



UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ

CENTRO DE TECNOLOGIA

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA METALÚRGICA E DE MATERIAIS

CURSO DE GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA METALÚRGICA

LEANDRO RODRIGUES RIBEIRO

**ANÁLISE NUMÉRICA DAS VARIÁVEIS DO PROCESSO DE SOLDAGEM EM
OPERAÇÃO UTILIZANDO OS PROGRAMAS BATTELLE E ANSYS**

Fortaleza - CE

2021

LEANDRO RODRIGUES RIBEIRO

**ANÁLISE NUMÉRICA DAS VARIÁVEIS DO PROCESSO DE SOLDAGEM EM
OPERAÇÃO UTILIZANDO OS PROGRAMAS BATTLE E ANSYS**

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado ao curso de Graduação em Engenharia Metalúrgica do Centro de Tecnologia na Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial para a obtenção do grau de bacharel em Engenharia Metalúrgica.

Orientador: Prof. Dr. Hélio Cordeiro de Miranda

Coorientador: Prof. Dr. Yuri Cruz da Silva

Fortaleza - CE

2021

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação
Universidade Federal do Ceará
Biblioteca Universitária
Gerada automaticamente pelo módulo Catalog, mediante os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

R369a Ribeiro, Leandro Rodrigues.

Análise numérica das variáveis do processo de soldagem em operação utilizando os programas Battelle e Ansys / Leandro Rodrigues Ribeiro. – 2021.
83 f. : il. color.

Trabalho de Conclusão de Curso (graduação) – Universidade Federal do Ceará, Centro de Tecnologia, Curso de Engenharia Metalúrgica, Fortaleza, 2021.

Orientação: Prof. Dr. Hélio Cordeiro de Miranda.

Coorientação: Prof. Dr. Yuri Cruz da Silva.

1. Soldagem em operação. 2. Simulação. 3. Reparo de tubos. 4. Battelle. 5. Ansys. I. Título.

CDD 669

LEANDRO RODRIGUES RIBEIRO

**ANÁLISE NUMÉRICA DAS VARIÁVEIS DO PROCESSO DE SOLDAGEM EM
OPERAÇÃO UTILIZANDO OS PROGRAMAS BATTLE E ANSYS**

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado ao curso de Graduação em Engenharia Metalúrgica do Centro de Tecnologia na Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial para a obtenção do grau de bacharel em Engenharia Metalúrgica.

Aprovado em: ___ / ___ / _____

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Hélio Cordeiro de Miranda (Orientador)

Universidade Federal do Ceará (UFC)

Prof. Dr. Yuri Cruz da Silva (Coorientador)

Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Ceará (IFCE)

Prof. Dr. Francisco Marcondes

Universidade Federal do Ceará (UFC)

Para minha mãe, Elenilza, e meu pai,
Antonio, por todo amor, apoio e esforços
dedicados a mim.

AGRADECIMENTOS

À minha família, especialmente aos meus pais, Elenilza e Antonio, e minhas irmãs, Luana e Lyanna. Vocês são meu alicerce e sou grato por fazer parte desta família. Obrigado por todo apoio, carinho e união, mesmo nos momentos mais difíceis.

À Universidade Federal do Ceará, por possibilitar que, pessoas como eu, possam dar mais passos em busca dos seus sonhos e ser um ambiente de boas amizades e muitas aprendizagens, além de formar excelentes profissionais para a nossa sociedade.

A todo o corpo docente desta universidade, especialmente do Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, por dedicarem as suas vidas ao ensino e a pesquisa, produzindo e compartilhando conhecimento.

Ao meu orientador, Hélio Cordeiro de Miranda, e meu coorientador, Yuri Cruz da Silva, pela oportunidade e confiança para a elaboração deste trabalho, além de estarem sempre a minha disposição para esclarecer toda e qualquer tipo de dúvida que surgiu durante a elaboração deste trabalho.

Ao Laboratório de Pesquisa e Tecnologia em Soldagem (LPTS), por ser um ambiente inspirador e fornecer o equipamento demandado neste trabalho. E a toda equipe deste laboratório maravilhoso, pelo conhecimento compartilhado e por serem pessoas extremamente solícitas e amigáveis.

A minha namorada, querida, mil vezes querida, Daniele, por trilhar essa jornada ao meu lado, com amor, companheirismo e essencial apoio.

Aos meus amigos, pelos momentos compartilhados, apoio e torcida.

A todos, serei eternamente grato. Muito obrigado!

"dê-me uma alavanca e um ponto de apoio, e eu moverei o mundo"

(Arquimedes)

RESUMO

A soldagem em operação é um procedimento bastante utilizado na indústria quando se deseja ampliar a malha dutoviária por meio de derivações ou ainda para realizar reparos em componentes sem que o fluxo dos fluidos internos seja interrompido. O reparo de dutos em operação, por meio do posicionamento de luvas, utilizando o processo de soldagem, é uma intervenção comum e tem um custo-benefício vantajoso. Contudo este tipo de intervenção requer uma análise minuciosa para assegurar a segurança operacional e alta qualidade das soldas realizadas, uma vez que eventuais vazamentos ou perfurações indesejadas podem representar acidentes graves e causar danos pessoais e ambientais. De forma geral, estas análises tratam-se de estudos teóricos com experimentação em bancada. Neste contexto, a simulação numérica desempenha um papel fundamental para definição das condições experimentais com as quais a soldagem em operação será realizada. O Battelle é um programa de simulação, que é recomendado por normas e, portanto, muito utilizado para dar suporte às operações de soldagem em operação. Contudo este é um programa com um número relativamente pequeno de tipos de materiais de dutos e de fluidos, restringindo a sua aplicação para situações que são englobadas em sua biblioteca. Neste contexto, visando preencher esta lacuna, foi utilizado o programa Ansys Fluent para simular este processo de soldagem em operação, com maior possibilidade de combinações de fluidos e de materiais para as aplicações de soldagem em operação. Foi utilizada uma fonte de calor tridimensional móvel elipsoide para percorrer o cordão de solda, de uma junta em filete, entre a luva de envolvimento completo e o tubo pressurizado. Foram utilizadas algumas combinações de parâmetros de soldagem e operação de dutos, e realizadas as avaliações dos resultados de caráter térmico. Em paralelo, foram feitas simulações de validação usando o programa Battelle. A simulação por meio do programa Ansys foi capaz de prever os aspectos térmicos do processo de soldagem e, em comparação com o programa Battelle, apresentou boas aproximações para as energias de soldagem mais baixas, com erros de 2 a 5,7%, e aproximações regulares para as energias de soldagem mais altas (1,13kJ/mm e 1,35kJ/mm), com erros de 11,3 a 21,3%.

Palavras-chave: Soldagem em operação; Simulação; Reparo de tubos; Battelle; Ansys.

ABSTRACT

In-service welding is a procedure widely used in industry when you want to expand the pipeline network through derivations or to carry out repairs on components without the flow of internal fluids being interrupted. Repairing pipelines in operation, through the placement of gloves, using the welding process, is a common intervention and it is cost-effective. However, this type of intervention requires a thorough analysis to ensure the operational safety and high quality of the welds performed, since any unwanted leaks or perforations can represent serious accidents and cause personal and environmental damage. In general, these analyzes are theoretical studies with bench experimentation. In this context, numerical simulation plays a fundamental role in defining the experimental conditions under which the welding in operation will be carried out. Battelle is a simulation program that is recommended by standards and therefore widely used to support ongoing welding operations. However this is a program with a relatively small number of duct and fluid material types, restricting its application to situations that are covered in its library. In this context, aiming to fill this gap, Ansys Fluent program was used to simulate this welding process in operation, with greater possibility of combinations of fluids and materials for welding applications in operation. An ellipsoid mobile three-dimensional heat source was used to traverse the weld bead, from a fillet joint, between the full enveloping sleeve and the pressurized tube. Some combinations of welding parameters and pipeline operation were used, and evaluations of the thermal character results were carried out. In parallel, validation simulations were performed using the Battelle program. The simulation using the Ansys program was able to predict the thermal aspects of the welding process and, in comparison with the Battelle program, presented good approximations for the lowest welding energies, with errors from 2 to 5.7%, and regular approximations for the highest welding energies (1.13kJ/mm and 1.35kJ/mm), with errors from 11.3 to 21.3%.

Keywords: Welding in operation; Simulation; Repairing pipelines; Battelle; Ansys.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Representação esquemática do processo de soldagem por: (a) pressão ou deformação; (b) fusão.....	19
Figura 2 - Esquema do processo de soldagem por eletrodo revestido.....	20
Figura 3 - Regiões de uma junta soldada.....	21
Figura 4 - Esquema da distribuição de calor dos modelos de Rosenthal.....	26
Figura 5 - Esquema da distribuição de calor Gaussiana da fonte de Pavalic.....	27
Figura 6 - Distribuição gaussiana da fonte de calor volumétrica simplificada de Goldak.....	28
Figura 7 - Distribuição de calor da fonte volumétrica de dupla elipsoide proposta Goldak.....	29
Figura 8 - Esquema de instalação da luva tipo B.....	31
Figura 9 - (a) Trinca induzida por hidrogênio; (b) Perfuração (em inglês “ <i>burn-through</i> ”) do tubo durante a soldagem em operação.....	32
Figura 10 - Sequência típica e perfil de passos para soldagem de luvas em filete.....	35
Figura 11 - Malha da região plano de solução axial através do duto e da luva.....	36
Figura 12 - Vista isométrica da geometria do tubo (cinza), luva (verde musgo), cordão (laranja) e domínio fluido (azul) utilizada na simulação.....	39
Figura 13 - Perfil da junta de filete.....	40
Figura 14 - Elemento tridimensional SOLID70.....	41
Figura 15 - Elemento bidimensional SURF152.....	41
Figura 16 - Corte da malha no plano axial na região do cordão e adjacências.....	42
Figura 17 - Malha na região do cordão e adjacências.....	43
Figura 18 - Corte da geometria no plano radial.....	43
Figura 19 - Propriedades térmicas do aço API 5L Grade B: (a) Calor específico (b) Condutividade térmica.....	45
Figura 20 - Propriedades térmicas do gás metano: (a) Calor específico e (b) Condutividade térmica.....	46
Figura 21 - Esquema das condições iniciais de contorno.....	48
Figura 22 - Eixos originais (XY) e eixos imaginários (X'Y') da fonte de calor.....	50

Figura 23 - Translação circunferencial da fonte no plano radial ZY.....	50
Figura 24 - Eixos originais (ZY) e eixos imaginários (Z'Y'') da fonte de calor.....	52
Figura 25 - Representação dos parâmetros a e b do modelo da fonte de calor.....	53
Figura 26 - Distribuição para os valores de skewness dos elementos da malha gerada.....	59
Figura 27 - Distribuição para os valores de orthogonal quality dos elementos da malha gerada.....	59
Figura 28 - Valores para a máxima temperatura da superfície interna do tubo, em função da energia de soldagem, para diversas condições de soldagem e condições de operação de duto, mantendo a velocidade constante, em que: (a) V1 (1,524m/s); (b) V2 (3,0,48m/s); e (c) V3 (4,527m/s).....	61
Figura 29 - Valores para a máxima temperatura da superfície interna do tubo, em função da energia de soldagem, para diversas condições de soldagem e condições de operação de duto, mantendo a pressão constante, em que: (a) P1 (980,665kPa); (b) P2 (2941,995kPa); e (c) P3 (4903,325kPa).....	63
Figura 30 - Movimentação da fonte de calor, com velocidade de soldagem constante de 0,00195 m/s, e distribuição de temperatura, nos tempos: (a) 3s; (b) 52s; e (c)104s.....	68
Figura 31 - Vistas, (a) axial XZ e (b) radial ZY, da fonte de calor, cordão de solda e adjacências, para o tempo de soldagem de 52s.....	69
Figura 32 - Comparação dos tamanhos das poças de fusão, entre as condições de soldagem com correntes de soldagem de: (a) 60A e (b) 120A, e os demais parâmetros constantes.....	70
Figura 33 - Definição dos pontos para a obtenção dos ciclos térmicos, para diferentes condições de soldagem, em que as correntes de soldagem são : (a) 60A e (b) 120A, e os demais parâmetros constantes.....	71

Figura 34 - Ciclos térmicos, nos pontos definidos segundo a Figura 33, para diferentes condições de soldagem, em que as correntes de soldagem são: (a) 60A e (b) 120A, e os demais parâmetros constantes.....	71
Figura 35 - Ciclos térmicos, nos pontos definidos segundo a Figura 33, para diferentes condições de operação de tubo, em que as pressões de fluido, manométricas, são: (a) P1 (980,995kPa) e (b) P2 (2941,995kPa), e os demais parâmetros constantes.....	73
Figura 36 - Ciclos térmicos, nos pontos definidos segundo a Figura 33, para diferentes condições de operação de tubo, em que as velocidades de fluido, são: (a) V1 (1,524 m/s) e (b) V2 (3,048m/s), e os demais parâmetros constantes.....	74

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Valores típicos de η para os processos de soldagem.....	23
Tabela 2 - Medidas da geometria utilizada no modelo numérico.....	39
Tabela 3 - Composição química do aço API 5L Grade B.....	44
Tabela 4 - Constantes do modelo de estado SRK para o gás metano.....	48
Tabela 5 - Identificação das condições de operação de duto utilizadas nas simulações.....	49
Tabela 6 - Parâmetros geométricos do modelo da fonte de calor.....	53
Tabela 7 - Constantes do modelo de turbulência k- ϵ	55
Tabela 8 - Valores das constantes de soldagem utilizados nas simulações.....	55
Tabela 9 - Condições utilizadas nas simulações.....	56
Tabela 10 - Erros relativos para os valores ilustrados na Figura 28.....	62
Tabela 11 - Erros relativos para os valores ilustrados na Figura 29.....	64
Tabela 12 - Valores para as taxas de resfriamento na superfície interna do tubo, calculados na temperatura T_c , para algumas condições de soldagem e operação de duto.....	65
Tabela 13 - Valores para as taxas de resfriamento na zona fundida, nos pontos 1a e 1b, mostrados na Figura 33, calculados na temperatura T_c	72
Tabela 14 - Valores para as taxas de resfriamento na superfície interna do tubo, calculados na temperatura T_c	74

LISTA DE SÍMBOLOS

U	Tensão de soldagem, em Volts (V);
I	Corrente de soldagem, em Amperes (A);
V	Velocidade de soldagem, em mm/s.
η	Eficiência térmica
T	Temperatura
$k(T)$	Condutividade térmica
$\rho(T)$	Massa específica
$C_p(T)$	Calor específico
H	Entalpia
T_s	Temperatura da superfície externa
T_∞	Temperatura do fluido (gás ou líquido) ambiente
h_c	Coefficiente de transferência de calor por convecção
ϵ_r	Emissividade da superfície do material
σ_r	Constante de Stefan-Boltzman
T_0	Temperatura da chapa antes da soldagem ($^{\circ}\text{C}$)
K_0	Função Bessel modificada de segunda espécie e ordem 0, onde o Argumento é $\lambda=1/(2\alpha)$, $\alpha=k/(\rho*C_p)$;
G	Espessura da chapa
Q	Energia de soldagem
ξ	Coordenada móvel da fonte ($x - vt$);
R	Distância da fonte de calor $(\xi^2 + y^2 + z^2)^{0.5}$
r	Distância radial da origem $(x^2 + y^2)^{0.5}$
$q(r)$	Fluxo de calor na superfície (W/m^2), delimitada pelo raio r
$q(0)$	Fluxo de calor máximo (W/m^2), no centro da região aquecida
C	Coefficiente de concentração do arco (m^{-2}), onde C é diretamente proporcional a concentração da fonte.
a	Metade da largura da fonte de calor elipsoide de Goldak
b	Profundidade da fonte de calor elipsoide de Goldak

c	Metade do comprimento da fonte de calor elipsoide de Goldak
c _f	Comprimento da elipse à frente da fonte de calor dupla elipsoide de Goldak
c _r	Comprimento da elipse atrás da fonte de calor dupla elipsoide de Goldak
ff	Fração de energia da fonte de calor dupla elipsoide de Goldak, correspondente a elipse à frente da fonte de calor.
fr	Fração de energia da fonte de calor dupla elipsoide de Goldak, correspondente a elipse atrás da fonte de calor.

