquemática da junta soldada.	97
Figura 4.10 – Montagem do sistema de jato d’água, responsável pelo resfriamento da chapa durante a soldagem.	98
Figura 4.11 – Posicionamento do chuveiro sob a junta a ser soldada, camada limite e incidência dos jatos sobre placa de acrílico	98
Figura 4.12 – Disposição dos passes e posicionamento do termopar.	99

Figura 4.13 – Passes soldados do trecho da calha resfriada ao ar.....	99
Figura 4.14 – Modelo tridimensional do corpo de prova com geração de malha	100
Figura 4.15 – Instrumentos de medição da capacidade de extração de calor	101
Figura 4.16 – Esquema de aquecimento da chapa para o ensaio de extração de calor com termopar tipo K soldado na borda do círculo com $\varnothing$ 50 mm.....	102
Figura 4.17 – Área circular de incidência dos jatos colidentes	103
Figura 4.18 – Curva de vazão x pressão dos modelos de chuveiros	104
Figura 4.19 – Projeto de fabricação do dispositivo de resfriamento utilizando jatos colidentes	104
Figura 4.20- Montagem do sistema de resfriamento no reservatório de água.	105
Figura 4.21 – incidência dos jatos colidentes sobre a superfície de chapa acrílica.	105
Figura 4.22 – Dispositivo de circulação para resfriamento forçado com água	106
Figura 4.23 – Aparato experimental para realização dos experimentos exploratórios	108
Figura 4.24 – Disposição dos termopares na chapa a ser soldada.....	109
Figura 4.25 – Inclinômetro para medição do ângulo da pistola e medição do DBCP	109
Figura 4.26 – Posicionamento da chapa a ser soldada e a incidência dos jatos colidentes na região de resfriamento. a) Incidência dos jatos colidentes. b) Posição da chapa em relação ao sistema de resfriamento. c) Montagem da chapa com os termopares.	110
Figura 4.27 – Chapas na espessura original de 16,5 mm e chapas usinadas com espessuras reduzidas, a) Seção do tubo de 40"; b) Chapas retiradas da seção; c) Chapas usinadas com redução da espessura.....	111
Figura 4.28 - Ensaio exploratório para determinação dos níveis – a) – Cordões soldados; b) – Aparato experimental e c) – Parâmetros regulados no painel do equipamento de soldagem	112
Figura 4.29 - Ensaio para garantir a repetibilidade do deslocador linear	113
Figura 4.30 - Características dimensionais medidas do cordão de solda	116
Figura 4.31 - Aparato experimental	116
Figura 4.32 - Sistema SAP® de aquisição de parâmetros de soldagem, a) Sistema SAP® de aquisição de dados, b) Interface de aquisição do sistema SAP® e c) Chapa soldada.....	117

Figura 4.33 - Desenho esquemático da chapa a ser soldada com a posição de cada termopar.....	118
Figura 4.34 - Nomenclatura para identificação das amostras soldadas	119
Figura 4.35 – Seleção da área para medição de dureza, a) – Região selecionada e malha gerada com as impressões e b) – Distribuição das endentações em relação as coordenadas X e Y	121
Figura 4.36 - Construção das malhas no VisualMesh® a partir dos arquivos importados do Autocad®	122
Figura 4.37 - Malha gerada no Visual-Mesh® com detalhe de maior refino na região da ZAC	122
Figura 4.38 - Análise de sensibilidade de malha para as simulações	123
Figura 4.39 - Ambiente de entrada dos parâmetros de soldagem na interface <i>Welding Advisor</i>	124
Figura 5.1 – Macrografia dos cordões resfriados ao ar e com água na superfície oposta ao arco	125
Figura 5.2 – Mapas de impressões de microdureza.....	126
Figura 5.3 - Ciclos térmicos simulados e experimentais para condição de resfriamento ao ar e forçado com água	127
Figura 5.4 – Curvas dos coeficientes de transferência de calor em função da temperatura.....	127
Figura 5.5 – Macrografias das juntas resfriada ao ar e com resfriamento forçado com água	128
Figura 5.6 – Ciclos térmicos experimentais obtidos na junta resfriada ao ar e com resfriamento forçado com água.....	129
Figura 5.7 - Comparação entre os ciclos térmicos experimentais e simulados.....	129
Figura 5.8 – Distribuição de temperaturas nas superfícies superior e inferior da junta soldada.....	130
Figura 5.9 – Impressões de microdureza das juntas resfriadas ao ar e com resfriamento forçado com água.....	130
Figura 5.10 – Apresentação dos resultados típicos para cada instrumento de medição	131
Figura 5.11 - Tempos de resfriamento entre 250 °C e 100 °C, para diferentes condições de retirada de calor	132

Figura 5.12 - Distribuição de temperaturas na superfície superior da chapa com resfriamento forçado na superfície oposta	133
Figura 5.13 - Macrografias dos corpos de prova resfriados ao ar livre e com resfriamento forçado com água.....	134
Figura 5.14 - Comparativo de microdureza máxima.....	135
Figura 5.15. Mapa de microdureza dos corpos de prova para as condições de resfriamento ao ar e com resfriamento forçado com água	136
Figura 5.16 – Impressões de microdureza sobre a macrografia. a) -Endentações água e b) - Endentações ar	136
Figura 5.17 - Gráfico dos ciclos térmicos na posição empurrando.....	137
Figura 5.18. Gráfico dos ciclos térmicos na posição neutro	138
Figura 5.19. Gráfico dos ciclos térmicos na posição puxando	Erro! Indicador não definido.
Figura 5.20 - Comparativos de temperaturas máximas na face oposta.	139
Figura 5.21 - Posicionamento dos termopares e repartição térmica do primeiro passe com resfriamento forçado com água	140
Figura 5.22 - Ciclos térmicos e repartição térmica do segundo passe resfriado ao ar e com resfriamento forçado com água.	140
Figura 5.23 - Efeitos principais dos fatores sobre a penetração do cordão.....	147
Figura 5.24 - Efeitos principais dos fatores sobre o reforço do cordão	148
Figura 5.25 - Principais efeitos dos fatores sobre a largura do cordão	149
Figura 5.26 - Principais efeitos dos fatores sobre a largura do cordão	149
Figura 5.27 - Principais efeitos dos fatores sobre a temperatura máxima na superfície oposta	150
Figura 5.28 - Resultado da interação entre a espessura da chapa e a velocidade de soldagem sobre a penetração, $P_d=3,75\text{ W}$	151
Figura 5.29 – Resultado da interação entre velocidade de soldagem e potência disponível sobre o reforço, $e=6,4\text{ mm}$	151
Figura 5.30- Resultado da interação entre potência disponível e velocidade de soldagem sobre a largura do cordão, $e=6,4\text{ mm}$	152
Figura 5.31 - Resultado da interação entre a espessura da chapa e a velocidade de soldagem sobre a diluição, $P_d= 3,75\text{ W}$	153
Figura 5.32 - Resultado da interação entre a espessura e a velocidade de soldagem sobre a temperatura máxima na superfície oposta da chapa, $P_d= 3,75\text{ W}$	153

Figura 5.33 - Mapa de microdureza da amostra AM-01: a) Amostra AM-01-01 e b) Amostra AM-01-02.	154
Figura 5.34 - Mapa de microdureza da amostra AM-02: a) Amostra AM-02-01 e b) Amostra AM-02-02.	155
Figura 5.35 - Mapa de microdureza da amostra AM-03: a) Amostra AM-03-01 e b) Amostra AM-03-02.	155
Figura 5.36 - Mapa de microdureza da amostra AM-04: a) Amostra AM-04-01 e b) Amostra AM-04-02.	156
Figura 5.37 - Mapa de microdureza da amostra AM-05: a) Amostra AM-05-01 e b) Amostra AM-05-02.	156
Figura 5.38 - Mapa de microdureza da amostra AM-06: a) Amostra AM-06-01 e b) Amostra AM-06-02.	157
Figura 5.39 - Mapa de microdureza da amostra AM-07: a) Amostra AM-07-01 e b) Amostra AM-07-02.	157
Figura 5.40 - Mapa de microdureza da amostra AM-08: a) Amostra AM-08-01 e b) Amostra AM-08-02.	158
Figura 5.41 - Mapa de microdureza da amostra AM-09: a) Amostra AM-09-01 e b) Amostra AM-09-02.	158
Figura 5.42 - Mapa de microdureza da amostra AM-10: a) Amostra AM-10-01 e b) Amostra AM-10-02.	159
Figura 5.43 - Mapa de microdureza da amostra AM-11: a) Amostra AM-11-01 e b) Amostra AM-11-02.	160
Figura 5.44 - Mapa de microdureza da amostra AM-12: a) Amostra AM-12-01 e b) Amostra AM-12-02.	160
Figura 5.45 - Mapa de microdureza da amostra AM-13: a) Amostra AM-13-01 e b) Amostra AM-13-02.	161
Figura 5.46- Mapa de microdureza da amostra AM-14: a) Amostra AM-14-01 e b) Amostra AM-14-02.	162
Figura 5.47 - Mapa de microdureza da amostra AM-15: a) Amostra AM-15-01 e b) Amostra AM-15-02.	162
Figura 5.48 – Durezas máximas na ZAC das amostras soldadas e a influência do passe seguinte sobre o anterior.	163
Figura 5.49 – Simulação numérica da amostra AM-01-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)	164

Figura 5.50 - Simulação numérica da amostra AM-02-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)	165
Figura 5.51 - Simulação numérica da amostra AM-03-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)	165
Figura 5.52 - Simulação numérica da amostra AM-04-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)	166
Figura 5.53 - Simulação numérica da amostra AM-05-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)	167
Figura 5.54 - Simulação numérica da amostra AM-06-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)	167
Figura 5.55 - Simulação numérica da amostra AM-07-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)	168
Figura 5.56 - Simulação numérica da amostra AM-08-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)	168
Figura 5.57 - Simulação numérica da amostra AM-09-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)	169
Figura 5.58 - Simulação numérica da amostra AM-10-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)	169
Figura 5.59 - Simulação numérica da amostra AM-11-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)	170
Figura 5.60 - Simulação numérica da amostra AM-12-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)	171
Figura 5.61 - Simulação numérica da amostra AM-13-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)	171
Figura 5.62 - Simulação numérica da amostra AM-14-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)	172
Figura 5.63 - Simulação numérica da amostra AM-15-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)	172
Figura 5.64 - Coeficiente de transferência de calor por convecção e os respectivos erros relativos entre os tempos de resfriamento $\Delta t_{250-100\text{ }^{\circ}\text{C}}$	173

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1- Relação de acidentes envolvendo tubulações de petróleo e gás ocorridos no estado de São Paulo [7]	26
Tabela 2.1 - Tensão requerida para PSL 2 [51]	47
Tabela 2.2 – Etapas da utilização da metodologia ANOVA	87
Tabela 4.1 - Composição química dos metais de base e consumível.....	90
Tabela 4.2 – Parâmetros de soldagem utilizados no experimento.	93
Tabela 4.3 – Composição química do aço API 5L X80	97
Tabela 4.4 – Parâmetros de soldagem utilizados no ensaio	100
Tabela 4.5 – Dimensões das poças de fusão.....	101
Tabela 4.6 - Composição química dos metais de base e consumível.....	107
Tabela 4.7 – Propriedades mecânicas dos metais de base e consumível.	107
Tabela 4.8 - Parâmetros de soldagem para cada condição de resfriamento.	108
Tabela 4.9 - Fatores utilizados no projeto de experimentos.....	112
Tabela 4.10 - Verificação do deslocador linear	113
Tabela 4.11 – Fatores e níveis a serem utilizados no estudo.....	114
Tabela 4.12 - Fatores e níveis utilizados no estudo	114
Tabela 4.13 - Parâmetros mantidos fixos para os ensaios.....	115
Tabela 4.14 - Sequência de ensaios para as soldagens do primeiro cordão de solda.	119
Tabela 4.15 - Sequência aleatória de soldagens do segundo cordão de solda.	120
Tabela 5.1 – Matriz dos experimentos e resultados das medições das respostas..	141
Tabela 5.2 – Coeficientes estimados utilizando a análise de regressão para cada resposta	142
Tabela 5.3 - Modelos quadráticos completos	143
Tabela 5.4 - Análise de variância dos modelos empíricos completos	144
Tabela 5.5 - Modelos reduzidos	145
Tabela 5.6 - Efeito comparativo entre os ajustes dos modelos completos e reduzidos	145
Tabela 5.7. Comparação da falta de ajuste entre os modelos completos e reduzidos	146
Tabela 5.8 - Análise de resíduos.....	146

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO E JUSTIFICATIVA.....	22
1.1	Desafios na pesquisa da soldagem em operação.....	29
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	30
2.1	Soldagem em operação	30
2.2	Integridade de dutos.....	33
2.3	Principais implicações na soldagem em operação.....	35
2.3.1	Perfuração (<i>Burnthrough</i>)	35
2.3.2	Trinca induzida por Hidrogênio (TIH).....	37
2.4	Métodos de Reparo de Soldagem em operação.....	38
2.4.1	Trepanação	38
2.4.2	Dupla-calha	40
2.4.3	Reparo por deposição de solda.....	42
2.4.4	Passe de reaquecimento – (<i>Temper bead</i>)	45
2.4.5	Aços Alta Resistencia Baixa Liga (ARBL) para tubulações	47
2.4.6	Soldabilidade	48
2.4.7	Cálculo da Potência disponível do Arco Elétrico	49
2.5	Transferência de energia na forma de calor na soldagem	51
2.6	Modelos analíticos Clássicos	51
2.6.1	Modelo puntiforme de fonte de calor e o estado quase-estacionário.....	52
2.6.2	Modelo de fluxo de calor em chapa grossa (Chapa 3D).....	57
2.6.3	Modelo de fluxo de calor em chapa fina (Chapa 2D).....	58
2.6.4	Modelo de fluxo de calor em chapa intermediária (Chapa 2,5D).....	60
2.7	Espessura relativa e Equações de taxa de resfriamento	62
2.8	Modelos numéricos	64
2.9	Condições de contorno térmicas.....	66

2.10	Regime de Escoamento.....	69
2.11	Relações empíricas para escoamentos em dutos.	70
2.12	Princípio dos Jatos colidentes aplicados a extração de energia via calor.....	72
2.13	Programa computacional para simulação de soldagem em operação desenvolvido pelo Instituto Battelle.....	74
2.14	Programa para simulação numérica da soldagem em operação (Pipeline Research Council International, Inc - PRCI)	76
2.15	Método de Extração de Calor – EWI.....	79
2.16	<i>Software Sysweld®</i>	80
2.17	Projeto de Experimentos.....	83
2.18	Planejamento de experimentos fatoriais	84
2.19	Metodologia Superfície de Resposta	85
2.20	Análise de variância.....	86
2.21	Projeto de experimentos Box-Behnken.....	87
3	OBJETIVO	89
4	MATERIAIS E MÉTODOS	90
4.1	Experimento 1 – Soldagem com o dispositivo fechado.....	90
4.2	Experimento 1 - Simulação computacional	95
4.3	Experimento 2 - Soldagem dupla-calha com resfriamento utilizando jatos colidentes.....	96
4.4	Experimento 2 – Simulação computacional	100
4.5	Estudo da condição de aquecimento e resfriamento (Capacidade de extração de calor – Método do EWI)	101
4.6	Construção do dispositivo para resfriamento através dos jatos colidentes com geometria retangular	103
4.7	Experimentos preliminares e exploratórios	106
4.8	Projeto de Experimentos	110
4.9	Determinação dos fatores e níveis aplicados aos ao projeto experimental.....	111

4.10	Determinação das respostas de interesse	115
4.11	Bancada Experimental e realização dos experimentos	116
4.12	Realização dos ensaios	118
4.13	Análise metalográfica e medições de dureza.....	120
4.14	Simulação numérica do processo de soldagem em operação.....	122
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES	125
5.1	Resultados 1 -	125
5.1.1	Soldagem com o dispositivo fechado	125
5.2	Resultados 2 – Soldagem dupla-calha com resfriamento utilizando jatos colidentes.....	128
5.3	Resultados 3 – Estudo da condição de aquecimento e resfriamento (Capacidade de extração de calor – Método do EWI).....	130
5.4	Resultados 4 – Validação do sistema de resfriamento com jatos colidentes e Ensaio Exploratórios	133
5.5	Resultados 5 – Resultados obtidos a partir do projeto de experimentos Box-Behnken.....	141
5.6	Construção dos modelos empíricos	141
5.7	Verificação da adequação e ajuste dos modelos empíricos.....	143
5.8	Análise dos resíduos.....	146
5.9	Influência dos principais efeitos dos fatores sobre a geometria do cordão	147
5.10	Efeito da interação entre os fatores sobre a morfologia do cordão.....	150
5.11	Ensaio de Microdureza Vickers.....	154
5.12	Simulação computacional da soldagem em operação.....	164
6	CONCLUSÕES	174
	SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS	175
7	REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS	176
	Apêndice A: Macrografia das amostras analisadas.....	185

Apêndice B: Panorâmicas das ZACs das amostras para determinação da dureza máxima.....	190
Apêndice C: Análise de variância do fator Potência disponível realizada com o Software OriginLab®.....	193
Apêndice D: Parâmetros utilizados como dados de entrada para simulação numérica do primeiro cordão	194
Apêndice E: Parâmetros utilizados como dados de entrada para simulação numérica do segundo cordão.....	195

1 INTRODUÇÃO E JUSTIFICATIVA

Oleodutos ou gasodutos são consideradas como um dos modos mais práticos e econômicos para o transporte de substâncias perigosas e combustíveis, tais como, petróleo e gás, para os quais o transporte rodoviário ou ferroviário na maioria das vezes é impraticável [1]. Isto deve-se ao efeito combinado de um bom projeto, materiais e práticas operacionais adequadas. Entretanto, como qualquer estrutura de engenharia, as tubulações estão sujeitas a falhas [2].

Shan e Shuai [3], no trabalho de 2017, relatam o levantamento estatístico de acidentes ocorridos na China, mostrando a importância do estabelecimento de critérios, monitoramento (levantamento de dados) e reparo em uma rede dutoviária com crescente expansão nos últimos anos como é o caso deste país.

Na Figura 1.1 são mostrados alguns casos de acidentes recentes.

a) Explosão de gás em Kaohsiung, Taiwan, 08/01/2014 (32 mortos e 321 feridos)

b) Explosão de gás em Beijing, China, 04/10/2016 (um morto e 2 feridos)

c) Explosão de tubulação em Qingdao, China, 11/22/2013 (63 mortos e 156 feridos)

d) Incêndio em tubulação em Xingang, Dalian, 07/16/2010 (2 mortos)

Figura 1.1-Acidentes recentes ocorridos na China [3]

Neste estudo, os autores apresentam uma comparação entre as causas e frequência de falhas entre os Estados Unidos (*Department of Transportation Pipeline and Hazardous Materials Safety Administration -PHMSA*), Canadá (*The National Energy Pipeline Board – NEB*), Europa (*The European Gas Pipeline Incident Data Group – EGIG*) e Reino Unido (*The United Kingdom Onshore Pipeline Operators' Association – OKOPA*).

Embora as bases de dados PHMSA, NEB, CONCAWE e EGIG sejam estabelecidas por operadores de dutos em países desenvolvidos, as análises estatísticas de incidentes em oleodutos e gasodutos baseadas na comparação de diferentes bancos de dados de incidentes podem beneficiar a avaliação quantitativa de risco de sistemas de dutos em alguns países em desenvolvimento. Esse banco de dados, pode ser utilizados como entrada de modelos preditivos de acidentes [3].

De acordo com dados do departamento de administração de transporte de materiais perigosos por meio de tubulações dos Estados Unidos, uma tradução livre do inglês *Department of Transportation Pipeline and Hazardous Materials Safety Administration* (PHMSA), entre os 2005 e 2018 o número de acidentes ocorridos foi de 8324 [4].

Baseado em dados do PHMSA, a distribuição de acidentes nos últimos 13 anos pode ser vista na Figura 1.2.

Figura 1.2 – Incidentes com tubulações registrados pelo PHMSA nos últimos treze anos [4]

Entre as principais causas desses acidentes, estão os materiais, juntas soldadas ou falha de equipamentos, danos externos, intervenção externas, construção, manutenção ou escavação e corrosão, respectivamente, como ilustra a Figura 1.3.

Figura 1.3 – Causas raízes dos acidentes com tubulações segundo PHMSA, adaptado de [4]

Segundo o anuário da Agência Nacional do Petróleo (ANP), em 2016 o Brasil possuía 610 dutos em operação destinados a movimentação de petróleo, derivados, gás natural e outros produtos, desta forma somando 19,7 mil km de malha dutoviária [5].

O Brasil ocupada a nona posição de produtores de petróleo, mesmo depois do acréscimo de 3,2 % no volume de óleo produzido, totalizando 2,6 milhões de barris/dia (2,8 % do total mundial). Em primeiro lugar estão os Estados Unidos com (12,4 milhões de barris/dia (13,4 do total mundial) em segundo está a Arábia Saudita com 12,3 milhões de barris/dia (13,4 da produção mundial), seguido por Rússia (12,2 % do total mundial) [5].

Os Estados Unidos possuíam uma malha dutoviária de 1,9 milhões de km em março de 2017, com projeção de ampliarem para 2,1 milhões de km até 2021, deixando claro a intenção de manter-se na primeira posição dos países produtores de petróleo. A china chama a atenção pelo rápido crescimento da sua malha dutoviária possuindo atualmente a maior malha do continente asiático com 86,921 km [6].

Tabela 1.1- Relação de acidentes envolvendo tubulações de petróleo e gás ocorridos no estado de São Paulo [7]

Data	Operação	Local	Causa
1983	Billings II	S.B. do Campo	Corrosão
1984	Vila Socó	Cubatão	Corrosão
1987	Guararema III	Guararema	Ação de terceiros
1998	303/98	S. J. dos Campos	Corrosão
1998	345/98	São Paulo	Não apurada
2000	035/00 – Serra do Mar	Cubatão	Corrosão
2001	Barueri/Tamboré	Barueri	Corrosão
2001	Barueri/GLP	Barueri	Ação de terceiros
2002	182/02	São Paulo	Ação de terceiros
2004	OSBAT – Guaecá	São Sebastião	Corrosão

Esse histórico se encerra no ano de 2004, não sendo possível acessar os casos ocorridos desde 2004 até a presente data. Diante disto nota-se a necessidade iminente a construção de um banco de dados, como ferramentas para predição e prevenção de futuros acidentes.

Nos últimos anos tem ocorridos um fato preocupante em relação a danos realizados por intervenções externas, são roubos de líquidos das tubulações através de perfurações no ano de 2016 foram 73 ocorrências, uma média de 4 por mês, contra 14 em 2015 e apenas 1 em 2014 [8].

Para garantir o transporte eficiente e seguro dos combustíveis através dos dutos, os operadores da rede dutoviária realizam inspeções periódicas. Um dos processos de avaliação envolvem a inspeção “*in line*”. Esta operação utiliza um dispositivo robótico inteligente conhecido como *pipe inspection gauge* ou simplesmente (PIG), conforme apresenta a Figura 1.5 [9].

Figura 1.5 - *Pipe inspection gauge* (PIG), utilizado para inspeção da integridade estrutural do dutos [10].

Através das inspeções as empresas que transportam óleo e gás comumente identificam os defeitos no duto geralmente causados por corrosão externa e interna, vazamentos, mossas, danos de revestimentos, etc., durante o tempo de operação do duto [2].

A manutenção desta rede de dutos é um ponto preocupante para a logística da indústria petrolífera, pois a ocorrência de um sinistro põe em risco o meio ambiente, podendo expor pessoas ao risco de contaminações e enormes transtornos operacionais. Este risco intensifica-se ao levar em consideração as enormes distâncias percorridas pelos dutos, sendo submetidos a ação da movimentação do solo, diversos meios e à ação de terceiros [11].

A técnica mais comum de reparo de dutos baseia-se na substituição do trecho danificado por meio do corte e substituição desta região. Isto essencialmente envolve a interrupção do fornecimento do fluído transportado, o que na maioria das vezes não é viável devido aos prejuízos econômicos envolvidos. Deste modo, o reparo de dutos deve ser executado em condições normais de operação [11].

Dentre as intervenções para manutenção, modificação e ampliação de dutos, a soldagem em operação apresenta-se como uma técnica frequentemente utilizada, pois garante o contínuo fornecimento do fluído, oferecendo uma grande vantagem do ponto de vista econômico e ambiental [12].

Na soldagem em operação, dois fatores requerem especial atenção, em primeiro lugar a capacidade do fluido transportado em remover calor da superfície interna da parede do duto, o que promove um resfriamento acelerado durante a soldagem. Aços com alto carbono equivalente são influenciados por altas taxas de resfriamento, as quais promovem o aumento do valor da dureza possibilitando a ocorrência de trinca induzida por hidrogênio (TIH) na zona afetada pelo calor (ZAC). A perfuração é segundo fator preocupante pois devido ao aquecimento extremamente localizado promovido pelo arco elétrico, este aquecimento resulta na perda de resistência mecânica do aço a ser soldado, assim sendo, a parede do duto pode vir a colapsar sob a pressão interna, uma das formas de estabelecer um critério limite para evitar isto, seria a previsão da temperatura máxima na superfície interna da parede do duto [12].

Diante deste cenário, faz-se necessária uma melhor compreensão sobre os fenômenos físicos envolvidos na soldagem em operação, no sentido de melhor controle das variáveis envolvidas, visando uma maior acurácia dos resultados, para isto o método dos elementos finitos (MEF), vem sendo uma ferramenta largamente utilizada na simulação e análise do modelo térmico e mecânico aplicado à soldagem e em especial na soldagem em operação [13].

A simulação numérica utilizando o MEF aplicado a soldagem em operação, é aplicado para modelar e simular as condições peculiares da soldagem em operação, dentre eles, o campo de temperaturas, a sequência de soldagem, a pressão interna, a capacidade do fluido interno de remover calor da superfície interna da parede do duto e a influência destes fatores sobre a dureza máxima na ZAC, a temperatura máxima na superfície interna do duto, deformações plásticas, tensões residuais, perfuração da parede do duto e a suscetibilidade ao surgimento da trinca induzida pelo hidrogênio, sendo essas duas últimas as duas maiores dificuldades na soldagem em operação [14–17]. Diante deste contexto o pacote computacional Sysweld®, vem ganhando notoriedade ao longo dos anos, por reproduzir e alcançar resultados bastante satisfatórios [17–19].

1.1 Desafios na pesquisa da soldagem em operação

Tendo em vista os fenômenos físicos envolvidos na soldagem em operação, nota-se a preocupação em obter-se melhores parâmetros para resultados de maior acurácia.

Bruce e Amend [20] em seu trabalho de 2013: *Welding on In-service Pipelines: Dispelling Popular Myths and Misconceptions*, chamam a atenção para as duas principais preocupações quanto ao sucesso de uma soldagem em operação, a saber, a suscetibilidade da perfuração total da parede do duto e a probabilidade do surgimento de trinca induzida por hidrogênio.

Diante disto surge a necessidade de maior compreensão dos fenômenos de transferência de calor acoplado com os regimes de escoamento imposto pelo fluido conduzido a fim de obter-se parâmetros de entrada para o modelo preditivo.

Alguns fatores relevantes para obtenção de respostas satisfatórias na análise do processo de soldagem em operação como a partir do tipo de regime de escoamento do fluido se é laminar ou turbulento, tem-se como consequência a necessidade da determinação do coeficiente de transferência de calor por convecção. O estudo da influência da temperatura de entrada no fluido faz-se necessário para avaliar sua influência sobre as taxas de resfriamentos, como também a pressão interna.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Soldagem em operação

Durante as últimas três décadas a instalação de linhas de dutos com a finalidade de conduzir petróleo e gás aumentou drasticamente. Consequentemente, os problemas relacionados a falhas, tem ocorrido com maior frequência, a integridade estrutural da linha de dutos envolve questões econômicas, ambientais e eventualmente o comprometimento de vidas humanas. Portanto, as condições de segurança, a confiabilidade em condições de operação das linhas de dutos devem ser criteriosa e periodicamente avaliadas, pois as mesmas podem ao longo do tempo apresentar diversos defeitos [21].

Uma vez que a necessidade de reparo foi estabelecida, tem-se a disposição diversas técnicas de reparo de dutos em operação, entre elas destacam-se a trepanação (*hot-tapping*) que consiste em uma interligação provisória para troca do trecho danificado, sem que haja interrupção do fornecimento do fluido transportado, outra técnica utilizada é a deposição direta do metal de solda sobre o duto, como uma maneira de restabelecer a espessura da parede do mesmo perdida por meio da ação da corrosão externa ou algum dano local. A técnica de reparo predominante na soldagem em operação é conhecida como dupla-calha, trata-se de duas calhas bipartidas que envolvem o duto através da soldagem circunferencial e longitudinal, protegendo a região danificada conforme mostra a Figura 2.1 [12,22].

Figura 2.1 – Instalação da dupla-calha do tipo B [23]

Os defeitos em dutos estão associados a vários fatores entre eles estão a classe do aço de fabricação do duto, corrosão, condições cíclicas de pressões, interação solo-duto e os campos de tensões. A seguir são apresentadas as principais categorias de defeitos encontrados em dutos:

a) Defeitos de corrosão;

- Corrosão generalizada: Perda de espessura da parede do duto em uma área externa conforme apresenta a Figura 2.1- (a);
- Corrosão por “pite”: Corrosão localizada com grande profundidade apresentada na Figura 2.1 – (b);
- Corrosão sob tensão: Ocorre devido ao efeito combinado da presença de tensões residuais e meios corrosivos;

b) Defeito de origem mecânica;

- Mossa (*Dent*): Depressão na superfície do duto, devido a ação de elemento externo, produzindo deformação plástica da espessura do duto vide Figura 2.1 – (c);
- Cava (*Gouge*): A cava produzirá uma redução local da espessura da seção transversal do duto, portanto, diminuirá a capacidade de resistir à pressão interna, como também será um ponto de concentração de tensão. Quando parte da superfície do material é removida, juntamente é retirada a camada de proteção desta superfície gerando assim em conjunto com as concentrações de tensão, um possível ponto de corrosão [24].
- Trincas Superficiais: Trincas externas é um tipo de defeito que pode ser encontrado em diversas configurações. Pode surgir devido a concentração de tensões em uma determinada área, i.e. inserida, em uma cava, devido a essa concentração de tensões, pode haver a possibilidade de expansão desta trinca e ocasionar sérios danos ao duto [24].