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	16
1.1 JUSTIFICATIVA.....	17
1.2 OBJETIVOS.....	17
1.2.1 Objetivo Geral.....	17
1.2.2 Objetivos Específicos.....	18
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	19
2.1 ASPECTOS GERAIS DO PROCESSO DE SOLDAGEM.....	19
2.1.1 Processo de Soldagem por Eletrodo Revestido.....	20
2.1.2 Transferência de Calor Durante o Processo de Soldagem.....	22
2.2 MODELAGEM TÉRMICA DO PROCESSO DE SOLDAGEM.....	23
2.3 DUTOS E TUBULAÇÕES.....	30
2.3.1 Reparo de Dutos em Operação.....	30
2.4 SOBRE O PROGRAMA BATTELLE.....	34
3 METODOLOGIA.....	38
3.1 DEFINIÇÃO DA GEOMETRIA.....	38
3.2 DEFINIÇÃO DE MALHA.....	40
3.3 SELEÇÃO DE MATERIAIS.....	44
3.4 CONDIÇÕES DE CONTORNO.....	48
3.5 CONSIDERAÇÕES NO ESCOAMENTO.....	53
3.6 CONDIÇÕES DE SOLDAGEM.....	55
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	58
4.1 ANÁLISE DE MALHA.....	58
4.2 COMPARAÇÃO COM OS RESULTADOS OBTIDOS NO BATTELLE.....	60
4.3 ANÁLISE TÉRMICA.....	66
5 CONCLUSÃO.....	75
6 REFERÊNCIAS.....	77
ANEXO A.....	82

1 INTRODUÇÃO

De acordo com PEREIRA, 2012, o transporte dutoviário é o meio mais econômico de transportar óleo e gás, contudo deve ser empregado com confiabilidade e segurança operacional para evitar prejuízos econômicos, acidentes e danos ao meio ambiente. Contudo, ao longo de sua vida útil, podem ocorrer defeitos que acabam comprometendo a integridade das tubulações, sendo, um destes defeitos mais comuns, a redução de espessura da parede do tubo provocada por corrosão (OLIVEIRA, 2016).

Para realizar um reparo, modificação ou expansão da malha de dutos, pode ser empregada uma técnica de soldagem com a tubulação pressurizada, fazendo com que seja possível realizar a intervenção sem interromper o escoamento do fluido (PEREIRA, 2012). Segundo PÉREZ, 2015, a colocação de luvas de envolvimento completo ou calhas de reforço são utilizadas para realizar reparos na tubulação, consertando, assim, problemas de estanqueidade, além de fortalecer regiões de baixa espessura ou possíveis descontinuidades, ou restringir o abaloamento de uma área defeituosa.

Conforme MARQUES et al., 2011, a soldagem é um processo que visa a união de metais por fusão. Além disso, para o autor, este processo pode ser utilizado no revestimento de superfícies que demandam propriedades específicas durante a operação ou com o propósito de recuperar peças desgastadas.

Algumas situações indesejadas devem ser evitadas durante a soldagem de tubos em operação, dentre as quais as mais relevantes são: onde o arco de soldagem provoca uma perfuração na parede do tubo, permitindo a fuga do fluido (BRUCE et al., 1993); a possibilidade de formação de martensita na zona afetada pelo calor (ZAC) e na zona fundida (ZF), em aços susceptíveis a esta transformação, devido à alta taxa de resfriamento produzida pelo fluxo no interior do tubo (ALIAN et al., 2016); a produção de tensões residuais no tubo, que podem acarretar na abertura e no crescimento de trincas, bem como na criação e no aumento de trincas por hidrogênio (ALIAN et al., 2016).

Visando melhores condições na operação de soldagem, possibilitando a intervenção de dutos em operação, é necessário especificar a metodologia de soldagem, de modo que seja considerada a escolha do processo e os parâmetros operacionais que permitam a

utilização de uma faixa adequada de aporte térmico, evitando a perfuração do tubo ou ocorrência de trinca a frio (OLIVEIRA, 2016).

1.1 JUSTIFICATIVA

O reparo de dutos em operação, por meio da soldagem de luvas, é uma intervenção comum e tem um custo-benefício vantajoso. Contudo é necessário aplicar o processo de soldagem adequado, bem como parâmetros que gerem um apropriado aporte térmico, capaz de produzir um cordão de boa qualidade e sem gerar defeitos. Através da simulação é possível verificar um intervalo adequado do aporte térmico que atenda a estes requisitos.

O Battelle é um programa de simulação que é capaz de fornecer certas informações ao operador, como a máxima temperatura na superfície interna e a taxa de resfriamento do tubo, diante de uma intervenção de soldagem para instalar uma luva com o tubo ainda pressurizado, por exemplo. Contudo, este é um programa mais restrito e com um número relativamente pequeno de tipos de materiais de dutos e de fluídos, restringindo o potencial para sua aplicação para várias situações não cobertas pela sua biblioteca. Neste contexto, pretendendo preencher esta lacuna, faz-se necessário a utilização de um programa de simulação com maiores possibilidades de combinações de fluídos e de materiais para as aplicações de soldagem em operação. O Ansys Fluent é capaz de prever diversos fenômenos físicos, tais como transferência de calor, gradientes de temperatura, taxa de resfriamento do tubo, no caso de simulações envolvendo soldagem. Também, é possível realizar o estudo de distorções e tensões residuais, geradas pelo processo de soldagem, importando os resultados obtidos no Ansys Fluent para o Ansys Structural.

1.2 OBJETIVOS

1.2.1 Objetivo Geral

Este trabalho teve como objetivo principal, simular o primeiro passe de soldagem no processo de intervenção em operação de dutos (para reparos ou ampliação da linha de

distribuição), por meio do programa Ansys Fluent, de forma que esta consiga reproduzir as condições utilizadas no programa Battelle.

1.2.2 Objetivos Específicos

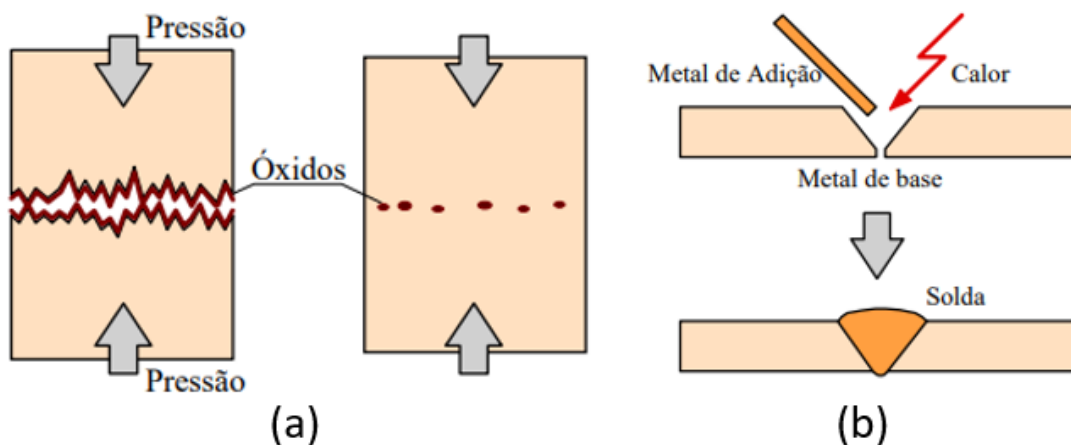
- Adaptar o modelo da fonte de calor de Goldak, utilizando o código desenvolvido por COURAS, 2021, para o caso de soldagem circunferencial de junta em filete.
- Produzir simulações no Ansys e no programa Battelle, com variações nas condições de energia de soldagem, velocidade de fluido e pressão.
- Realizar a comparação entre os resultados obtidos a partir das simulações no Ansys Fluent e do programa Battelle.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 ASPECTOS GERAIS DO PROCESSO DE SOLDAGEM

Para MARQUES et al., 2011, o processo de soldagem pode ser definido como sendo um procedimento que estabelece forças de natureza química, na região de junção dos materiais, semelhante às atuantes em seus interiores, estabelecendo, assim, a união. Ainda conforme os autores, para obter o estabelecimento destas forças é necessário superar obstáculos (rugosidade, camadas de óxido, umidade, gordura, poeira etc.) que impedem uma aproximação efetiva das superfícies. Com esta finalidade, os principais métodos utilizados são: a aplicação de pressão (Processo de Soldagem por Pressão ou Deformação), ilustrado na Figura 1(a), que promove a deformação das superfícies de contato, proporcionando a aproximação efetiva entre as superfícies; e a aplicação localizada de calor na região de junta (Processo de Soldagem por Fusão), ilustrado na Figura 1(b), até a fusão do metal de base e do metal de adição, quando houver.

Figura 1 - Representação esquemática do processo de soldagem por: (a) pressão ou deformação; (b) fusão.



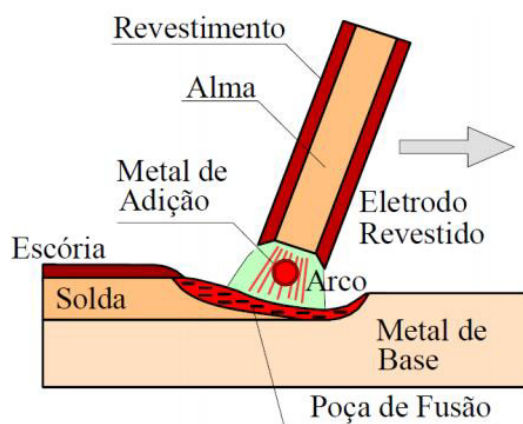
Fonte: (MODENESI et al., 2000).

Contudo, o processo de soldagem pode ser utilizado no revestimento de superfícies que, por sua vez, demandam propriedades específicas durante a operação, ou com o propósito de recuperar peças desgastadas (MARQUES et al., 2011).

2.1.1 Processo de Soldagem por Eletrodo Revestido

A soldagem a arco elétrico com eletrodo revestido (em inglês “*Shielded Metal Arc Welding*” – SMAW) é um processo de soldagem por fusão, como esquematizado na Figura 2. Essa operação utiliza um arco elétrico, gerado entre um eletrodo metálico revestido e a peça que está sendo soldada, para gerar um plasma que contém um aporte térmico capaz de fundir o metal de base e o eletrodo consumível, acarretando na união entre os metais (MARQUES et al., 2011).

Figura 2 – Esquema do processo de soldagem por eletrodo revestido.



Fonte: (MODENESI et al., 2000)

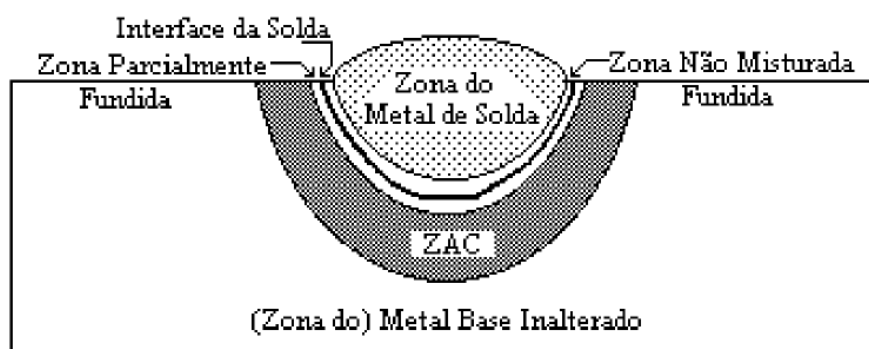
Conforme a AWS – *American Welding Society*, 2001, o eletrodo revestido consiste de uma vareta com um núcleo metálico (alma), recoberto com uma mistura de aglutinantes de silicato e materiais em pó, como fluoretos, carbonatos, óxidos, ligas metálicas e celulose. Ainda, conforme esta organização, este revestimento tem as funções de: estabilizar o arco elétrico; proteger a poça de fusão e o metal de solda de contaminação da atmosfera, por meio

da geração de gases devido a queima do revestimento e de uma camada de escória formada a partir da decomposição do revestimento; atribuir características operacionais do consumível; e conferir características mecânicas e metalúrgicas ao eletrodo e a solda.

De acordo com MACHADO, 1996, a ignição do processo é alcançada quando o operador estabelece um curto-circuito, conseguido pelo contato entre a superfície da peça e o eletrodo, e ao afastar o eletrodo da mesma, o arco é estabelecido. Desta forma, o operador conduz o eletrodo ao longo da junta, controlando a velocidade de soldagem e deposição de metal, até encerrar o procedimento. Conforme o autor, este processo é extremamente flexível, podendo ser utilizado em diversas posições. Dessa maneira, é bastante empregado em campo, podendo ainda ser utilizado na maioria das ligas metálicas, como ligas ferrosas, não-ferrosas, alumínio, níquel etc.

De modo geral, os diferentes picos de temperatura ao longo da junta, durante o processo, provocam diferentes ciclos térmicos em cada ponto da junta soldada. Dessa forma, os processos de soldagem em aços e em aços-liga produzem diferentes zonas, Figura 3, ocasionadas pelos diferentes fluxos de calor, tendo cada zona suas características particulares (MACHADO, 1996).

Figura 3 - Regiões de uma junta soldada.



Fonte: (MACHADO, 1996)

Dentre essas zonas, a zona afetada pelo calor (ZAC) se destaca pela sua relevância nas propriedades da união da solda. Segundo MARQUES et al., 2011, as modificações na microestrutura do metal base, devido às altas temperatura e ao efeito do resfriamento na

peça, fazem com que esta região sofra possíveis alterações alotrópicas no estado sólido, como crescimento de grão e transformação de fase.

2.1.2 Transferência de Calor Durante o Processo de Soldagem

Na soldagem por fusão, a energia disponível, utilizada sobretudo para aquecer e fundir o metal base e o eletrodo consumível, além de provocar uma intensa circulação do metal fundido durante a interação entre o metal base e a fonte de calor, é chamada de energia de soldagem. Ela pode ser expressa como sendo a quantidade de energia por unidade de comprimento de solda (J/mm) (AWS, 2001), como mostrada na Equação 1:

$$E = \frac{UI}{v} \quad (1)$$

Onde:

U - tensão de soldagem, em Volts (V);

I - corrente de soldagem, em Amperes (A);

v - velocidade de soldagem, em mm/s.

Durante a soldagem a arco, parte da energia de soldagem é perdida para o ambiente sob a forma de calor irradiante, outra parcela é perdida por convecção no meio gasoso que protege a poça de fusão e outra fração é absorvida pela peça e utilizada para executar a soldagem. Essas perdas são calculadas através da chamada eficiência do arco (η), que é a relação entre a energia efetivamente utilizada na soldagem e a energia de soldagem (WAINER et al., 2008).

Portanto, a energia líquida de soldagem é dada pela Equação 2:

$$E_l = \frac{\eta UI}{v} \quad (2)$$

Para uma determinada fonte de energia, a parcela da energia de soldagem que é absorvida pela peça, depende da natureza do material, do tipo de fonte de calor e das condições de soldagem, como mostra a Tabela 1. Este é um parâmetro muito importante para o processo pois a formação da poça, os gradientes de temperatura, ciclos térmicos, dimensões do cordão e as propriedades da peça soldada estão em função da energia absorvida pela peça (AWS, 2001).

Tabela 1 - Valores típicos de η para os processos de soldagem.

Processo	η
Eletrodo Revestido	0,65 – 0,85
GMAW	0,65 – 0,85
GTAW (CC+)	0,50 – 0,80
GTAW (CA)	0,20 – 0,50
SAW	0,80 – 0,99
Oxi-gás	0,25 – 0,80

Fonte: MARQUES et al., 2014.

2.2 MODELAGEM TÉRMICA DO PROCESSO DE SOLDAGEM

A soldagem, como técnica de fabricação, apresenta uma série de problemas difíceis para a comunidade de projeto e fabricação. No entanto, com o crescimento e com o aprimoramento exponencial das tecnologias, como o computador, combinado ao desenvolvimento igualmente rápido na área de métodos numéricos e modelagem geométrica, permitiu que o processo de soldagem computacional atingisse o estágio em que se pode resolver um número crescente de problemas que interessam à indústria. Dentre esses casos podemos citar problemas relacionados aos dutos, usinas energéticas, refinarias, vasos de pressão, reatores nucleares, edifícios e pontes, automotivo, caminhões e trens, navios, estruturas aeroespaciais, microeletrônica (GOLDAK et al., 2005).

A determinação do campo de temperaturas da zona fundida (ZF) e de regiões próximas do cordão (ZAC), ao longo do tempo, é o objetivo de um estudo térmico do

processo de soldagem (NETO, 2014). Em processos de soldagem, o campo térmico é governado pela equação de condução de calor, sendo que também há mudanças de fase (fusão e solidificação) envolvidas no processo. Dessa forma, utiliza-se a equação de condução de calor expressa em função da entalpia, Equação 3, em que a evolução do calor latente é responsável pela entalpia e também pela relação entre entalpia e temperatura (CLAIN et al., 2017).

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k(T) r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \phi} \left(k(T) \frac{\partial T}{\partial \phi} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q(x, y, z, t) = \frac{\partial [\rho(T)H(T)]}{\partial t} \quad (3)$$

Onde:

T – temperatura;

k(T) - condutividade térmica;

$\rho(T)$ - massa específica;

Cp(T) - calor específico;

H(T) – entalpia, na forma de integral em função da temperatura, segundo a Equação 4.

$$H(T) = \int C_p(T) dT \quad (4)$$

Nas superfícies externas do sólido, há fluxo de calor envolvendo transferência de calor por convecção e radiação. A densidade de fluxo de calor (q_c), devido ao fluido ambiente, (gás ou líquido) é regida pela lei de resfriamento de Newton, Equação 5 (INCROPERA, 2008).

$$q_c = h_c (T_s - T_\infty) \quad (5)$$

Onde:

T_s - temperatura da superfície externa;

T_∞ - temperatura do fluido (gás ou líquido) ambiente;

h_c - coeficiente de transferência de calor por convecção.

A densidade do fluxo de calor devido a radiação (q_r) é regida pela lei de Stefan-Boltzmann, Equação 6 (INCROPERA, 2008):

$$q_r = \varepsilon_r \sigma_r (T_s^4 - T_\infty^4) \quad (6)$$

Onde:

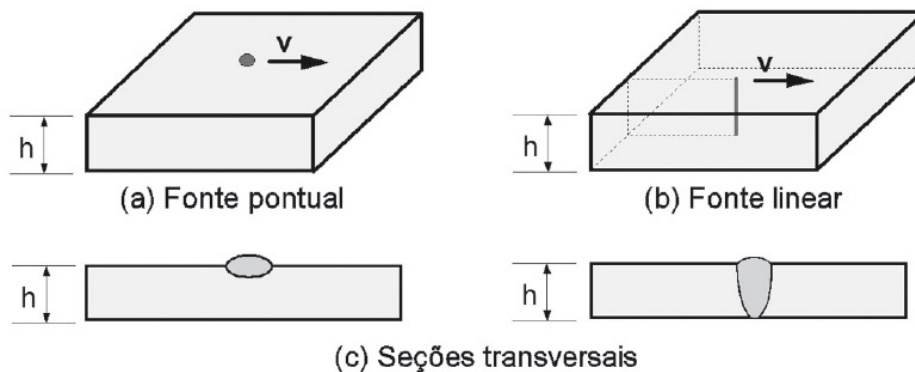
ε_r - emissividade da superfície do material;

σ_r - constante de Stefan-Boltzman.

Devido à complexidade dos fenômenos físicos ligados à relação entre o arco elétrico de soldagem e a poça de fusão, foram desenvolvidos diversos modelos que descrevem a fonte de calor na soldagem e a maneira como a energia será distribuída sobre a peça (GOLDAK et al., 2005).

Os primeiros modelos matemáticos de fonte de calor em soldagem, desenvolvidos por ROSENTHAL, 1941, descritos nas Equações 7 e 8, visavam descrever o deslocamento e aporte térmico da fonte de calor e analisar os fenômenos no processo de soldagem, relacionados à temperatura. Estes modelos assumiam fontes de calor com formas pontual, linear ou plana, como mostram as Figuras 4(a) e 4(b). Porém a distribuição espacial de energia e a dependência das propriedades térmicas dos materiais foram negligenciadas (ESPITIA PÉREZ, 2019). Apesar de certo sucesso, segundo MYERS et al., 1967, os modelos continham falhas para prever temperaturas de cerca de 20% acima da temperatura de fusão do material, apresentando discrepâncias em temperaturas computadas nas regiões de altas temperaturas como na ZAC e ZF, estando limitadas a pontos muito afastados da poça de fusão.

Figura 4 - Esquema da distribuição de calor dos modelos de Rosenthal.



Fonte: MARQUES et al., 2014.

$$T - T_0 = \frac{Q}{2\pi k} \frac{e^{-\eta v(R+\xi)}}{R} \quad (7)$$

$$T - T_0 = \frac{Q}{2\pi g k} \frac{e^{-\eta v \xi} K_0(\eta v r)}{R} \quad (8)$$

Onde:

 T_0 - temperatura da chapa antes da soldagem; K_0 - função Bessel modificada de segunda espécie e ordem 0, onde o argumento é $\eta = 1/(2\alpha)$ e $\alpha = k/(\rho * Cp)$; g - espessura da chapa; Q - energia de soldagem; ξ - coordenada móvel da fonte ($x - vt$); η - eficiência do processo de soldagem; R - distância da fonte de calor $(\xi^2 + y^2 + z^2)^{0.5}$; r - distância radial da origem $(x^2 + y^2)^{0.5}$.

Visando solucionar o problema da distribuição de calor do modelo de Rosenthal, PAVELIC et al., 1969, propôs um modelo, segundo a Equação 9, em que o fluxo térmico continha uma forma de disco, normal ao plano, apresentando uma distribuição Gaussiana, como mostrado na Figura 5. Contudo, para circunstâncias de soldagens com fontes mais concentradas e altas densidades de energia, este modelo apresentava limitações por

negligenciar a condução de calor abaixo da superfície, devido a atuação de penetração do arco (ALMEIDA, 2016).

$$q(r) = q(0)e^{-Cr^2} \quad (9)$$

Onde:

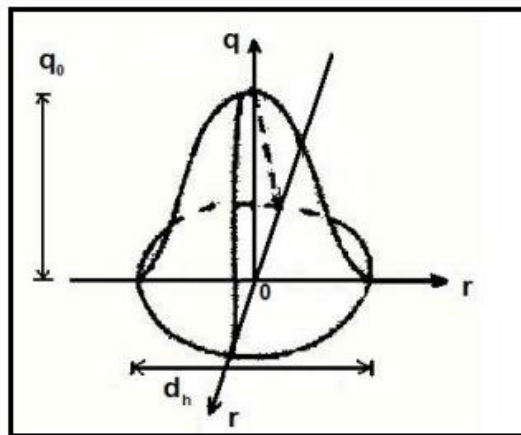
$q(r)$ - fluxo de calor na superfície (W/m^2), delimitada pelo raio r ;

$q(0)$ - fluxo de calor máximo (W/m^2), no centro da região aquecida;

r - distância radial (m), a partir do centro da fonte de calor, sobre a superfície da peça;

C - coeficiente de concentração do arco (m^{-2}), onde C é diretamente proporcional a concentração da fonte.

Figura 5 – Esquema da distribuição de calor Gaussiana da fonte de Pavalic.



Fonte: LEMOS et al., 2010.

Propondo uma melhoria FRIEDMAN, 1975, adicionou um sistema de coordenadas cartesianas móvel ao modelo de Pavalic, segundo a Equação 10, ao longo do cordão de solda.

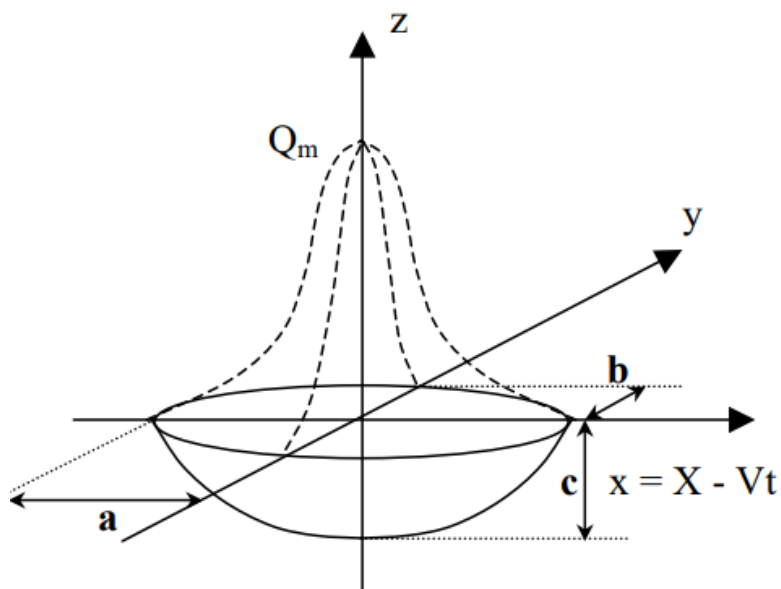
$$q(x, y, t) = \frac{3Q}{\pi c^2} e^{-\frac{3x^2}{c^2}} e^{-\frac{3(x+v(\tau-t))^2}{c^2}} \quad (10)$$

Onde:

c - raio de distribuição do fluxo de calor.

Diferindo do Modelo de Pavalic, o modelo proposto GOLDAK et al., 1984, propõe que a distribuição do fluxo de calor ocorra ao longo de um volume, e não de uma área. O primeiro modelo simplificado de Goldak, Equação 11, adota a fonte de calor com a forma de elipsoide, Figura 6.

Figura 6 - Distribuição gaussiana da fonte de calor volumétrica simplificada de Goldak.



Fonte: DEPRADEUX, 2013.

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}\eta Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-\left(\frac{3(x-vt)^2}{a^2} + \frac{3y^2}{b^2} + \frac{3z^2}{c^2}\right)} \quad (11)$$

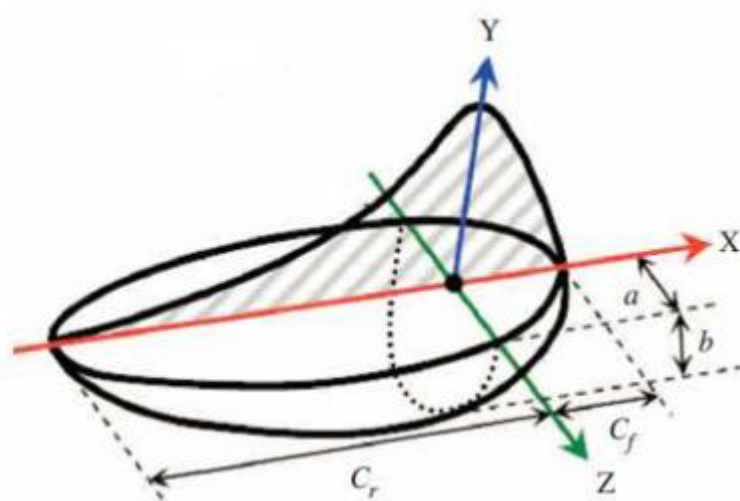
Onde:

a , b , c - parâmetros da geometria da solda (largura, profundidade, comprimento do elipsoide), conforme ilustrado pela Figura 6;

t - instante de tempo.