Figura 2.2 – Defeitos típicos em tubulações: (a) - Corrosão da parede externa do duto generalizada, (b) – Corrosão por pite, (c) – Depressão ou cavidade provocada por ação mecânica externa e (d) – Trincas superficiais devido a concentração de tensões [23]

Como a maioria das tubulações estão enterradas, os danos envolvendo movimentação de terra (intervenções externas) e corrosão, são causas raízes de diversos acidentes.

A Figura 2.3 apresenta um acidente em decorrência de uma intervenção externa, colisão de uma pá carregadeira em uma tubulação que conduzia propano líquido.

Portanto, podem ocorrer diversos defeitos de natureza distintas em uma linha de dutos, devido a isso faz necessário inspeções periódicas ao longo do duto, dentre os defeitos acima descritos, os defeitos de corrosão são os responsáveis pela maioria dos acidentes, em seguida, os defeitos mecânicos [2].

Figura 2.3 – Acidente provocado por movimentação de terra [25]

Uma das maneiras de reparo dos dutos com trechos defeituosos é a interrupção do fluxo do fluido conduzido, posteriormente o corte e substituição do segmento onde o defeito foi identificado. Entretanto, o custo é extremamente alto, uma vez que é necessária a interrupção do fornecimento do petróleo ou gás. Portanto, a maioria das empresas, utilizam método de reparo em operação, i.e. sem interrupção da condição de operação, estes métodos são amplamente utilizados na indústria petroquímica, dentre eles a soldagem em operação possui especial destaque [26].

2.2 Integridade de dutos

A integridade de dutos envolve conceitos de prevenção, inspeção e reparo de falhas, também inclui práticas que colaboram com a eficiência e vida útil da tubulação. O gerenciamento da integridade de dutos inclui as etapas de construir, modelar, gerenciar, monitorar e reparar. Tendo início desde o estágio de concepção do projeto e permite que a mitigação de riscos e o desempenho otimizado de longo prazo sejam incorporados ao sistema [27].

Dentro dessa metodologia de programa de gerenciamento da integridade de tubulações é baseada na confiabilidade da seleção de estratégias de manutenção adequadas [28]

Para verificar a resistência remanescente dos dutos atingidos por corrosão, foram desenvolvidas relações semi-empíricas

Existem diversos modelos, no entanto, os mais utilizados são o ASME B31G da *American Society of Mechanical Engineers*, ASME B31G modificado, também conhecido como 085dL, o DNV RP F 101 (*Det Norske Veritas Recommended Practice RP-101 Corroded Pipelines*) e por fim o PCORRC (Battelle). Estes modelos

consideram o aumento do defeito em função da estimativa da taxa de corrosão. A Figura 2.4 apresenta um defeito de corrosão característico na superfície de um duto.

Figura 2.4 - Esquema de perda de espessura da parede do duto, adaptado de [29]

Os modelos empíricos foram baseados na equação NG-18 conhecida como *Surface Flaw Equation*, essa equação foi desenvolvida a partir de um trabalho da NG-18 *Line Pipe Research Committee of the American Gas Association* (AGA). Esta equação apresenta a relação ente a tensão de fluxo no duto sob pressão e o as dimensões da área corroída [9].

$$\sigma_{rup} = \sigma_{flow} \cdot f_R \quad (2.1)$$

Onde σ_{rup} é a tensão de ruptura, σ_{flow} é a tensão de fluxo e f_R é o fator de redução, sendo este determinado a partir da equação...:

$$f_R = \left[\frac{1 - \alpha \cdot \frac{A}{A_0}}{1 - \alpha \cdot \left(\frac{A}{A_0}\right) M^{-1}} \right] \quad (2.2)$$

Onde

$A_0 = L \cdot t$ corresponde a área danificada pela corrosão, $A_0 = L \cdot t$ é a área corroída, L é o comprimento do defeito, d é a profundidade máxima do defeito, M é o fator de dilatação (Fator “Faolias” ou fator “*bulging*”). O fator de dilatação foi criado para levar em consideração deformação em forma de bolha na tensão circunferencial aplicada na região corroída. A tensão circunferencial ou “*hoop stress* (σ)” é obtida a partir de uma relação da pressão interna do duto da seção transversal da parede do duto [9].

2.3 Principais implicações na soldagem em operação

Existem duas principais preocupações ou implicações na realização da soldagem de reparo em tubulações em operação. A primeira delas é a perfuração. O arco elétrico atua como fonte de energia para a poça de fusão, dependendo da intensidade desta energia pode ocorrer uma perfuração da parede do duto, tendo como consequência o vazamento do fluido conduzido, pondo em risco a segurança da equipe [30].

A segunda implicação é a integridade da tubulação após a execução do reparo, uma vez que a taxa de resfriamento para soldagem em operação é extremamente severa, em função da capacidade de extração de calor do fluido conduzido a partir da superfície interna da parede do duto. Portanto, como característica deste efeito é possível o surgimento de uma microestrutura na ZAC suscetível a trinca induzida por hidrogênio [31].

2.3.1 Perfuração (*Burnthrough*)

A perfuração ocorre quando a parede da tubulação possui espessura remanescente sob a poça de fusão incapaz de suportar a pressão interna da tubulação. Quando o aço é exposto a altas temperaturas, tais como as características da soldagem, isto é, uma fonte de calor extremamente concentrada e com elevados gradientes térmicos no entorno da poça de fusão, a resistência mecânica do material nesta região é reduzido [14].

Quando a resistência da espessura não é suficiente para conter a pressão interna, o material fundido na poça de fusão é expelido através da parede do duto gerando um furo no fundo da poça de fusão como mostra a Figura 2.5.

Figura 2.5 - Exemplo típico de perfuração [32]

A ocorrência da perfuração é regida primeiramente pela espessura da parede do duto e pela penetração do cordão de solda. A penetração é função da potência disponível por unidade de comprimento e a capacidade de remoção de calor através da parede do duto pelo fluido transportado. A perfuração não irá ocorrer a temperatura na superfície interna da parede do duto que exceda 982 °C, para eletrodos com baixo teor de hidrogênio. Para parede com 6,4 mm de espessura ou maiores é improvável desde que seja utilizadas práticas normais de soldagem. O risco de perfuração é extremamente remoto independente da pressão interna [33].

A penetração aumenta com a energia de soldagem e com o potencial de hidrogênio do processo de soldagem. Um processo com baixo teor de hidrogênio, tal como o eletrodo revestido usando eletrodo revestido com revestimento básico (isto é, EXX18) juntamente com o baixo nível de energia de soldagem resulta em uma menor penetração. Por outro lado, em processos com alto potencial de hidrogênio tal como o eletrodo celulósico (EXX10) com alto nível de energia de soldagem, resulta em uma maior penetração para um dado nível de energia de soldagem, a penetração aumenta com o aumento da corrente de soldagem [34].

De acordo com Sabapathy *et al.* [15], o aumento da energia de soldagem, pode compensar o resfriamento acelerado infligido pelo fluido transportado, mas isso tem como consequência o aumento de penetração comprometendo a integridade da parede do duto, tendo como consequência direta a perfuração. A determinação de critérios limítrofes de parâmetros operacionais deve ser estabelecida a fim de permitir a execução da soldagem.

2.3.2 Trinca induzida por Hidrogênio (TIH)

Soldagens realizadas em tubulações em operação são particularmente susceptível a trinca induzida por hidrogênio [35]. Devido a severas taxas de resfriamento combinada com altos valor de carbono equivalente dos matérias utilizados nas tubulações tende a resultar em altos valores de dureza na ZAC, indicando uma microestrutura susceptível a trinca [34]. A Figura 2.6 ilustra uma típica trinca induzida por hidrogênio.

Para ocorrer a TIH é necessário que três fatores ocorram simultaneamente, são eles: Hidrogênio na junta soldada, microestrutura susceptível e tensões de tração residuais.

Figura 2.6 – Trinca induzida por hidrogênio [35]

Até certo ponto todo processo de soldagem a arco elétrico introduz hidrogênio no cordão de solda. Hidrogênio pode ter origem na mistura do revestimento do eletrodo, da atmosfera (umidade) ou da superfície do duto (condensação). O hidrogênio também pode ter origem de hidrocarbonatos, graxas, outros contaminantes orgânicos do duto ou consumíveis [31].

O desenvolvimento da microestrutura susceptível a trinca depende da composição química do material a ser soldado, a taxa de resfriamento e qualquer tratamento térmico pós soldagem (i.e., revenimento). Em geral a microestrutura da ZAC de maior dureza é mais susceptível a trinca por hidrogênio. Tais microestrutura

são causadas por aços que possuem alto valor de carbono equivalente e por rápidas taxas de resfriamento.

Valores de dureza limite para essas condições de soldagem é 350 HV. No entanto, para outras aplicações por exemplo, soldagem de materiais de baixo carbono e altos níveis de hidrogênio, é prudente restringir ainda mais os valores de dureza permitindo reduzir o risco de trincas [36].

Ao solidificar e resfriar, o cordão de solda desenvolve tensões residuais de tração que podem ser iguais ao limite de escoamento do material. Essas tensões residuais são resultantes das restrições da junta soldada e tensões impostas pela contração da do cordão de solda durante o resfriamento apenas das tensões residuais serem inevitáveis. É importante tomar medidas apropriadas para assegurar que essas tensões externas sejam minimizadas. Um exemplo disso é o certificar-se que a tubulação esteja devidamente apropriada após a soldagem de modo a evitar aplicas devido ao assentamento no solo [37].

2.4 Métodos de Reparo de Soldagem em operação

A soldagem em operação de dutos é frequentemente utilizada na instalação, ampliação ou reparo de trechos com defeitos. Existem razões econômicas e ambientais para realização de reparos e manutenção de dutos sem retirá-los de operação. Do ponto de vista econômico, a interrupção do fornecimento envolve a perda de receita, além disso é possível vazamento de gases para atmosfera. Sendo o metano conhecido como “gás de efeito estufa”, existem também incentivos ambientais de modo a evitar a liberação desses gases para a atmosfera [38].

Os reparos em dutos podem ser realizados através de uma variedade de métodos, a seguir são apresentados os mais comuns.

2.4.1 Trepanação

- **Troca de trecho do duto (com ou sem parada de fluxo):** o corte e a substituição do trecho danificado são uma opção extrema, porém conservativa e segura, visto que o trecho danificado é substituído por tubo novo. Porém, essa solução possui restrições econômicas, pois necessita da interrupção do fornecimento do fluido conduzido por

exemplo gás. Após a substituição é necessário a inspeção da soldagem circunferencial e não raramente pode ser necessário um teste hidrostático pode ser necessário antes de voltar a operar normalmente[39].

- **Trepanação (*Hot-Tapping*):** Trepanação ou *Hot Tapping* é a técnica que realiza conexões que possuem dispositivos de perfuração de modo a bloquear o fornecimento de fluido entre o trecho danificado, em seguida instala-se uma derivação (*by-pass*), permitindo o contínuo fornecimento do fluido conduzido, sem que seja necessária a despressurização do duto, em seguida é seccionado e substituído o trecho danificado conforme mostra a Figura 2.7. A trepanação também pode ser utilizada para conexão de um novo sistema com um já existente. Muitas vezes durante projetos de expansão, faz necessário o uso desta técnica de forma a não encerrar a operação da linha já existente [9].

Figura 2.7 – Técnica de reparo de trepanação, corte e substituição do trecho danificado do duto [40] .

2.4.2 Dupla-calha

De modo a evitar que uma área sob corrosão ou outros danos possam a vir provocar o rompimento do duto, a área defeituosa deve ser protegida e reforçada para evitar a deformação plástica, uma das técnicas de reparo de dutos são as dupla-calhas, (*full-encirclement repair sleeve*) que consiste em envolver todo o duto com duas calhas bipartidas. Existem dois tipos de dupla-calha a de tipo A e a do tipo B [22].

A calha do tipo A é particularmente interessante, pois pode ser instalado em torno do duto sem que seja necessário a soldagem sobre a superfície do mesmo, este tipo de calha não está apto a suportar grandes pressões e é utilizada apenas em defeitos sem vazamentos, a Figura 2.8 apresenta uma dupla calha tipo A, onde não há contato entre o cordão de solda e o duto.

Figura 2.8 – Instalação de dupla calha do tipo A [41] .

As duas calhas são posicionadas em torno do duto e fixadas através da soldagem de costura longitudinais. Caso as calhas sejam fabricadas a partir das dimensões e materiais do mesmo duto a ser reparado é necessário que as mesmas possuam mais da metade da circunferência do duto, caso contrário, quando as mesmas estiverem sobre o duto haverá um espaço grande para ser preenchido com a soldagem, uma das soluções seria a utilização da tira de sobreposição [37].

Este tipo de calha possui algumas desvantagens entre elas, não é útil para defeitos orientados circunferencialmente, pois não tem nenhum efeito sobre as

tensões longitudinais do duto, não é aplicável a defeitos com vazamento. Por último, ao instalar esse tipo de calha cria-se um espaço anular entre a calha e duto, podendo se configurar como um espaço sem proteção para corrosão, mesmo não tendo registro de relatos provocados por esse problema potencial. Devido a isso, as empresas preferem soldar as extremidades da calha ao duto de forma a evitar a corrosão, configurando neste caso um dupla-calha do tipo B [37].

Figura 2.9 – Instalação de dupla calha do tipo B, adaptado de [37]

Uma dupla calha do Tipo B deve ser projetada para o mesmo padrão que o tubo de suporte. Isto significa geralmente que a espessura de parede da calha será igual ao do duto reparado, e que o grau do material de calha será também igual ao do tubo de transporte. É aceitável a utilização de uma calha que possui uma maior ou menor espessura que o duto de transporte ou de maior ou menor resistência ao escoamento, desde que a capacidade de transporte sob pressão da calha seja pelo menos igual ao do duto de transporte [37].

O tipo B de dupla calha possui suas extremidades soldadas ao duto através de solda de filete configurando uma junta sobreposta. A instalação deste tipo de calha é mostrada na Figura 2.10. Uma vez q suas extremidades são soldadas ao duto, este tipo de técnica pode ser utilizado para sanar defeitos com vazamentos e defeitos com orientação circunferencial.

Figura 2.10 – Duto reparado utilizando a técnica da dupla-calha do tipo B [42]

Esse tipo de calha deve ser projetado com a mesma espessura, grau do material do duto, no entanto, também por ser aceito a utilização de uma calha com espessura maior ou menor que a duto, ou com limite de resistência menor, desde que a capacidade de resistir à pressão seja a mesma do duto.

A exemplo do tipo A o diâmetro da calha, precisa ser ligeiramente maior que o do duto, de modo a permite o encaixe sobre o duto. Geralmente, este detalhe é ignorado no projeto da calha, outro fato importante é a qualidade da solda de filete, pois uma vez que está é feita sobre o duto em operação, o conteúdo transportado impõe uma severa taxa de resfriamento durante a soldagem, que está diretamente ligado a capacidade de retirar calor que o fluido transportado possui. A inspeção após a soldagem deve ser garantir a integridade da soldagem, geralmente esta inspeção é feito através do ensaio de partículas magnéticas (MPI), inspeção com líquido penetrante (LPI) ou inspeção através de ultrassom [37].

2.4.3 Reparo por deposição de solda

O reparo por deposição de solda (RDS), do inglês (*Weld deposition repair*), pode ser aplicado para reconstruir a parede do duto após perda de material por meio da corrosão ou esmerilhamento. A RDS é uma alternativa interessante a técnica da dupla-calha em trechos do duto curvados ou com conexões. Além disso, possui um custo e tempo menores de instalação quando comparado com a técnica dupla-calha [39].

Figura 2.11 – Reparo por deposição de solda [33]

Trabalhos anteriores indicam que esta técnica de reparo possui capacidade de restaurar a resistência mecânica da tubulação a resistência a ciclos de pressão para uma gama de ranges para diversas aplicações. É atrativo pois é direto relativamente barato para executar e não necessita de materiais adicionais além do próprio consumível [34].

Também pode ser utilizado para reparar seções de parede com perda de espessura interna. Após da realização do reparo é necessário fazer a limpeza da área sob corrosão. Para realização do reparo, inicial realiza-se um cordão de solda que definirá o limite ou perímetro do qual nenhum cordão subsequente poderá ultrapassar. Isso evita que qualquer zona afetada pelo calor não reaquecida ultrapasse esse perímetro [43].

Após a conclusão da primeira camada (descrita abaixo), o esmerilhamento é realizado com o objetivo de produzir uma “unha” com aproximadamente (1-2 mm) conforme a Figura 2.12. Após este procedimento é realizada um segundo passe de perímetro antes de depositar a segunda camada. O segundo passe de perímetro destina-se reaquecer a ZAC do passe de perímetro anterior esmerilhado [44].

A primeira camada de passes de enchimento deve ser executada utilizando os limites de entrada de calor estabelecidos a fim de evitar a perfuração. Se a espessura remanescente for menor que 6,4 mm, a primeira camada tem que ser depositada utilizando eletrodos de baixo hidrogênio com 2,4 mm de diâmetro ou menos. Caso a espessura da parede do tudo seja menor que 4,8 mm, a primeira camada deve ser executada na direção circunferencial.

O esmerilhamento da primeira camada é utilizado apenas para uniformizar as alturas irregulares dos passes. Valores de entrada de calor da segunda camada são mais altos com o objetivo de reaquecer a ZAC da camada anterior

A técnica mais eficaz para fazer reparos de deposição de solda foi encontrada como uma série de soldas de perímetro que são seguidas por camadas de passagens consecutivas de preenchimento paralelas [34].

Figura 2.12 – Sequência de passes para reparo por simples deposição [34]

Reparos com várias camadas resultam em uma quantidade maior de camadas reaquecidas. O número de camadas em excesso deve ser evitado, no entanto vai depender da profundidade do reparo. As camadas devem ser executadas até total restabelecimento da espessura da parede do tubo.

Em casos que são utilizados apenas para atende ao critério RSTRENG (reparos parciais) e não completamente a área degradada. Esses reparos parciais (Figura 2.13) concentraram o estresse não apenas fornecendo uma área de seção transversal menor, mas também causando tensões de flexão adicionais na área mais fina. Estes resultados indicam que os reparos parciais não são apropriados para aplicações de alto ciclo (por exemplo, um oleoduto de petróleo líquido que alimenta uma refinaria [34].

Figura 2.13 – Reparo incompleto, fonte de tensão residual [34]

2.4.4 Passe de reaquecimento – (*Temper bead*)

O reparo por deposição de solda pode ser estudado pela técnica do passe de reaquecimento. O passe de reaquecimento (*Temper Bead*), foi desenvolvido originalmente com alternativa ao tratamento térmico pós soldagem, do inglês *Posto Weld Heat Treatment* (PWHT), especificado por projeto, normas, a fim de reduzir a dureza na ZAC. É uma técnica de reparo utilizada em grandes estruturas com o objetivo de reduzir o grão grosseiro da ZAC do metal de base, por meio do posicionamento relativo e controle de entrada de calor. No entanto, para esta técnica não é possível fazer o alívio de tensões residuais de tração [45].

A *American Society of Mechanical Engineers* (ASME) [46] define o passe de reaquecimento como:

Um cordão de solda posicionado em um lugar específico sobre outro cordão ou com o objetivo de alterar as propriedades mecânicas da zona afetada pelo calor ou do metal de solda depositado anteriormente.

Em uma soldagem de passe único, o cordão é geralmente dividido em três partes principais, a zona fundida (ZF), Zona de ligação (ZL), a zona afetada pelo calor (ZAC), que por sua vez é subdividida em ZAC de grão grosseiro (ZAC-GG), ZAC de refino de grão (ZAC-RG), ZAC intercrítica (ZAC-IC) e ZAC subcrítica (ZAC-SC), como pode ser visto na Figura 2.14. A Figura 2.14b, apresenta duas camadas, a primeira camada sendo reaquecida pela segunda, proporcionando refino de grão. A norma ASME [46], recomenda de 30 a 70% de aumento de energia de soldagem sobre a mesma energia da primeira camada, também recomenda uma sobreposição de 50% [47].

Figura 2.14 – Regiões da ZAC reauecida com a segunda camada [47].

O objetivo da deposição do passe de reauecimento, então, é afetar as propriedades da ZAC ou do cordão anterior.

A Figura 2.15, mostra um segmento do diagrama de fases de equilíbrio ferro-carbono e no diagrama que marca os pontos de transição na ZAC. Mantendo isso simples, qualquer região da ZAC que é aquecida acima da temperatura de transformação mais baixa (A1) está sujeita a mudanças na microestrutura e propriedades após o resfriamento.

Figura 2.15 - Transição das regiões da ZAC relacionada com o diagrama ferro-carbono [48].

Essas mudanças podem variar de mínimas para um aço com baixo teor de carbono resfriado lentamente até o extremo endurecimento a para um aço carbono contendo cromo, molibdênio ou vanádio. Os fatores que determinam exatamente quais microestruturas existem na ZAC depois que um cordão de solda é depositado

dependem principalmente de dois fatores: A análise química da metal base e a taxa de resfriamento [48].

Asadi *et al.* [49], desenvolveu um modelo de predição de microestrutura e dureza para otimizar o passe de reaquecimento em aços carbonos. Apresentou a interação entre a alteração na microdureza com a variação da velocidade de soldagem, isto é, para valores altos de velocidade de soldagem, obteve altos valores de dureza na ZAC. Os resultados simulados tiveram boa aderência com os resultados medidos.

Um dos desafios da técnica passe de reaquecimento é o controle sobre a entrada de calor, Mohr *et al.* [50], não conseguiram alcançar valor de dureza requerido em função do alto valor da entrada de calor, soldaram uma junta de filete e comparação com simulação numérica.

2.4.5 Aços Alta Resistência Baixa Liga (ARBL) para tubulações

Os aços alta resistência baixa liga (ARBL) utilizados na fabricação de tubulações na indústria de petróleo são classificados de acordo com a norma API (*American Petroleum Institute*), quanto a aplicação, composição química e resistência mecânica. Os aços utilizados restritamente para fabricação de tubos para linhas de transmissão, são classificados API 5L (*Specification for Line Pipe Steel*). Para a classe API 5L, no aço API 5L X80, os dois últimos dígitos após a letra X determinam o limite de escoamento mínimo do material igual a 550 MPa (80 ksi). As propriedades mecânicas dos aços ARBL podem ser verificadas na Tabela 2.1 [51].

Tabela 2.1 - Tensão requerida para PSL 2 [51]

	Resistência ao Escoamento Mínimo		Resistência ao Escoamento Máximo		Resistência à Tração Mínima		Resistência à tração Máxima		Alongamento Mínimo 2" %
Grau	Ksi	MPa	Ksi	MPa	Ksi	MPa	Ksi	MPa	A
B	35	241	65	448	60	414	110	758	A
X42	42	290	72	496	60	414	110	758	A
X46	46	317	76	524	63	434	110	758	A
X52	52	359	77	531	66	455	110	758	A
X56	56	386	79	544	71	490	110	758	A
X60	60	414	82	561	75	517	110	758	A
X65	65	448	87	600	77	531	110	758	A
X70	70	483	90	621	82	565	110	758	A
X80	80	552	100	690	90	621	120	827	A

2.4.6 Soldabilidade

A soldabilidade de um material pode ser definida como “a capacidade que este mesmo material possui de ser soldado sob as condições impostas pelos códigos enormes de fabricação para uma estrutura específica e de forma aceitável e com desempenho satisfatório nos serviços pretendidos [52].

Um dos critérios para avaliação da soldabilidade de um aço pode ser determinado através da equação do carbono equivalente (CE), pois esta indica o efeito da composição química do aço em formar martensita, quando em conjunto com informações como processo de soldagem, energia de soldagem, espessura de parede do tubo e taxa de resfriamento podem prever condições de soldagem que resultem em uma microestrutura que não esteja sujeita à fragilização por hidrogênio [51].

A equação mais utilizada para determinação do CE é a fornecida pelo IIW (*International Institute of Welding*). O CE_{IIW} pode ser determinado através da Equação (2.3).

$$CE_{IIW} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{(Cr + Mo + V)}{5} + \frac{(Ni + Cu)}{15} \quad (2.3)$$

Em aços mais antigos como os fabricados antes dos processos termomecanicamente controlados, com percentuais de carbono entre 0,15 e 0,30% o CE_{IIW} é o mais eficiente em avaliar a soldabilidade destes aços. Atualmente por recomendação da AWS, o P_{cm} é o mais utilizado por levar em consideração mais os efeitos do C do que dos outros elementos, por isso sua utilização bastante acentuada em aços modernos [51].

$$P_{cm} = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn}{20} + \frac{Cu}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Cr}{20} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + 5B \quad (2.4)$$

O diagrama adotado pela AWS para seleção do procedimento de soldagem é apresentado na Figura 2.16. A região da zona 1 possui boa soldabilidade, não é propensa a trincas a frio, a não ser que envolva alto teor de hidrogênio, aços localizados na zona 2 possuem média soldabilidade, são mais propensos a trincas a frio, já os da zona 3 possuem alta temperabilidade, tendo assim consequentemente alta susceptibilidade a fragilização por hidrogênio.

Figura 2.16 - Diagrama de Graville adotado pela AWS para definir o procedimento de soldagem a ser utilizado para evitar ocorrência de fragilização por hidrogênio, adaptado de [51]

2.4.7 Cálculo da Potência disponível do Arco Elétrico

A maioria dos profissionais da área de soldagem utiliza valores para cálculo da potência do arco a partir de valores obtidos no painel do equipamento de soldagem, sem prévio conhecimento da metodologia adotada para determinação destes valores [53].

Na soldagem em operação o controle rigoroso dos parâmetros de soldagem é de fundamental importância para a segurança e qualidade durante a execução da operação do reparo, para isso, é necessário pleno conhecimento da confiabilidade dos dados de processo, principalmente a potência do arco elétrico, fator de suma importância para o cálculo da energia de soldagem [54].

Para o cálculo da energia de soldagem, primeiramente é necessário a determinação da potência do arco utilizada no processo, de maneira que o valor utilizado seja o mais acurado possível e assim evitar possíveis erros.

O método da Potência Média Aritmética é o mais comumente utilizado, no qual a potência é o produto dos valores de tensão média e corrente média, de acordo com a Equação (2.5).

$$P_{méd.} = I_{méd.} U_{méd.} \quad (2.5)$$

Onde:

$$I_{méd.} = \frac{\sum_{i=1}^n I_i}{n} \quad (2.6)$$

$$U_{méd.} = \frac{\sum_{i=1}^n U_i}{n} \quad (2.7)$$

O próximo método Potência Eficaz (P_{RMS}), no qual a potência é calculada através do produto da média dos valores *RMS* dos valores de tensão e corrente, de acordo com a Equação (2.8).

$$P_{RMS} = I_{RMS} U_{RMS} \quad (2.8)$$

Onde:

$$I_{RMS} = \left(\sum_{i=1}^n \frac{I_i^2}{n} \right)^{1/2} \quad (2.9)$$

$$U_{RMS} = \left(\sum_{i=1}^n \frac{U_i^2}{n} \right)^{1/2} \quad (2.10)$$

$$I_{RMS} = \left(\sum_{i=1}^n \frac{U_i^2}{n} \right)^{1/2} \quad (2.11)$$

A potência Instantânea média (P_{int}), é produto entre os valores de corrente e de tensão instantâneos medidos e n o número de medições e pode ser determinada segundo a Equação (2.12).

$$P_{int} = \sum_{i=1}^n \frac{I_{int} U_{inst}}{n} \quad (2.12)$$

Nascimento *et al.* [55] verificaram que o método da potência instantânea média é o mais adequado para o cálculo da potência utilizada nos processos de soldagem.

2.5 Transferência de energia na forma de calor na soldagem

Durante a soldagem a arco elétrico o calor produzido atua como principal fonte de energia que ao ser entregue a peça a ser soldada a parcela que permanece no material deve ser suficiente para execução de uma junta soldada de acordo com os parâmetros normativos que atendem ao estabelecido em projeto. O calor, portanto, é um fator fundamental à execução de uniões soldadas, no entanto, pode vir a torna-se fonte de problemas uma vez que atua direta nas transformações metalúrgicas, na distribuição de temperaturas, na dimensão da poça de fusão e no comportamento da solidificação [56,57]. Além disso, a complexa transferência de energia via calor e massa e o fenômeno de escoamento de fluidos durante a soldagem podem resultar na formação de tensões residuais na região da junta como também distorções da estrutura soldada.

A compreensão dos fundamentos e características básicas da transferência de calor, particularmente as taxas de resfriamento do metal de solda, a distribuição de temperaturas e sua influência na geração da zona afetada pelo calor (ZAC), fornece informações importantes que através das quais é possível aperfeiçoar o processo de soldagem. Para este fim, são necessários modelos matemáticos que descrevam o processo de transferência de calor aplicados aos processos de soldagem [58].

2.6 Modelos analíticos Clássicos

A solução das equações de fluxo de calor aplicadas aos processos de soldagem não é um problema trivial. Para determinação das soluções analíticas para as equações de transferência de calor sob diferentes parâmetros e condições de interesse na soldagem é necessário admitir diversas hipóteses simplificadoras que em determinados casos limitam a utilização prática dos resultados. No entanto, esses resultados são úteis na medida que mostram a interação entre as variáveis envolvidas, além de fornecer suporte para a compreensão de soluções mais complexas obtidas numericamente [59].

Deve-se ao pioneirismo do Prof. Dr. Daniel Rosenthal, o primeiro modelo matemático capaz de representar a distribuição de temperaturas no ano de 1935 primeiramente em Francês e em seguida traduzido e republicado na língua inglesa no ano de 1941 [60], com análise adicional da distribuição de temperatura no processo oxicorte. Além disso, neste intervalo de tempo em 1938, Rosenthal e Schmerber publicaram um trabalho no qual apresentam a validação experimental das equações analíticas propostas [61].