Para considerar a dissimetria da fonte de calor, provocada pela movimentação da fonte, GOLDAK, 1984, propôs a fonte de calor com a forma de duplo elipsoide, sendo a geometria dividida em dois quadrantes (frente e atrás da fonte) de elipses diferentes, como mostra a Figura 7.

Figura 7 – Distribuição de calor da fonte volumétrica de dupla elipsoide proposta Goldak.



Fonte: (MORADI et al., 2016).

O fluxo de calor neste modelo é dividido em duas equações. As Equações 12 e 13 descrevem o fluxo de calor à frente e atrás da fonte, respectivamente.

$$q_f(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}\eta f_f Q}{c_f b a \pi \sqrt{\pi}} e^{-\left(\frac{3(x-vt)^2}{a^2} + \frac{3y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c_f^2}\right)} \quad (12)$$

$$q_r(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}\eta f_r Q}{c_r b a \pi \sqrt{\pi}} e^{-\left(\frac{3(x-vt)^2}{a^2} + \frac{3y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c_r^2}\right)} \quad (13)$$

Onde:

f_f e f_r - frações da energia total, distribuída nos volumes dos elipsoides à frente e atrás da fonte, onde: $f_f + f_r = 2$;

c_f e c_r - parâmetros da geometria da fonte (comprimento do elipsoide à frente da fonte e comprimento do elipsoide atrás da fonte, respectivamente), conforme ilustrado pela Figura 7;

Dessa forma, o modelo de fonte de calor duplo elipsoide tem parâmetros ajustáveis, consegue abordar soldas com maiores penetrações e é o modelo de fonte de calor mais utilizado na análise numérica de soldagem devido a sua versatilidade para acomodar diferentes técnicas de soldagem por fusão (FACHINOTTI et al., 2008).

2.3 DUTOS E TUBULAÇÕES

De acordo com SIQUEIRA, 2006, duto é a denominação comum para um conjunto de tubos ligados entre si, instalados com a finalidade de transportar, para a indústria petroquímica, petróleo e seus derivados (oleodutos) e gás natural (gasodutos). Conectando os locais de produção (refinarias) aos pontos de armazenamento (áreas de estocagem), estes dutos operam todos os dias do ano, sem intervalo, em regime operacional contínuo (ANP – Agência Nacional de Petróleo, 2012).

2.3.1 Reparo de Dutos em Operação

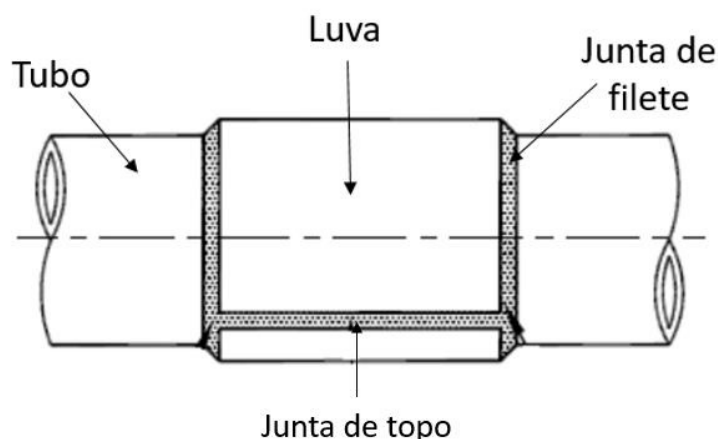
Conforme FREIRE, 2009, devido ao desgaste na parede do tubo causado por mecanismos químicos e ou mecânicos, como ataque químico e ou erosão, a tensão resultante dos carregamentos acaba superando a resistência da parede do tubo, ocasionando um rompimento e provocando vazamento.

Para PEREIRA, 2012, a soldagem em operação é uma técnica comumente utilizada, permitindo a modificação, reparo ou expansão da malha de duto, sem que seja necessário interromper ou reduzir o escoamento do fluido transportado. Conforme o autor, os reparos por soldagem e a instalação de conexões para ramificação (*hot tape*) em tubulações pressurizadas têm a vantagem de evitar interrupções na vazão, por mudança de trechos e ou

reparos, e impedir a redução de produção da empresa. Além disso, a paralisação da vazão leva a perda de gás para a atmosfera, o que poderia levar grandes quantidades de gases estufa, como o metano, para a atmosfera, havendo, portanto, um incentivo ambiental para utilização de reparos na tubulação em operação (BRUCE et al., 1993).

O reparo das tubulações em regiões defeituosas pode ser feito com a instalação de uma luva bipartida. A luva bipartida (dupla calha) trata-se de uma estrutura constituída por duas calhas que se assentam em toda circunferência do tubo, reforçando a tubulação (PÉREZ, 2005). A luva recomendada para conter pressões, reparar vazamentos e reforçar os defeitos orientados na direção circunferencial é a luva do tipo B, e esta é instalada por meio de uma solda de filete circunferencial entre o tubo e a calha e uma solda de topo longitudinal entre as calhas, como mostra a Figura 8 (FARRAG, 2013).

Figura 8 - Esquema de instalação da luva do tipo B.

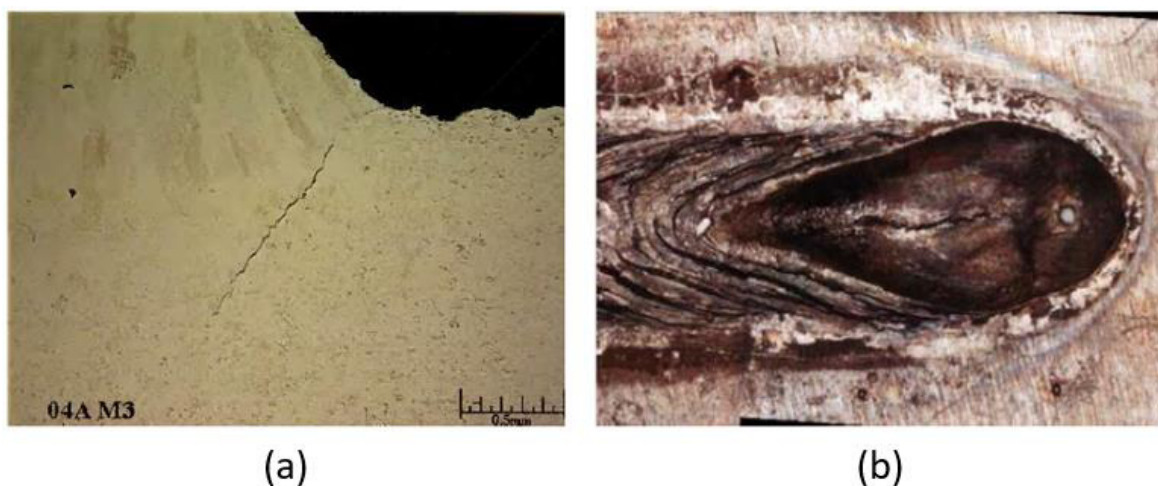


Fonte: (CÂNDIDO et al., 2011). Adaptado pelo autor.

Contudo, para o uso de soldagem em operação, existem algumas situações que requerem maiores cuidados e devem ser evitadas, dentre elas: a possibilidade de arco de soldagem provocar uma perfuração na parede do tubo, Figura 9(b), permitindo a fuga do fluido (BRUCE et al., 1993); a possibilidade de formação de martensita na ZAC, em aços susceptíveis a esta transformação, devido à alta taxa de resfriamento produzida pelo fluxo no interior do tubo; e a possibilidade de produção de tensões residuais no tubo, que podem

acarretar na abertura e crescimento de trincas, bem como na formação e evolução de trincas por hidrogênio, Figura 9(a) (ALIAN et al., 2016).

Figura 9 - (a) Trinca induzida por hidrogênio; (b) Perfuração (em inglês “*burn-through*”) do tubo durante a soldagem em operação.



Fonte: (TORRES, 2016).

Conforme PAES, 2000 as trincas induzidas por hidrogênio, ou trincas a frio, são descontinuidades que podem resultar do processo de soldagem e desqualificar a solda. Ainda conforme o autor, estas fissuras ocorrem normalmente na ZAC e dependem de certas condições para as suas ocorrências. Segundo MODENESI et al., 2006, no decorrer do processo de soldagem, o hidrogênio presente na solda é dissociado no arco e absorvido pela poça de fusão, permanecendo em solução após a solidificação da poça. Rapidamente o hidrogênio se difunde, primeiramente na ZF e posteriormente na ZAC, (região com maior solubilidade para o hidrogênio devido a austenitização durante a solda), e com o rápido resfriamento, ocorre a fragilização em consequência da presença de hidrogênio molecular aprisionado e em função da temperabilidade do metal base, surgindo assim as tensões residuais do tipo trativas, ocasionando possíveis fissuras nesta região.

As condições para a ocorrência de trincas induzidas por hidrogênio segundo PAES, 2000, são: (i) a existência de hidrogênio na solda, proveniente de umidade no eletrodo, da atmosfera em contato com o arco de soldagem e ou contaminantes na junta; (ii)

suscetibilidade do aço da peça, principalmente na ZAC, a formar regiões frágeis devido ao alto carbono equivalente; (iii) tensões residuais do tipo trativas decorrentes de deformações postas pela contração da solda durante o resfriamento; e (iv) temperatura favorável, uma vez que as trincas a frio, geralmente, ocorrem em temperaturas inferiores a 150 °C.

Conforme MODENESI et al., 2006, dentre as microestruturas de alta dureza, a martensita, frequentemente, é a fase com maior sensibilidade às trincas por hidrogênio. A temperabilidade de um aço, intimamente ligada dureza deste, é utilizada para avaliar a suscetibilidade do aço a transformações martensíticas e pode ser avaliada através de fórmulas de carbono-equivalente, como a formulação que foi desenvolvida pela IIW para aços com %C > 0,12% (International Institute Welding), conforme a Equação 14, que considera o efeito dos elementos de liga na temperabilidade do aço (PETROBRAS N-2163, 2008).

$$CE = \%C + \frac{\%Mn}{6} + \frac{\%Mo+\%Cr+\%V}{5} + \frac{\%Ni+\%Cu}{15} \quad (14)$$

Onde:

CE – Carbono equivalente;

$\%C$ – percentagem de carbono, em peso;

$\%Mn$ – percentagem de manganês, em peso;

$\%Mo$ – percentagem de molibdênio, em peso;

$\%Cr$ – percentagem de cromo, em peso;

$\%Ni$ – percentagem de níquel, em peso;

$\%Cu$ – percentagem de cobre, em peso;

$\%V$ – percentagem de fósforo, em peso.

Baseado na Equação 14, se $CE < 0,4$, o aço é insensível à fissuração e se $CE > 0,6$, o material é fortemente sensível, sendo necessário o uso de técnicas especiais de soldagem, como o uso de processos com baixos níveis de hidrogênio ou de pré-aquecimento (que, em geral, tem a finalidade de reduzir a taxa de resfriamento e evitar a transformação martensítica) (MODENESI et al., 2006).

Outra medida para reduzir a ocorrência de regiões frágeis, reduzindo a taxa de resfriamento, é através de um aumento no porte térmico (PAES, 2000).

De acordo com PAES, 2000, na soldagem em operação, a utilização de um maior aporte térmico reduz o risco de ocorrência de trincas por hidrogênio, devido a ciclos térmicos mais prolongados e, portanto, menores taxas de resfriamento. Porém, essa medida pode ocasionar em defeitos do tipo mordedura, permitir o crescimento excessivo de grão (principalmente na região de grãos grosseiros da ZAC) e ou aumentar o risco de perfuração da parede do tubo, para pequenas espessuras.

Segundo BORING et al., 2005, a perfuração (em inglês “*burn-through*” ou “*blowout*”) da parede do tubo ocorre quando parte da espessura do tubo, não fundida e logo abaixo da poça de fusão, não tem resistência suficiente para conter a tensão proveniente da pressão interna da tubulação, causando o vazamento do produto que está escoando. Conforme BRUCE et al., 1996, a espessura não fundida do tubo para evitar a perfuração do mesmo deve ser de, no mínimo, 3,2 mm.

Para critérios de segurança e integridade da solda, foram definidos os valores limites de máxima temperatura da superfície interna do tubo, para a não ocorrência da perfuração do tubo durante a soldagem, de 982°C para eletrodos de baixo hidrogênio e 760°C para eletrodos celulósicos, bem como uma certa taxa de resfriamento do tubo, entre 800°C a 500°C, na ZAC, dependendo do metal base (BATTELLE, 1991). Segundo a PETROBRAS N-2163, 2008, para garantir o não risco e perfuração a temperatura máxima interna do tubo não deve ultrapassar os 980 °C.

Neste contexto, têm-se feito muitos estudos para selecionar parâmetros de soldagem que assegurem o sucesso do processo de reparo de uma tubulação.

2.4 SOBRE O PROGRAMA BATTELLE

Reparos ou reforços de tubos, realizados com a soldagem de componentes como luvas de envolvimento completo, remendos, e conexões para ramificação, são comumente soldados com tubos pressurizados em serviço. Esta prática contém certos riscos, mas ao longo dos anos poucos incidentes perigosos foram registrados e acredita-se que o motivo para o sucesso deste procedimento seja às práticas conservadoras dos operadores de dutos. Porém, incidentes envolvendo reparos de soldas, possivelmente associados a trinca induzida por hidrogênio, levou a realização de projetos para investigar e solucionar este problema (BATTELLE, 1991).

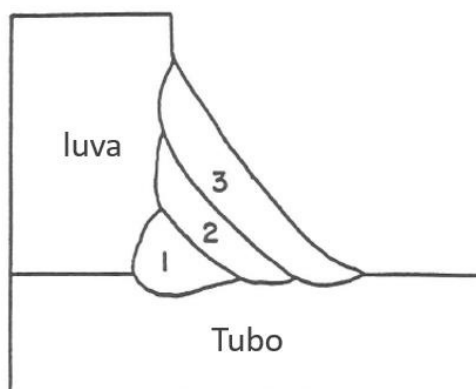
Com o intuito de auxiliar nos procedimentos de soldagem, os modelos de análise térmica do programa Battelle, podem prever taxas de resfriamento e temperaturas na superfície interna da tubulação. Estes modelos permitem que o operador de duto preveja faixas para variáveis de soldagem e condições de fluxo de fluidos que o conduzam a produção de soldas de qualidade (BATTELLE, 1991).