O modelo de Rosenthal [60] exibe derivações e afirmações claras das hipóteses simplificadoras. Além disso, são apresentadas equações para o cálculo das taxas de resfriamento do processo de soldagem. Estes modelos passaram a ser utilizados ostensivamente na indústria como ferramentas básicas para aproximações rápidas da distribuição de temperatura e taxa de resfriamento [62]. No entanto, mesmo diante da larga utilização dos modelos de Rosenthal, algumas simplificações assumidas, como por exemplo a fonte de calor ser puntiforme em vez de um fluxo de calor distribuído sobre a chapa, acarreta algumas inconsistências práticas quanto a análise da influência da fonte de calor [62].

2.6.1 Modelo puntiforme de fonte de calor e o estado quase-estacionário.

Primeiramente admite-se uma fonte puntiforme estática acionada instantaneamente no tempo $t = 0$ em um meio infinito com temperatura inicial T_0 , em um ponto (condução nas três dimensões). Este modelo inicial considera uma fonte de calor em um chapa grossa conforme mostra a Figura 2.17 [63].

Figura 2.17 – Representação esquemática do modelo de fonte de calor instantânea [63]

Onde o calor é instantaneamente liberado na superfície da chapa. Isso causa um aumento de temperatura no material e é calculada pela Equação (2.13).

$$T - T_0 = \frac{2Q}{\rho C_p (4\pi\alpha t)^{\frac{3}{2}}} e^{-\left(\frac{R^2}{4\alpha t}\right)} \quad (2.13)$$

A seguir a solução da Equação (2.13) para determinação das isothermas representadas na seção transversal da chapa.

Figura 2.18 – Determinação das isothermas de uma fonte de calor puntiforme instantânea, adaptado de [63]

Na maioria dos processos de soldagem por fusão a fonte de calor não permanece estacionária. Assumindo-se que a fonte de calor se move com velocidade constante ao longo de uma linha reta, e que a potência líquida fornecida pela fonte é constante, [64]. A partir da definição do estado quase estacionário no qual a temperatura não irá variar com o tempo quando observada a partir de um ponto localizado na fonte de calor. Sob tais condições a distribuição de temperatura em volta da fonte de calor na superfície pode ser descrita como uma “montanha” de temperaturas movendo-se na direção da soldagem conforme figura abaixo.

Figura 2.19 – Distribuição de temperaturas entorno da fonte de calor, adaptado de [65]

Quando o arco passou em relação a um ponto fixo, a temperatura diminuirá e provavelmente após um longo tempo aproximar-se-á da temperatura ambiente da chapa. No entanto, um observador movendo-se junto com a fonte de calor sempre terá o mesmo horizonte de temperaturas, visto que essa condição não mudará de acordo com as suposições estabelecidas.

Será demonstrado adiante que a suposição de estado quase-estacionário permite simplificar grande parte do tratamento matemático do fluxo de calor durante a soldagem por fusão [64].

Granjon [66] apresenta uma proposta metodológica experimental para determinação da posição do início da condição do quase estacionário, utilizando termopares soldados em posições adjacentes a linha central de soldagem conforme a Figura 2.20, logo uma série de ciclos térmicos são aqisitados. Cada termopar apresenta comportamento pertinente a aproximação da fonte de calor, com um instantâneo aumento de temperatura até alcançar a temperatura de pico, com uma curta permanência neste pico em seguida sofre uma queda rápida de temperatura, tão logo a fonte tenha passado.

Após o início do da soldagem, ou seja, com a fonte de calor em movimento, pode ser percebido que a temperatura de pico, como também o restante do ciclo térmico, alcança um comportamento estável ou quase-estacionário, isso deve-se ao equilíbrio

estabelecido entre a taxa de entrega de energia e a taxa de remoção de energia através da condução somado a outros mecanismos para a vizinhança [65].

Figura 2.20 – Determinação do estado quase-estacionário a partir da estabilização da curva das temperaturas máximas [66]

O modelo apresentado por Rosenthal [60] admite entre suas simplificações, primeiramente, contemplar apenas a condução como mecanismos de transferência de calor, além disso, considera uma fonte de calor constante localizada na origem de um sistema de coordenadas retangular (x',y',z'), movendo-se com velocidade constante em relação ao sistema de coordenadas retangulares estacionário (x,y,z). Caso o comprimento da soldagem seja suficientemente longo, o estado quase-estacionário será alcançado. Esta condição pode ser representada matematicamente como $\frac{\partial y}{\partial x}\bigg|_{x'=cte.} = 0$ no sistema móvel de coordenadas (x',y',z'):

Figura 2.21 – Esquema do sistema de coordenados fixas e móveis [67]

Assumindo que a condutividade térmica do sistema é constante em todas as direções, que o campo de temperaturas $T(x,y,z)$ deve satisfazer a equação diferencial de calor Equação (2.14). Com $\dot{q} = 0$ (a fonte de calor torna-se um ponto).

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.14)$$

Desta forma

$$x' = x - vt$$

$$y' = y$$

$$z' = z$$

Por meio das relações acima e assumindo que o estado quase-estacionário foi dado $\left. \frac{\partial y}{\partial x} \right|_{x'=cte.} = 0$, a seguinte equação diferencial parcial para o estado quase-estacionário é obtida.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x'^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = -\frac{v}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial x'} \quad (2.15)$$

A principal desvantagem desta equação é que a fonte de calor é concentrada em um ponto. No entanto, o calor do arco elétrico é distribuído sobre uma área finita da chapa. A solução no estado quase-estacionário proposta por Rosenthal é incapaz de retratar o comportamento transiente próximo as bordas da chapa [68].

Rosenthal [60] adota as seguintes simplificações para derivar as soluções analíticas das equações de transferência de calor durante a soldagem:

- I. Estado quase-estacionário;
- II. Fonte de calor puntiforme;
- III. Propriedades termofísicas constantes;
- IV. Desconsidera o calor associado à transformação de fase (Calor latente);
- V. Considera a chapa adiabática (Sem “perda” de calor para a vizinhança);
- VI. Desconsidera os efeitos da convecção da poça de fusão.

Rykalin [69] deu continuidade aos trabalhos de Rosenthal, ao refinar os resultados passou a tornar as soluções de Rosenthal ao incluir parâmetros de soldagem mais relevantes com o objetivo de melhorar a acurácia dos resultados.

2.6.2 Modelo de fluxo de calor em chapa grossa (Chapa 3D)

O modelo geral de chapa grossa consiste em corpo isotrópico semi-infinito em temperatura inicial T_0 com superfícies adiabáticas. No tempo $t = 0$ uma fonte puntiforme com fluxo de calor constante q_0 começa a mover-se a partir da posição inicial O com velocidade constante na direção positiva do eixo x [64].

Durante um intervalo de tempo muito pequeno de t' a $t' + dt'$ a quantidade de calor sobre a superfície da chapa é $dt = dq_0 dt'$ de acordo com a Equação (2.16) isso produzirá um aumento infinitesimal de temperatura no ponto P no tempo t .

$$dT = \frac{2q_0 dt'}{\rho C_p [4\pi\alpha t(t-t')]^{\frac{3}{2}}} e^{\left[-\frac{(Rt')^2}{4\alpha(t-t')}\right]} \quad (2.16)$$

Após algumas manipulações algébricas, a equação que descreve a distribuição de temperatura no estado quase-estacionário torna-se:

$$T - T_0 = \frac{q_0}{2\pi k} \left(\frac{1}{R}\right) \exp\left[-\frac{v}{2\alpha}(R+x)\right] \quad (2.17)$$

Onde:

$$R = \sqrt{x^2 + y^2 + z^2}$$

A Equação (2.17) é frequentemente referenciada como equação de chapa grossa de Rosenthal, sua espessura é assumida como infinita, uma vez que as isoterms não chegam a tocar a superfície inferior da chapa, possui fluxo de calor nas três dimensões e tem sua fonte idealizada como uma fonte puntiforme sobre a chapa como mostra a Figura 2.22.

Figura 2.22 - Representação esquemática da distribuição de temperatura em uma chapa com regime de fluxo de calor tridimensional

2.6.3 Modelo de fluxo de calor em chapa fina (Chapa 2D)

Como mostra a Figura 2.23, modelo geral de chapa fina considera uma fonte de calor linear em uma chapa larga e espessura d com temperatura inicial T_0 . No tempo $t = 0$ a fonte começa a mover-se em uma velocidade constante na direção positiva do eixo x de forma análoga a chapa grossa [63].

Figura 2.23 - Modelo de fonte linear em chapa fina [66]

A chapa não possui gradiente de temperatura ao longo da espessura *i.e.*, as isotermas da superfície possuem o mesmo valor de temperatura das isotermas da face inferior, os campos de temperaturas no regime quase estacionário são obtidos a partir da seguinte equação:

$$T - T_0 = \frac{q_0/d}{2\pi k} \exp\left[-\frac{v}{2\alpha}\right] K_0\left[-\frac{vr}{2\alpha}\right] \quad (2.18)$$

Onde:

$$r = \sqrt{x^2 + y^2} \quad (2.19)$$

K_0 = Função de Bessel de segundo tipo e ordem.

A Figura 2.24 apresenta de forma esquemática a distribuição de temperatura em uma chapa fina.

Figura 2.24 - Representação esquemática da distribuição de temperatura em uma chapa com regime de fluxo de calor bidimensional

Este modelo pode ser aplicado a diversos processos de soldagem, desde que seja realizado com penetração total e passe único [64].

2.6.4 Modelo de fluxo de calor em chapa intermediária (Chapa 2,5D)

Em uma condição de soldagem real, nem sempre apenas os modelos de chapa grossa ou chapa fina descrevem o regime de fluxo de calor na chapa devido ao gradiente de temperaturas ao longo da espessura do material.

O modelo de chapa intermediária proposto por Rosenthal [70] admite a fonte de calor puntiforme movendo-se com velocidade constante ao longo da chapa, de espessura finita d . Isto é uma aproximação razoável para assumir que as superfícies da chapa são adiabáticas. Portanto, com o objetivo de manter o fluxo de calor através das superfícies das chapas igual a zero, é admitir a reflexão espelhada de fontes imaginárias, acima de $z=0$ e abaixo de $z=d$, como apresentado esquematicamente na Figura 2.25, conhecido como método das imagens.

Figura 2.25 - Fonte real e fontes imaginárias espelhadas simetricamente para modelagem da condição de chapa intermediária adaptado de [63]

As fontes imaginárias são posicionadas simetricamente em distâncias $\pm 2id$ acima e abaixo da superfície da chapa, a distribuição de temperatura no regime quase estacionário pode ser obtida na forma de uma série convergente como mostra a Equação (2.20).

$$T - T_0 = \frac{q_0}{2\pi k} \exp\left[-\frac{vx}{2\alpha}\right] \left(\sum_{i=-\infty}^{i=+\infty} \frac{1}{Ri} \exp\left[-\frac{v}{2\alpha} Ri\right] \right) \quad (2.20)$$

Onde:

$$Ri = \sqrt{x^2 + y^2 + (z - 2id)^2} \quad (2.21)$$

Diante disto, nota-se que a Equação (2.20) é simplesmente a solução geral para chapa grossa de Rosenthal (1941), somando cada fonte de calor.

Para pontos suficientemente longe da linha central da solda o regime torna-se chapa fina, entretanto para distâncias intermediárias a partir da fonte de calor no regime quase estacionário a distribuição de temperatura desvia-se significativamente do que é observado na chapa grossa ou chapa fina, isso deve-se ao gradiente de temperatura ao longo da espessura da chapa, essa região de transição é somente definida a partir do modelo de chapa intermediária, ou seja, este modelo é suficientemente robusto a ponto de contemplar a solução para os outros dois modelos citados anteriormente .

Figura 2.26 - Representação esquemática da distribuição de temperatura em uma chapa com regime de fluxo de calor intermediário

2.7 Espessura relativa e Equações de taxa de resfriamento

Como as soluções das equações de fluxo de calor em soldagem por fusão são complexas, computadores são necessários para sua resolução.

No entanto, para condições que resultem em cortes transversais de cordão de soldadura aproximadamente semicircular ou oval, as equações podem ser simplificadas assumindo uma fonte de calor puntiforme. Sob essas condições a taxa de entrada de calor no metal de base por unidade de comprimento, Energia de soldagem torna-se a principal variável nas equações de fluxo de calor [57].

Do ponto de vista prático é necessário um critério para determinação se uma chapa é 3D ou 2D, Rosenthal [70] e Adams [71], derivaram as equações para cada comportamento e a partir disso o cálculo da taxa de resfriamento.

A Figura 2.27, apresenta a representação esquemática do regime de fluxo de calor para chapas grossa e fina.

Figura 2.27 - Representação esquemática do fluxo de chapa grossa e chapa fina [68]

Para a predição do comportamento do regime é necessário conhecer o conceito de espessura relativa, que pode ser expressa da seguinte forma:

$$\tau = h \sqrt{\frac{\rho C_p (T_c - T_0)}{E_s}} \quad (2.22)$$

Onde:

τ = Espessura relativa;

h = Espessura da chapa (mm);

ρ = densidade do material (g/mm³);

C_p = Calor específico do metal de base;

T_c = Temperatura na qual a taxa de resfriamento é calculada (°C);

T_0 = Temperatura inicial da chapa (°C); e

E_s = Energia líquida por unidade de comprimento, (kJ/mm); e

A determinar a espessura relativa adimensional τ , para valores maiores $\tau > 0,9$ a chapa é assumidamente grossa (3D), para valor de $\tau < 0,6$ a chapa torna-se fina (2D). Quando τ possuir valores entre 0,6 e 0,9 é admitida uma divisão arbitrária para τ definido como $\tau = 0,75$, para valores maiores que 0,75 a chapa é grossa e para valores menores a chapa é fina. Segundo a AWS [57], admitir essa divisão, o erro máximo da taxa de resfriamento não excederia 15%.

Os modelos de taxa de resfriamento para chapa grossa e chapa fina foram derivados a partir dos modelos de Rosenthal [60] realizada na linha central do cordão de solda *i.e.* $y=0$. Uma vez que é conhecida a partir da espessura relativa τ , pode-se determinar as taxas de resfriamento para chapa grossa e chapa fina.

A Equação (2.23), é utilizada para determinação da taxa de resfriamento para chapa grossa [71].

$$R_{c(3D)} = -\frac{2\pi k(T_c - T_0)^2}{E_s} \quad (2.23)$$

A taxa de resfriamento para chapa fina (2D) pode ser determinada a partir da equação do modelo de Rosenthal e Adams [60,71]

$$R_{c(2D)} = -2\pi k \rho C_p \left(\frac{h}{E_s}\right)^2 (T_c - T_0)^3 \quad (2.24)$$

2.8 Modelos numéricos

A utilização de métodos numéricos para análise e simulação de processos de soldagem tem início na década de 60 [72].

O métodos dos elementos finitos (MEF), onde a estrutura é representada como um conjunto de elementos finitos, tem sido largamente utilizado nas duas últimas décadas devido ao aumento da capacidade computacional dos microcomputadores, além de resolver problemas não-lineares, geometrias complexas e com isso tem surgido vários *softwares* para este fim como por exemplo, Abaqus®, Ansys®, Castem®, Code-Aster®, Lisa® e Sysweld® [73].

Para simulação e análise dos processos de soldagem através do MEF, os fenômenos intrínsecos envolvidos nestes processos devem ser representados por modelos matemáticos suficientemente robustos, a saber, modelo térmico, modelo mecânico e modelo metalúrgico. Goldak [72] concebeu que o modelo mecânico é sensível à estreita interação entre os modelo de transferência de calor, evolução da microestrutura e análise de tensões.

Um dos aspectos importantes na simulação de processos de soldagem utilizando MEF é a fonte de calor, uma vez que as hipóteses simplificadoras dos modelos analíticos apresentados por Rosenthal não possuem uma boa acuracidade pois o fluxo de calor entregue a chapa pelo arco elétrico é distribuído sobre a chapa e não de forma puntiforme como apresenta Rosenthal.

Goldak *et al.* [72] sugerem a abordagem da fonte de calor como sendo distribuída na forma de uma Gaussiana sobre a chapa. Um dos primeiros modelos a adotar essa abordagem foi Pavelic, como o modelo de “disco circular” ou fonte de calor de área, onde o fluxo de calor possui uma distribuição gaussiana ou normal à superfície da chapa conforme representado na Figura 2.28.

Figura 2.28 - Modelo de disco proposto por Pavelic [72]

O modelo por ser descrito através da Equação (2.25).

$$q(r) = q(0)e^{-Cr^2} \quad (2.25)$$

Onde $q(r)$ [W/m²], representa o fluxo de calor sobre a superfície em um círculo de raio r , o $q(0)$ representa o fluxo máximo no centro da fonte, o C é o coeficiente da distribuição e finalmente r é a distância radial a partir do centro da fonte [72].

O modelo proposto por Pavelic consegue uma boa predição para a distribuição de temperatura e poça de fusão. No entanto, para distribuição de temperatura ao longo da espessura para soldagem com uma penetração maior se mostrou inadequado. Isto levou a introdução dos primeiros modelos de fonte de calor volumétrica por Goldak *et al.* [74].

O modelo duplo-elipsoide proposto por Goldak *et al.* [75], atualmente é o mais utilizado em programas dedicados à simulação de processos de soldagem, pois fornece uma descrição das condições reais de soldagem a arco [76]. Trata-se de uma combinação de duas elipses, uma que representa a parte da frente da fonte de calor e a outra a parte de trás Figura 2.29. A distribuição volumétrica do fluxo de calor de

cada parcela que compõem o modelo é apresentada pelas Equações (2.265 e (2.27, onde E_s é a energia de soldagem já apresentada previamente, a_f , a_r , b e c são os parâmetros dimensionais da fonte de calor, a_f e a_r são os comprimentos da frente e de trás da poça de fusão respectivamente, c_1 representa a profundidade da poça e b a metade da profundidade da poça de fusão, f_f e f_r são os coeficientes de proporcionalidade de tal forma que $f_f + f_r = 2$ [77].

Figura 2.29 - Representação do modelo duplo-elipsoide com seus respectivos parâmetros dimensionais adaptado de [74]

$$q_f(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_f E_s}{a_f b c \pi \sqrt{\pi}} e^{-3\frac{x^2}{a_f^2}} e^{-3\frac{y^2}{b^2}} e^{-3\frac{[z+v(\tau-t)]^2}{c_1^2}} \quad (2.26)$$

$$q_r(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_r E_s}{a_r b c \pi \sqrt{\pi}} e^{-3\frac{x^2}{a_r^2}} e^{-3\frac{y^2}{b^2}} e^{-3\frac{[z+v(\tau-t)]^2}{c_1^2}} \quad (2.27)$$

Os parâmetros dimensionais podem ser obtidos via medições experimentais a partir da análise macrográfica da seção do cordão e da poça de fusão.

2.9 Condições de contorno térmicas

A troca de calor entre as superfícies da chapa soldada e o meio ambiente (vizinhança) durante a soldagem e, conseqüentemente, o resfriamento ocorre através dos mecanismos de troca de calor por convecção e radiação [78].

A Equação (2.28), representa a lei de resfriamento de Newton que descreve o comportamento da convecção.

$$q_{conv.} = h_{CONV.}(T_{\infty} - T_0) \quad (2.28)$$

Onde $h_{CONV.}$ É o coeficiente de transferência de calor por convecção, T_0 temperatura da superfície e T_{∞} , temperatura ambiente.

Na convecção durante a soldagem, pode-se denominar o fenômeno de convecção livre que consiste no movimento do ar sobre a chapa, o coeficiente de transferência de calor por convecção ($h_{CONV.}$) pode ser obtido a partir de relações empíricas e números adimensionais.

De acordo com Cengel [79], para a condição de uma chapa aquecida na superfície superior, são necessários números adimensionais para a determinação do $h_{CONV.}$ e serão apresentados a seguir:

$$R_{aL} = \frac{g\beta(T_s - T_{\infty})L^3}{\nu^2} Pr \quad (2.29)$$

Onde R_{aL} é o número de Rayleigh e Pr o número de Prandtl.

Para a condição de contorno de superfície superior aquecida:

$$N_u = 0,54R_{aL}^{1/4} \quad 10^4 \leq R_{aL} \leq 10^7 \quad (2.30)$$

$$N_u = 0,15R_{aL}^{1/3} \quad 10^7 \leq R_{aL} \leq 10^{11} \quad (2.31)$$

$$L_c = \frac{A_s}{P} \quad (2.32)$$

$$\beta = \frac{1}{f} \quad (2.33)$$

$$T_f = \frac{T_s + T_{\infty}}{2} \quad (2.34)$$

$$h_{CONV.} = \frac{k}{L_c} N_u \quad (2.35)$$

As propriedades térmicas do ar variando com a temperatura foram utilizadas para calculados o $h_{CONV.}$ em função da temperatura e consequentemente das propriedades do ar.

Alguns autores utilizaram as relações empíricas para determinação do h , considerando as condições de contorno de aquecimento nas superfícies, e tomando esses resultados como dados de entrada no modelo. A figura a baixo apresenta de forma sintética os resultados destes autores [80–82].

Figura 2.30 - Curvas do h_{conv} variando com a temperatura utilizadas pelo autores [80–82]

A diferença de temperatura entre a chapa soldada e o meio ambiente é alta, a predominância do mecanismo de troca de calor ocorre por radiação, que pode ser descrita a partir da lei de Stefan-Boltzmann a seguir:

$$h_{RAD.} = \varepsilon \sigma (T_S^2 + T_\infty^2) (T_S + T_\infty) \quad (2.36)$$

Outra estratégia de modelo para entrada das condições de contorno é o coeficiente de transferência de calor combinado $h_{comb.}$, onde é somado a parcela de radiação o valor fixo de convecção. Para Joshi *et al.* [83] a principal vantagem dessa metodologia é que como a radiação e convecção ocorrem concomitantemente e possam ser executadas de uma única vez, proporcionando assim ganho computacional.

$$h_{Comb.} = h_{conv.} + \varepsilon \sigma (T + T_{amb}) (T^2 + T_{amb}^2) \quad (2.37)$$

Pathak *et al.* [84] propuseram um método para determinação da parcela de convecção entregue ao meio ambiente acoplado a um modelo analítico que descreve a distribuição de temperatura em uma chapa soldada, através da soma do coeficiente de convecção e radiação e compara com o modelo empírico de Vinokurov utilizado por Bonifaz e Goldak [85,86].

$$h_{eff} = 24.1 \times 10^{-4} \varepsilon T^{1.61} \quad (2.38)$$

Hansen [81], também utilizada a técnica do somatório dos coeficientes assim como Yaghi *et al.* [87] que estabelece o coeficiente combinado dentro de uma faixa de temperaturas como mostras a equação a seguir

$$h = 0.0668T \quad \text{quando} \quad 0 \leq T \leq 500 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (2.39)$$

$$h = 0.231T - 82.1 \quad \text{quando} \quad T \geq 500 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (2.40)$$

2.10 Regime de Escoamento

O escoamento em tubulações é regido por dois tipos de regime, laminar ou turbulento, dependendo das características do fluido e da tubulação. O escoamento pode ser laminar em baixas velocidades e passar a ser turbulento à medida que a velocidade aumente e ultrapasse um valor crítico. A transição do regime laminar para o turbulento não ocorre de forma imediata, ou seja, dentro de uma faixa de velocidade o regime passa por uma transição antes de torna-se totalmente turbulento. A maioria dos escoamentos em tubulações ocorrem na prática em regime turbulento. O escoamento laminar ocorre quando fluidos possuem alta viscosidade, por exemplo, óleos e são transportados em tubulações pequenos diâmetros [79].

Para o escoamento em um tubo com secção circular, o número de Reynolds é definido de acordo com seguinte equação:

$$R_e = \frac{\rho V D}{\mu} = \frac{V D}{\nu} \quad (2.41)$$

Onde V é velocidade média do fluido, D é o diâmetro do tubo e $\nu = \mu/\rho$ é a viscosidade dinâmica do fluido.

Em um escoamento em um tubo não circular, o número de Reynolds assim como o número de Nusselt e o fator de atrito é baseado no *diâmetro hidráulico* D_h .

Tubo circular	Tubo quadrado	Tubo retangular

$D_h = \frac{4(\pi D^2/4)}{\pi D} = D$	$D_h = \frac{4a^2}{4a} = a$	$D_h = \frac{4ab}{2(a+b)} = \frac{2ab}{a+b}$

$$D_h = \frac{4A_c}{p} \quad (2.42)$$

Onde A_c é a área da seção transversal do duto e p o perímetro.

Sob condições mais práticas, o fluxo em um tubo é laminar para $Re < 2300$, turbulento para $Re > 10000$, e transitório entre os dois. Isto é:

$Re < 2300$	Regime Laminar
$2300 \leq Re \leq 10000$	Regime de transição
$Re > 10000$	Regime Turbulento

2.11 Relações empíricas para escoamentos em dutos.

O regime de escoamento predominantemente encontrado durante a soldagem em operação é considerado completamente desenvolvido e turbulento. Na maioria das situações práticas, a combinação do escoamento e diâmetro do duto resultado em um número de Reynolds que excede 10000 [88].

Uma relação empírica muito utilizada para o estudo da transferência de calor em regime turbulento completamente desenvolvido em dutos é a recomendada por Dittus e Boelter [89] conforme equação abaixo.

$$\frac{h_{cf}D}{k_f} = 0,023 \left(\frac{\rho V D}{\mu} \right)^{0,8} \left(\frac{\mu C_p}{k_f} \right)^n \quad (2.43)$$

Onde:

O expoente n , possui os seguintes valores:

$$n = \begin{cases} 0,4 & \text{para aquecimento do fluido} \\ 0,3 & \text{para resfriamento o fluido} \end{cases}$$

A Equação (2.43), é válida para regime turbulento completamente desenvolvido em um duto liso para fluidos com número de Prandtl que vão desde 0,6 até 100 e com moderada diferença de temperatura entre a parede e o fluido conduzido [90].

Caso ocorram grandes diferenças de temperaturas entre o fluido e a parede do duto, pode haver alterações nas propriedades do fluido conduzido, provocando uma mudança no perfil de velocidade do fluido, devido ao fato de a viscosidade dos gases aumentar com o aumento de temperatura, enquanto a viscosidade dos líquidos diminuir com o aumento da temperatura. Para considerar essas variações de propriedades Sieder e Tate [91] propuseram a seguinte relação.

$$\frac{h_{cf}D}{k_f} = 0,027 \left(\frac{\rho V D}{\mu} \right)^{0,8} P_r^{1/3} \left(\frac{\mu_m}{\mu_p} \right)^{0,14} \quad (2.44)$$

Onde, μ_m é a viscosidade média do fluido e μ_p é a viscosidade do fluido próximo a parede do duto [90].

O coeficiente obtido a partir da Equação (2.44), quando comparado com a relação de Sieder e Tate apresentou valor ligeiramente menor. Para o cálculo do coeficiente é necessário o cálculo do número de Prandtl conforme equação a seguir:

$$P_r = \frac{\mu C_p}{k_f} \quad (2.45)$$

2.12 Princípio dos Jatos colidentes aplicados a extração de energia via calor

Jatos colidentes utilizados em processos que exigem resfriamento são aplicados em diversos processos industriais, como uma técnica de remover calor de forma rápida, isto é, com elevada taxa de resfriamento e com baixo custo. Um exemplo de aplicação são os jatos d'água circulares utilizados no resfriamento de aços planos laminados a quente [92].

Figura 2.31 – Esquema das regiões de um jato colidente [93]

Dependendo principalmente das condições geométricas, as características de fluxo e transferência de calor de múltiplos jatos colidentes podem ser substancialmente diferentes daqueles dos jatos simples. Isto é, em uma configuração de multijatos, os jatos individuais podem ser afetados por dois tipos de interação que não ocorrem em sistemas de jato único. A primeira é a possível interação jato-a-jato entre pares de jatos próximos antes de sua colisão na superfície da chapa [94]. Esse tipo de interferência é importante para matrizes com jatos espaçados e grandes distâncias de separação entre os jatos e a superfície do impacto. Em segundo lugar, há a interação entre os jatos colidentes e o fluxo formado pelo ar dos jatos vizinhos. Esses distúrbios ocorrem predominantemente para matrizes com pequeno espaçamento entre jatos com pequenas distâncias de separação e grandes velocidades de jato [95].

Figura 2.32 – Multijatos colidentes confinados [95]

Após o impacto ocorrer, o fluido é defletido pela placa e forma um fluxo radial paralelo à superfície aquecida deixando a zona de estagnação de cada jato. Em uma configuração de multijatos, o fluxo radial emitido pelos jatos adjacentes interage (como ilustra a Figura 2.33 influenciando a transferência de calor local) [96].

Figura 2.33 – Vista superior da Interação entre os jatos colidentes [96]

Agarwal *et al.* [97] estudou o comportamento hidrodinâmico de um único jato d'água, para verificar as regiões formadas como pode ser verificado na Figura 2.34.

Figura 2.34 – Regiões de um único jatos colidente [97]

2.13 Programa computacional para simulação de soldagem em operação desenvolvido pelo Instituto Battelle

O instituto Battelle e o *Edison Welding Institute* (EWI), realizaram estudos a fim de determinar a energia de soldagem mínima necessária para impedir a formação de dureza com valores acima dos aceitáveis. Para isso, existem dois métodos de determinação da energia de soldagem necessária para realização da soldagem em operação, modelo computacional de análise térmica e a medição da capacidade de extração de calor do fluido interno [98].

O primeiro modelo computacional de análise térmica, foi desenvolvido pelo instituto Battelle. Possui a capacidade de prever a temperatura na superfície interna da parede do duto, como também permite a previsão das taxas de resfriamento dentro de um intervalo de condições. O modelo utiliza solução numérica bidimensional das equações de transferência de calor no cálculo das taxas de resfriamento para um único passe. Para isso, é necessário conhecimento prévio das condições de operação da tubulação. Um exemplo de resultado gerado pelo modelo Battelle é apresentado na Figura 2.35 [43].

Figura 2.35 – Resultado típico do software Battelle a partir de dados experimentais [99]

Embora o modelo Battelle tenha servido bem à indústria, este modelo apresenta algumas deficiências. Primeiramente, a malha de elementos finitos que é utilizada pelo modelo possui um número fixo de elementos, então quando a espessura do material de interesse aumenta a malha torna-se inaceitavelmente grossa. Esse efeito começa a ocorrer em torno de maiores que 12,7 mm de espessura. Uma vez que o risco de perfuração é negligenciado, isso não afeta a capacidade de predição do risco de perfuração do modelo, no entanto para previsão das taxas de resfriamento é inaceitável, pois isso acarreta em resultados extremamente conservativos em relação à trinca induzida por hidrogênio (TIH) [35].