Como saída, o programa tem como os parâmetros mais relevantes, valores de máxima temperatura da superfície interna do tubo, tempo de resfriamento (800 a 500°C) do tubo na ZAC e máximo CE do material do tubo etc.

Os modelos do Battelle resolvem as equações de fluxo de calor transiente para temperaturas no tubo de linha e luva (ou conexão) por uma técnica explícita, direta, de diferenças finitas. Nesta solução as temperaturas, em tempos subsequentes, são calculadas em etapas a partir dos valores presentes sem iteração. O intervalo de tempo é ajustado automaticamente dentro do modelo, de forma que o tempo de computação é minimizado e há a manutenção da estabilidade no cálculo de novas temperaturas (BATTELLE, 1991).

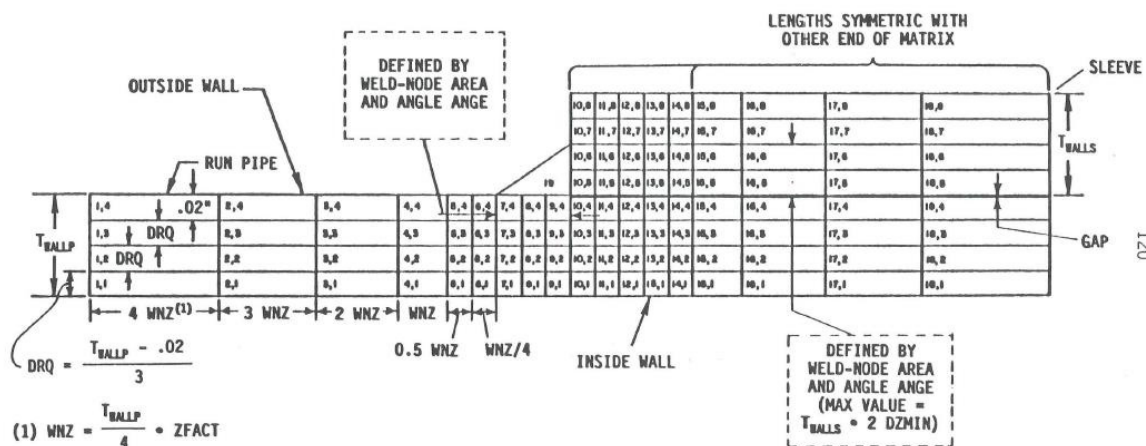
O Modelo 1 do Battelle, onde é simulado o primeiro passo de um processo de soldagem para a instalação de uma luva de envolvimento completo, ilustrado na Figura 10, utiliza um plano de solução axial através do tubo e da luva, e discretiza esta região através de uma malha com elementos retangulares, como mostra a Figura 11 (BATTELLE, 1991).

Figura 10 - Sequência típica e perfil de passos para soldagem de luvas em filete.



Fonte: (BATTELLE, 1991).

Figura 11 - Malha da região plano de solução axial através do duto e da luva.



Fonte: (BATTELLE, 1991).

Cada elemento retangular na Figura 11 representa um volume nodal, que contém o mesmo eixo em relação ao centro do tubo. Utilizando o método das diferenças finitas, o modelo calcula as temperaturas no centro de cada nó, para fração de tempo subsequentes, a partir de um balanço de energia para cada nó.

O modelo considera uma fonte de calor, com transferência de calor, nos nós da região da solda. Para os nós da parede externa do tubo, o balanço de energia considera perdas de calor para o meio ambiente por convecção natural, radiação e perdas de transferência no arco. Para os nós da parede interna do tubo, o balanço de energia considera perdas de calor para o fluido por convecção natural e forçada, por nucleação ou ebulição de filme (para líquidos) e por radiação para o fluido e paredes de tubos adjacentes. Para os nós mais distantes do cordão de solda, o balanço de energia considera o fluxo de calor por condução para o metal adjacente, que é assumido como sendo uma temperatura constante igual à temperatura inicial do tubo. Também é considerado o calor transferido através do espaço de ar entre a manga e o tubo (gap) por condução e radiação, caso exista.

O modelo também considera que não há fluxo de calor na direção circunferencial do tubo, sendo assim, a temperatura na direção circunferencial é uniforme. O efeito do fluxo de calor ao redor do tubo é aproximado na solução por um pulso de entrada de calor, variável no tempo, para o elemento de solda, aumentando o fluxo de calor e a capacidade térmica na direção axial, sendo o calor absorvido pela massa de metal que é fornecida. Considera-se

que os pulsos de calor ocorram com o mesmo intervalo de tempo que eletrodo leva para viajar 3,5 vezes o seu próprio diâmetro, dessa forma a entrada de calor máxima ocorre durante o tempo que o eletrodo leva para percorrer o seu próprio diâmetro 3,5 vezes (BATTELLE, 1991).

3 METODOLOGIA

A metodologia utilizada para realizar o estudo térmico do processo de soldagem em operação, foi o método dos Volumes Finitos (MVF), por meio do programa Ansys Fluent, em que o domínio é subdividido em pequenos volumes de controle discretos e as equações de balanço de conservação de massa (Equação 15), momento (Equação 16) e energia (Equação 17) são calculadas sobre cada pequeno volume de controle do domínio fluido (VERSTEEG et al., 2007).

$$\int_{SC} \rho v \cdot dA + \frac{d}{dt} \int_{VC} \rho (dV) = 0 \quad (15)$$

$$F = F_s + F_b = \frac{\partial}{\partial t} \int_{VC} \rho v \cdot dV + \int_{SC} v \rho v \cdot dA \quad (16)$$

$$Q_c - W = \frac{\partial}{\partial t} \int_{VC} e \rho dV + \int_{SC} e \rho v \cdot dA \quad (17)$$

Onde:

F_s – força sobre o sistema;

F_b – força sobre o volume de controle;

Q_c – taxa de transferência de calor;

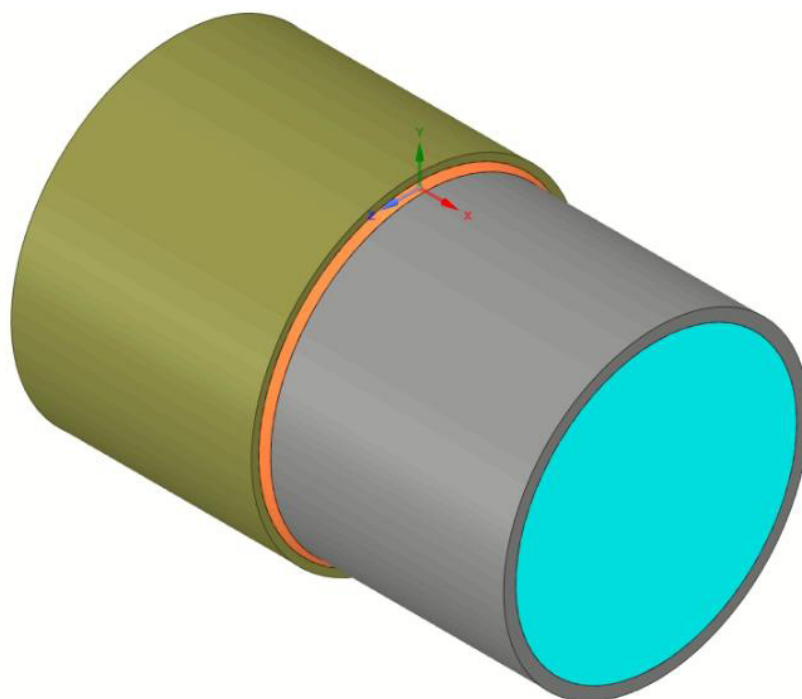
W – taxa de transferência de trabalho;

Simultaneamente, foram realizadas simulações no programa Battelle, nas mesmas condições utilizadas no modelo elaborado no Ansys, com a finalidade de comparação dos resultados de caráter térmico.

3.1 DEFINIÇÃO DA GEOMETRIA

Foi elaborada uma geometria tridimensional, apresentada na Figura 12, com todas as características do tubo, luva, domínio fluido e cordão de solda, no programa Ansys SpaceClaim. A Tabela 2 apresenta as medidas da geometria. Importante salientar que as medidas utilizadas para o cordão de solda foram baseadas no programa Battelle, que considera alguns fatores como a o ângulo de trabalho, espessura da luva e tubo para o cálculo das dimensões do cordão.

Figura 12 – Vista isométrica da geometria do tubo (cinza), luva (verde musgo), cordão (laranja) e domínio fluido (azul) utilizada na simulação.



Fonte: Elaborado pelo autor.

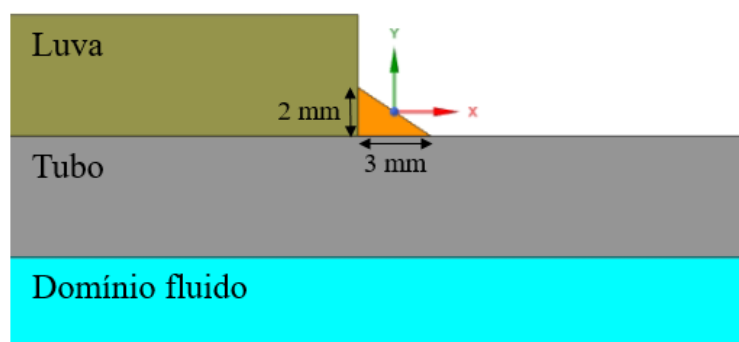
Tabela 2 - Medidas da geometria utilizada no modelo numérico.

	Diâmetro externo (mm)	Espessura (mm)	Comprimento (mm)
Tubo	127	5	200
Luva	137	5	100
Domínio fluido	117	-	200

Fonte: Elaborado pelo autor.

O comprimento do tubo, luva e domínio fluido foram seleccionados de maneira a não influenciar na análise térmica e não gerar um modelo com muitos elementos, visando a economia de tempo de processamento dos cálculos. Por motivo de simplificação, neste trabalho, o gap não foi considerado, sendo assim, o valor adotado no Battelle para o gap foi de 0. O cordão de solda utilizado foi de perfil triangular, baseado na geometria utilizada no programa Battelle, com base de 3 mm e altura de 2 mm, de acordo com a Figura 13.

Figura 13 – Vista, , em um corte axial no plano XY, do perfil da junta de filete.



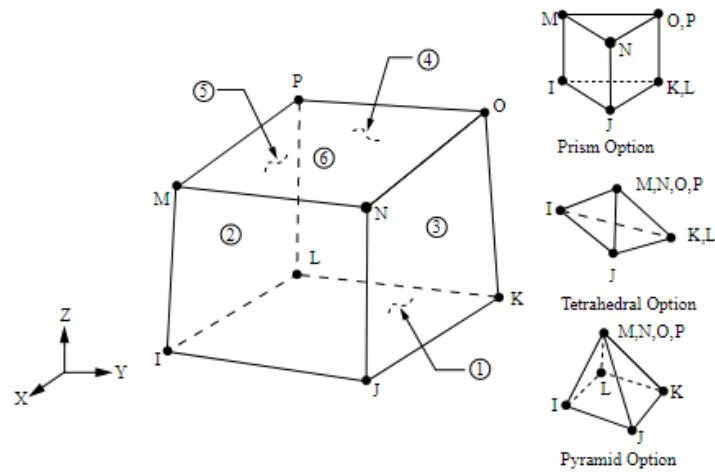
Fonte: Elaborado pelo autor.

Os corpos sólidos da geometria (tubo, luva e cordão de solda) foram unidos em só corpo e, por este motivo, compartilharam do mesmo material.

3.2 DEFINIÇÃO DE MALHA

A malha foi produzida no programa Ansys Meshing. Para o estudo por MVF, foram utilizados elementos do tipo SOLID70, Figura 14, que tem como aplicabilidade o cálculo de condução térmica, em regime permanente ou transiente. O SOLID70 trata-se de um elemento hexaédrico de 8 nós que pode ser fracionado em elementos tetraédricos, prismáticos ou piramidais. Cada nó contém um grau de liberdade, que é a variável temperatura. Este elemento permite a inserção de propriedades, como condutividade térmica, massa específica, calor específico e entalpia do material, em sua matriz de rigidez (ANSYS, 1999).

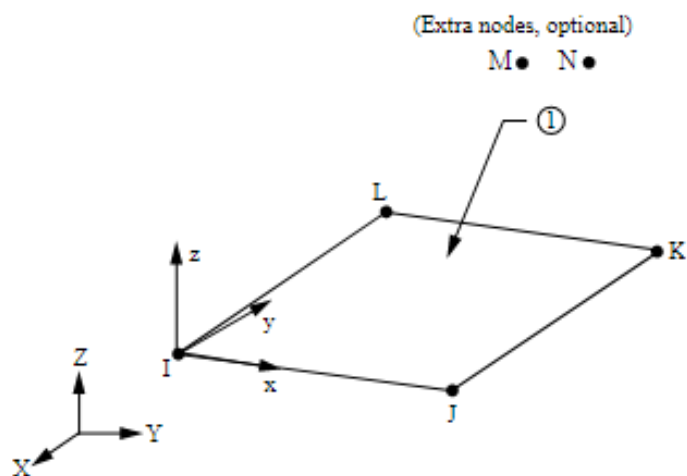
Figura 14 - Elemento tridimensional SOLID70.



Fonte: (ANSYS, 1999.) Adaptado pelo autor.

Sobre as faces externas do SOLID70, foram postos elementos SURF152, Figura 15. O SURF152 trata-se de um elemento bidimensional com cinco nós, sendo um destes, o nó externo, utilizado como referência para computar os fluxos de calor devido à radiação e convecção. Este elemento permite o cálculo dos fluxos superficiais, como as perdas de calor por convecção e ou radiação (ANSYS, 1999).

Figura 15 - Elemento bidimensional SURF152.