A segunda deficiência do modelo Battelle é a maneira com a qual o risco da TIH é predito a partir das taxas de resfriamento. Para uma simulação individual, o modelo utiliza a taxa de resfriamento predita para identificar o CE do material com o qual deverá realizar-se uma soldagem para obter uma dureza máxima menor que 350 HV. Esta forma pode ser conservativa para algumas aplicações e não conservativa para outras. A terceira deficiência do Battelle é que a utilização é particularmente não amigável [43].

2.14 Programa para simulação numérica da soldagem em operação (Pipeline Research Council International, Inc - PRCI)

Uma melhoria do modelo de análise térmica foi desenvolvida pelo *Pipeline Research Council International, Inc* (PRCI), o *Thermal Analysis Model for Hot Tap Welding* utiliza interface Windows® e utiliza um “solver” de própria autoria baseado em elementos finitos desenvolvido pelo EWI. O modelo possui a capacidade de geração de malha com geometrias de juntas de filete, aplicadas a dupla-calha (b), derivações (c) e simples deposição de solda sobre duto (a), de acordo com a Figura 2.36 [99].

Figura 2.36 - Ilustração da malha das juntas disponíveis no software *Thermal Analysis Model for Hot Tap Welding* [43]

O modelo é capaz de prever os valores da capacidade de extração de calor pelo fluido transportado e comparar com os dados medidos em campo. O uso da interface, amigável, permite simulação de vários casos gerando assim várias curvas de energia de soldagem [100].

Por meio das interfaces são inseridos os dados de entrada entre eles *Pipe Joint* (Figura 2.37), *Weld Conditions* (ou Condições de aquecimento para o caso da extração de calor) e *Pipe Contents* (Figura 2.38). Na aba *Pipe Joint*, o usuário pode entrar com as informações relacionadas ao material do duto, como também a geometria da junta. Esta aba de entrada de dados também permite acesso à aba de entrada da composição química do metal de base, dado determinante para predição de dureza na ZAC segundo Yurioka [101].

PRCI Hot Tap - Thermal Analysis Model for Hot Tap Welding

File Edit Compute Window Help

Data Input of Project - - userex02

Pipe Joint Weld Conditions Pipe Contents

Change Default Units:
☒ English ☐ Metric

Pipe

Material: Low Carbon Steel

Outer Diameter: 20 in

Thickness: 0.25 in

Temperature: 150 F

Ambient Temp: 70 F

Max. Hardness

Sleeve

Material: Low Carbon Steel

Thickness: 0.25 in

Temperature: 80 F

Gap Between Pipe & Sleeve: 0.05 in

Branch Root Gap: 0 in

Angle Between Pipe & Edge of Branch (degrees): 37.5

Branch Outer Diameter: 0 in

Bead width: 0 in

Check/Correct

Figura 2.37 – Aba de entrada de dados do duto e tipo de junta [99]

A aba *Weld Conditions*, apresenta campos para entrada dos parâmetros de soldagem, entre eles, tensão (V), corrente (A) e velocidade de soldagem, no entanto, existe a opção de entrar diretamente com a energia de soldagem. As características do fluido transportado pelo duto podem ser inseridas na aba *Pipe Content* [99].

PRCI Hot Tap - Thermal Analysis Model for Hot Tap Welding

File Edit Compute Window Help

Data Input of Project - - userex02

Pipe Joint Weld Conditions Pipe Contents

Change Default Units:
☒ English ☐ Metric

Flow Rate Option:
☒ Linear ☐ Volumetric

Liquid Type: Grade 0

Linear Flow Rate: 3 ft/sec

Volumetric Flow Rate: 0 in^3/sec

Temperature: 80 F

Pressure: 600 Psi

Check/Correct

Figura 2.38 – Aba de entrada das características do fluido transportado [99]

Nos campos de entrada das propriedades dos fluidos transportados, é fornecida uma lista de fluidos, vazão, temperatura e pressão dos fluidos comumente transportados por dutos. Ou seja, não permite a entrada de fluidos diferentes da lista interna do software, não permitindo a edição dos fluidos e suas propriedades físicas [99].

O valor crítico de dureza acima do qual pode ocorrer a TIH depende do nível do carbono equivalente (CE) do metal e do nível de hidrogênio presente no processo de soldagem, este valor crítico para soldagem em operação é mostrado na Figura 2.39 [43].

Figura 2.39 – Valor de dureza crítico *versus* CE_{IIW} e nível de hidrogênio difusível [35]

A Figura 2.40, apresenta um exemplo da utilização da curva que relaciona a energia de soldagem necessária com o valor limite de dureza, em função do nível de hidrogênio e o valor do Δt_{8-5} [99].

Figura 2.40 – Curva de entrada para determinar a energia de soldagem[99]

2.15 Método de Extração de Calor – EWI

O método foi desenvolvido pelo EWI e implica em medir a capacidade de remoção de calor pelo fluido interno da parede do duto utilizando um teste de campo. Este teste consiste no aquecimento de uma área circular de 50 mm de diâmetro na superfície do duto com um maçarico de aquecimento utilizando oxiacetileno, aquecer até o limite dentro do intervalo de 300 e 325 °C [102] .

O tempo de resfriamento necessário da área a partir de 250 até 100 °C, é medido através de um termômetro de contato e um cronômetro, conforme a Figura 2.41.

Figura 2.41 – Medição da capacidade de extração de calor [102]

São realizadas seis medidas e então calculada uma média. O valor da capacidade de extração de calor é utilizado para prever a taxa de resfriamento usando relações empíricas a partir de dados gerados no campo e no laboratório. Um exemplo dessa relação para um duto com 6,4 mm de espessura de parede é mostrado Figura 2.42.

Figura 2.42 – Medidas da capacidade de extração e calor [102]

2.16 Software Sysweld®

O Sysweld® permite realizar a simulação de vários processos de fabricação tais como soldagem, têmpera e difusão de hidrogênio. As propriedades físicas são dependentes das temperaturas assim como as fases [103].

Sysweld® é um pacote comercial com base no método dos elementos finitos (MEF), podendo ser utilizado para simular todos os processos de soldagem (MIG/MAG, TIG, ER, soldagem a laser etc.), sendo capaz de contemplar os fenômenos físicos mais relevantes em uma soldagem. Na etapa de pós processamento é possível obter resultados relacionados à transferência de calor durante a soldagem, tensões residuais, assim como distorções, frações volumétricas de fase e dureza, entre outros [104]. Na Figura 2.43, é possível visualizar os ambientes e as etapas de desenvolvimento do modelo a ser simulado, incluindo as etapas de pré-processamento, processamento (simulação) e pós-processamento.

Figura 2.43 – Infográfico com os ambientes de desenvolvimento do solver Sysweld®

Durante o processo de soldagem a arco, transformação de fase (fusão e evaporação) ocorre em um período muito curto na região soldada. Além disso, o surgimento de tensões durante a soldagem é de difícil previsão uma vez que o tempo e a temperatura são variáveis dependentes. Muito embora a tomada de dados experimentais forneça informações valiosas sobre o processo de soldagem, muitas destas técnicas experimentais oneram as pesquisas e não conseguem obter as informações na sua totalidade [105].

A fim de obter uma visão adequada para o processo de soldagem e estender a sua aplicação em nível de atuação em campo, com a confiabilidade e relação custo benefício aceitável, a abordagem sinérgica envolvendo tanto a modelagem por método dos elementos finitos e o trabalho experimental mostrou-se muito útil. São feitos experimentos onde são realizadas as aquisições de dados em pontos selecionados com valores de temperaturas e tensões. Além disso, as macrografias dos experimentos fornecem parâmetros dimensionais da fonte de calor que por sua vez são utilizados para calibrar o modelo de fonte de calor utilizado na modelagem por elementos finitos [106].

A simulação computacional de processos de soldagem permite prever os campos de tensões residuais e o comportamento de deformações mecânicas, utilizando estas informações para avaliação de danos estruturais e falhas prematuras devido à carga de serviço e as tensões residuais induzidas [107].

Koňár e Mičian [108] propuseram em seu trabalho a simulação de reparo de dutos em operação utilizando calha única, utilizando o pacote comercial SYSWELD®. Foram analisadas as condições de contorno para determinar a velocidade de soldagem,

ciclos de temperatura e análise microestrutural. Utilizando estas condições na simulação no SYSWELD®, os resultados podem ser visualizados por meio de campos de temperatura, ciclos de temperatura e dureza.

A parte experimental inclui a análise das condições de contorno para alimentação da simulação do duto em operação utilizando a calha. A Figura 2.44 ilustra as amostras utilizadas nas medidas experimentais.

Figura 2.44 - Amostra do material utilizado na parte Experimental, adaptado de [108]

Processo de simulação numérica consistiu nas seguintes etapas:

1. Criação de modelo geométrico,
2. Dados de entrada e definição das condições de contorno,
3. Simulação e apresentação dos resultados.

Figura 2.45 - Modelo simulado utilizando Métodos dos Elementos Finitos, adaptado de [108]

Na simulação, os campos de temperatura, ciclos de temperatura e dureza foram simulados para dois passes. Como pode ser visto na Figura 2.46.

Figura 2.46 - Campos de temperatura simulados, adaptado de [108]

2.17 Projeto de Experimentos

Montgomery [109] afirma que formalmente pode-se definir experimento como um teste ou uma série de testes nas quais mudanças intencionais são feitas para as variáveis de entradas ou sistemas do processo de modo que essas mudanças nas variáveis de entrada possam ser avaliadas e observadas como causas das respostas de saída do processo ou sistema.

Com o objetivo de normatizar a nomenclatura neste trabalho as variáveis de entradas serão apresentadas como fatores e as saídas como respostas

O autor Montgomery [109] define projetos de experimentos (*Design of Experiments – DOE*), como processo de planejamento de experimentos de forma que os dados adequados sejam medidos (coletados) e avaliados por meio de métodos estatísticos, tendo como produto final resultados válidos e objetivos. O enfoque ao projeto de experimentos é necessário se o objetivo do experimentalista for obter respostas conclusivas e significativas dos dados. Quando os dados são sujeitos a erros experimentais, os métodos estatísticos são a única abordagem objetiva para análise.

Sendo assim, existem dois aspectos principais para qualquer problema experimental: O projeto de experimentos e a análise estatística dos dados, pois esses temas são intimamente ligados pois o método de análise depende diretamente do projeto de experimentos utilizado.

O projeto de experimentos foi desenvolvido no início da década de 1920 por Sir Ronald Fisher quando este trabalhava na Estação de Pesquisa em Campo Agrícola de *Rothamsted*, em Londres, Inglaterra. O seu objeto de estudo era o efeito de vários

fertilizantes em diferentes lotes de plantações. A condição final da cultura não dependia unicamente do fertilizante, mas também de outros fatores. Fisher usou o projeto de experimentos para diferenciar o efeito do fertilizante e o efeito dos outros fatores. Ao longo do tempo diversas aplicações bem-sucedidas de projetos de experimentos foram reportadas por diversos fabricantes. As aplicações potenciais de projeto de experimentos em processos de fabricação incluem [110].

- Melhor rendimento, estabilidade e capacidade do processo;
- Redução de custos de fabricação;
- Diminuição de retrabalho e variabilidade do processo;

Uma aplicação do projeto de experimentos no campo industrial contempla uma sequência de atividades:

1. **Hipótese** - uma suposição que leva a execução do experimento;
2. **Experimento** – uma sequência de testes (ensaios) realizados de modo a avaliar a hipótese;
3. **Análise** – Compreensão da natureza dos dados e execução da análise estatística dos dados coletados no experimento;
4. **Interpretação** – Está ligada a compreensão dos resultados do experimento;
5. **Conclusão** – Verificação se a hipótese original levantada é verdadeira ou não.

2.18 Planejamento de experimentos fatoriais

Para experimentos que requerem análise das influências de duas ou mais variáveis devem utilizar o planejamento fatorial, quer seja fracionário ou fatorial. Essa metodologia fornece respostas considerando a influência de um fator e sobre a variação dos níveis de outros fatores envolvidos no experimento [109].

No planejamento fatorial um arranjo permite a interação entre fatores em relação a variação, ou as combinações dos níveis dos fatores são estudados. A interação dos fatores e seus níveis permite avaliar a influência combinada sobre as respostas requeridas e não apenas o efeito isolado sobre uma resposta [111].

Para Kleijnen *et al.* [112] um dos principais problemas do planejamento experimental é o aumento exponencial das combinações dos níveis e o aumento do número de fatores. Caso isso ocorra uma maneira de controlar isso é usar o

planejamento fatorial fracionário, pois neste caso o número de experimentos é reduzido sem que ocorram danos à capacidade de avaliação das respostas.

2.19 Metodologia Superfície de Resposta

A metodologia de superfícies de resposta (MRS) do inglês *Responde Surface Methodology* (RSM) compreende técnicas estatísticas e matemáticas utilizadas na modelagem e análise das respostas resultantes das influências dos fatores e suas interações. Geralmente a relação entre as variáveis independentes e dependentes não são conhecidas, sendo assim utiliza-se a MSR para aproximar uma solução para o efeito dos fatores sobre as respostas [111].

Projetos de experimentos que utilizam a MSR possuem funções matemática desconhecidas para a interação entres fatores e respostas. No entanto, para expressar uma aproximação das relações entre as variáveis de interesse e os termos independentes são utilizadas funções polinomiais. Para um modelo que a resposta pode ser expressa por uma função linear, a função que pode melhor representar o modelo é de 1ª ordem conforme Equação (2.46) [111].

$$y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_1 x_1 + \cdots + \beta_k x_k + \varepsilon \quad (2.46)$$

Onde:

y – Resposta de interesse

x_i – Variáveis independentes

β_i – Coeficientes a serem estimados

k – Número de variáveis independentes

ε – Erro experimental

Porém, Montgomery [109] chama a atenção que ara a modelagem de uma superfície não planar representa melhor a variação das respostas em função dos níveis dos fatores sendo assim o modelo de função que melhor representa essa superfície não planar é o modelo de segunda ordem como mostra a Equação (2.47).

$$y = \beta_0 + \sum_{i=1}^k \beta_i x_i + \sum_{i=1}^k \beta_{ii} x_i^2 + \sum_{i < j} \beta_{ij} x_i x_j + \varepsilon \quad (2.47)$$

Montgomery ainda leva em consideração que a probabilidade que um modelo polinomial seja capaz de abranger todos o espaço amostral do experimento seja muito baixo. Para a estimação seja mito baixa. Para a estimação dos parâmetros β é utilizado o método dos mínimos quadrados ordinários que de na abordagem pode ser representado por uma matriz abaixo.

$$\beta = (X^T X)^{-1} X^T Y \quad (2.48)$$

onde X é a matriz dos fatores e Y a resposta.

2.20 Análise de variância

A análise de variância (ANOVA) tem por objetivo avaliar a adequação do modelo matemático como também a significância dos coeficientes deste modelo [113].

O teste de hipótese é a base deste processo, ou seja, consiste em teste para verificar a existência de uma relação linear entre a resposta e os regressos $x_1, x_2, \dots, x_k$ [114].

Para uma regressão linear múltipla as hipóteses são:

$$H_0: \beta_1 = \beta_2 = \dots = \beta_k = 0$$

$$H_1: \beta_j \neq 0 \text{ para no mínimo um } j,$$

Sendo β os coeficientes de regressão

Ao rejeitar H_0 a hipótese numa significa que no mínimo um dos valores de $x_1, x_2, \dots, x_k$, possui relevância significativa para o modelo. A anova através do teste de hipótese permite determinar a adequação do modelo matemático. O P_{value} define a probabilidade de aceitar a hipótese para um determinado nível de significância geralmente nível de significância geralmente valores acima de 90% comumente o valor de 95% é o mais utilizado [115].

Por meio de ferramentas computacionais (Programas) em específico para o Minitab® é possível determinar quanto o modelo e i R^2 , que indica o quanto o modelo

explica o evento experimental. como também a partir do P_{value} é possível reduzir o modelo e como consequência determinar o valor do R^2 ajustado [116].

Ao sumarizar a sequência de análise do modelo proposto por meio da ANOVA tem-se a Tabela 2.2.

Tabela 2.2 – Etapas da utilização da metodologia ANOVA

Etapa	Descrição
1 ^a	Construção do modelo matemático completo e verificação da adequação dele.
2 ^a	Avaliação da regressão mais conveniente
3 ^a	Determinação de F para os valores dos coeficientes
4 ^a	Análise de R^2 e cálculo da porcentagem da variação de quanto o modelo é capaz de explicar a resposta medida
5 ^a	Redução do modelo e determinação do R^2 ajustado
6 ^a	Medição da adequação dos modelos reduzidos
7 ^a	Avaliação do R^2 ajustado

2.21 Projeto de experimentos Box-Behnken

O método Box-Behnken foi proposto em 1960 por Box & Behnken. Possui três níveis fatoriais incompletos é de segunda ordem, rotacional, com resultado de superfície e/ou contorno de sua resposta [117].

A boa adequação do Box-Behnken dá-se quando os vértices do cubo representam a combinação entre níveis dos fatores torna-se uma restrição devido às características operacionais uma vez que esse arranjo não apresenta combinação valores de níveis superiores e inferiores na mesma linha do experimento a Figura 2.47 mostra o arranjo Box-Behnken para 3 fatores [118] .

Figura 2.47 - Arranjo Box-Behnken [118]

Nota-se através da Figura 2.47 que o arranjo Box-Behnken é esférico, com seus pontos dentro de uma esfera de $\sqrt{2}$ isto é, dentro do cubo a superfície da esfera é limitada pelos pontos médios das arestas dos cubos. São 15 experimentos gerados pelo arranjo BB sendo 12 combinações dos fatores e 3 réplicas (pontos centrais) descritos por $2K(K - 1) + C_0$, sendo K o número de fatores e C_0 o número de réplicas [119].

Os pontos centrais (réplicas) representam a repetitividade do experimento com três fatores em seus níveis médios, de forma aleatória [120].

3 OBJETIVO

O objetivo geral deste trabalho é desenvolver um dispositivo capaz de reproduzir as condições de soldagem em operação e realizar a simulação numérica da condição de soldagem em operação, como ferramenta de predição das temperaturas máximas na superfície oposta da chapa.

Os objetivos específicos deste trabalho são:

1. Reproduzir a condição de soldagem em operação, através do desenvolvimento de um dispositivo utilizando recirculação de água.
2. Reduzir a dureza máxima na ZAC, abaixo de 350 HV, por meio da técnica de reaquecimento do cordão anterior (*temper bead*), para a condição de resfriamento com água.
3. Estudar a influência da espessura, potência disponível e velocidade de soldagem sobre a morfologia do cordão, microdureza e temperatura máxima na face oposta, utilizando delineamento de experimentos.
4. Simular numericamente a transferência de energia via calor durante a soldagem, obtendo assim a temperatura máxima atingida na face oposta ao arco, contemplando as condições de contorno.
5. Determinar os valores dos coeficientes de transferência de energia via calor por convecção como dado de entrada para as simulações a fim de validar o modelo.

4 MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 Experimento 1 – Soldagem com o dispositivo fechado

Para a primeira etapa dos experimentos foram utilizadas chapas em aço ASTM A36 com 260 mm x 290 mm x 12,5 mm de espessura. O arame consumível utilizado foi o ER70S-6 com diâmetro de 1,2 mm. As composições químicas dos respectivos materiais são apresentadas na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 - Composição química dos metais de base e consumível.

	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	Al	C _{eq(IIW)}
ASTM A36	0,124	0,471	0,014	0,012	0,014	0,009	0,008	0,005	0,027	
ER70S-6	0,083	1,430	0,030	0,013	0,015	0,027	0,019	0,010	-	
	Cu	Ti	V	Nb	B	Pb	Sn	Se	Zr	
ASTM A36	0,01	0,001	0,001	0,001	4E-04	0,001	0,001	0,008	0,001	0,206
ER70S-6	0,1	-	0,002	-	-	-	-	-	-	0,337

Foi projetado um sistema de circulação de água para a simulação física das condições de soldagem em operação, uma vez que a água possui valor de calor específico máximo, ou seja, é a condição mais extrema de extração de calor. O objetivo foi reproduzir as condições de remoção de calor da superfície oposta da chapa. O sistema seria alimentado pela rede de água instalada no departamento, com controle de entrada e saída de água, indicados na Figura 4.1.

Figura 4.1 – Projeto do sistema de circulação de água responsável pelo resfriamento do corpo de prova.

O fluxo de água sob a chapa seria responsável pela retirada de calor da superfície oposta à atuação do arco elétrico. A vazão utilizada foi a vazão típica de torneira recomendada pela norma API 1104 [121], no caso em estudo no valor de 15 litros/minuto, como pode ser observado no desenho esquemático apresentado na Figura 4.1.

Foi construído um reservatório, com capacidade aproximada de 300 litros, com abertura para assentamento da chapa a ser soldada, e fixada com grampos, uma das etapas do andamento da fabricação do dispositivo pode ser verificada na Figura 4.2.

Figura 4.2 - Etapa de fabricação do reservatório para o sistema de resfriamento

Para realização dos ensaios eram necessárias algumas garantias quanto as condições de realização. Alguns itens de verificação foram identificados, por exemplo, a estanqueidade do sistema, garantia de fluxo sob a chapa e ausência de bolhas de ar.

Para isso, era necessária a visualização do comportamento do fluxo interno, se o regime de escoamento era laminar ou turbulento. Foi colocada uma placa de acrílico, uma janela para visualização do fluxo, se haveria fluxo e identificação da presença de bolhas de ar. Para maior compreensão da interação fluido-estrutura, foram coladas linhas na placa em acrílico como meio de visualização do fluxo. O sistema foi totalmente fechado e conectado à rede de abastecimento do departamento.

Para facilitar a saída do ar retido no interior do sistema, foram usinados dois furos na placa de acrílico. No entanto, como pode ser visto na Figura 4.3, mesmo com essas medidas ainda houve presença de bolha de ar. Porém, foi possível visualizar o fluxo através das linhas, pois as mesmas com a passagem da água adquiriam movimento na mesma direção do fluxo.

Figura 4.3 – Linhas de fluxo e formação da bolha sob a placa de acrílico

A bolha de ar, ficou presa entre a placa de acrílico e a cantoneira de apoio, foi necessário o desbaste da face da cantoneira, diminuindo a área de contato, além disso, o sistema necessitou ser inclinado para direcionar a saída do ar preso, para inclinação foi utilizada uma paleteira e erguido em 15 cm acima do piso, com o reservatório cheio com água.

Outro problema encontrado foi o tempo de cura do silicone que vedava qualquer espaço entre a chapa a ser soldada e o sistema. O tempo de cura era de 24 h, ou seja, para cada soldagem realizada seria necessário esperar 24 h, além de realizar a usinagem dos furos com rosca para fixação dos engates rápidos das mangueiras de saída de ar, conforme Figura 4.4.

Figura 4.4 – Posicionamento das mangueiras “suspiros” para direcionar a saída de ar e evitar formação de bolhas

O processo de soldagem utilizado foi o GMAW, com CO_2 como gás de proteção. Foi utilizado o deslocador linear para realização do cordão sobre chapa nas condições de resfriamento ao ar e com água na superfície oposta ao arco elétrico, para a aquisição das temperaturas máximas na superfície oposta foram soldados termopares do tipo K (Cromel-Alumel) e instalados no sistema de aquisição de dados (parâmetros de soldagem e ciclos térmicos), de acordo com a Figura 4.5.

A Tabela 4.2 apresenta os parâmetros de soldagem utilizados durante a realização do ensaio para cada condição de resfriamento.

Tabela 4.2 – Parâmetros de soldagem utilizados no experimento.

Condição de Resfriamento	DBCP (mm)	Vel. Aliment. do Arame (m/min)	Velocidade de Soldagem (mm/s)	Potência instantânea média (W)	Energia de Soldagem (kJ/mm)
AR	15	10	3,33	9589,43	2,30377
Água				9408,54	2,26031

Após a montagem dos equipamentos utilizados, verificou-se a estanqueidade e a ausência de bolhas no interior do sistema, abaixo é possível visualizar todo o aparato montado para início da soldagem, atentando que a soldagem foi realizada de forma mecanizada.

Figura 4.5 – Montagem do aparato necessário para realização da soldagem: 1 – Sistema de circulação, 2 – Corpo de prova fixado , 3 – Pistola, 4 – termopares soldados na face em contato com a água, 5 – Deslocador linear, 6 – Sistema de aquisição de dados.

Foram realizados cordões sobre chapa, como pode ser observado na Figura 4.6, primeiramente o cordão resfriado ao ar e logo em seguida o cordão resfriado por meio da água.

Figura 4.6 – Cordões sobre chapa e suas devidas condições de resfriamento

4.2 Experimento 1 - Simulação computacional

Para simulação numérica da soldagem, foi construído modelos tridimensionais e gerado a malha no ambiente *VisualMesh*® a partir das dimensões dos cordões medidos na macrografia. O primeiro modelo é da soldagem com resfriamento ao ar, para melhor acurácia da simulação, primeira foi modelado o cordão que será simulado com resfriamento ao ar e sem seguida o cordão que será resfriado com água, a malha pode ser vista na Figura 4.7. A malha foi refinada na região da ZAC do cordão, por ser a área de interesse do estudo.

Figura 4.7 – Malha dos corpos de provas modelados, com refinamento nas regiões próximas a fonte de calor (área de interesse)

As condições de contorno térmicas necessárias para impor as trocas térmicas na simulação foram realizadas da seguinte forma: O programa Sysweld® por meio da ferramenta *Heat_Sink_Skin*, permite a entrada dos valores para o coeficiente de transferência de calor por convecção em torno de todo o modelo tridimensional, a parte da superfície do sólido é onde irá ocorrer a troca térmica, no caso convecção livre com temperatura ambiente a 25 °C. Na superfície em contato com a água a condição será de convecção forçada na figura abaixo é apresentada a interface do ambiente *Visualweld*® onde pode ser realizada as entradas das condições de resfriamento do corpo de prova a ser simulado.

Figura 4.8 – Ambiente do *VisualWeld*® para configuração das condições de troca térmica entre o corpo de prova e o meio ambiente

Para determinação do coeficiente de transferência de calor por convecção, o sistema de circulação de água foi considerado um duto com seção retangular e aplicada as equações empíricas para a determinação do h . No entanto, para isso foi necessária saber qual regime de escoamento estava ocorrendo no interior do sistema, se era laminar ou turbulento nas condições de alimentação da água, via rede de abastecimento do departamento. Utilizando as equações empíricas para determinação do regime de um escoamento laminar. $Re < 2300$, com $h = 100,71 \text{ W/m}^2\text{C}$.

4.3 Experimento 2 - Soldagem dupla-calha com resfriamento utilizando jatos colidentes

Para o experimento 2, outro sistema de resfriamento utilizando jatos d'água foi desenvolvido aproveitando o sistema de resfriamento anterior como reservatório e suporte para o corpo de prova. Foi utilizada uma sessão de tubo API 5L X80, para o resfriamento foi utilizado o chuveiro, a fim de provocar o resfriamento com os jatos colidentes, para simular uma soldagem em operação utilizando dupla calha de acordo com a Figura 4.9.

Figura 4.9 – Representação esquemática da junta soldada.

As duas seções de tubo em aço API 5L X80, foram retiradas do mesmo tubo com a mesma espessura, foram montadas para reproduzir a técnica de dupla-calha em junta de filete, a composição química do aço é apresentada na Tabela.

Tabela 4.3 – Composição química do aço API 5L X80

C (%)	Mn (%)	Si (%)	P (%)	S (%)	Cr (%)	Ni (%)	Mo (%)	Al (%)	Cu (%)
0,061	1,597	0,216	0,005	0,003	0,192	0,198	0,002	0,049	0,012
Ti (%)	V (%)	Nb (%)	B (%)	Ca (%)	Pb (%)	Sb (%)	Sn (%)	Zn (%)	Ceq(IIW)
0,015	0,027	0,065	0,0003	0,002	0,0001	0,003	0,001	0,002	0,38

A estrutura do sistema de circulação foi utilizada para implantação do sistema de jato d'água, a fim de resfriar a face oposta ao arco, reproduzindo as condições de resfriamento de uma soldagem em operação. A alimentação do sistema continuou sendo a rede de distribuição de água do departamento, a montagem do novo sistema com a disposição do chuveiro em relação a junta a ser soldada pode ser vista na Figura 4.10.

Figura 4.10 – Montagem do sistema de jato d'água, responsável pelo resfriamento da chapa durante a soldagem.

A Figura 4.11 ilustra a montagem e implantação do sistema de jato. A ação dos jatos sobre a superfícies da chapa cria uma película ou filme capaz de acelerar a taxa de resfriamento durante a soldagem, uma vez que esta película mantém-se constante no valor de 1,8 mm.

Figura 4.11 – Posicionamento do chuveiro sob a junta a ser soldada, camada limite e incidência dos jatos sobre placa de acrílico

A Figura 4.12 ilustra a quantidade de passes e posicionamento do termopar para aquisição das temperaturas máximas. Para aquisição das temperaturas máximas na face oposta foram soldados termopares e isolados com silicone resistente até 350 °C. Os termopares soldados na superfície oposta a ação do arco foram protegidos com silicone a fim de não sofrerem contato com a água, pois o objetivo é medir a temperatura máxima atingida pela superfície da peça.

Figura 4.12 – Disposição dos passes e posicionamento do termopar.

Primeiramente foi pontuada a seção da calha junto ao duto, em seguida foram realizados três passes no trecho da calha de modo que cada trecho estivesse sob condições de resfriamento diferente, abaixo a Figura 4.13, mostra os três primeiros passes resfriado ao ar, com a preocupação de não ir até o final na sequência dos cordões de modo a permitir a medir as dimensões da poça de fusão para calibrar o modelo a ser simulado. Na próxima etapa o chuveiro foi direcionado para promover o resfriamento da junta soldada.