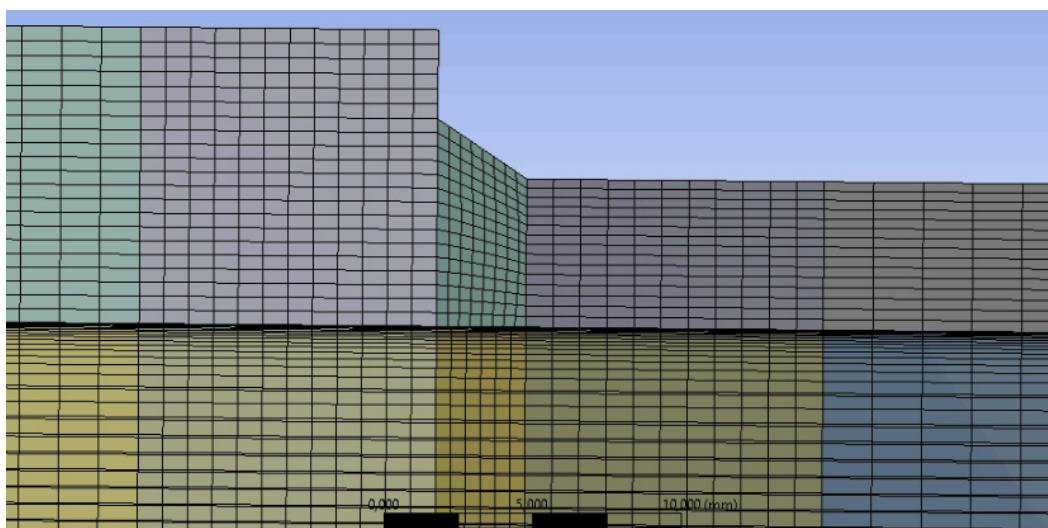


Fonte: (ANSYS, 1999.) Adaptado pelo autor.

Também foram utilizados elementos do tipo FLUID142, que é um elemento tridimensional com 8 nós capaz de gerar modelos para casos fluidos/ térmicos em regime estacionário ou transiente. O FLUID142 também permite a interação de interfaces fluido-sólido, tendo 3 graus de liberdade (velocidade, temperatura e pressão) que são obtidos através das equações de conservação de massa, momento e energia (ANSYS, 1999).

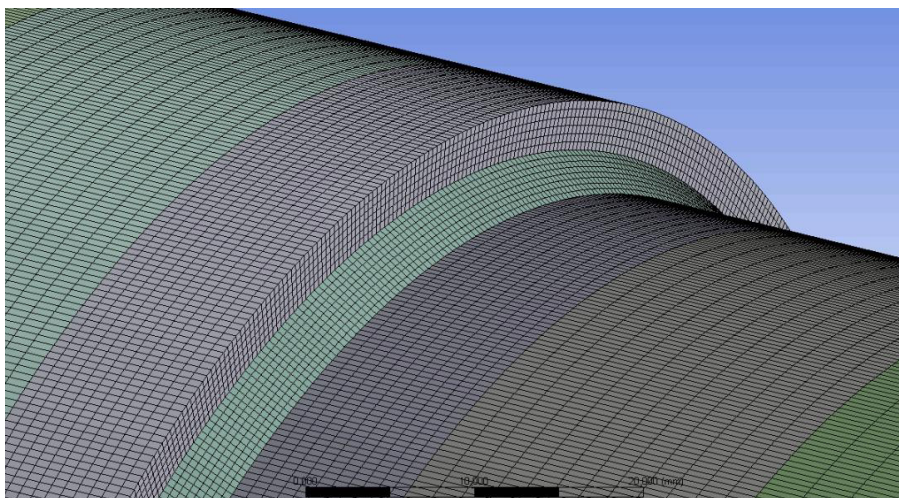
A geometria foi segmentada para utilizar elementos de tamanhos diferentes, como mostra a Figura 16, de forma que a região do cordão foi a mais refinada e, na medida em que vai se distanciando do cordão, de forma espelhada, os elementos se tornam mais grosseiros, conforme a Figura 17. Os elementos utilizados na malha foram todos hexaédricos, sendo que no corpo do cordão de solda foram utilizados elementos com tamanho de 0,5 mm, nos segmentos adjacentes ao cordão, à esquerda e à direita, foram utilizados elementos de 1 mm, nos segmentos adjacentes a estes foram utilizados elementos de 1,5 mm e nos segmentos adjacentes a estes, os segmentos das extremidades, foram utilizados elementos de 2 mm. Segundo (FANG et al., 2018), elementos do cordão com tamanho de 0,5 mm proporciona análises com erros baixos de 2,4%.

Figura 16 – Corte da malha no plano axial na região do cordão e adjacências.



Fonte: Elaborado pelo autor.

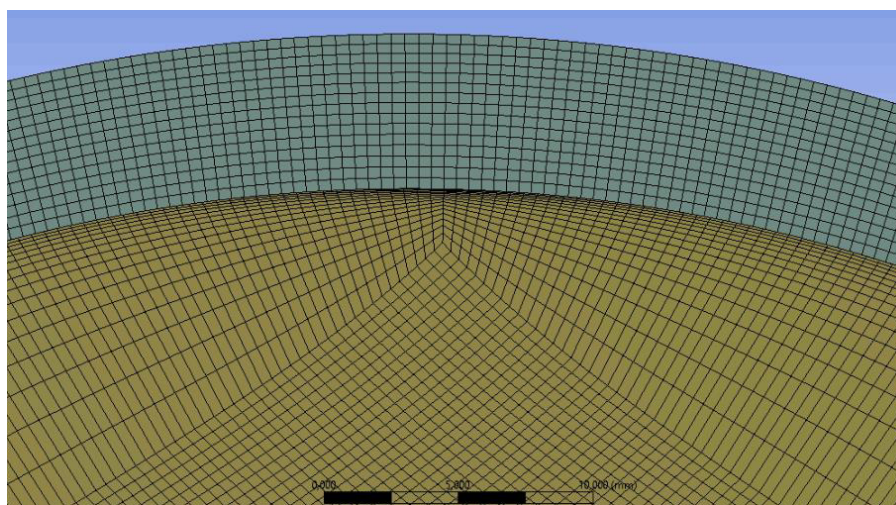
Figura 17 – Malha na região do cordão e adjacências.



Fonte: Elaborado pelo autor.

No domínio fluido, foi utilizado o método “inflation”, que produz um número pré-definido de camadas com espessuras crescentes de acordo uma taxa pré-definida, de forma que, próximo ao tubo, fica a camada mais delgada e à medida que se afasta as camadas vão se tornando mais grosseiras, como mostra a Figura 18. Foram utilizadas 16 camadas, com uma taxa de crescimento de 1.2x, sendo que a última camada, a camada mais distante do tubo, continha de 2 mm de espessura.

Figura 18 - Corte da geometria no plano radial.



Fonte: Elaborado pelo autor.

No total, a malha foi formada com 6446032 elementos hexaédricos de 8 nós.

3.3 SELEÇÃO DE MATERIAIS

O material utilizado na simulação para as regiões sólidas (tubo, luva e cordão de solda) foi o aço API 5L Grade B, que comumente aplicado na fabricação de tubos para o transporte de petróleo e gás. A composição química deste aço é mostrada na Tabela 3.

Tabela 3 – Composição química do aço API 5L Grade B.

C	Mn	P	S	Si
0,20	0,67	0,007	0,015	0,12

Fonte: BATTELLE, 1991. Adaptado pelo autor.

As propriedades térmicas desse aço foram obtidas a partir do programa JMatPro, e foram registrados por tabelas e gráficos no Excel, onde foram obtidas as equações destas por interpolação polinomial. As Equações 18 e 19 apresentam o comportamento do calor específico (c_p) (J/kg*K) e as Equações 20 e 21 o comportamento da condutividade térmica (k) (W/m*K), ambas em função da temperatura. Também no programa, foi obtida a temperatura de fusão desse aço, que é de 1780K (1507°C). Para a densidade do aço foi utilizado o valor constante de 7800kg/m³, valor da biblioteca do programa Ansys Fluent.

$$c_p = 0,0008T^2 - 0,3082T + 486,72; (298 \leq T \text{ (K)} < 1093) \quad (18)$$

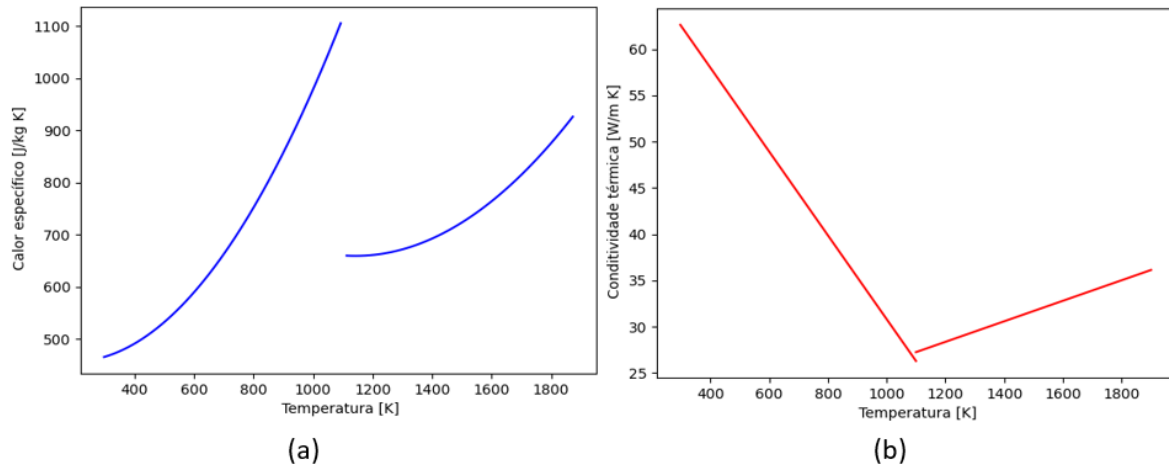
$$c_p = 0,0005T^2 - 1,1425T + 1312,4; (1093 < T \text{ (K)} \leq 1873) \quad (19)$$

$$k = -0,0453T + 76,114; (298 \leq T \text{ (K)} < 1100) \quad (20)$$

$$k = 0,0111T + 15,034; (1100 < T \text{ (K)} \leq 1900) \quad (21)$$

A Figura 19 apresenta o gráfico das propriedades térmicas do aço API 5L Grade B, de acordo com as Equações 18, 19, 20 e 21.

Figura 19 - Propriedades térmicas do aço API 5L Grade B: (a) Calor específico (b) Condutividade térmica.



Fonte: Elaborado pelo autor.

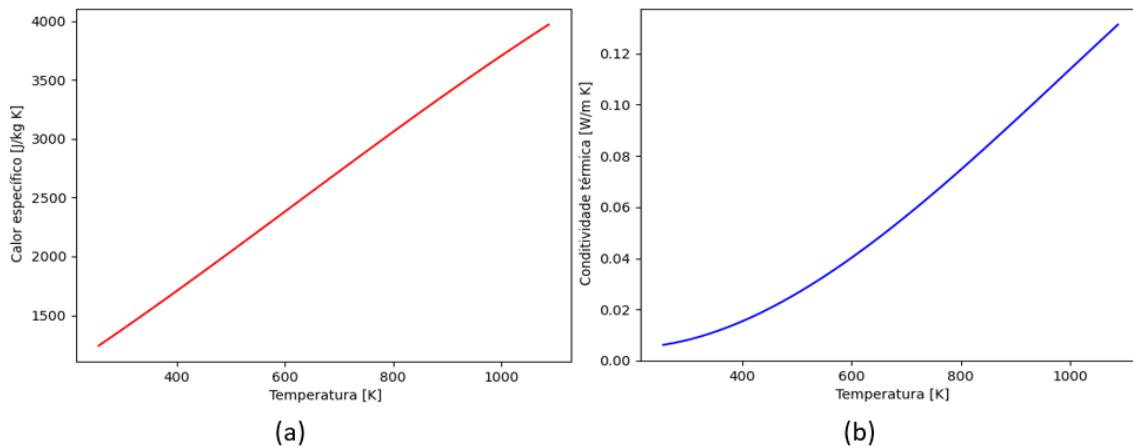
O fluido utilizado foi o gás metano. Segundo a ANP, 2020, mais de 70% dos hidrocarbonetos presentes no gás natural é metano. A equações 22 e 23 (Maxwell, 1962) apresentam o comportamento do calor específico (cp) ($J/kg \cdot K$) e condutividade térmica (k) ($W/m \cdot K$), respectivamente.

$$k = 7 \cdot 10^{-24} T^4 - 1 \cdot 10^{-10} T^3 + 3 \cdot 10^{-7} T^2 - 1 \cdot 10^{-4} T + 1,38 \cdot 10^{-2}; (255 \leq T (K) \leq 1088) \quad (22)$$

$$cp = -7 \cdot 10^{-7} T^3 + 0,0013 T^2 + 2,5993 T + 505,13; (255 \leq T (K) \leq 1088) \quad (23)$$

A Figura 20 apresenta o gráfico das propriedades térmicas do metano, de acordo com as Equações 22 e 23.

Figura 20 - Propriedades térmicas do gás metano: (a) Calor específico e (b) Condutividade térmica.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A densidade do metano foi calculada a partir da equação de estado de Soave-Redlich-Kwong (SRK). Essa equação, Equação 24, é um ajuste da equação de Redlich-Kwong, em que foi introduzido uma função $\alpha(T, \omega)$ que ajusta os dados das pressões de vapor dos hidrocarbonetos, onde T é a temperatura e ω é o fator acêntrico (CARMO, 2009).

$$\rho = \frac{RT}{V-b^*} - \frac{a^*}{V(V+b^*)} \quad (24)$$

Onde:

R – constante dos gases ideais;

T – Temperatura;

V – Volume do gás;

a^* – segundo a Equação 25;

b^* – segundo a Equação 26.

$$a^* = \alpha a_c \quad (25)$$

Onde:

α – segundo a Equação 27;

a_c – segundo a Equação 28.

$$b^* = \frac{0,08664RT_c}{P_c} \quad (26)$$

Onde:

T_c – temperatura no ponto crítico;

P_c – pressão no ponto crítico;

$$\alpha = [1 + m(1 - T_r^{0,5})]^2 \quad (27)$$

Onde:

m – segundo a equação 29;

T_r - temperatura reduzida (T/T_c).

$$a_c = \frac{0,42748(RT_c)^2}{P_c} \quad (28)$$

$$m = 0,48508 + 1,55171\omega - 0,15613 \omega^2 \quad (29)$$

Onde:

ω – fator de acêntrico.