Figura 4.13 – Passes soldados do trecho da calha resfriada ao ar

Os parâmetros de soldagem foram monitorados utilizando o sistema de aquisição de dados, são eles, tensão e corrente, os ciclos térmicos também foram aquisitivos a velocidade de soldagem foi calculada ao medir o comprimento dos cordões e o tempo de soldagem. Com esses dados medidos foi possível calcular a energia de soldagem, que está apresentada na Tabela 4.4. A soldagem foi realizada de forma manual, com o cuidado de manter a velocidade de soldagem o mais uniforme

possível, no fim de cada cordão, era medido o comprimento do cordão, de posse do tempo de soldagem então calculada a velocidade de soldagem. Com isso foi determinada a energia de soldagem para cada passe.

Tabela 4.4 – Parâmetros de soldagem utilizados no ensaio

Condição de Resfriamento	Passes	Velocidade de Soldagem (mm/s)	Potência instantânea média (W)	Energia de Soldagem (kJ/mm)
AR	Passe 1	1,74	3322,46	1,52
	Passe 2	2,01	3477,44	1,38
	Passe 3	1,61	3367,07	1,67
ÁGUA	Passe 1	1,74	3448,46	1,57
	Passe 2	2,01	3535,96	1,40
	Passe 3	1,61	3273,08	1,62

4.4 Experimento 2 – Simulação computacional

Para simulação computacional, foram construídos dois modelos para reproduzir as duas diferentes condições de resfriamento, a partir das dimensões das sessões de tubo. O Sysweld® possui um arquivo na sua biblioteca de matérias com as propriedades do aço API 5L X80, que foi utilizado durante a simulação.

A Figura 4.14, apresenta o modelo com a malha, onde pode ser visto um refinamento maior da malha na região da ZAC e adjacências, e malha mais grosseiras nas regiões mais distantes a região de atuação da fonte de calor.

Figura 4.14 – Modelo tridimensional do corpo de prova com geração de malha

Para calibração da fonte de calor foram utilizadas as medidas da poça de fusão para cada passe, para as duas condições de resfriamento. Estas medidas são apresentadas na Tabela 4.5.

Tabela 4.5 – Dimensões das poças de fusão.

Condições de resfriamento	Dimensões da poça de fusão (mm)			
	Passes	Comprimento	Largura	Penetração
Ar	1	11	8,5	5,3
	2	10,5	7	3,5
	3	11,5	8,6	4,5
Água	1	12,5	6	5,6
	2	10,8	8,8	5
	3	10	6,6	5

4.5 Estudo da condição de aquecimento e resfriamento (Capacidade de extração de calor – Método do EWI)

Como medida da capacidade de extração de calor, foi realizada a reprodução do método do EWI. O método baseia-se em aquecer a área de um círculo com 50 mm de diâmetro, até a faixa de temperatura de 300 °C e 325 °C, e medir o tempo de resfriamento entre 250 °C e 100 °C, fazendo seis (06) medidas e tirando a média. Para isso, foram utilizados três instrumentos de medição, o sistema de aquisição de dados, utilizando o termopar tipo k, câmera termográfica Flir®, com limite máximo de leitura de 370 °C, e Termômetro Pirômetro Infravermelho Laser Incoterm® pirômetro a laser, como pode ser visto na Figura 4.15.

Figura 4.15 – Instrumentos de medição da capacidade de extração de calor

Foram utilizadas duas chapas em aço ASTM A36 com 260 mm x 290 mm x 12,5 mm de espessura. As chapas foram cortadas com essas dimensões em função das dimensões de abertura da chapa superior do reservatório. Uma das chapas foi preparada, isto é, esmerilhada então retirado o óxido da superfície e a outra como recebido, com presença de oxido. Essas duas condições foram utilizadas pois as emissividades são diferentes e têm influência nas medidas da câmera termográfica e do pirômetro a laser, como pode ser visto na Figura 4.16.

Figura 4.16 – Esquema de aquecimento da chapa para o ensaio de extração de calor com termopar tipo K soldado na borda do círculo com $\varnothing$ 50 mm

Ensaio preliminares apontaram a inconstância de fornecimento da rede de distribuição de água do departamento, inconstância principalmente de pressão e consequentemente de vazão. Com o intuito de se obter a independência deste sistema, foi instalada uma bomba de 0,5 CV conectado ao reservatório com isso criando um sistema de circulação independente, pois a bomba succiona a água do reservatório e retorna direto para o dispositivo de jatos colidentes.

A Figura 4.17 apresenta a relação entre a geometria circular do chuveiro e as dimensões da abertura da chapa superior do sistema, no formato retangular e a área de resfriamento, no entanto essa relação promove uma área de resfriamento não uniforme, pois a geometria circular localiza a região de resfriamento, tendo como consequência fluxo de calor não uniforme. A verificação deste efeito por ser verificada no item 5.3 da sessão de resultados.

Figura 4.17 – Área circular de incidência dos jatos colidentes

4.6 Construção do dispositivo para resfriamento através dos jatos colidentes com geometria retangular

Após identificar que o resfriamento estava sendo extremamente localizado na região circular apontada na Figura 4.17, isto é, uma condição de resfriamento não homogênea da superfície da chapa. Buscou construir um sistema com a geometria retangular próximo das dimensões da chapa a ser soldada.

Para isso, buscou-se no mercado fabricantes que possuíssem chuveiros com a geometria e características próximas das idealizadas para o atendimento das necessidades do projeto, por exemplo, largura, comprimento, altura, formato e quantidade de furos, pois esta condição está diretamente relacionada com a capacidade de resfriamento do sistema.

Na Figura 4.18 podem ser vistos os três modelos avaliados segundo suas respectivas curvas de desempenho fornecidos pelos fabricantes, onde é possível notar que o modelo 2, possui maior eficiência em relação a vazão e pressão, como mostra a curva da opção 2.

Figura 4.18 – Curva de vazão x pressão dos modelos de chuveiros

A partir da avaliação, foi projetado um dispositivo para resfriar a superfície da chapa de forma homogênea a partir do princípio dos jatos colidentes, com furos, no total de 580 furos com 1 mm de diâmetro e altura do sistema com 21 mm. Na Figura 4.19, é apresentado o desenho esquemático do dispositivo, com as dimensões e furos como também a montagem com a chapa do reservatório.

Figura 4.19 – Projeto de fabricação do dispositivo de resfriamento utilizando jatos colidentes

Para a fabricação do dispositivo de resfriamento foram utilizadas chapas galvanizadas com 1 mm de espessura e soldadas em uma estrutura de cantoneiras, com furo na parte inferior com um flange para conexão com a tubulação, a Figura 4.20 apresenta o detalha da construção do sistema e a instalação no reservatório.

Figura 4.20- Montagem do sistema de resfriamento no reservatório de água.

O sistema de circulação com a bomba de 0,5 CV juntamente com um inversor de frequência para controle do motor e consequentemente da vazão do sistema, o circuito que descreve o sistema é apresentado na Figura 4.21. Após instalação do dispositivo de jatos colidentes foi possível visualizar a incidência dos jatos sob a placa de acrílico.

Figura 4.21 – incidência dos jatos colidentes sobre a superfície de chapa acrílica

Para minimizar as perdas de carga, e potencializar a incidência dos jatos, a tubulação utilizada no sistema foi de 50 mm de diâmetro, com duas válvulas de

controle. Com esse diâmetro de tubulação em função da geometria do sistema de jatos foi possível ter um fluxo com potência suficiente para acelerar a retirada de calor, pois com a altura do sistema de jatos era necessária uma potência suficiente que permitisse gerar jatos incidentes com pressão necessária para retirar calor na mesma razão das condições de soldagem em operação. O Sistema instalado é apresentado na Figura 4.22.

Figura 4.22 – Dispositivo de circulação para resfriamento forçado com água

4.7 Experimentos preliminares e exploratórios

Com o sistema de resfriamento implementado, foram realizados ensaios preliminares a fim de explorar as condições de soldagem, como posição (ângulo) da pistola e condições de resfriamento.

Para o preparo dos corpos de prova (CP) foram utilizadas seis chapas de ASTM 516 Gr 70 com dimensões 100 mm x 200 mm x 12,9 mm de espessura. O metal de adição utilizado foi arame sólido AWS A5.18-05 ER70S-6, *Copper Free*, diâmetro de 1,2 mm. Nas

Tabela 4.6 e Tabela 4.7, estão apresentadas as composições químicas e propriedades mecânicas da chapa e do arame eletrodo utilizados nas soldagens, respectivamente.

Tabela 4.6 - Composição química dos metais de base e consumível.

Item	C (%)	Mn (%)	Si (%)	P (%)	S (%)
ASTM 516 Gr. 70	0,1241	0,4705	0,0143	0,0121	0,0141
ER70S-6	0,06 a 0,15	1,4 a ,85	0,8 a 1,15	0,025 máx.	0,035 máx.
	Cr (%)	Ni (%)	Mo (%)	Al (%)	Cu (%)
ASTM 516 Gr. 70	0,0092	0,008	0,005	0,0267	0,01
ER70S-6	-	-	-	-	0,5 máx.
	Ti (%)	V (%)	Nb (%)	B (%)	Pb (%)
ASTM 516 Gr. 70	0,0012	0,001	0,0014	0,0004	0,001
ER70S-6	-	-	-	-	-
	Sn (%)	Se (%)	Sn (%)	Ceq(IIW)	
ASTM 516 Gr. 70	0,0014	0,008	0,001	0,363	
ER70S-6	-	-	-	-	

Tabela 4.7 – Propriedades mecânicas dos metais de base e consumível.

Material	Resistência a Tração (MPa)	Limite de Escoamento (MPa)	Alongamento (%)	Resistência ao Impacto (J) a -30 °C
ASTM 516 Gr. 70	570	385	21	-
ER70S-6	480 Min.	400 Min.	22 Min.	27 Min.

O ângulo da pistola possui influência direta na morfologia do cordão, uma vez que a condição de aquecimento da chapa muda em função deste ângulo. Para a condição empurrando (+20°), a pistola empurra a poça de fusão que promove o pré-aquecimento a sua frente e menor penetração, na condição neutra (90°), o arame fundido é diretamente depositado na chapa de forma perpendicular, na posição puxando (-20°), a poça de fusão é arrastada pela pistola. Para cada posição da pistola foram realizadas soldagem com resfriamento ao ar e com água na superfície oposta, totalizando seis (06) corpos de provas soldados.

O processo de soldagem utilizado foi o GMAW robotizado, com transferência metálica por curto circuito convencional, o gás de proteção foi a mistura 75%Ar-25%CO₂ com vazão de 15 l/min. Os parâmetros de tensão, corrente como também os ciclos térmicos, foram obtidos com a utilização do sistema de aquisição de dados a uma frequência de 5 kHz.

Figura 4.23 – Aparato experimental para realização dos experimentos exploratórios

Os parâmetros de soldagem calculados para cada condição de resfriamento estão apresentados Tabela 4.8.

Tabela 4.8 - Parâmetros de soldagem para cada condição de resfriamento.

Posição	Ângulo da Pistola	DBCP (mm)	v_s (mm/s)	Resfriamento ao Ar	Resfriamento à Água
				Potência Instantânea Média (kW)	Potência Instantânea Média (kW)
E	(+20°)	15	3,50	3,21	3,22
N	(90°)			3,23	3,36
P	(-20°)			3,18	3,08

Empurrando (E) – Neutro (N) – P (Puxando)

Para verificação da determinação na condição de chapa semi-infinita, foi soldado um termopar na borda da chapa. Para aquisição dos ciclos térmicos na superfície oposta foram soldados termopares na linha central do cordão na superfície oposta da chapa para verificar a temperatura máxima no regime quase estacionário. Termopares também foram soldados no fim do cordão para verificar o comportamento

da distribuição de temperatura no regime transiente do fim do cordão, como pode ser visto na Figura 4.24 .

Figura 4.24 – Disposição dos termopares na chapa a ser soldada

Na Figura 4.25, pode ser vista a verificação da posição da pistola com o inclinômetro e a distância de bico de contato peça (DBPC), esses itens de verificação possuem influência sobre a corrente de soldagem e consequentemente na potência disponível.

Figura 4.25 – Inclinômetro para medição do ângulo da pistola e medição do DBCP

Nas soldagens com resfriamento com jatos colidentes, com o auxílio do inversor de frequência foi possível controlar a frequência do motor (no caso foi selecionado o valor de 50 Hz) o efeito sobre a vazão e a incidência dos jatos sob a superfície da chapa podem ser visto na Figura 4.26.

Figura 4.26 – Posicionamento da chapa a ser soldada e a incidência dos jatos colidentes na região de resfriamento. a) Incidência dos jatos colidentes. b) Posição da chapa em relação ao sistema de resfriamento. c) Montagem da chapa com os termopares.

4.8 Projeto de Experimentos

Após a realização da etapa dos ensaios exploratórios, para averiguar a influência da posição da pistola sobre a geometria do cordão de solda, como também a capacidade de extração de calor do dispositivo utilizando o mecanismo dos jatos colidentes, ao medir as temperaturas na superfície oposta com o uso de termopares tipo K. Iniciou-se a próxima etapa de realização dos ensaios baseados no projeto de experimentos Box-Behnken.

As chapas a serem soldadas foram retiradas da seção de um tubo de aço API 5L X80 de 40" de diâmetro e 16,5 mm de espessura com 200 mm de comprimento. As chapas foram cortadas com 100 mm de largura.

A Figura 4.27 apresenta as chapas cortadas com espessura original de 16,5 mm e as chapas usinadas com redução de espessura.

Figura 4.27 – Chapas na espessura original de 16,5 mm e chapas usinadas com espessuras reduzidas, a) Seção do tubo de 40"; b) Chapas retiradas da seção; c) Chapas usinadas com redução da espessura.

4.9 Determinação dos fatores e níveis aplicados aos ao projeto experimental

Para a aplicação a que se destina este trabalho, que é o estudo da soldagem em operação, três fatores são determinantes para o entendimento de suas influências sobre os resultados, ou seja, nas respostas desejadas [122]. A partir disso determinou-se que a potência disponível, medida na saída do equipamento de soldagem, a velocidade de soldagem e a espessura das chapas, tem grande influência sobre a integridade estrutural da soldagem em operação.

A potência disponível representa o calor entregue a chapa soldada e a interação entre a superfície da chapa e o arco elétrico, a velocidade de soldagem como agente principal no tempo de permanência do arco sobre a superfície da chapa, e a espessura da chapa está relacionada com a quantidade de calor e o escoamento no seu interior ao longo da espessura impactando diretamente na temperatura máxima na superfície oposta. A Tabela 4.9 apresenta os fatores a serem utilizados e suas respectivas notações utilizadas neste trabalho.

Tabela 4.9 - Fatores utilizados no projeto de experimentos

Item	Fatores	Notação	Unidades
1	Espessura da chapa	e	(mm)
2	Potência disponível	P_d	(W)
3	Velocidade de soldagem	v_s	(mm/s)

Para determinação dos níveis foram realizados ensaios exploratórios de forma a estabelecer uma faixa de trabalho mais ampla possível garantindo tendo como fator determinante o limite operacional do equipamento e o aspecto visual do cordão de solda. Foram regulados no equipamento de soldagem os valores de tensão, velocidade de alimentação do arame, isto é, tendo como resultado direto os valores de corrente de soldagem, estes valores medidos foram utilizados para determinação da potência disponível.

Na Figura 4.28 pode-se visualizar a realização dos cordões soldados para a determinação dos níveis de trabalho de cada fator.

Figura 4.28 - Ensaios exploratórios para determinação dos níveis – a) – Cordões soldados; b) – Aparato experimental e c) – Parâmetros regulados no painel do equipamento de soldagem

A velocidade de soldagem e seu efeito sobre a geometria do cordão, foi objeto de estudo, uma vez que optou-se por uma soldagem mecanizada, retirando a variabilidade humana da soldagem manual, com esse intuito, teve-se a iniciativa de verificar a confiabilidade do sistema mecanizado (deslocador linear), entre os valores

regulados de velocidade e o real valor medido. Com esse objetivo foi proposto uma metodologia para verificar acurácia da velocidade de soldagem regulada em relação a velocidade medida realizada pelo deslocador linear, como pode ser visto na Figura 4.29 - Ensaio para garantir a repetibilidade do deslocador linear

Figura 4.29 - Ensaio para garantir a repetibilidade do deslocador linear

A metodologia baseou-se na soldagem de dois termopares na superfície oposta de uma chapa com espessura 12,9 mm a uma distância entre eles. Foi realizada a soldagem de um cordão e a leitura das temperaturas máximas medidas por cada termopar. Foram feitas três medidas, a Tabela 4.10 apresenta os valores regulados no painel do deslocador e os medidos, por meio da medição do comprimento do cordão e o tempo de soldagem, foi possível determinar a velocidade de soldagem real de soldagem e a partir disso atestar a confiabilidade do deslocador linear.

Tabela 4.10 - Verificação do deslocador linear

Soldagens	Tempo entre picos (s)	Distância entre picos (mm)	Velocidade de soldagem medida (mm/s)	Velocidade de soldagem regulada (mm/s)	Erro relativo
1	29,2816	90,00	3,016	3,0736	0,0187
2	15,8840	91,00	5,51	5,6913	0,0318
3	14,4032	90,00	6,52	6,31804	0,0421

Foram regulados no equipamento de soldagem os valores de tensão e velocidade de alimentação do arame, atentando em respeitar os limites de faixa operacional do equipamento, pois a co-dependência dos parâmetros, muitas vezes torna-se inviável uma amplitude de faixa operacional requerida. A Tabela 4.11 apresenta os valores regulados e medidos com suas respectivas médias e desvios padrões.

Tabela 4.11 – Fatores e níveis a serem utilizados no estudo

Cordão	Tensão (V) (Regulada)	Tensão (V) (Medida)	Corrente (A) (Medida)	Velocidade de Alimentação do Arame (m/min) (Regulada)	Velocidad e de Alimenta ção do Arame (m/min) (Medida)
Cordão 1	18	20,45±7,52	125,06±62,97	3,02	3,18±0,06
Cordão 2	20	23,14±7,54	164,63±66,17	4,01	4,25±0,06
Cordão 3	22	25,89±5,96	193,43±64,25	5	5,32±0,08

Após a determinação dos níveis utilizados, por meio do método da potência instantânea média, foi calculada a potência disponível para realização da soldagem, com isso foi possível determinar os níveis para os três fatores estudados, os níveis da velocidade de soldagem, foram regulados, medidos e calculados conforme Tabela 4.12.

Tabela 4.12 - Fatores e níveis utilizados no estudo

Item	Fatores	Notação	Unidades	Níveis		
				-1	0	1
1	Espessura da Chapa	e	(mm)	4,80	6,4	8
2	Potência disponível	P _d	(W)	2,50	3,70	5,0
3	Velocidade de Soldagem	v _s	(mm/s)	2,5	4,00	5,5

Para a realização dos ensaios e para o processo de soldagem utilizados, alguns parâmetros foram mantidos fixos, devido a características do processo, esses

parâmetros foram monitorados de forma a garantir a repetitividade dos processos da execução dos ensaios, como pode ser visualizado na Tabela 4.13. Para avaliação da potência instantânea média foi realizada uma análise de variância conforme APÊNDICE C.

Tabela 4.13 - Parâmetros mantidos fixos para os ensaios

Item	Parâmetros	Valor/Tipo
1	Tipo de eletrodo	Sólido
2	Processo de soldagem	GMAW
3	Diâmetro do eletrodo	Ø 1,2 mm
4	Modo de transferência metálica	Curto circuito convencional
5	Mistura dos gases de proteção	75% Ar + 25% CO ₂
6	Vazão do gás de proteção	15 l/min
7	DBCP	15 mm
8	Modo de soldagem	Mecanizada
9	Posição da pistola	Empurrando
10	Ângulo da pistola	20°
11	Posição de soldagem	Plana
12	Frequência do inversor	60 Hz
13	Condição de resfriamento	Convecção forçada

4.10 Determinação das respostas de interesse

Como respostas de interesse, foram estabelecidas em função de algumas características da geometria do cordão, como penetração (P), reforço (H), largura (L) e diluição (D). Essas características são importantes, pois a técnica de soldagem em operação com deposição direta, sofre impacto direto da geometria do cordão e sua morfologia. A Figura 4.30 mostra os parâmetros dimensionais do cordão e a nomenclatura adotada neste trabalho. A dureza máxima na ZAC também é uma resposta de suma importância para esta aplicação de soldagem de dutos em operação. A temperatura máxima na superfície oposta, contribui como uma resposta determinante para a iminência e limites de perfuração.

Foi adotada a técnica de aquecimento do cordão anterior como uma forma de redução de dureza, com sobreposição de 100%, foi adotado um critério de aumento de 20% na velocidade de soldagem de forma a reduzir a energia entregue a chapa por unidade de comprimento e não fundir totalmente o cordão anterior.

Figura 4.30 - Características dimensionais medidas do cordão de solda

4.11 Bancada Experimental e realização dos experimentos

As soldagens foram realizadas de forma mecanizada, com o uso do deslocador linear, utilizando o equipamento de soldagem *Power Wave® S500*, sistema de aquisição, sistema de resfriamento, como pode-se visualizar na Figura 4.31.

Figura 4.31 - Aparato experimental

De início foi projetada uma abertura do sistema de resfriamento com dimensão 290 mm x 260 mm, no entanto devido a disponibilidade de chapas nas dimensões menores, foi projetado e construído um adaptador, onde foi possível posicionar a chapa com as dimensões menores que a da abertura.

Para aquisição dos parâmetros de soldagem e ciclos térmicos foi utilizado o sistema SAP® de aquisição de dados, a uma taxa de 5 kHz, como pode ser verificado na Figura 4.32.

Figura 4.32 - Sistema SAP® de aquisição de parâmetros de soldagem, a) Sistema SAP® de aquisição de dados, b) Interface de aquisição do sistema SAP® e c) Chapa soldada.

Para aquisição das temperaturas máximas na superfície oposta foi soldado um termopar tipo K (alumel/cromel) na superfície oposta que terá contato com os jatos colidentes, para proteção do termopar foi utilizada massa plástica de cura rápida de modo a proteger o contato do termopar com a chapa.

Para aplicação da metodologia proposta pelo EWI, foi soldado um termopar próximo ao cordão de solda de forma que se tenha temperaturas máximas acima de 350 °C e medir o tempo de resfriamento entre as temperaturas 250 °C e 100 °C na etapa do resfriamento. Essa informação é importante pois de forma indireta esse tempo permite medir a capacidade de extração de calor para cada condição de soldagem, como também um parâmetro para determinação do coeficiente de transferência de calor por convecção ($h_{cov.}$), como um dado de entrada para a simulação computacional.

4.12 Realização dos ensaios

Após a definição dos fatores, foi necessária a determinação dos níveis destes, para isso, realizou-se as soldagens dos ensaios exploratórios, com o objetivo de estabelecer níveis para os fatores a serem estudados. Para a corrente de soldagem, foi variada a velocidade de alimentação do arame, na Tabela 4.11, são apresentados os níveis medidos e regulados.

Para a soldagens dos corpos de prova foram utilizadas chapas com dimensões de 100 mm x 200 mm, e foram soldados dois cordões, com o objetivo de avaliar o efeito do segundo cordão sobre o primeiro. As temperaturas máximas na face oposta foram medidas com o uso de termopares, como também foi soldado termopares na superfície da chapa, para fim de medir o tempo de resfriamento entre as temperaturas de 250 °C a 100 °C, como é apresentado na Figura 4.33.

Figura 4.33 - Desenho esquemático da chapa a ser soldada com a posição de cada termopar

A Figura 4.34 apresenta a nomenclatura adotada para identificar as amostras estudadas, baseia-se na seguinte codificação, AM é uma abreviatura para amostra, e uma clara referência a sigla que designa o estado do AMAZONAS, a próxima

codificação é uma referência a sequência de soldagem das amostras e o ultimo refere-se ao número do cordão soldado.

Figura 4.34 - Nomenclatura para identificação das amostras soldadas

Com o auxílio do *software* Minitab®, foram geradas as corridas aleatórias, para cada ensaio, foram determinados 15 ensaios com 3 réplicas, as interações entre fatores e níveis do primeiro cordão, foram determinados como pode ser visto na Tabela 4.14. Os parâmetros de soldagem utilizados tanto para o primeiro como para o segundo passe podem ser encontrados nos APÊNDICES D e E.

Tabela 4.14 - Sequência de ensaios para as soldagens do primeiro cordão de solda.

Amostras	Sequência de ensaios	Sequência aleatorizada	P _d (kW)	e (mm)	v _s (mm/s)	E _s (kJ/mm)
AM-01-01	1	4	5,0	8	4,0	1,24
AM-02-01	2	8	3,7	8	5,5	0,68
AM-03-01	3	2	2,5	8	4,0	0,62
AM-04-01	4	3	5,0	4,8	4,0	1,24
AM-05-01	5	6	3,7	8	2,5	1,49
AM-06-01	6	12	5,0	6,4	5,5	0,90
AM-07-01	7	15	3,7	6,4	4,0	0,93
AM-08-01	8	13	3,7	6,4	4,0	0,93
AM-09-01	9	5	3,7	4,8	2,5	1,49
AM-10-01	10	1	2,5	4,8	4,0	0,62
AM-11-01	11	14	3,7	6,4	4,0	0,93
AM-12-01	12	10	5,0	6,4	2,5	1,98
AM-13-01	13	7	3,7	4,8	5,5	0,68

AM-14-01	14	9	2,5	6,4	2,5	0,99
AM-15-01	15	11	2,5	6,4	5,5	0,45

A sequência de soldagens do segundo cordão é apresentada na Tabela 4.15 onde é variada em 20% maior a velocidade de soldagem em relação ao primeiro passe, tendo como consequência a diminuição da energia de soldagem de forma a não fundir o primeiro cordão totalmente.

Tabela 4.15 - Sequência aleatória de soldagens do segundo cordão de solda.

Amostras	Sequência de ensaios	Sequência aleatorizada	P _d (kW)	e (mm)	v _s (mm/s)	E _s (kJ/mm)
AM-01-02	1	4	5,0	8	5,2	0,95
AM-02-02	2	8	3,7	8	7,15	0,52
AM-03-02	3	2	2,5	8	5,2	0,48
AM-04-02	4	3	5,0	4,8	5,2	0,95
AM-05-02	5	6	3,7	8	3,25	1,14
AM-06-02	6	12	5,0	6,4	7,15	0,69
AM-07-02	7	15	3,7	6,4	5,2	0,71
AM-08-02	8	13	3,7	6,4	5,2	0,71
AM-09-02	9	5	3,7	4,8	3,25	1,14
AM-10-02	10	1	2,5	4,8	5,2	0,48
AM-11-02	11	14	3,7	6,4	5,2	0,71
AM-12-02	12	10	5,0	6,4	3,25	1,53
AM-13-02	13	7	3,7	4,8	7,15	0,52
AM-14-02	14	9	2,5	6,4	3,25	0,76
AM-15-02	15	11	2,5	6,4	7,15	0,35

4.13 Análise metalográfica e medições de dureza

Após a realização da soldagem dos corpos de prova, foram realizados os cortes na seção transversal dos mesmos, realizado o embutimento do primeiro e segundo cordão na mesma baquelite de diâmetro de 50 mm, após o lixamento e polimento, as amostras foram atacadas com reagente Nital 2% para revelação da macrografia das amostras. Após essa etapa as amostras foram levadas a lupa estroboscópica para

as medidas das dimensões dos cordões e diluição. As macros dos cordões podem ser visualizadas na sua totalidade no apêndice A.

A realização dos ensaios de microdureza Vickers, tiveram a mesma etapa de preparação das amostras, sendo o equipamento utilizado o microdurômetro, esse equipamento permite a realização de um mapeamento de durezas, ou seja, o ensaio de dureza em uma região, são realizadas as impressões, partir do da delimitação de um determinada região da amostra (região de interesse), para esse estudo foi selecionado uma carga de 0,5 kgf para endentações com distancias de 0,3 mm (3 μ mm) como pode ser visto na Figura 4.35.

Figura 4.35 – Seleção da área para medição de dureza, a) – Região selecionada e malha gerada com as impressões e b) – Distribuição das endentações em relação as coordenadas X e Y

A determinação da dureza máxima na ZAC, foi proposta uma metodologia para determinar tal dureza, primeiramente atacando a amostra após as endentações, fazendo que as impressões de durezas sejam evidenciadas em relação ao restante dos corpo de prova, após essa etapa, levou-se a amostra ao microscópio e com aumento de 500X, foi realizada uma varredeira ao longo da fronteira região da ZAC, fazendo assim uma imagem panorâmica da ZAC, como pode ser visto no Apêndice B, após essa etapa, importou-se os pontos de dureza para o *software* AutoCAD® e partir disso com duas rotinas externas, programadas em *AutoLisp*®, realizou-se o contorno da ZAC com uma ferramenta *polyline* e em seguida selecionou-se apenas as impressões circunscritas nessa região e exportava-se apenas as impressões

selecionadas, com isso foi possível ter uma arquivo em *.txt com as coordenadas e os valores de dureza respectivamente.

4.14 Simulação numérica do processo de soldagem em operação

Para simulação numérica do processo de soldagem em operação, foi utilizado o *software* Sysweld®. A geração das malhas foi realizada no ambiente chamado VisualMesh®. A partir da importação das superfícies geradas no Autocad®, foram exportadas na extensão *.iges de maneira que fosse reconhecida pelo VisualMesh® e então construídos os sólidos e as malhas.

Figura 4.36 - Construção das malhas no VisualMesh® a partir dos arquivos importados do Autocad®

Optou-se por construir as superfícies no Autocad® pois o mesmo permite a sobreposição das macrografias, ou seja, aproximando o máximo possível da geometria do cordão, o que pode ser item de contribuição para a validação e acurácia do modelo como pode ser verificado na Figura 4.36.

A região de interesse no caso a ZAC possui um maior refino de malha, o restante das regiões mais afastadas da fonte de calor possui elementos maiores, ou seja, malha mais grosseira, como pode ser visto na Figura 4.37.

Figura 4.37 - Malha gerada no Visual-Mesh® com detalhe de maior refino na região da ZAC

Foi realizada uma análise de sensibilidade de malha a partir da chapa com maior espessura, ou seja, o caso mais crítico quanto ao número de elementos e tempo computacional de simulação, as dimensões dos elementos foram reduzidas e como consequência obteve-se o aumento do número de elementos e tempo computacional. Como critério de parada do incremento do número de elementos foram as temperaturas máximas na superfície oposta a chapa, no momento que não foi mais percebida alteração significativa nos valores de temperaturas máximas, foi finalizado o processo de análise de sensibilidade de malha para essa amostra de maior espessura, nas amostras restantes foi apenas reduzida a espessura.