Os valores das constantes do gás metano, Tabela 4, utilizados na equação SRK foram os padrões da biblioteca do Ansys Fluent. O valor da viscosidade utilizado para este fluido foi de $1,087 \times 10^{-5}$ kg/m s, constante padrão da biblioteca do programa Ansys Fluent.

Tabela 4 - Constantes do modelo de estado SRK para o gás metano.

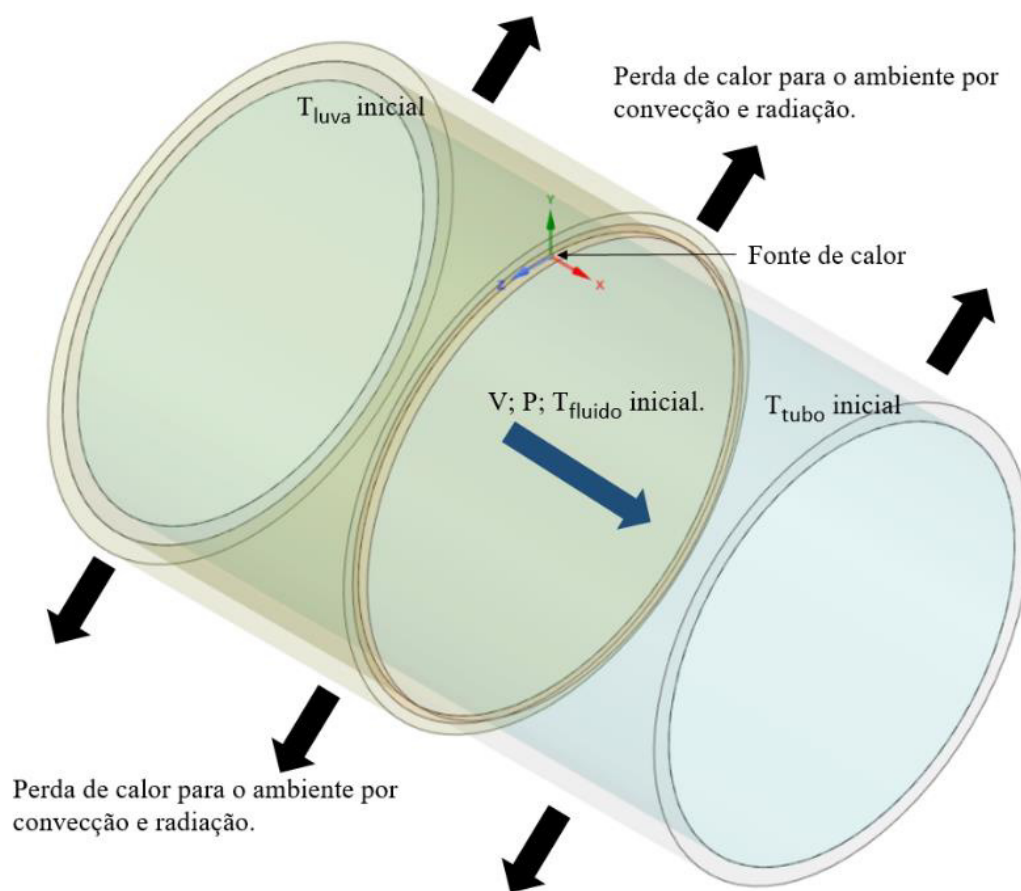
ω	P_c (Pa)	T_c (K)
0,011	4599000	190,56

Fonte: Biblioteca do Ansys Fluent. Adaptado pelo autor.

3.4 CONDIÇÕES DE CONTORNO

Foram consideradas, nas superfícies externas do tubo, luva e cordão, perdas por convecção natural e radiação, de acordo com a Figura 21. O coeficiente de convecção utilizado foi de $30 \text{ W/m}^2\text{K}$ (BARROS, 2015) e o de emissividade foi de 0,8 (TEIXEIRA, 2014).

Figura 21 - Esquema das condições iniciais de contorno.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Foram assumidas diversas condições de operação de duto (velocidade de fluido e pressão), identificadas segundo a Tabela 5 (em que V_i é a velocidade e P_i é a pressão de fluido), para um estudo térmico avaliando o comportamento térmico da junta de solda mediante a variação destas condições, e a temperatura inicial de todos os componentes (fluido, tubo, luva e meio ambiente) foi de 30°C.

Tabela 5 – Identificação das condições de operação de duto utilizadas nas simulações.

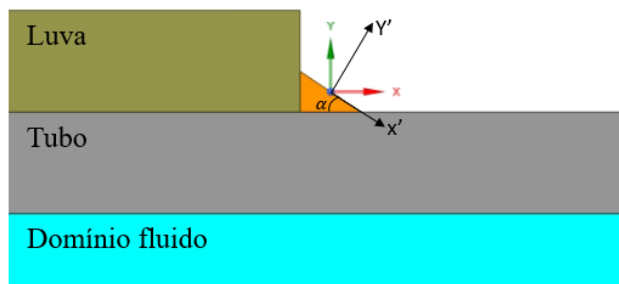
Velocidade de fluido (m/s)	Pressão de fluido (manométrica) (kPa)		
	998,665	2941,995	4903,325
1,524	V1P1	V1P2	V1P3
3,048	V2P1	V2P2	V2P3
4,572	V3P1	V3P2	V2P3

Fonte: Elaborada pelo autor.

A fonte de calor móvel foi posta na origem das coordenadas cartesianas. O modelo utilizado para a fonte de calor foi a fonte de calor de Goldak simplificada, que contém a forma de uma elipse simples, onde $c_f = c_r$.

Foram realizadas as seguintes adaptações do modelo de Goldak: (1) rotação da fonte de calor, Equação 30, em torno do eixo z, para que esta ficasse paralela ao plano (X'Z) do cordão, segundo a Figura 22; (2) translação da fonte de calor, Equações 33 e 34, para que esta se movesse, circunferencialmente, ao longo do cordão de solda, no plano ZY, ilustrado na Figura 23; e (3) rotação da fonte de calor, Equação 36, em torno do eixo X', para que esta ficasse direcionada corretamente, normal ao eixo Y', enquanto transladava, conforme a Figura 24.

Figura 22 - Eixos originais (XY) e eixos imaginários (X'Y') da fonte de calor.



Fonte: Elaborado pelo autor.

$$\begin{pmatrix} x' \\ y' \\ z' \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos(\alpha) & -\text{sen}(\alpha) & 0 \\ \text{sen}(\alpha) & \cos(\alpha) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix} \quad (30)$$

Onde:

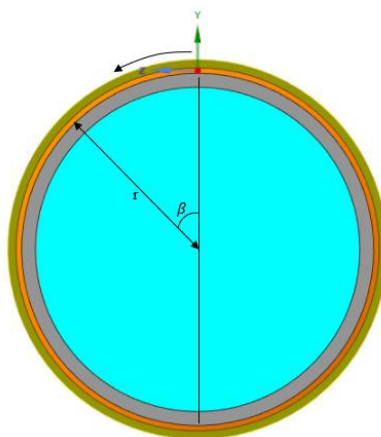
α – ângulo entre o plano do cordão e o tubo ($\pi/2$ - ângulo de trabalho), em radianos.

Dessa forma:

$$x' = x \cos(\alpha) - y \text{sen}(\alpha) \quad (31)$$

$$y' = x \text{sen}(\alpha) + y \cos(\alpha) \quad (32)$$

Figura 23 - Translação circunferencial da fonte no plano radial ZY.



Fonte: Elaborado pelo autor.

$$z = r \operatorname{sen}(\beta) \quad (33)$$

$$y = -r(1 - \operatorname{cos}(\beta)) \quad (34)$$

Onde:

r – distância da fonte ao cento do tubo (m);

β – ângulo entre a posição da fonte em relação a origem, em radianos, segundo a Equação 35.

$$\beta = \frac{v\Delta t}{r} \quad (35)$$

Onde:

v – velocidade de soldagem (m/s);

Δt – variação de tempo (s).

$$\begin{pmatrix} x' \\ y'' \\ z' \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \operatorname{cos}(\beta) & \operatorname{sen}(\beta) \\ 0 & -\operatorname{sen}(\beta) & \operatorname{cos}(\beta) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x \\ y' \\ z \end{pmatrix} \quad (36)$$

Onde:

y' – Equação 32;

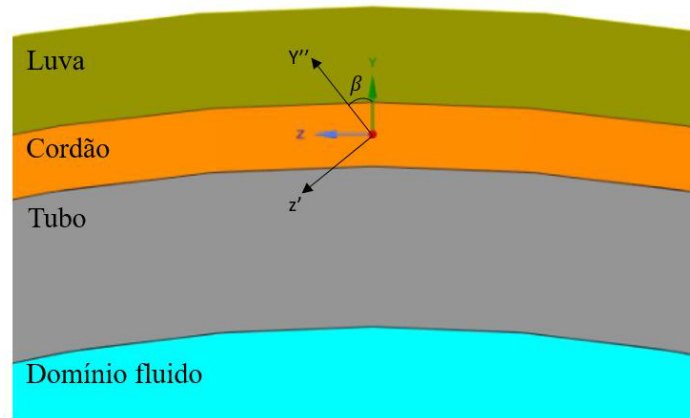
β - ângulo entre a posição da fonte em relação a origem, em radianos, segundo a Equação 35.

Dessa forma:

$$y'' = z \operatorname{sen}(\beta) + y' \operatorname{cos}(\beta) \quad (37)$$

$$z' = z \operatorname{cos}(\beta) - y' \operatorname{sen}(\beta) \quad (38)$$

Figura 24 - Eixos originais (ZY) e eixos imaginários (Z'Y'') da fonte de calor.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Desta forma, adaptando a equação de Goldak, Equação 11, temos que:

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}\eta Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-\left(\frac{3t_3^2}{a^2} + \frac{3t_4^2}{b^2} + \frac{3t_5^2}{c^2}\right)} \quad (39)$$

Onde:

$$t_3 = -\{[z - r\text{sen}(\beta)]\text{sen}(\beta) + [yr(1 - \cos(\beta))]\cos(\beta)\}\text{sen}(\alpha) + x\cos(\alpha)$$

$$t_4 = \{[z - r\text{sen}(\beta)] * \text{sen}(\beta) + [y + r(-\cos(\beta))]\cos(\beta)\}\cos(\alpha) + x\text{sen}(\alpha)$$

$$t_5 = [z - r\text{sen}(\beta)] * \cos(\beta) - \{y + r[1 - \cos(\beta)]\}\text{sen}(\beta)$$

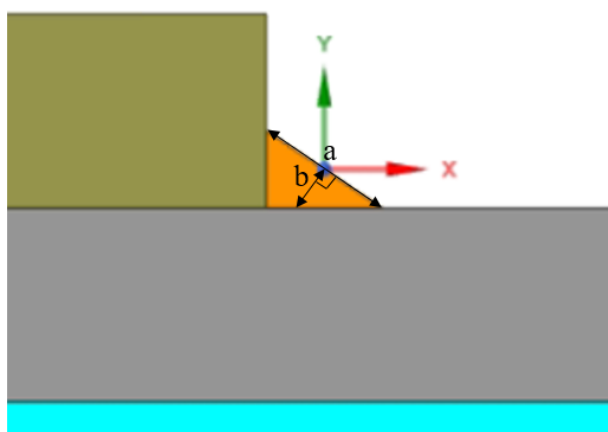
O código em UDF utilizado nas simulações está no Anexo A. A Tabela 6 apresenta os parâmetros a , b e c da fonte de calor utilizados neste trabalho.

Tabela 6 - Parâmetros geométricos do modelo da fonte de calor.

Parâmetro	Descrição	Valor (m)
a	Largura da fonte	0.003605551
b	Profundidade da fonte	0.001802776
c	Comprimento da fonte	0.007211103

Fonte: Elaborado pelo autor.

O parâmetro a foi considerado como sendo o valor da hipotenusa do perfil triangular do cordão de solda, conforme a Figura 25. O parâmetro b foi assumido como sendo a distância do ponto médio da hipotenusa, do perfil triangular do cordão de solda, até a parede externa do tubo, na direção normal ao plano do cordão, como ilustra a Figura 25. Devido à falta de dados para mensurar o comprimento da fonte, adotou-se o valor de duas vezes a largura da fonte, pois segundo GOLDAK et al., 1984, esta é uma boa aproximação.

Figura 25 - Representação dos parâmetros a e b do modelo da fonte de calor.

Fonte: Elaborado pelo autor.

3.5 CONSIDERAÇÕES NO ESCOAMENTO

Para o estudo do escoamento do metano, devido ao alto número de Reynolds desse escoamento, foi adotado o modelo padrão $k-\epsilon$ para escoamento turbulento. Este modelo

utiliza duas equações semi-empíricas, Equações 40 e 41, nas quais foram inseridas as variáveis de energia cinética turbulenta (k) e sua taxa de dissipação (ϵ) (LAUNDER, 1974). Este modelo é bastante utilizado na solução de problemas de escoamento de fluido com transferência de calor em paralelo (INACIO et al., 2014).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho K) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho K u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\frac{\mu_t}{\sigma_K} \frac{\partial K}{\partial x_j} \right] + 2\mu_t E_{ij} E_{ij} - \rho \epsilon \quad (40)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \epsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \epsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\epsilon} \frac{\epsilon}{K} 2\mu_t E_{ij} E_{ij} - C_{2\epsilon} \rho \frac{\epsilon^2}{K} \quad (41)$$

Onde:

ρ – densidade do fluido;

K - energia cinética turbulenta;

ϵ - taxa de dissipação específica;

u_i – velocidade na direção i ($i \in x, y$ e z);

E_{ij} – taxa de deformação;

μ_t – viscosidade turbulenta, segunda a Equação 42.

$C_{1\epsilon}$ - constante do modelo de turbulência k - ϵ ;

$C_{2\epsilon}$ - constante do modelo de turbulência k - ϵ ;

σ_K - constante do modelo de turbulência k - ϵ ;

σ_ϵ - constante do modelo de turbulência k - ϵ ;

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\epsilon} \quad (42)$$

Onde:

C_μ – constante do modelo de turbulência k - ϵ .

Foram utilizados os valores, das constantes do modelo de turbulência k- ϵ , da biblioteca do programa Ansys Fluent, mostrados na Tabela 7.

Tabela 7 - Constantes do modelo de turbulência k- ϵ .

C_{μ}	$C_{1\epsilon}$	$C_{2\epsilon}$	σ_k	σ_{ϵ}
0,85	0,85	1,9	1	1,2

Fonte: Biblioteca do Ansys Fluent. Adaptado pelo autor.