Figura 4.38 - Análise de sensibilidade de malha para as simulações

As entradas de dados para simulação como por exemplo, materiais, parâmetros de soldagem, condições de travamento e condições de contorno térmicas são realizadas no ambiente Visual-Weld® assim como também as dimensões das poças de fusões como item de validação do modelo.

A Figura 4.39 apresenta a interface de entrada de dados dos parâmetros de soldagem chamada *Welding Advisor*, nessa tela é possível entrar com todos as condições e restrições do modelo para simulação da soldagem, está é uma das vantagens do software e todos os dados de entrada para todos os modelos estão apresentados nos Apêndices D e E.

Figura 4.39 - Ambiente de entrada dos parâmetros de soldagem na interface *Welding Advisor*

Os resultados obtidos, tanto como térmicos (campos de temperaturas e ciclos térmicos) e/ou mecânicos (distorções e tensões residuais), são visualizados no ambiente Visual-Viewer®. Neste ambiente é possível verificar e extrair os resultados através de planilhas do software Excel®, vídeos ou mesmo imagens.

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

5.1 Resultados 1 - Soldagem com o dispositivo fechado

As macrografias dos corpos de prova do experimento 1 apresentam cordões com morfologias próximas quanto às dimensões dos cordões de solda. A diluição do cordão refrigerado ao ar foi de 38,8 % e o com água de 37 %, denotando que a condição de resfriamento não foi tão influente assim nesse resultado, pois no metal de solda o mecanismo de transferência de calor mandatória é a condução como pode ser visto na Figura 5.1. A área da ZAC do CP resfriado com água foi de 67,87 mm² e com ar foi de 87,98 mm², demonstrando que as isothermas da ZAC sofreram influência do resfriamento acelerado.

Figura 5.1 – Macrografia dos cordões resfriados ao ar e com água na superfície oposta ao arco

O ensaio de microdureza foi realizado por meio de uma malha de pontos com 0,3 mm de distância entre eles e com dez segundos de permanência, configurando um mapa de impressões de microdureza. Os gradientes de microdureza indicaram maiores valores no cordão resfriado com água, principalmente no cordão de solda, na área do reforço, devido principalmente às trocas térmicas por convecção, como pode ser percebido na Figura 5.2. No entanto, ao comparar na região da ZAC, percebe-se que o cordão resfriado com água possui maiores valores de microdureza.

Figura 5.2 – Mapas de impressões de microdureza

Foram obtidos os ciclos térmicos na superfície oposta, tanto para condição de resfriamento ao ar como para condição de resfriamento forçado com água. A Figura 5.3, apresenta os ciclos térmicos medidos e simulados e suas respectivas condições de resfriamento, na Figura 5.3a são comparados os ciclos térmicos simulado e experimental, na etapa de aquecimento os ciclos térmicos possuem comportamento muito próximos, no entanto, na etapa de resfriamento apresenta um desacoplamento, muito provável devido ao coeficiente de transferência de calor por convecção adotado pelo *software* Sysweld®.

A Figura 5.3b é possível notar durante o comparativo entres dos dois ciclos térmicos resultantes do resfriamento forçado com água, uma diferença no comportamento tanto no aquecimento quanto no resfriamento, principalmente, no ciclo térmico experimental. Notadamente existe uma descontinuidade na etapa de resfriamento. Além do mais, devido a mudança de estado (evaporação) da água dentro do sistema fechado, pode ter provocado este comportamento. Em relação ao resultado simulado, chama a atenção para a determinação mais acurada do coeficiente de transferência de calor por convecção (CTCC).

Figura 5.3 - Ciclos térmicos simulados e experimentais para condição de resfriamento ao ar e forçado com água

As curvas apresentadas na Figura 5.4, descrevem o comportamento dos coeficientes de transferência de calor das condições de resfriamento por convecção livre (ao Ar) e como resfriamento forçado com água. Estas curvas foram geradas a partir da equação implementada pelo desenvolvedor do Sysweld®, ou seja, é nativo do próprio software. Esta equação contempla o efeito combinado da convecção somando ao efeito da radiação. Entretanto, a contribuição da convecção é tomada como um valor fixo de $25 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$.

Figura 5.4 – Curvas dos coeficientes de transferência de calor em função da temperatura

5.2 Resultados 2 – Soldagem dupla-calha com resfriamento utilizando jatos colidentes

A soldagem realizada simulando o reparo por dupla-calha, com resfriamento ao ar e forçado com água, apresenta as seguintes macrografias na Figura 5.5, onde é possível perceber a diferença na extensão da ZAC. Ao comparar as ZAC's do segundo cordão é possível perceber que a junta resfriada ao ar possui uma extensão 30 % maior em relação a junta resfriada de forma forçada com água.

Figura 5.5 – Macrografias das juntas resfriada ao ar e com resfriamento forçado com água

Os ciclos térmicos na superfície oposta foram obtidos, para as condições de resfriamento apresentadas na Figura 5.6, percebe-se a diferença entre as temperaturas de pico e o comportamento dos ciclos térmicos na etapa do resfriamento, principalmente na junta com resfriamento forçado com água, o resfriamento abrupto apresentado. Nesta soldagem não foi controlada a temperatura interpasse e nem realizado pré-aquecimento.

Figura 5.6 – Ciclos térmicos experimentais obtidos na junta resfriada ao ar e com resfriamento forçado com água

Na simulação numérica da soldagem foram calculados os ciclos térmicos, na superfície oposta para a condição de resfriamento ao ar, como pode ser visto na Figura 5.7.

Figura 5.7 - Comparação entre os ciclos térmicos experimentais e simulados

Na Figura 5.8, é apresentado os campos de temperatura na junta soldado com resfriamento ao ar, tanto na superfície superior como na superfície oposta ao arco. Nesta imagem é possível perceber a influência da espessura nos campos de temperatura.

Figura 5.8 – Distribuição de temperaturas nas superfícies superior e inferior da junta soldada.

A microdureza medida nas juntas mostra a influência do resfriamento forçado com água, como pode ser visto na Figura 5.9 na ZAC do segundo cordão é perceptível através dos gradientes de microdureza os valores mais elevados. Interessante notar, que por meio dos mapas de impressões de microdureza é possível perceber as regiões reaquecidas pelos passes seguintes.

Figura 5.9 – Impressões de microdureza das juntas resfriadas ao ar e com resfriamento forçado com água

5.3 Resultados 3 – Estudo da condição de aquecimento e resfriamento (Capacidade de extração de calor – Método do EWI)

Para o ensaio de medição da capacidade de extração de calor, foi realizada a comparação das medidas do sistema de aquisição de dados, da câmera termográfica

e de um pirômetro a laser, os resultados típicos de cada instrumento de medição são apresentados na Figura 5.10.

Figura 5.10 – Apresentação dos resultados típicos para cada instrumento de medição

Os testes para medir a capacidade de extração de calor do dispositivo, foram realizados variando a condição de retirada de calor, primeiramente foi medida o tempo de resfriamento entre as temperaturas 250 °C e 100 °C para condição ao ar, sem o resfriamento forçado com água. A segunda condição foi com o chuveiro ligado à rede de água, o que já apresenta uma diferença de 95 % aproximadamente, em seguida foi medida a retirada de calor com o aquecimento da chapa e em seguida o resfriamento era ligado, as duas últimas condições de resfriamento foram utilizadas a bomba para potencializar a retirada de calor, nas condições de aquecimento e acionamento da bomba em segunda e com o continuo funcionamento da bomba. Os resultados de tempo de resfriamento para cada condição são apresentados na Figura 5.11.

Figura 5.11 - Tempos de resfriamento entre 250 °C e 100 °C, para diferentes condições de retirada de calor

A geometria circular do chuveiro atua localmente na superfície da chapa, promovendo um resfriamento localizado, não promovendo o resfriamento homogêneo em toda a área da superfície da chapa. Ao utilizar uma câmera termográfica foi possível identificar a distribuição de temperaturas na superfície superior da chapa, ao retirar a fonte de calor, neste caso o maçarico, pode ser visto na Figura 5.12, que a distribuição de temperatura ao longo do resfriamento dar-se-á de forma a centralizar o resfriamento, devido à geometria circular do chuveiro. Graças à diferença de temperatura que gera o fluxo de calor, é possível identificar que as bordas da chapa continuam “represando” o calor, tornando-se barreira para o seu fluxo. Diante disto faz-se, projetar e construir um sistema de resfriamento que seja capaz de resfriar toda a área da chapa a ser soldada.

Figura 5.12 - Distribuição de temperaturas na superfície superior da chapa com resfriamento forçado na superfície oposta

5.4 Resultados 4 – Validação do sistema de resfriamento com jatos colidentes e Ensaio Exploratórios

Na Figura 5.13, estão apresentadas as macrografias dos corpos de prova das seções transversais do cordão das soldagens resfriadas ao ar, ou seja, sem resfriamento forçado e as macrografias das seções transversais do cordão das soldagens com resfriamento forçado com água.

A macrografia apresenta a morfologia do cordão para as condições de variação de ângulo da pistola e condição de resfriamento, nota-se a influência da posição da pistola sobre a penetração e largura do cordão. A condição empurrando apresenta a maior largura e menor penetração, condições desejáveis para a aplicação de soldagem em operação. Uma vez que é desejável um cordão com baixa penetração a fim de evitar a perfuração. Um cordão mais largo favorece um maior recobrimento da área afetada.

Figura 5.13 - Macrografias dos corpos de prova resfriados ao ar livre e com resfriamento forçado com água

O mapeamento de microdureza foi realizado para todas as amostras, a fim de verificar a influência da condição do resfriamento sobre esta propriedade mecânica.

Para a amostra soldada com a pistola na condição de empurrando, nota-se valores mais altos de dureza na ZAC de grão grosso, o que pode ser visto em todas amostra, ou seja, que os maiores valores de microdureza concentram-se na ZAC de grão grosso. Percebe-se nitidamente a maior concentração de durezas mais altas nas amostras com resfriamento forçado com água. Devido ao efeito de aceleração das taxas de resfriamento mais severas, a dureza torna-se mais alta, tornando um efeito das taxas de resfriamento promovidas pelos jatos colidentes de água.

Na Figura 5.14, pode-se verificar o comparativo entre as durezas máximas para cada amostra, onde é possível notar os maiores valores de dureza para as juntas com resfriamento forçado com água.

Figura 5.14 - Comparativo de microdureza máxima

No entanto é interessante perceber a distribuição de durezas na ZAC, para isso faz-se necessário tomar a medida de dureza média da região de grão grosso da ZAC.

Figura 5.15. Mapa de microdureza dos corpos de prova para as condições de resfriamento ao ar e com resfriamento forçado com água

A Figura 5.16, apresenta as impressões de microdureza sobre a macrografia atacada com nital 2% das amostras na condição empurrando com resfriamento ao ar e com resfriamento forçado.

Figura 5.16 – Impressões de microdureza sobre a macrografia. a) -Endentações água e b) - Endentações ar

Os ciclos térmicos, foram obtidos na superfície oposta de cada corpo de prova a fim de medir a temperatura máxima, como item de verificação para as condições

impostas pelos ensaios realizados pelo instituto *Battelle*[®] que determina que temperaturas acima de 980 °C é iminente a perfuração do duto.

Para a condição empurrando na Figura 5.17, é possível comparar os ciclos térmicos para as duas condições de resfriamento e notar que para o resfriamento forçado com água, a temperatura de pico é menor e o resfriamento é acelerado. Isto explica as durezas elevadas na ZAC na região de grão grosseiros do corpo de prova com resfriamento forçado.

Figura 5.17 - Gráfico dos ciclos térmicos na posição empurrando

Na posição 'neutro', os ciclos térmicos assumem o mesmo comportamento da posição anterior, com temperaturas de pico menores que as da posição anterior, demonstrando que mesmo com a posição vertical, ou melhor, perpendicular da pistola, ainda assim, esse fator, não é determinante quando comparado com o item anterior.

Figura 5.18. Gráfico dos ciclos térmicos na posição neutro

Já na posição puxando, o ciclo térmico com resfriamento ao ar, obteve a maior temperatura em relação as outras posições, no entanto no resfriamento forçado com água a temperatura máxima foi a menor, é perceptível a descontinuidade de aquisição dos dados devido a uma falha no equipamento, mesmo assim, ainda foi possível obter a temperatura máximo de interesse, como pode ser verifica na Figura 5.19.

Figura 5.19 - Gráfico dos ciclos térmicos na posição puxando

A Figura 5.20, sumariza as temperaturas máximas obtidas, comprando-as, de forma que seja possível identificar um comportamento, ou melhor, uma relação direta com as temperaturas máximas, as condições de resfriamento e a posição da pistola. Interessante notar, que nas condições de resfriamento os valores não são tão discrepantes entre si, tanto para resfriamento ao ar e resfriamento forçado com água, esta diferença se faz clara quando são comparadas as temperaturas máximas entre as diferentes condições de resfriamento.

Figura 5.20 - Comparativos de temperaturas máximas na face oposta.

A fim de verificar a capacidade de extrair calor do dispositivo de resfriamento, foram soldados termopares, na superfície superior da chapa em linha, como pode ser visto na Figura 5.21, para determinação da repartição térmica e verifica a extração de calor. A repartição térmica obtida do passe 1, da soldagem, trouxe uma surpresa, apenas o termopar 1, o mais próximo a poça de fusão, registrou temperaturas acima de 25 °C, de iniciou achou-se que os mesmos estivessem desconectados, no entanto, após verificação com multímetro, comprovou-se que os mesmo estavam ligados, ou seja, a partir de aproximadamente 15 mm de distância do termopar, a chapa não sofreu alteração em sua temperatura. Desta forma, foi possível atestar a capacidade de extração severa de calor do sistema.

Figura 5.21 - Posicionamento dos termopares e repartição térmica do primeiro passe com resfriamento forçado com água

Os ciclos térmicos na face oposta e a repartição térmica de duas soldagens variando a condição de resfriamento foram realizadas, como mostra a Figura 5.22. Na soldagem com resfriamento ao ar, foi possível obter temperaturas acima de 800 °C, no entanto, para a soldagem com resfriamento forçado com água, a temperatura foi de 344,79 °C, uma diferença de 57,71%. As repartições térmicas quando comparadas, mostram a influência do resfriamento forçado com água, altera o comportamento de resfriamento da chapa quando comprado com resfriamento com ar.

Figura 5.22 - Ciclos térmicos e repartição térmica do segundo passe resfriado ao ar e com resfriamento forçado com água.

5.5 Resultados 5 – Resultados obtidos a partir do projeto de experimentos Box-Behnken

Em seguida foram realizados os ensaios determinados a partir do projeto de experimentos Box-Behnken, para cada resposta desejada, a seguir na Tabela 5.1 são apresentados os resultados obtidos a partir da macrografia das amostras.

Tabela 5.1 – Matriz dos experimentos e resultados das medições das respostas

Matriz de Experimentos				Resultados Medidos				
Amostras	P _d (W)	e (mm)	v _s (mm/s)	P (mm)	H (mm)	L (mm)	D (%)	T _{Máx.} (°C)
AM-01-01	5,00	8	4,0	2,39	3,30	11,14	35,2	268,88
AM-02-01	3,75	8	5,5	1,55	2,54	7,92	30,5	256,99
AM-03-01	2,50	8	4,0	1,29	2,94	6,71	19,5	114,12
AM-04-01	5,00	4,8	4,0	2,23	3,28	10,41	33,5	270,68
AM-05-01	3,75	8	2,5	2,28	3,77	10,08	23,7	148,28
AM-06-01	5,00	6,4	5,5	2,08	2,84	9,53	37,3	145,92
AM-07-01	3,75	6,4	4,0	1,99	3,07	8,34	30,8	258,34
AM-08-01	3,75	6,4	4,0	1,91	3,11	9,02	30,5	189,62
AM-09-01	3,75	4,8	2,5	1,59	3,81	9,34	18,8	392,07
AM-10-01	2,50	4,8	4,0	1,23	2,75	6,57	22,6	270,06
AM-11-01	3,75	6,4	4,0	1,95	3,07	8,86	28,8	167,49
AM-12-01	5,00	6,4	2,5	2,09	3,92	12,6	24,5	285,13
AM-13-01	3,75	4,8	5,5	1,82	2,67	7,62	32,1	282,62
AM-14-01	2,50	6,4	2,5	1,31	3,57	7,51	15,0	153,18
AM-15-01	2,50	6,4	5,5	1,12	2,62	5,85	24,3	165,72

5.6 Construção dos modelos empíricos

Como resultado do projeto de experimentos, também foi possível obter relações empíricas para cada resposta desejada, a seguir são apresentados os modelos empíricos e a comparação com as medidas com seus respectivos erros relativos.

Tabela 5.2 – Coeficientes estimados utilizando a análise de regressão para cada resposta

Coeficientes	Termos	Valores dos coeficientes				
		P (mm)	H (mm)	L (mm)	D (%)	T _{Máx.} (°C)
β_0	Const.	-3,96	-3,64	-1,76	-0,472	1789
β_1	e	0,416	0,26	0,468	0,0393	-467
β_2	P_d	0,988	0,293	1,744	1,0725	120
β_3	v_s	0,981	-0,747	-0,0127	0,1717	-118
β_{11}	e^2	-0,001	-0,0109	-0,0322	-0,00258	21,1
β_{22}	P_d^2	-0,104	0,0077	0,032	0,01061	-18,1
β_{33}	v_s^2	-0,0611	0,0631	0,0367	-0,01372	19,3
β_{12}	$e * P_d$	0,0125	-0,0212	0,0738	0,00596	4,75
β_{13}	$e * v_s$	-0,100	-0,0094	-0,0458	-0,00682	22,7
β_{23}	$P_d * v_s$	0,024	0,0173	-0,188	-0,0045	-20,2

* Em **negrito** os termos significativos

Após a estimativa dos coeficientes dos termos independentes, apresentados na Tabela 5.2, é possível a construção dos modelos empíricos que explicam o comportamento das respostas de interesse. A Tabela 5.3 sumariza os modelos completos obtidos com o uso do *software* Minitab®, utilizando o método dos mínimos quadrados, como pode ser verificado nas Equações (5.2 - 5.5).

Tabela 5.3 - Modelos quadráticos completos

Modelo quadrático completo	
$P \text{ (mm)} = -3,96 + 0,416e + 0,988 P_d + 0,981v_s - 0,0010 e^2$ $- 0,1040 P_d^2 - 0,0611 v_s^2 + 0,0125 e * P_d - 0,1000 e$ $* v_s + 0,0240 P_d * v_s$	(5.1)
$H \text{ (mm)} = -3,64 + 0,260e + 0,293 P_d - 0,747v_s - 0,0109 e^2$ $+ 0,0077 P_d^2 + 0,0631 v_s^2 - 0,0212 e * P_d$ $- 0,0094 e * v_s + 0,0173 P_d * v_s$	(5.2)
$L \text{ (mm)} = -1,76 + 0,468e + 1,744 P_d - 0,0127v_s - 0,0322 e^2$ $+ 0,0320 P_d^2 + 0,0367 v_s^2 + 0,0738 e * P_d - 0,0458 e$ $* v_s - 0,1880 P_d * v_s$	(5.3)
$D \text{ (%) } = -0,472 + 0,0393e + 1,0725 P_d + 0,1717v_s$ $- 0,00258 e^2 + 0,01061 P_d^2 - 0,01372 v_s^2$ $+ 0,00596 e * P_d - 0,00682 e * v_s - 0,00450 P_d * v_s$	(5.4)
$T_{Máx.}(^{\circ}C) = 1789 - 467e + 120P_d - 118v_s + 21,15 e^2 - 18,1 P_d^2$ $+ 4,75v_s^2 + 19,3e * P_d + 22,72e * v_s - 20,2 P_d * v_s$	(5.5)

5.7 Verificação da adequação e ajuste dos modelos empíricos

A partir da determinação dos modelos, obtidos com a análise de regressão, faz-se necessária a verificação da adequação deste. Para isso, foi utilizada a análise de variância (ANOVA), obtida com o uso da ferramenta Minitab® *Statistical Software versão 17*. A análise de variância mostrou que todos os modelos estão adequados, visto que possuem *P-value*, menores que o nível de significância de 5%. Essa constatação atesta que não é necessária a redução do modelo. No entanto, outra análise foi feita para verificar se ocorreu falta de ajuste dos modelos, isso pode ser feito por meio do valor do “*Lack-of-fit*”, falta de ajuste, em português. Esta análise é oposta a análise do *P-value*, isto é, o modelo é capaz de explicar a resposta se o valor da falta de ajuste for maior que 0,05 (falta de ajuste > 0,05).

A Tabela 5.4 apresenta os valores de *P-value* e falta de ajuste do modelo para cada resposta, onde é possível perceber que para os modelos desenvolvidos, a

resposta reforço (H) demonstrou falta de ajuste (falta de ajuste=0,034), o modelo permanece adequado, no entanto faz-se necessário a correção utilizando o recurso de redução do modelo.

Tabela 5.4 - Análise de variância dos modelos empíricos completos

Resposta	Graus de Liberdade		Soma de Quadrados		Média Quadrática		F	P _{value}	Falta de Ajuste	Adequação
	Reg.	ER	Reg.	ER	Reg.	ER				
P (mm)	9	5	2,354	0,036	0,261	0,007	36,7	0,000	0,132	Adequado
H (mm)	9	5	2,780	0,046	0,308	0,009	33,3	0,001	0,034	Adequado
L (mm)	9	5	46,714	0,378	5,190	0,076	68,7	0,000	0,8090	Adequado
D (%)	9	5	0,059	0,001	0,0065	0,000	43,5	0,000	0,437	Adequado
T _{Máx.} (°C)	9	5	72425,0	8263,60	8047,2	1652,7	4,87	0,048	0,691	Adequado

O procedimento de redução do modelo da resposta reforço H, foi realizado com objetivo de corrigir a adequação do modelo utilizando os critérios coeficiente de determinação ajustado R^2 (Adj.), variância (S), P-value e o falta de ajuste do modelo reduzido comparando com o modelo completo não adequado.

Mesmo o restante dos modelos das respostas esteja adequado, foi realizada a redução destes a fim de refinar e aumentar a acurácia destes modelos. A redução dos modelos é realizada com a retirada (remoção) dos termos, para isso usa-se a significância dos termos individuais como também a interação entres eles, como pode ser visto na Tabela 5.2 com os valores correspondente ao termos com baixa significância em negrito.

A Tabela 5.5 apresenta os modelos reduzidos, ou seja, com a retirada dos termos não significativos.

Para a redução dos modelos foi utilizado o método *Stepwise*, ferramenta do software Minitab®, para redução dos modelos completos, foi utilizado para este trabalho o $\alpha = 0,25$.

Tabela 5.5 - Modelos reduzidos

Modelo quadrático reduzido	
$P \text{ (mm)} = -4,215 + 0,4500e + 1,067 P_d + 0,980v_s - 0,1039 P_d^2 - 0,0610 v_s^2 - 0,1000 e * v_s + 0,0240 P_d * v_s$	(5.6)
$H \text{ (mm)} = 5,012 + 0,1460 P_d - 0,876v_s + 0,0637v_s^2$	(5.7)
$L \text{ (mm)} = 3,24 - 0,127e + 1,984 P_d - 0,013v_s + 0,0738e * P_d - 0,1880 P_d * v_s$	(5.8)
$D \text{ (%) } = -0,362 + 0,0063e + 0,0701 P_d + 0,16999v_s - 0,01029 P_d^2 - 0,01349 v_s^2 + 0,00596 e * P_d - 0,00682 e * v_s + 0,00450 P_d * v_s$	(5.9)
$T_{M\acute{a}x.} (^{\circ}C) = 1699 - 463e + 124P_d - 80,2v_s + 20,83 e^2 - 18,7 P_d^2 + 19,27e * P_d + 22,72e * v_s - 20,2 P_d * v_s$	(5.10)

Após a redução dos modelos, são comparados com os modelos completos quanto ao R^2 (Adj.), a variância (S), como apresenta a Tabela 5.6, percebe-se o aumento do coeficiente de determinação ajustado em todos os modelos reduzidos e diminuição da variância, com isso aumentando a confiabilidade do modelo matemático construído.

Tabela 5.6 - Efeito comparativo entre os ajustes dos modelos completos e reduzidos

Resposta	R² (%)		R² (Adj.) (%)		S	
	Completo	Reduzido	Completo	Reduzido	Completo	Reduzido
P (mm)	98,51	98,06	95,82	96,61	0,084	0,076
H (mm)	98,36	97,75	95,41	97,13	0,096	0,076
L (mm)	99,2	98,96	97,75	98,38	0,275	0,233
D (%)	98,74	98,47	96,47	96,43	0,012	0,012
T _{Máx.} (°C)	89,76	89,24	71,32	74,88	40,654	38,048

Ao comparar a falta de ajuste e o *p-value* percebe na Tabela 5.7 o aumento do falta de falta de ajuste, o que é benéfico para a capacidade de predição do modelo

reduzido e a diminuição do *p-value* para os valores acima de zero dos modelos completos e a permanência em zero para as respostas que possuíam esse valor.

Tabela 5.7. Comparação da falta de ajuste entre os modelos completos e reduzidos

Resposta	Falta de Ajuste		p-value	
	Completo	Reduzido	Completo	Reduzido
P (mm)	0,132	0,193	0,000	0,000
H (mm)	0,034	0,073	0,001	0,000
L (mm)	0,8090	0,921	0,000	0,000
D (%)	0,437	0,455	0,000	0,000
T _{Máx.} (°C)	0,691	0,766	0,048	0,019

5.8 Análise dos resíduos

Para Montgomery [114], os resíduos, que são a diferença entre os resultados do modelo predito e os valores medidos, devem ser normais, não correlacionados e aleatórios. Sendo assim, os resíduos obtidos dos modelos reduzidos foram analisados utilizando o *software* Minitab®.

Tabela 5.8 - Análise de resíduos

Análise dos Resíduos		P (mm)	H (mm)	L (mm)	D (%)	T _{Máx.} (°C)
Teste de normalidade	AD	0,772	0,786	0,230	0,216	0,164
	p-value	0,035	0,032	0,766	0,811	0,927
Análise de correlação	Pearson	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000
	p-value	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000
Análise de Aleatoriedade <i>Run Chart</i>	Agrupamento	0,031	0,215	0,215	0,008	0,092
	Mistura	0,969	0,785	0,785	0,992	0,908
	Tendência	0,332	0,586	0,138	0,808	0,041
	Oscilação	0,668	0,414	0,862	0,192	0,959

Para verificar o comportamento dos resíduos foi utilizado o teste de probabilidade normal Anderson-Darling (AD), o coeficiente de Ad foi menor que um e $p\text{-value} > 0,05$. A análise de correlação foi feita por meio dos coeficientes de *Pearson* onde todos apresentam zero e $p\text{-value}$ igual a 1, atestando que os resíduos não são correlacionados. Para verificação da aleatoriedade dos resíduos, o que indica que os mesmos não são regidos por um padrão, utilizou-se a função “*Run Chart*” do Minitab®, comparando o $p\text{-value} > 0,05$ para as classes de agrupamento, mistura, tendência e oscilação, como pode ser visto na Tabela 5.8.

5.9 Influência dos principais efeitos dos fatores sobre a geometria do cordão

Na Figura 5.23, tem-se a influência dos efeitos principais da potência disponível, velocidade de soldagem e espessura sobre a penetração do cordão. É possível notar que a potência disponível e a espessura, são fatores que exercem uma maior influência sobre essa resposta. Para um aumento de potência tem-se um maior quantidade de calor entregue a chapa e consequentemente maior penetração, quanto a velocidade de soldagem, é interessante notar, que a partir de velocidade igual a 4 mm/s a penetração passa a diminuir, isso deve-se ao efeito reduzido da sobreposição da poça de fusão. Para a aplicação a que se destina estudar este trabalho, uma penetração pronunciada é desfavorável, pois é passivo de perfurar a parede do duto. Por tanto, para este estudo é benéfico valores de menor penetração.

Figura 5.23 - Efeitos principais dos fatores sobre a penetração do cordão

A Figura 5.24, apresenta os efeitos dos fatores, potência disponível, velocidade de soldagem e espessura sobre a resposta reforço. Nota-se que os principais fatores que influencia no comportamento do reforço, são: A potência disponível e a velocidade de soldagem. O acréscimo do reforço está relacionado ao aumento da potência disponível, consequência direta do aumento da corrente, devido ao aumento da velocidade de alimentação, para valores maiores de velocidade de soldagem, percebe-se um aumento do reforço, os valores menores de reforço, tem-se para maiores valores de velocidade, uma vez que a taxa de deposição diminui com o aumento da velocidade.

Figura 5.24 - Efeitos principais dos fatores sobre o reforço do cordão

Pode-se observar na Figura 5.25, que os fatores determinantes nas características da largura do cordão são, a potência disponível e a velocidade de soldagem. Para maiores valores de potência disponível tem-se um aumento da largura do cordão, no entanto, para valores menores de velocidade de soldagem, os resultados apresentam menores valores de largura, haja vista que a taxa de deposição é maior para valores mais baixos de velocidade de soldagem. Para a aplicação em questão do reparo de regiões degradadas em dutos em operação, é preferível que o cordão seja mais largo, de modo a ampliar a área de reparo, uma vez que uma largura maior apresenta um reforço menor, para um mesmo volume depositado.

Figura 5.25 - Principais efeitos dos fatores sobre a largura do cordão

Os efeitos principais sobre a diluição, apresentados na Figura 5.26, são a potência disponível e a velocidade de soldagem, para baixos níveis velocidade de soldagem tem-se valores baixos de penetração e altos valores de reforço, fazendo com que assim, para esses níveis de velocidade de soldagem tenha-se baixa diluição do cordão.

Figura 5.26 - Principais efeitos dos fatores sobre a largura do cordão

A Figura 5.27, apresenta os efeitos dos fatores sobre a temperatura máxima na superfície oposta da chapa, percebe-se claramente a influência determinante da potência disponível e principalmente da espessura da chapa. Para níveis baixos de espessura tem um alto valor de temperatura máxima mesmo para um nível baixo de potência disponível e velocidade de soldagem, o que pressupõe mais tempo durante a entrega de calor a chapa, no entanto para níveis de espessura mais altos, não se nota a influência tão significativa sobre a temperatura máxima obtida.

Figura 5.27 - Principais efeitos dos fatores sobre a temperatura máxima na superfície oposta

5.10 Efeito da interação entre os fatores sobre a morfologia do cordão

A Figura 5.28 mostra que a penetração aumenta nitidamente para altos valores de espessura da chapa para um range específico de velocidade de soldagem (range). O aumento da espessura da chapa permite a permanência da energia entregue pelo arco por mais tempo e diminui a taxa de resfriamento que apresenta uma condição favorável para o aumento da penetração [123].

Figura 5.28 - Resultado da interação entre a espessura da chapa e a velocidade de soldagem sobre a penetração, $P_d=3,75$ W

Ao aumentar a potência disponível e reduzir a velocidade de soldagem, ou seja, ao aumentar a energia de soldagem é possível notar o aumento no reforço (altura do cordão), uma vez que isso possibilita maior quantidade de material depositado e como consequência maiores dimensões do cordão de solda, este efeito é desfavorável para a aplicação em soldagem em operação, pois se deseja reduzir a dureza na ZAC do primeiro cordão ao soldar um segundo cordão de sobreposição, e desta forma, reduzir a dureza através do reaquecimento da ZAC do primeiro cordão. O efeito contrário também é verdade, como pode ser visto na Figura 5.29, o reforço diminui com o aumento da velocidade de soldagem e redução da potência disponível.

Figura 5.29 – Resultado da interação entre velocidade de soldagem e potência disponível sobre o reforço, $e=6,4$ mm

A largura do cordão, é algo desejável para a finalidade de reparo, ou seja, aumento da área de cobertura do reparo, a influência da potência disponível e da velocidade de soldagem pode ser observada na Figura 5.30. A largura aumenta com o acréscimo da potência disponível e decréscimo da velocidade de soldagem, pois nessa condição tem-se maior quantidade de material sendo depositado por unidade de comprimento e, com isso, maiores dimensões do cordão, como resultado do aumento da taxa de deposição.

Figura 5.30- Resultado da interação entre potência disponível e velocidade de soldagem sobre a largura do cordão, $e=6,4$ mm.

A Figura 5.30 apresenta a dependência da diluição sob a interação entre a espessura da chapa e a velocidade de soldagem, percebe-se que para valores baixos de velocidade de soldagem tem-se baixos valores de diluição, o efeito da velocidade de soldagem é proporcional, a diluição é maior para espessuras de chapas menores, pois para espessuras maiores de chapas, tem-se maior energia absorvida por condução, com isso diminui a eficiência de fusão do calor na chapa. Para a aplicação em soldagem em operação é interessante o efeito da diluição em um nível que não permita falta de fusão e menor penetração.

Figura 5.31 - Resultado da interação entre a espessura da chapa e a velocidade de soldagem sobre a diluição, $P_d = 3,75$ W

A Figura 5.32 apresenta a interação entre a velocidade de soldagem e a espessura da chapa sobre a temperatura máxima na superfície oposta da chapa, para o nível menor da velocidade de soldagem e espessura, tem-se os maiores valores de temperatura máxima, pois com a diminuição da velocidade de soldagem tem-se maior energia por unidade de comprimento sobre a chapa, a atuação dessa energia em chapas de menores espessuras fazem com que tenha um maior fluxo dessa energia ao longo da espessura e consequentemente maiores temperaturas. Uma vez que a temperatura máxima na superfície oposta é um parâmetro de controle na soldagem em operação, é preferível para menores espessuras uma velocidade de soldagem maior, a fim de evitar a perfuração, sendo este um dos principais problemas da soldagem em operação.

Figura 5.32 - Resultado da interação entre a espessura e a velocidade de soldagem sobre a temperatura máxima na superfície oposta da chapa, $P_d = 3,75$ W.

5.11 Ensaio de Microdureza Vickers

A dureza máxima da ZAC é uma resposta importante na soldagem em operação, uma vez que o valor de dureza máxima crítica é de 350 HV [30], este valor de dureza denota microestrutura suscetível a trinca induzida por hidrogênio.

A seguir são apresentados os mapas de microdureza Vickers com carga de 0,5 kgf, foram medidas a dureza na seção transversal do primeiro cordão e na seção transversal do segundo cordão e a partir dessas medições verificar a influência do segundo cordão sobre o primeiro.

Figura 5.33 - Mapa de microdureza da amostra AM-01: a) Amostra AM-01-01 e b) Amostra AM-01-02.

A Figura 5.33 apresenta os mapas de microdureza da amostra AM-01-01 e a AM-01-02, é possível perceber a diferença dos gradientes de cores entre as duas amostras. Na AM-01-01 com 8 mm de espessura e 1,28kJ/mm de energia de soldagem é possível notar a região de grão grosseiro da ZAC, com valor de dureza máxima de 321 HV. No entanto, AM-01-02 de mesma espessura e energia de soldagem igual a 0,98 kJ/mm é possível perceber a diminuição da dureza nessa região com valor de 290 HV, uma diminuição em 10% em relação ao primeiro cordão.

Figura 5.34 - Mapa de microdureza da amostra AM-02: a) Amostra AM-02-01 e b) Amostra AM-02-02.

Na Figura 5.34 é apresentada as amostras AM-02-01 e AM-02-02, ambas com 8 mm de espessura, no entanto a primeira com energia de soldagem igual 0,69 kJ/mm e dureza máxima de 325 HV. A segunda amostra com 0,53 kJ/mm de energia de soldagem apresenta dureza máxima na ZAC de 293 HV, uma redução de 10% em relação ao valor máxima de dureza do primeiro cordão.

Figura 5.35 - Mapa de microdureza da amostra AM-03: a) Amostra AM-03-01 e b) Amostra AM-03-02.

A Figura 5.35 ilustra os mapas de microdureza das amostras AM-03-01 e AM-03-02 em uma chapa com 8 mm de espessura. A primeira amostra com energia de soldagem com 0,66 kJ/mm apresentou um valor de dureza máxima na ZAC de 333

HV. No entanto, na segunda amostra houve uma redução de 10% no valor da dureza máxima uma vez que o valor de dureza máxima foi de 299 HV.

Figura 5.36 - Mapa de microdureza da amostra AM-04: a) Amostra AM-04-01 e b) Amostra AM-04-02.

Na Figura 5.36 pode-se notar os mapas de microdureza das amostras AM-04-01 e AM-04-02 com espessura de chapa igual a 4,8 mm. A amostra AM-04-01 foi soldada com energia de soldagem igual 1,26 kJ/mm apresentou valor de dureza máxima na ZAC de 333 HV. Já a amostra AM-04-02, soldada com energia de soldagem igual a 0,98 kJ/mm apresentou uma redução de 8% no valor de dureza máxima na ZAC, uma vez que o valor de dureza máxima medida na amostra foi de 307 HV.

Figura 5.37 - Mapa de microdureza da amostra AM-05: a) Amostra AM-05-01 e b) Amostra AM-05-02.

A Figura 5.37 apresenta os mapas de microdureza das amostras AM-05-01 e AM-05-02 soldadas em chapa com 8 mm de espessura. A AM-05-01 foi soldada com

energia de soldagem igual 1,58 kJ/mm e apresentou dureza máxima na ZAC de 325 HV. A amostra AM-05-02 foi soldada com 1,15 kJ/mm de energia de soldagem e teve como resultado o valor de dureza máxima igual a 302 HV, ou seja, uma redução de 7% do valor de dureza máxima na ZAC.

Figura 5.38 - Mapa de microdureza da amostra AM-06: a) Amostra AM-06-01 e b) Amostra AM-06-02.

A Figura 5.38 apresenta os mapas de microdureza da amostra AM-06-01 e AM-06-02 soldadas em chapa com 6,4 mm de espessura. A AM-06-01 foi soldada com 0,94 kJ/mm e teve como resultado dureza máxima na ZAC o valor de 340 HV. A AM-06-02 soldada com energia de soldagem igual a 0,74 kJ/mm teve valor de dureza máxima na ZAC igual a 313 HV, reduzindo o valor de dureza máxima na ZAC em 8%.

Figura 5.39 - Mapa de microdureza da amostra AM-07: a) Amostra AM-07-01 e b) Amostra AM-07-02.

Na Figura 5.39 é possível notar os mapas de microdureza das amostras AM-07-01 e AM-07-02 ambas soldadas em chapa de 6,4 mm de espessura. Na parte superior

do cordão percebe-se uma região com dureza elevada, tanto na primeira como na segunda amostra, muito por conta da prevalência do mecanismo de convecção livre nessa região somado ao efeito da convecção forçada na superfície oposta da chapa. A AM-07-01 soldada com 0,94 kJ/mm teve como resultado dureza máxima na ZAC o valor de 327 HV e a AM-07-02 onde foi utilizada energia de soldagem igual a 0,78 kJ/mm resultou em 303 HV de dureza máxima na ZAC reduzindo em 7% o valor de dureza máxima em relação a primeira amostra.

Figura 5.40 - Mapa de microdureza da amostra AM-08: a) Amostra AM-08-01 e b) Amostra AM-08-02.

A Figura 5.40 apresenta os mapas de microdureza das amostras AM-08-01 e AM-08-02 soldadas em chapa com 6,4 mm de espessura. A AM-08-01 foi soldada com energia de soldagem igual a 0,97 kJ/mm e teve como resultado dureza máxima na ZAC igual a 337 HV. A AM-08-02 foi soldada com energia de soldagem igual a 0,71 kJ/mm o que resultou em uma dureza máxima na ZAC de 290 HV, reduzindo em 14% o valor de dureza na ZAC em relação a AM-08-01.

Figura 5.41 - Mapa de microdureza da amostra AM-09: a) Amostra AM-09-01 e b) Amostra AM-09-02.

A Figura 5.41 apresenta a influência da amostra AM-09-02 sobre a amostra AM-09-01, em relação ao mapa de microdureza. As amostras foram soldadas em chapa com mesma espessura igual a 4,8 mm. A AM-09-01 foi soldada com energia de soldagem igual a 1,53 kJ/mm e teve como resultado dureza máxima na ZAC igual 333 HV. A AM-09-02 soldada com 1,13 kJ/mm apresentou dureza máxima de 324 HV, promovendo uma redução de 3% no valor da dureza máxima da primeira amostra.

Figura 5.42 - Mapa de microdureza da amostra AM-10: a) Amostra AM-10-01 e b) Amostra AM-10-02.

A Figura 5.42 apresenta os mapas de microdureza das amostras AM-10-01 e AM-10-02 soldadas em chapa com 4,8 mm de espessura. Para soldar a amostra AM-10-01 foi utilizada a energia de soldagem igual 0,64 kJ/mm e teve como resultado, dureza máxima na ZAC igual a 335 HV. A amostra AM-10-02 foi soldada com energia de soldagem igual a 0,52 kJ/mm e teve como resultado dureza máxima na ZAC igual 310 HV, proporcionando redução de dureza máxima na ordem de 7%.

Figura 5.43 - Mapa de microdureza da amostra AM-11: a) Amostra AM-11-01 e b) Amostra AM-11-02.

A Figura 5.43 apresenta os gradientes de dureza nas amostras AM-11-01 e AM-11-02, soldadas em chapa com espessura igual 6,4 mm. A amostra AM-11-01 soldada com energia de soldagem igual a 0,96 kJ/mm e dureza máxima na ZAC igual a 333 HV. A amostra AM-11-02 foi soldada com energia de soldagem igual 0,74 kJ/mm proporcionou uma redução de 9% no valor de dureza máxima na ZAC, sendo a dureza máxima medida após a soldagem do segundo cordão igual a 304 HV. ...

Figura 5.44 - Mapa de microdureza da amostra AM-12: a) Amostra AM-12-01 e b) Amostra AM-12-02.

Na Figura 5.44 é possível verificar o gradiente de cores que representa a distribuição das medidas de microdureza nas amostras AM-12-01 e AM-12-02 soldadas em chapa com espessura igual a 6,4 mm. Pode-se notar na ZAC do primeiro cordão uma concentração maior de durezas principalmente na região de grão grosseiro, muito maior do que no restante do cordão, muito se deve ao fato da usinagem para redução da espessura das chapas possa ter ocasionado o encruamento dessa região que está próximo a superfície da chapa. Na soldagem da

amostra AM-012-01 foi utilizada energia de soldagem igual a 2,01 kJ/mm tendo como resultado dureza máxima na ZAC igual a 369 HV, superando o valor tolerado de 350 HV. No entanto, após a soldagem da amostra AM-12-02 soldada com 1,51 kJ/mm de energia de soldagem, a dureza máxima na ZAC reduziu para 293 HV, proporcionando uma diminuição de 21% no valor da dureza máxima do primeiro cordão e estando dentro do valor máximo tolerável devido ao efeito do reaquecimento do segundo cordão.

Figura 5.45 - Mapa de microdureza da amostra AM-13: a) Amostra AM-13-01 e b) Amostra AM-13-02.

A Figura 5.45 mostra uma distribuição praticamente homogênea dos valores de dureza na região da zona fundida e ZAC, esse mesmo efeito não é mais percebido no segundo cordão. As amostras AM-13-01 e AM-13-02 foram soldadas em chapa com 4,8 mm. A amostra AM-13-01 foi soldada com energia de soldagem igual a 0,67 kJ/mm resultando em um valor de dureza máxima na ZAC de 346 HV. Para soldar a amostra AM-13-02 foi usada 0,53 kJ/mm de energia de soldagem e teve como resultado de dureza máxima o valor de 298 HV, reduzindo em 14% o valor de dureza máxima.

Figura 5.46- Mapa de microdureza da amostra AM-14: a) Amostra AM-14-01 e b) Amostra AM-14-02.

A Figura 5.46 apresenta os mapas de microdureza das amostras AM-14-01 e AM-14-02, soldadas em chapa com espessura 6,4 mm. A amostra AM-14-01 foi soldada com energia de soldagem igual a 1,04 kJ/mm e teve dureza máxima na ZAC igual a 334 HV. Para a soldagem da amostra AM-14-02 foi utilizada energia de soldagem igual a 0,81 kJ/mm proporcionando uma dureza máxima na ZAC igual a 315 o que levou a uma diminuição em 6% do valor máximo do primeiro cordão.

Figura 5.47 - Mapa de microdureza da amostra AM-15: a) Amostra AM-15-01 e b) Amostra AM-15-02.

Na Figura 5.47 apresentam-se os mapas de microdureza das amostras AM-15-01 e AM-15-2 ambas soldadas em chapa com 6,4 mm de espessura. Foi utilizado 0,47 kJ/mm de energia de soldagem para esse cordão resultando em uma dureza máxima igual 328 HV. Para a amostra AM-15-02, foi usada a energia de soldagem igual a 0,38

kJ/mm levando a uma dureza máxima na ZAC igual a 303 HV, reduzindo em 8% o valor da dureza máxima do primeiro cordão.

Figura 5.48 – Durezas máximas na ZAC das amostras soldadas e a influência do passe seguinte sobre o anterior.

A Figura 5.48 sintetiza os valores de durezas máximas encontradas na ZAC de todas as amostras, é possível perceber que todos os valores de dureza foram reduzidos sob a influência do segundo cordão sobre o primeiro, corroborando os resultados positivos da técnica do passe de reaquecimento. Devido as altas taxas de resfriamento resultantes do sistema de resfriamento acelerado provocado pelos jatos colidentes sobre a superfície oposta da chapa, a diferença entre a maior e menor dureza foi de 7,23%, ou seja, a variação de espessura e energia de soldagem não foi mandatória para a variação da dureza na ZAC. O resultado que destoa dessa afirmativa é o resultado da amostra AM-12-01, pois a mesma sofreu um efeito acumulativo de endurecimento provocado pelo processo de usinagem da chapa, como pode ser observado no Anexo A e Figura 5.44, no entanto mesmo para esta amostra o efeito de redução da dureza máxima na ZAC foi efetivo pela técnica de reaquecimento do cordão anterior provocado pelo cordão seguinte. Os valores de durezas máximas para essa classe de aço está muito próximo do valores encontrados

na literatura para esse caso específico de aplicação, ou seja, soldagem em operação [124].

5.12 Simulação computacional da soldagem em operação

A seguir são apresentados os resultados da simulação numérica das amostras soldadas, neste caso são apresentados apenas os resultados do primeiro cordão, pois esse é causa de possível perfuração da chapa em condições de soldagem em operação, para a simulação foi utilizada o pacote comercial Sysweld®.

Figura 5.49 – Simulação numérica da amostra AM-01-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)

A Figura 5.49 apresenta os ciclos térmicos experimental e simulados aquisitados na superfície oposta da chapa como também os campos de temperaturas da amostra AM-01-01 na região do regime quase-estacionário, ao comparar a temperatura máxima do ciclo térmico simulado com a do experimental é possível notar a diferença de aproximadamente 0,50%, para a determinação do ciclo térmico simulado foi implementado o ajuste do coeficiente de transferência de calor por convecção igual a $19000,00\text{ W/m}^2\text{ °C}$ obtido a partir do método do EWI com erro percentual entre os tempos de resfriamento na faixa de temperatura $\Delta t\text{ }250\text{-}100\text{ °C}$ igual a 8,76%.

Figura 5.50 - Simulação numérica da amostra AM-02-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)

Na Figura 5.50 é ilustra os ciclos térmicos experimental e simulado da amostra AM-02-01 e os campos de temperaturas na região do regime quase-estacionário, quando comparadas as temperaturas máximas dos ciclos térmicos a diferença é em torno de 1,7%. O ciclo térmico simulado foi obtido a partir da implementação do coeficiente de transferência de calor por convecção igual a $16500,00\text{ W/m}^2\text{ }^{\circ}\text{C}$ utilizando o método do EWI com erro percentual entre os tempos de resfriamento calculados e medidos na faixa de temperatura $\Delta t_{250-100\text{ }^{\circ}\text{C}}$ igual a 6,16%.

Figura 5.51 - Simulação numérica da amostra AM-03-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)

A Figura 5.51 mostra os ciclos térmicos experimental e simulado da amostra AM-03-01 e os campos de temperaturas na região do regime quase-estacionário, a diferença entre as temperaturas máximas dos ciclos térmicos foi de proximamente 3,5%. Para o cálculo do ciclo térmico simulado foi implementado o coeficiente de transferência de calor por convecção igual a 50000,00 W/m² °C utilizando o método do EWI com erro percentual entre os tempos de resfriamento calculados e medidos na faixa de temperatura Δt 250-100 °C igual a 9,33%.

Figura 5.52 - Simulação numérica da amostra AM-04-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)

A Figura 5.52 apresenta os ciclos térmicos experimental e simulado da amostra AM-04-01 assim como os campos de temperaturas na região do regime quase-estacionário, ao comparar as temperaturas máximas dos ciclos térmicos foi possível determinar um erro de proximamente 0,21%. O valor do coeficiente de transferência de calor por convecção utilizado foi de 46500,00 W/m² °C esse valor obtido utilizando o método do EWI proporcionou um erro percentual entre os tempos de resfriamento calculados e medidos na faixa de temperatura Δt 250-100 °C igual a 8,43%.

Figura 5.53 - Simulação numérica da amostra AM-05-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)

A Figura 5.53 mostra os ciclos térmicos experimental e simulado da amostra AM-05-01 e os campos de temperaturas na região do regime quase-estacionário, quando comparas as temperaturas máximas dos ciclos térmicos obteve-se um erro de proximamente 3,75%. O valor do coeficiente de transferência de calor por convecção utilizado foi de 50500,00 W/m² °C esse valor obtido utilizando o método do EWI proporcionou um erro percentual entre os tempos de resfriamento calculados e medidos na faixa de temperatura Δt 250-100 °C igual a 4,84%.

Figura 5.54 - Simulação numérica da amostra AM-06-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)

Na Figura 5.54 é possível ver os ciclos térmicos experimental e simulado da amostra AM-06-01 e os campos de temperaturas na região do regime quase-estacionário, quando comparadas as temperaturas máximas dos ciclos térmicos obteve-se um erro de proximamente 3,00%. O valor do coeficiente de transferência de calor por convecção utilizado foi de 65500,00 W/m² °C esse valor obtido utilizando

o método do EWI proporcionou um erro percentual entre os tempos de resfriamento calculados e medidos na faixa de temperatura $\Delta t_{250-100\text{ }^{\circ}\text{C}}$ igual a 8,69%.

Figura 5.55 - Simulação numérica da amostra AM-07-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)

A Figura 5.55 apresenta os ciclos térmicos experimental e simulado da amostra AM-07-01 como também e os campos de temperaturas na região do regime quase-estacionário, ao comparar as temperaturas máximas dos ciclos térmicos foi verificado um 1,35%. Para simulação do ciclo térmico teórico foi determinado o coeficiente de transferência de calor por convecção igual a 27500,00 W/m² °C ao utilizar o método do EWI foi calculado um erro percentual entre os tempos de resfriamento calculados e medidos na faixa de temperatura $\Delta t_{250-100\text{ }^{\circ}\text{C}}$ igual a 9,83%.

Figura 5.56 - Simulação numérica da amostra AM-08-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)

Os ciclos térmicos experimental e simulado da amostra AM-08-01 são apresentado na Figura 5.56 assim como também os campos de temperaturas na região do regime quase-estacionário, as temperaturas máximas obtidas foram comparadas e obteve-se erro em torno de 1,32%. O ciclo térmico simulado foi obtido

a partir da determinação do coeficiente de transferência de calor por convecção igual a $42500,00 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$ utilizando o método do EWI com um erro percentual entre os tempos de resfriamento calculados e medidos na faixa de temperatura $\Delta t_{250-100 \text{ } ^\circ\text{C}}$ igual a 8,69%.

Figura 5.57 - Simulação numérica da amostra AM-09-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)

Os ciclos térmicos experimental e simulado da amostra AM-09-01 são mostrados na Figura 5.57 assim como também os campos de temperaturas na região do regime quase-estacionário. Ao comparar as temperaturas máximas dos ciclos térmicos o erro foi de aproximadamente 2,13%. Para a determinação do ciclo térmico simulado, ou seja, teórico, o valor usado do coeficiente de transferência de calor por convecção igual a $25000,00 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$ utilizando o método do EWI com um erro percentual entre os tempos de resfriamento calculados e medidos na faixa de temperatura $\Delta t_{250-100 \text{ } ^\circ\text{C}}$ igual a 10,85%.

Figura 5.58 - Simulação numérica da amostra AM-10-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)

Na Figura 5.58 são apresentados os ciclos térmicos experimental e simulado da amostra AM-10-01 como também os campos de temperaturas na região do regime quase-estacionário. As temperaturas máximas dos ciclos térmicos foram comparadas e foi obtido erro próximo de 0,30%. O erro percentual entre os tempos de resfriamento calculados e medidos na faixa de temperatura Δt 250-100 °C igual a 9,89% utilizando o método do EWI a partir desse valor foi possível determinar o coeficiente de transferência de calor por convecção igual a 33500,00 W/m² °C.

Figura 5.59 - Simulação numérica da amostra AM-11-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)

Na Figura 5.59 são apresentados os ciclos térmicos experimental e simulado da amostra AM-11-01 e os campos de temperaturas na região do regime quase-estacionário. As temperaturas máximas dos ciclos térmicos foram comparadas e foi obtido erro próximo de 1,06%. O erro percentual entre os tempos de resfriamento calculados e medidos na faixa de temperatura Δt 250-100 °C igual a 9,53% utilizando o método do EWI a partir desse valor foi possível determinar o coeficiente de transferência de calor por convecção igual a 55100,00 W/m² °C.

Figura 5.60 - Simulação numérica da amostra AM-12-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)

A Figura 5.60 apresentada os ciclos térmicos experimental e simulado da amostra AM-12-01 e os campos de temperaturas na região do regime quase-estacionário. Ao comparar as temperaturas máximas dos ciclos térmicos foi determinado erro em torno de 0,80%. O coeficiente de transferência de calor por convecção obtido foi igual a $29500,00 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$ com erro percentual entre os tempos de resfriamento calculados e medidos na faixa de temperatura $\Delta t_{250-100 \text{ } ^\circ\text{C}}$ igual a 7,57% utilizando o método do EWI.

Figura 5.61 - Simulação numérica da amostra AM-13-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)

Os ciclos térmicos experimental e simulado da amostra AM-13-01 e os campos de temperaturas na região do regime quase-estacionário são apresentados na Figura 5.61. As temperaturas máximas dos ciclos térmicos foram comparadas a fim de verificar o erro percentual que ficou em torno de 1,03%. Para a simulação do ciclo térmico foi obtido um coeficiente de transferência de calor por convecção igual a $36500,00 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$ com erro percentual entre os tempos de resfriamento calculados e medidos na faixa de temperatura $\Delta t_{250-100 \text{ } ^\circ\text{C}}$ igual a 9,86% utilizando o método do EWI.

Figura 5.62 - Simulação numérica da amostra AM-14-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)

Na Figura 5.62 é possível visualizar ciclos térmicos experimental e simulado da amostra AM-14-01 e os campos de temperaturas na região do regime quase-estacionário. As temperaturas máximas dos ciclos térmicos foram comparadas a fim de verificar o erro percentual que ficou em torno de 1,24%. Para a simulação do ciclo térmico foi obtido um coeficiente de transferência de calor por convecção igual a $48500,00 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$ com erro percentual entre os tempos de resfriamento calculados e medidos na faixa de temperatura Δt 250-100 $^\circ\text{C}$ igual a 10,86% utilizando o método do EWI.

Figura 5.63 - Simulação numérica da amostra AM-15-01: a) Ciclos térmicos experimental e simulado e b) Campos de temperaturas (isotermas)

Na Figura 5.63 é possível visualizar ciclos térmicos experimental e simulado da amostra AM-15-01 e os campos de temperaturas na região do regime quase-estacionário. As temperaturas máximas dos ciclos térmicos foram comparadas a fim de verificar o erro percentual que ficou em torno de 1,6%. Para a simulação do ciclo térmico foi obtido um coeficiente de transferência de calor por convecção igual a

60000,00 W/m² °C com erro percentual entre os tempos de resfriamento calculados e medidos na faixa de temperatura $\Delta t_{250-100\text{ }^{\circ}\text{C}}$ igual a 8,80% utilizando o método do EWI.

Figura 5.64 - Coeficiente de transferência de calor por convecção e os respectivos erros relativos entre os tempos de resfriamento $\Delta t_{250-100\text{ }^{\circ}\text{C}}$

A Figura 5.64 apresenta a síntese dos valores do coeficiente de transferência de calor por convecção, calculados a partir do método do EWI de determinação do tempo de resfriamento $\Delta t_{250-100\text{ }^{\circ}\text{C}}$, vale ressaltar que o EWI não possui metodologia para determinação do coeficiente de transferência de calor por convecção. Na figura é possível perceber a variação dos valores de h ao variar a espessura da chapa e a energia de soldagem, que são fatores que contribuem para a condição de extração de calor da amostra. A condição de extração de calor foi implementada levando em consideração a superfície oposta da chapa, onde estava atuando os jatos colidentes. O erro relativo é calculado entre o tempo de resfriamento medido com termopar e simulado, a cada rodada de simulação o erro foi medido. O valor de h foi variando até obter-se um erro satisfatório que pudesse validar o modelo simulado.

6 CONCLUSÕES

A partir da metodologia adotada no trabalho e análise dos resultados é possível obter as seguintes conclusões:

- O arranjo experimental desenvolvido reproduz a condição de extração de energia similar à soldagem em operação. Segundo o método EWI o tempo de resfriamento entre as temperaturas 250 °C e 100 °C é em torno de 10s, no arranjo experimental obteve-se entre 9 e 11 segundos.
- A técnica de reaquecimento do passe anterior devido a sobreposição de cordões (*temper bead*) mostrou-se eficaz na redução da dureza na ZAC do passe anterior, reduzindo em média 9% para valores menores que 350 HV, na condição de resfriamento com água.
- Através do delineamento de experimentos construiu-se de superfícies de respostas capazes de descrever o comportamento da geometria do cordão e da temperatura máxima na face oposta. A **penetração** para valores menores de velocidade de soldagem e espessura da chapa, reduziu em 53,13% em relação ao valor máximo. O **reforço** com o aumento da velocidade de soldagem e diminuição da potência disponível sofreu redução em 35,20% do seu valor máximo. A **largura** para valores maiores de potência disponível e valores menores de velocidade de soldagem aumentou em 53,57% do seu valor mínimo. A **diluição** teve aumento de 59,83% do seu valor mínimo com a diminuição da espessura e aumento da velocidade de soldagem. A **temperatura máxima na face oposta** diminuiu em 70,8% do seu valor máximo, com o aumentar a velocidade de soldagem e espessura da chapa.
- O programa Sysweld® é uma ferramenta apropriada para realizar a simulação numérica da transferência de energia via calor da soldagem em operação de dutos e da técnica de reaquecimento do passe anterior (*temper bead*). Este resultado foi obtido através da determinação do coeficiente de transferência de energia via calor por convecção, através dos ciclos térmicos experimentais.

SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS

Durante e após a realização dos ensaios, foram identificados alguns pontos de melhorias para o sistema de extração de calor da chapa e simulação numérica, entre elas:

- a) Avaliar a influência da distância entre o chuveiro e a chapa a ser a fim de verificar a relação entre a distância e a espessura da chapa;
- b) Instrumentalizar o sistema de resfriamento para verificar a influência da vazão como também variar a temperatura da água e sua e estudar sua influência sobre as taxas de resfriamento;
- c) Propor uma metodologia para determinação experimental do coeficiente de transferência de energia via calor por convecção;
- d) Alterar as dimensões do chuveiro, arranjo e diâmetros dos furos do sistema de resfriamento.

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Papadakis, G.A.; Porter, S.; et al. "EU initiative on the control of major accident hazards arising from pipelines." *J. Loss Prev. Process Ind.* vol. 12, no. 1. pp. 85–90. 1999.
- [2] Cosham, A.; Hopkins, P. "The pipeline defect assessment manual," in *Proceedings of IPC*, 2002, vol. 44, no. 0, pp. 0–17.
- [3] Shan, K.; Shuai, J. "Statistical analyses of incidents on oil and gas pipelines based on comparing different pipeline incident databases," in *American Society of Mechanical Engineers, Pressure Vessels and Piping Division (Publication) PVP*, 2017, vol. 3B-2017, pp. 1–9.
- [4] Pipeline and Hazardous Materials Safety Administration "Pipeline Incident 20 Year Trends." [Online]. Available: <https://hip.phmsa.dot.gov/analyticsSOAP/saw.dll?Portalpages>. [Accessed: 10-May-2018].
- [5] ANP "Anuário estatístico brasileiro do petróleo, gás natural e biocombustíveis," 2017.
- [6] Chepkemo, J. "Top 20 Countries By Length Of Pipeline," 2017. [Online]. Available: <https://www.worldatlas.com/articles/top-20-countries-by-length-of-pipeline.html>. [Accessed: 10-May-2018].
- [7] Cetesb "Principais acidentes." [Online]. Available: <http://cetesb.sp.gov.br/emergencias-quimicas/tipos-de-acidentes/dutos/principais-acidentes/>. [Accessed: 10-May-2018].
- [8] Pamplona, N. "Com ação de milícias, crescem furtos de combustíveis em dutos da Petrobras," *Folha de São Paulo*, 2017. [Online]. Available: <https://www1.folha.uol.com.br/cotidiano/2017/03/1865384-com-acao-de-milicias-crescem-furtos-de-combustiveis-em-dutos-da-petrobras.shtml>. [Accessed: 10-May-2018].
- [9] Escoe, A.K. *Piping and Pipelines Assessment Guide*, vol. 53, no. 9. 2013.
- [10] CEPA "Stress Corrosion Cracking," 2007.
- [11] Farzadi, A. "Gas Pipeline Failure Caused By In-Service Welding." *J. Press. Vessel Technol.* vol. 138, no. 1. p. 011405. 2016.
- [12] Sabapathy, P.N.; Wahaba, M. a.; et al. "Numerical models of in-service welding of gas pipelines." *J. Mater. Process. Technol.* vol. 118, no. 1–3. pp. 14–21. 2001.

- [13] Alian, A.R.; Shazly, M.; et al. "3D finite element modeling of in-service sleeve repair welding of gas pipelines." *Int. J. Press. Vessel. Pip.* vol. 146, no. October. 2016.
- [14] Oddy, A.S.; Mcdill, J.M.J. "Burnthrough Prediction in Pipeline Welding." *Int. J. Fract.* vol. 97. pp. 249–261. 1999.
- [15] Sabapathy, P.N.; Wahab, M. a.; et al. "Prediction of burn-through during in-service welding of gas pipelines." *Int. J. Press. Vessel. Pip.* vol. 77, no. 11. pp. 669–677. 2000.
- [16] Bang, B.I.-W.; Son, Y.-P.; et al. "Numerical Simulation of Sleeve Repair Welding of In-Service Gas Pipelines." *Aws.* no. 1. pp. 273–282. 2002.
- [17] Chaowen, L.; Yong, W. "Three-dimensional finite element analysis of temperature and stress distributions for in-service welding process." *Mater. Des.* vol. 52. pp. 1052–1057. 2013.
- [18] Wang, Y.; Wang, L.; et al. "Simulation and analysis of temperature field for in-service multi-pass welding of a sleeve fillet weld." *Comput. Mater. Sci.* vol. 68. pp. 198–205. 2013.
- [19] Liu, W.; Han, T.; et al. "The effect of pressure on burnthrough susceptibility during in-service welding." vol. 126. pp. 2313–2317. 2012.
- [20] Amend, B.; Bruce, W.A. "Welding on in-service pipelines: Dispelling popular myths and misconceptions." *J. Chem. Inf. Model.* vol. 53. pp. 1689–1699. 2013.
- [21] Guy Pluvinae, M.H.E. *Safety, Reliability and Risks Associated with Water, Oil and Gas Pipelines*. Alexandria: Springer Netherlands, 2008.
- [22] R. Winston Revie *Oil and Gas Pipeline: Integrity and Safety*, vol. 53, no. 9. 12463.
- [23] Coley, B.D.; Caraballo, A. "Practical Aspects for the Development of Rehabilitation Strategies for Ageing Onshore Pipelines : A Case Study Pipeline Technology Conference 2011." *Technology*. no. April. pp. 0–15. 2011.
- [24] Macdonald, K.A. "Pipeline Repair Technology Damage and repair assessment of pipelines with high residual stresses." 2015.
- [25] Lemoi, W.T. "OPS US Department of Transportation Pipeline and Hazardous Materials Safety Administration Office of Pipeline Safety Southern Region Operator , Location , & Consequences Failure Investigation Report – Tennessee Gas Pipeline Line 100-1 Rupture , Batesville." 2013.
- [26] Del Coz Díaz, J.J.; Menéndez Rodríguez, P.; et al. "Comparative analysis of TIG

- welding distortions between austenitic and duplex stainless steels by FEM.” *Appl. Therm. Eng.* vol. 30, no. 16. pp. 2448–2459. 2010.
- [27] Kishawy, H.A.; Gabbar, H.A. “Review of pipeline integrity management practices.” *Int. J. Press. Vessel. Pip.* vol. 87, no. 7. pp. 373–380. 2010.
- [28] Tee, K.F.; Pesinis, K. “Reliability prediction for corroding natural gas pipelines.” *Tunn. Undergr. Sp. Technol.* vol. 65. pp. 91–105. 2017.
- [29] Hosseini, S.A. “Assessment of Crack in Corrosion Defects in Natural Gas Transmission Pipelines.” p. 75. 2010.
- [30] Bruce W A and Etheridge B “Essential elements of an effective in-service welding program,” in *5th Asian Pacific IIW International Congress*, 2007, pp. 1–14.
- [31] Bruce, W.A. “A Simple Approach To Hot Tap And Repair Sleeve Welding.” *WTIA Int. Pipeline Integr. Conf.* pp. 1–13. 2005.
- [32] Han, T.; Wang, Y.; et al. “Study on Burn-through Prediction of In-service Welding.” vol. 2011. pp. 9–12. 2011.
- [33] Farrag, K. “Selection of Pipe Repair Methods.” *Final Rep. GTI Proj. Number 21087 Gas Technol. Inst.* no. 21087. 2013.
- [34] Bruce, W.; WE, A. “Guidelines for Pipeline Repair By Direct Deposition of Weld Metal.” *WTIA/APIA Welded Pipeline Symp.* pp. 1–18. 2009.
- [35] Carl E. Jaske, B.O.H.W.A.B. “Pipeline repair manual,” Houston, 2006.
- [36] Bruce, W.A. “HEAT-AFFECTED ZONE HARDNESS LIMITS FOR.” 2008.
- [37] Jaske, C.E.; Hart, B.O.; et al. “Updated pipeline repair manual revision 6,” 2006.
- [38] Bruce, W.A.; Etheridge, B.C.; et al. “Development Of Heat-Affected Zone Hardness Limits For In- Service Welding,” Dublin, 2009.
- [39] Batisse, R. “Review of Gas Transmission Pipeline Repair Methods.” *Springer*. pp. 335–349. 2008.
- [40] Palmer-jones, R.; Hume, J. “The development of an emergency repair system, and a case study for a remote gas pipeline,” 2008, vol. 44, no. 0, pp. 0–20.
- [41] Bruce, B. “Advanced Welding Repair and Remediation Methods for In-Service Pipelines,” *DOT OPS Advanced Welding and Joining Technical Workshop*. 2006.
- [42] Vyvial, B.; Wilson, F. “Ipc2014-33410 Pipeline Repair of Corrosion and Dents : a Comparison of Composite Repairs and Steel Sleeves.” pp. 1–9. 2014.
- [43] Bruce, W.A.; Li, V.; et al. “PRCI Thermal Analysis Model for Hot -Tap Welding - V 4.2 Users Guide - Revision 3.” 2002.

- [44] Taylor, P.; Karkhin, V.A.; et al. "Evaluation of the equivalent time of non-isothermal diffusion processes in the heat-affected zone in fusion welding." no. July 2015. 2011.
- [45] P. Goswami "Temper Bead Welding-Review of Design Codes and Established Practices," *Weldfab Tech Time*, 2017. [Online]. Available: http://www.weldfabtechtimes.com/article/__trashed-2/.
- [46] ASME "ASME Boiler and Pressure Vessel Code - Section IX." New York, 2017.
- [47] Volume, T.H.E.; Were, C.; et al. "Volume Handbook . the Volume Was Prepared Under the Direction of the Asm Handbook." *Weld. Brazing Solder*. vol. 6. p. 2873. 1993.
- [48] Sperko, W.J. "Exploring Temper Bead Welding." *Weld. J.* vol. 84, no. 7. pp. 37–40. 2005.
- [49] Asadi, M.; Goldak, J. "Optimizing Temper Bead Welding by CWM and DOE," 2010.
- [50] Mohr, W.C.; Boring, M.A.; et al. "An analysis of a completed temper bead weld repair performed on an amine tower." *ASME 2010 Press. Vessel. Pip. Div. Conf. PVP2010*. vol. 7, no. January. pp. 111–119. 2010.
- [51] API "API 5L: Specification for line pipe," vol. 44. American Petroleum Institute, pp. 1–40, 2007.
- [52] Li, Y.; Huang, M.; et al. "Improvement in Ovality of Pipeline Steel X80 with Weld Power under Multi-wire SAW Welding Process." vol. 242. pp. 1823–1831. 2011.
- [53] Quintino, L.; Liskevich, O.; et al. "Heat input in full penetration welds in gas metal arc welding (GMAW)." *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* vol. 68, no. 9–12. pp. 2833–2840. 2013.
- [54] Joseph, A.; Harwig, D.; et al. "Measurement and calculation of arc power and heat transfer efficiency in pulsed gas metal arc welding." *Sci. Technol. Weld. Join.* vol. 8, no. 6. pp. 400–406. 2003.
- [55] Nascimento, A.S. do; Batista, M. de A.; et al. "Avaliação dos métodos de cálculo de potência elétrica," in *16º POSMEC - Simpósio de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica*, 2006.
- [56] Wainer, Emílio; Décourt Homem de Mello, Fábio; Duarte Brandi, S. *Soldagem: Processo e Metalurgia*. São Paulo: Edgard Blücher Ltda, 1992.
- [57] Cynthia, J.L. and O.B.A. *AWS Welding Handbook*, Ninth Edit., vol. 1. Miami: American Welding Society, 2001.

- [58] Feng, Z. *Processes and mechanisms of welding residual stress and distortion*. Cambridge - UK: Woodhead Publishing Limited, 2005.
- [59] Sluzalec, A. *Theory of thermomechanical processes in welding*. Springer, 2005.
- [60] Rosenthal, D. "Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cutting." *Weld. Res. Suppl.* vol. 20, no. 5. pp. 220s-234s. 1941.
- [61] Belitzki, A.; Zaeh, M.F. "Accuracy of calculated component distortions using the weld pool length to calibrate the heat source." *J. Laser Appl.* vol. 28, no. 2. p. 022424. 2016.
- [62] Sykora, A.J. "Finite Element Analysis of Heat Distribution and Cooling in Welding," Charles Darwin University, 2015.
- [63] Oystein, G. *Metallurgical Modelling of Welding*, Second. London: The Institute of Materials, 1997.
- [64] Myhr, O.R.; Klokkehaug, S.; et al. "Modeling of microstructure evolution, residual stresses and distortions in 6082-T6 aluminum weldments." *Weld. J.* vol. 77, no. July. pp. 286s-292s. 1998.
- [65] Jr., R.W.M. *Principles of Welding*. Troy: John Wiley & Sons, Inc, 1999.
- [66] Granjon, H. *Fundamentals of welding metallurgy*. Abington: Woodhead Publishing Limited, 2002.
- [67] Rosa, T.C.P.E. "Modelação Térmica e de Tensões Residuais de Soldadura de Metais Duros," Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa, 2008.
- [68] Birk-Sørensen, M. "Simulation of welding distortions in ship section," Technical University of Denmark Simulation, 1999.
- [69] N.N. Rykalin "Calculations of Heat Process in Welding," Moscou, 1960.
- [70] Rosenthal, D. "The Theory of Moving Sources of Heat and Its Application to Metal Treatments." *Trans. A.S.M.E.* vol. 43, no. 11. pp. 849–866. 1946.
- [71] Clyde M. Adams, J. "Cooling Rates and Peak Temperatures in Fusion Welding." *Weld. Res. Suppl.* 1958.
- [72] Goldak, J.A.; Akhlaghi, M. *Computational welding mechanics*, 1st ed. Springer US, 2005.
- [73] SEANG, C. "Evaluation numérique des contraintes résiduelles appliquée à l'acier DP600 soudé par laser de haute puissance Nd : YAG," INSA de Rennes, 2013.
- [74] Goldak, J.; Chakravarti, A.; et al. "A New Finite Element Model for Welding Heat

- Sources." vol. 15, no. June. pp. 299–305. 1984.
- [75] Goldak, J.; Chakravarti, A.; et al. "A New Finite Element Model for Welding Heat Sources." *Metall. Trans. B.* vol. 15B, no. June. pp. 299–305. 1984.
 - [76] Bradáč, J. "Calibration of heat source model in numerical simulations of fusion welding." *Mach. Technol. Mater.* no. 11. pp. 9–12. 2013.
 - [77] Mohammed Zubairuddin Siddiqi, Shaju K Albert, M. Vasudevan, V.C. "Finite Element Simulation of Weld Bead Geometry and Temperature Distribution during GTA Welding of Modified 9Cr-1Mo Steel and Experimental Validation Finite Element Simulation of Weld Bead Geometry and Temperature Distribution during GTA Welding of Modifi." *J. Manuf. Sci. Prod.* no. January. pp. 195–207. 2014.
 - [78] Gery, D.; Long, H.; et al. "Effects of welding speed, energy input and heat source distribution on temperature variations in butt joint welding." *J. Mater. Process. Technol.* vol. 167, no. 2–3. pp. 393–401. 2005.
 - [79] Cengel, Y.A. *Heat Transfer: A Practical Approach*, Second. Mcgraw-Hill (Tx); 2nd edition (November 1, 2002), 2003.
 - [80] Cronje, M. "Finite Element Modelling of Shielded Metal Arc Welding," Stellenbosch University Private, 2005.
 - [81] Hansen, J.L. "NUMARECAL MODELLING OF WELDING INDUCED STRESSES," Technical University of Denmark, 2003.
 - [82] Francis, J.D. "Welding Simulations of Aluminum Alloy Joints by Finite Element Analysis." no. April. p. 241. 2002.
 - [83] Joshi, S.; Hildebrand, J.; et al. "Characterization of material properties and heat source parameters in welding simulation of two overlapping beads on a substrate plate." *Comput. Mater. Sci.* vol. 69. pp. 559–565. 2013.
 - [84] Pathak, C.S.; Navale, L.G.; et al. "Analysis of Thermal Cycle during Multipass Arc Welding." *Weld. J.* vol. 91. 2012.
 - [85] Bonifaz, E. a "Finite Element Analysis of Heat Flow in Single-Pass Arc Welds." *Weld. J.* no. MAY 2000. pp. 121–125. 2000.
 - [86] Goldak, J.; Bibby, M.; et al. "Computer Modeling of Heat Flow in Welds." *Metall. Trans. A.* vol. 17, no. Setembro. pp. 587–600. 1986.
 - [87] Yaghi, A.; Hyde, T.H.; et al. "Residual stress simulation in thin and thick-walled stainless steel pipe welds including pipe diameter effects." *Int. J. Press. Vessel. Pip.* vol. 83, no. 11–12. pp. 864–874. 2006.

- [88] Sabapathy, P.N. "Predicting weld cooling rates and the onset of failure during in-service welding," The University of Adelaide, 2002.
- [89] Dittus, F.W.; Boelter, L.M.K. "Heat transfer in automobile radiators of the tubular type." *Int. Commun. Heat Mass Transf.* vol. 12, no. 1. pp. 3–22. 1985.
- [90] Holman, J.P. *Heat Transfer*, Tenth. McGraw-Hill, 2010.
- [91] Sieder, E.N.; Tate, G.E. "Heat Transfer and Pressure Drop of Liquids in Tubes." *Ind. Eng. Chem.* vol. 28. pp. 1429–1435. 1936.
- [92] Lee, P.; Choi, H.; et al. "The Effect of Nozzle Height on Cooling Heat Transfer from a Hot Steel Plate by an Impinging Liquid Jet." *ISIJ Int.* vol. 44, no. 4. pp. 704–709. 2004.
- [93] Incropera, F.P.; DeWitt, D.P.; et al. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*, vol. 6th. John Wiley & Sons, 2007.
- [94] Ekkad, S. V.; Kontrovitz, D. "Jet impingement heat transfer on dimpled target surfaces." *Int. J. Heat Fluid Flow.* vol. 23, no. 1. pp. 22–28. 2002.
- [95] Tatraš, H.; Agency, D. "Welcome to ICMEM 2014 and workshop Water Jet for Horizon2020 held in High Tatras." 2014.
- [96] Chester, N.L.; Wells, M.A.; et al. "Transient Cooling of a Hot Steel Plate by an Inclined Bottom Jet." *Adv. Mater. Res.* vol. 15–17. pp. 738–743. 2007.
- [97] Agarwal, A.; Klepp, G. "Numerical Simulation of Minimum Distance Jet Impingement Heat Transfer." vol. 6, no. 12. pp. 1263–1270. 2012.
- [98] Bruce, W.A. "Qualification of Procedures for Welding Onto In-Service Pipelines." *4th Int. Pipeline Conf. Parts A B.* pp. 39–53. 2002.
- [99] Bruce, W.A.; Li, V.; et al. "PRCI Thermal Analysis Model for Hot -Tap Welding - V 4 . 2 Authors : Publication Date : " 2002.
- [100] Bruce, W.A.; Dorling, D.V. "PRCI Thermal Analysis Model for Hot Tap Welding and Other Recent Advances in In-Service Welding Technology." 2001.
- [101] Bruce, W.A.; Li, V.; et al. "PRCI Thermal Analysis Model for Hot -Tap Welding - V 4 . 2." Pipeline Research Council International, Inc., Houston, 2002.
- [102] Bruce, W.A. "Qualification of Procedures for Welding Onto In-Service Pipelines." *4th Int. Pipeline Conf. Parts A B.* pp. 39–53. 2002.
- [103] Gilles, P.; Pont, D.; et al. "Framatome-ANP Experience in Numerical Simulation of Welding." *Rev. Eur. des éléments finis.* vol. 13, no. 3–4. pp. 343–375. 2004.
- [104] Boitout, F.; Dry, D.; et al. "Transient Simulation of Welding Processes Thermal, Metallurgical and Structural Model," 2004.

- [105] PadmaKumari.T; VenkataSairam.S “Finite Element Analysis of EBW Welded Joint Using SYSWELD.” *Int. J. Emerg. Technol. Adv. Eng.* vol. 3, no. 2. 2013.
- [106] Hildebrand, J.; Tobias Loose; et al. “SYSWELD Forum 2009,” 2009.
- [107] Kong, F.; Ma, J.; et al. “Numerical and experimental study of thermally induced residual stress in the hybrid laser-GMA welding process.” *J. Mater. Process. Technol.* vol. 211, no. 6. pp. 1102–1111. 2011.
- [108] Radoslav Koňár¹, M.M.; Summary: “Simulation of Welding At the Repair of Gas.” vol. VI, no. 2. pp. 81–91. 2011.
- [109] Montgomery C., D. “Design and Analysis of Experiments.” pp. 60–126, 2007.
- [110] 林伸行 *Design_of_Experiments_for_Engineers*, vol. 91. 2017.
- [111] Andre I. Khuri *Response Surface Methodology and Related Topics*. World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd, 2006.
- [112] Kleijnen, J.P.C.; Sanchez, S.M.; et al. “State-of-the-Art Review: A User’s Guide to the Brave New World of Designing Simulation Experiments.” *INFORMS J. Comput.* vol. 17, no. 3. pp. 263–289. 2005.
- [113] Lenth, R. V. “ Response-Surface Methods in R , Using rsm .” *J. Stat. Softw.* vol. 32, no. 7. 2015.
- [114] Montgomery, D.C. *Design and Analysis of Experiments*, vol. 2. 2012.
- [115] Elmoubarki, R.; Taoufik, M.; et al. “Box-Behnken experimental design for the optimization of methylene blue adsorption onto Aleppo pine cones.” *J. Mater. Environ. Sci.* vol. 8, no. 6. pp. 2184–2191. 2017.
- [116] Henderson, G.R. “Regression and Model Building.” *Six Sigma Qual. Improv. with Minitab*. pp. 413–458. 2011.
- [117] Aslan, N.; Cebeci, Y. “Application of Box-Behnken design and response surface methodology for modeling of some Turkish coals.” *Fuel*. vol. 86, no. 1–2. pp. 90–97. 2007.
- [118] De Leon, A.C.; Kidd, M.T.; et al. “Box-Behnken Design: Alternative multivariate design in broiler nutrition research.” *Worlds. Poult. Sci. J.* vol. 66, no. 4. pp. 699–706. 2010.
- [119] Ampaiboon, A. “Optimization of Joint Strength in Gas Metal Arc Welding by Response Surfaces Methodology.” vol. 3. pp. 73–77. 2010.
- [120] Stamenković, O.S.; Kostić, M.D.; et al. “Comparison of box-behnken, face central composite and full factorial designs in optimization of hempseed oil extraction by n-hexane: A case study.” *Period. Polytech. Chem. Eng.* vol. 62, no.

3. pp. 359–367. 2018.
- [121] Institute, A.P. “API 1104. standard for welding pipelings and related facilities.” *Api*. vol. 552. p. 79. 2005.
- [122] Hackenhaar, W.; Gonzalez, A.R.; et al. “Welding parameters effect in GMAW fusion efficiency evaluation.” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* vol. 94, no. 1–4. pp. 497–507. 2018.
- [123] Choudhary, A.; Kumar, M.; et al. “Experimental investigation and optimization of weld bead characteristics during submerged arc welding of AISI 1023 steel.” *Def. Technol.* 2018.
- [124] Guo, H.; Bandyopadhyay, S.; et al. “Effect of tempered bead techniques on maximum HAZ hardness for in-service pipeline welding Sermsak.” *Int. Bus.* vol. 7, no. 3. pp. 701–711. 2014.

Apêndice A: Macrografia das amostras analisadas

<p>AM-01-01</p> <p>11.14 mm 3.3 mm 2.39 mm 2 mm</p>	<p>AM-01-02</p> <p>2 mm</p>
<p>AM-02-01</p> <p>7.92 mm 2.54 mm 1.65 mm 2 mm</p>	<p>AM-02-02</p> <p>2 mm</p>
<p>AM-03-01</p> <p>8.34 mm 3.07 mm 1.99 mm 2 mm</p>	<p>AM-03-02</p> <p>2 mm</p>

<p>AM-10-01</p>	<p>AM-10-02</p>
<p>AM-11-01</p>	<p>AM-11-02</p>
<p>AM-12-01</p>	<p>AM-12-02</p>

Apêndice B: Panorâmicas das ZACs das amostras para determinação da dureza máxima

Apêndice C: Análise de variância do fator Potência disponível realizada com o Software OriginLab®.

ANOVAOneWay (27/09/2018 19:29:35)

Notes

Description	Perform One-Way ANOVA
User Name	user
Operation Time	27/09/2018 19:29:35
Report Status	New Analysis Report

Input Data

	Data	Range
Dependent Variable	[Book1]Anova!A	[1':675528']
Factor	[Book1]Anova!B	[1':675528']

Descriptive Statistics

	N Analysis	N Missing	Mean	Standard Deviation	SE of Mean
1	333100	0	2466,77323	1755,35472	3,04143
2	199827	0	3778,1368	2265,18748	5,06731
3	142600	0	4964,25545	2168,03055	5,74124
--	0	1	--	--	--

One Way ANOVA

Overall ANOVA

	DF	Sum of Squares	Mean Square	F Value	Prob>F
Model	3	6,67379E11	2,2246E11	55209,07863	0
Error	675523	2,72196E12	4,02941E6		
Total	675526	3,38934E12			

Null Hypothesis: The means of all levels are equal.

Alternative Hypothesis: The means of one or more levels are different.

At the 0.05 level, the population means are significantly different.

Fit Statistics

	R-Square	Coeff Var	Root MSE	Data Mean
	0,19691	0,59355	2007,33796	3381,89107

Means Comparisons

Tukey Test

	MeanDiff	SEM	q Value	Prob	Alpha	Sig	LCL	UCL
2 1	1311,36357	5,67989	326,51125	2,22045E-16	0,05	1	--	--
3 1	2497,48222	6,35243	556,00335	2,22045E-16	0,05	1	--	--
3 2	1186,11865	6,95853	241,06018	2,22045E-16	0,05	1	--	--
-- 1	-2466,77323	--	2,82572E303	2,22045E-16	0,05	1	--	--
-- 2	-3778,1368	--	4,3279E303	2,22045E-16	0,05	1	--	--
-- 3	-4964,25545	--	5,68662E303	2,22045E-16	0,05	1	--	--

Sig equals 1 indicates that the difference of the means is significant at the 0,05 level.

Sig equals 0 indicates that the difference of the means is not significant at the 0,05 level.

Apêndice D: Parâmetros utilizados como dados de entrada para simulação numérica do primeiro cordão

Cordão 1													
Amostras	Espessura (mm)	P _d (kW) MEDIDO	v _s (mm/s)	Energia de Soldagem (kJ/mm)	Largura Poça de fusão (mm)	Comprimento Poça de fusão (mm)	Altura Poça de fusão (mm)	Taxa de Comprimento	Q _r	Q _f	Q _f /Q _r	a _r	a _f
AM-01-01	8	5,1	4	1,28	10,89	18,39	2,39	0,54	84,24	66,46	0,79	11,92	6,47
AM-02-01	8	3,8	5,5	0,69	7,35	13,92	1,55	0,37	31,12	36,09	1,16	10,17	3,75
AM-03-01	8	2,6	4	0,66	6,28	10,42	1,29	0,57	64,11	48,16	0,75	6,64	3,78
AM-04-01	4,8	5,0	4	1,26	10,58	17,28	2,23	0,54	24,80	19,81	0,80	11,25	6,03
AM-05-01	8	3,9	2,5	1,58	10,45	14,88	2,28	0,67	38,84	24,89	0,64	8,92	5,96
AM-06-01	6,4	5,2	5,5	0,94	8,24	16,77	2,08	0,42	24,26	24,73	1,02	11,81	4,96
AM-07-01	6,4	3,8	4	0,94	8,36	14,24	1,99	0,58	32,84	24,07	0,73	8,99	5,25
AM-08-01	6,4	3,9	4	0,97	8,72	13,47	1,91	0,42	29,66	21,29	0,72	9,50	3,97
AM-09-01	4,8	3,8	2,5	1,53	10,80	16,38	1,59	0,60	45,38	32,57	0,72	10,26	6,12
AM-10-01	4,8	2,6	4	0,64	6,80	10,49	1,23	0,66	63,26	41,02	0,65	6,32	4,17
AM-11-01	6,4	3,8	4	0,96	9,03	14,11	1,95	0,60	32,30	23,05	0,71	8,82	5,29
AM-12-01	6,4	5,0	2,5	2,01	13,55	19,13	2,09	0,56	30,15	23,25	0,77	12,30	6,83
AM-13-01	4,8	3,7	5,5	0,67	7,03	13,75	1,82	0,53	30,50	24,50	0,80	8,97	4,78
AM-14-01	6,4	2,6	2,5	1,04	7,53	11,21	1,31	0,62	79,38	55,20	0,70	6,94	4,27
AM-15-01	6,4	2,57	5,5	0,47	6,09	11,06	1,12	0,64	53,50	35,58	0,67	6,73	4,33

Apêndice E: Parâmetros utilizados como dados de entrada para simulação numérica do segundo cordão

Cordão 2												
Amostras	Energia de Soldagem (kJ/mm)	Largura Poça de fusão (mm)	Comprimento Poça de fusão (mm)	Altura Poça de fusão (mm)	Q_r	Q_f	Q_f/Q_r	a_r	a_f	P_d (kW) MEDIDO	v_s (mm/s)	Energia de Soldagem (kJ/mm)
AM-01-02	8,92	18,17	3,01	0,50	15,70	13,43	0,86	12,11	6,06	5,07	5,20	0,98
AM-02-02	6,80	17,19	2,24	0,41	15,05	15,53	1,03	12,15	5,04	3,81	7,15	0,53
AM-03-02	5,78	13,82	2,26	0,43	21,14	20,93	0,99	9,65	4,17	2,65	5,20	0,51
AM-04-02	8,85	19,12	2,71	0,61	18,03	12,56	0,70	11,84	7,28	5,08	5,20	0,98
AM-05-02	10,00	17,22	2,80	0,52	18,94	15,60	0,82	11,33	5,89	3,75	3,25	1,15
AM-06-02	7,41	18,59	2,72	0,44	14,84	14,41	0,97	12,89	5,70	5,29	7,15	0,74
AM-07-02	8,17	16,67	2,84	0,51	19,83	16,61	0,84	11,03	5,64	4,04	5,20	0,78
AM-08-02	8,41	16,68	2,58	0,43	38,84	24,89	0,64	11,68	5,00	3,69	5,20	0,71
AM-09-02	8,64	16,68	2,87	0,44	20,81	20,12	0,97	11,56	5,12	3,68	3,25	1,13
AM-10-02	6,19	13,07	2,32	0,56	22,63	17,19	0,76	8,36	4,71	2,68	5,20	0,52
AM-11-02	7,62	15,73	2,66	0,50	18,20	15,55	0,85	10,48	5,25	3,86	5,20	0,74
AM-12-02	11,85	19,61	3,32	0,44	14,76	14,24	0,96	13,58	6,03	4,90	3,25	1,51
AM-13-02	6,73	16,13	2,24	0,42	16,18	16,45	1,02	11,35	4,78	3,82	7,15	0,53
AM-14-02	6,61	14,16	2,52	0,43	25,69	25,46	0,99	9,89	4,27	2,63	3,25	0,81
AM-15-02	5,51	12,94	2,25	0,47	9,40	8,63	0,92	8,81	4,13	2,72	7,15	0,38