3.6 CONDIÇÕES DE SOLDAGEM

Neste trabalho, considerou-se a utilização do processo de soldagem com eletrodo revestido. O eletrodo utilizado foi o E7018 2,5 mm, que se trata de um eletrodo básico, com baixo hidrogênio e com adição de pó de ferro que lhe fornecem uma melhor estabilidade do arco e facilitam a utilização em procedimentos em todas as posições (FORTES, 2005).

A Tabela 8 apresenta os valores constantes das condições de soldagem. A Tabela 9 (onde A_i é a corrente de soldagem, V_i é a velocidade e P_i é a pressão de fluido) apresenta os valores das diversas condições e combinações destas utilizadas no modelo elaborado no Ansys e no programa Battelle. Foram utilizados 4 valores diferentes para corrente de soldagem, 3 valores diferentes para velocidade de fluido e 3 valores diferentes para pressão de fluido.

Tabela 8- Valores das constantes de soldagem utilizados nas simulações.

Tensão (V)	22
Velocidade de soldagem (m/s)	0,00195
Ângulo de trabalho (graus)	56,31
Eficiência	0,75
Temperatura ambiente (°C)	30
Temperatura inicial (tubo, luva e fluido) (°C)	30

Fonte: Elabora pelo autor.

Tabela 9 - Condições utilizadas nas simulações.

Condição	Corrente (A)	Velocidade do fluido (m/s)	Pressão manométrica (fluido) (KPa)
A1V1P1	60	1,524	980,665
A2V1P1	80	1,524	980,665
A3V1P1	100	1,524	980,665
A4V1P1	120	1,524	980,665
A1V1P2	60	1,524	2941,995
A2V1P2	80	1,524	2941,995
A3V1P2	100	1,524	2941,995
A4V1P2	120	1,524	2941,995
A1V1P3	60	1,524	4903,325
A2V1P3	80	1,524	4903,325
A3V1P3	100	1,524	4903,325
A4V1P3	120	1,524	4903,325
A1V2P1	60	3,048	980,665
A2V2P1	80	3,048	980,665
A3V2P1	100	3,048	980,665
A4V2P1	120	3,048	980,665
A1V2P2	60	3,048	2941,995
A2V2P2	80	3,048	2941,995
A3V2P2	100	3,048	2941,995
A4V2P2	120	3,048	2941,995
A1V2P3	60	3,048	4903,325
A2V2P3	80	3,048	4903,325
A3V2P3	100	3,048	4903,325
A4V2P3	120	3,048	4903,325
A1V3P1	60	4,572	980,665
A2V3P1	80	4,572	980,665
A3V3P1	100	4,572	980,665
A4V3P1	120	4,572	980,665

A1V3P2	60	4,572	2941,995
A2V3P2	80	4,572	2941,995
A3V3P2	100	4,572	2941,995
A4V3P2	120	4,572	2941,995
A1V3P3	60	4,572	4903,325
A2V3P3	80	4,572	4903,325
A3V3P3	100	4,572	4903,325
A4V3P3	120	4,572	4903,325

Fonte: Elaborado pelo autor.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

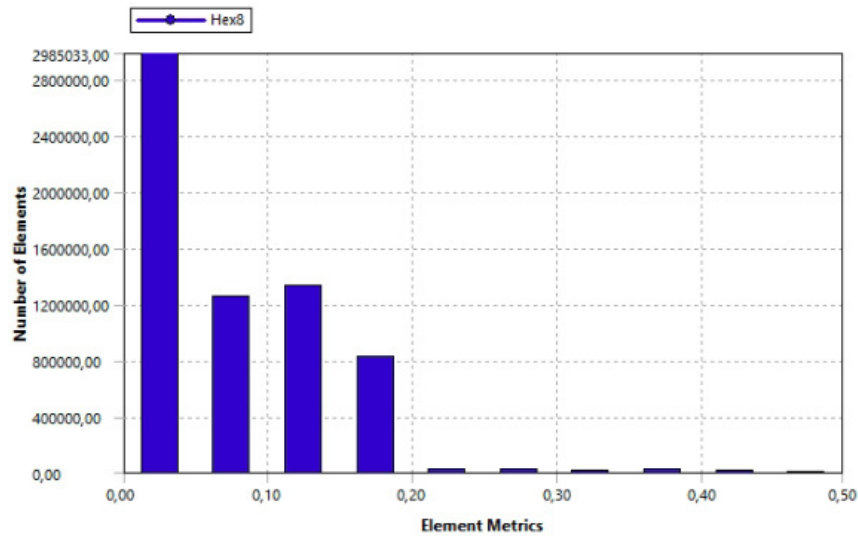
Nesta seção são apresentados e discutidos os resultados obtidos nas simulações. Os resultados apresentados correspondem as simulações, com condições de soldagem e operação de duto apresentadas anteriormente, obtidas a partir das simulações no Ansys, proposto neste trabalho, e do programa Battelle. Para a obtenção dos resultados, foi utilizado o módulo de pós-processamento do Ansys Fluent 19.1.

4.1 ANÁLISE DE MALHA

A avaliação da qualidade da malha elaborada pode ser realizada pela análise de alguns parâmetros, sendo os principais: *orthogonal quality* (qualidade ortogonal), que avalia a proximidade do ângulo de um elemento em relação ao ângulo ideal deste elemento, sendo 60° para elementos de faces triangulares e 90° para elementos de faces quadrilaterais; e *skewness* (assimetria), que avalia a distorção de um elemento em relação a um elemento padrão do mesmo tipo. O parâmetro *orthogonal quality* pode variar de 0 a 1, sendo 1 o valor tido como ideal. O parâmetro *skewness* pode variar de 0 a 1, de forma que, quanto mais distorcido estiver o elemento mais este parâmetro se aproxima de 1, logo o valor 0 é tido como ideal para este critério (ANSYS, 2013). Ambas as métricas são fornecidas pelo Ansys Meshing. Células que contêm valores não recomendados para estes parâmetros acabam possuindo alto grau de distorção, ocasionando na alteração do volume destas. Dessa forma, células deformadas causam erros de aproximação para soluções que utilizam o método volumes finitos. Neste caso, existe uma dificuldade na convergência dos resultados e a precisão do processo acaba sendo reduzida (ANSYS, 2013).

Entre os elementos da malha, o valor médio para a *skewness* foi de $7,1732 \times 10^{-2}$, o valor máximo foi de 0,49644 e o valor mínimo foi de $3,3619 \times 10^{-5}$, sendo a distribuição mostrada na Figura 26. Segundo a escala do ANSYS, 2013, para a *skewness*, valores dentro do intervalo de [0,25; 0,5] são considerados muito bons, logo segundo este critério a malha foi aprovada.

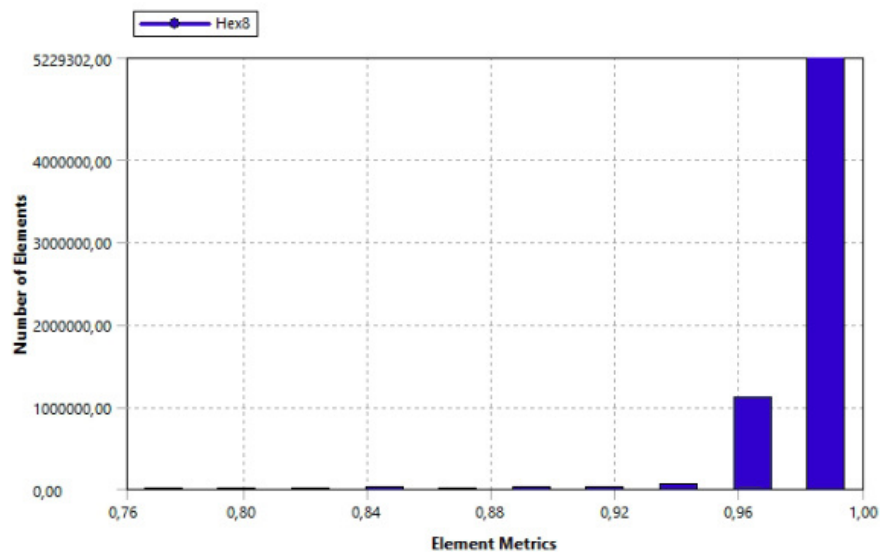
Figura 26 - Distribuição para os valores de skewness dos elementos da malha gerada.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Para o parâmetro *orthogonal quality*, o valor médio foi de 0,98864, o valor máximo foi de 1 e o valor mínimo foi de 0,76195, sendo a distribuição mostrada na Figura 27. Segundo a escala do ANSYS, 2013, para o *orthogonal quality*, valores dentro do intervalo de [0,7; 0,95] são considerados muito bons, logo, também, segundo este critério a malha foi aprovada.

Figura 27- Distribuição para os valores de orthogonal quality dos elementos da malha gerada.



Fonte: Elaborado pelo autor.

4.2 COMPARAÇÃO EM RELAÇÃO AOS RESULTADOS OBTIDOS NO BATTELLE

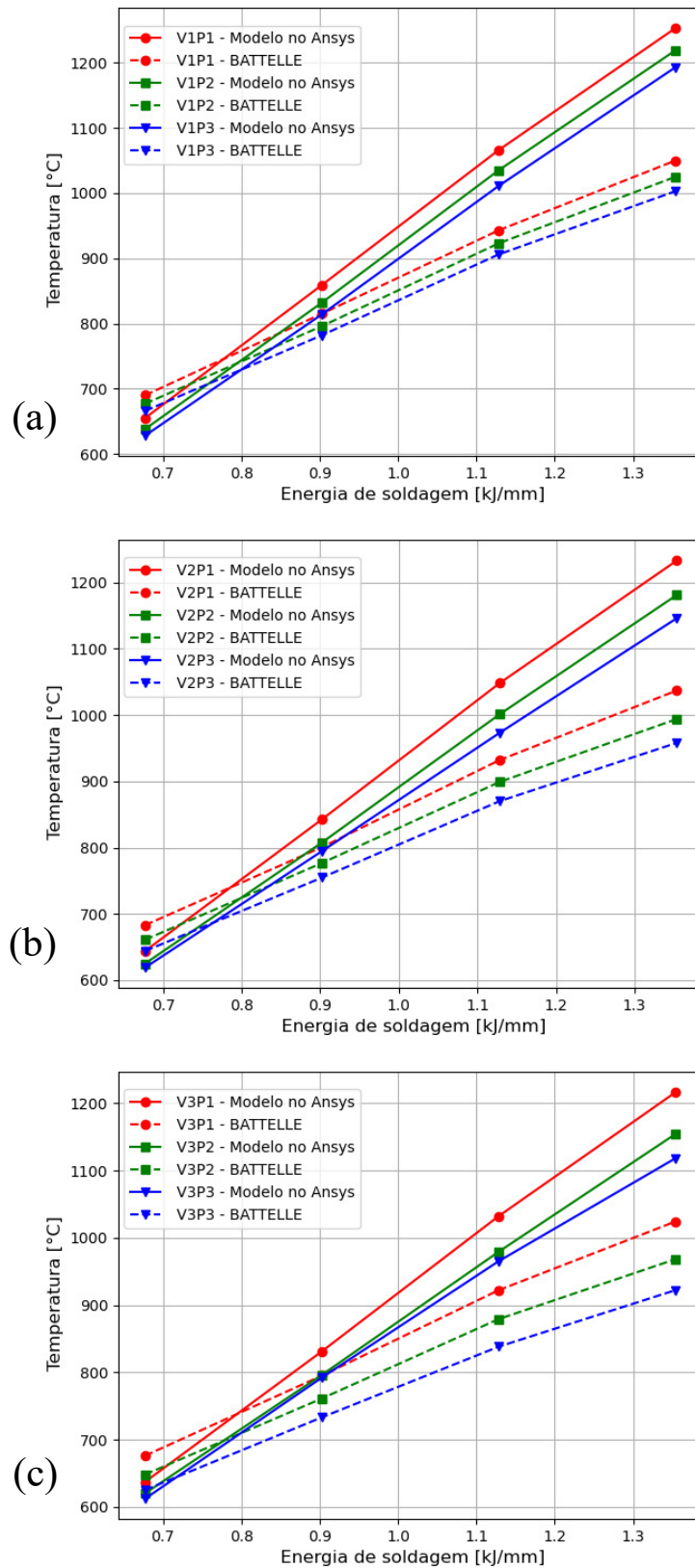
As Figuras 28 e 29 mostra a comparação entre a máxima temperatura na superfície interna do tubo, obtidas através das simulações no Ansys e do programa Battelle, para diversas condições de soldagem e de operação de duto.

Nestas simulações, foram fixadas cada velocidade de fluido, na Figura 28, e feito variações na pressão de fluido, afim de analisar a máxima temperatura na superfície interna do tubo diante de variações na pressão de fluido, para cada energia de soldagem utilizada.

De modo similar, foram fixadas cada pressão de fluido, na Figura 29, e feito variações na velocidade de fluido, afim de analisar a máxima temperatura na superfície interna do tubo diante de variações na velocidade de fluido, para cada energia de soldagem utilizada.

Em ambos os programas, com o aumento da energia de soldagem, houve um aumento da máxima temperatura na superfície interna do tubo, causada pelo aumento do aporte térmico no processo de soldagem.

Figura 28 – Valores para a máxima temperatura da superfície interna do tubo, em função da energia de soldagem, para diversas condições de soldagem e condições de operação de duto, mantendo a velocidade constante, em que: (a) V1 (1,524m/s); (b) V2 (3,0,48m/s); e (c) V3 (4,527m/s).



Fonte: Elaborado pelo autor.

Tabela 10 - Erros relativos para os valores ilustrados na Figura 28.

Condição	Energia de soldagem (kJ/mm)			
	0,677	0,903	1,128	1,354
v1p1	5,0725 %	5,3988 %	13,0435 %	19,3333 %
v1p2	5,7607 %	4,5226 %	12,1343 %	18,9268 %
v1p3	5,7057 %	4,0921 %	11,5894 %	18,9432 %
v2p1	5,7101 %	5,2435 %	12,4464 %	18,9007 %
v2p2	5,4463 %	3,9897 %	11,3459 %	18,8129 %
v2p3	3,8820 %	5,2980 %	11,8391 %	19,6242 %
v3p1	5,7692 %	4,5283 %	11,9306 %	18,7500 %
v3p2	4,3210 %	4,5992 %	11,3766 %	19,2149 %
v3p3	2,0800 %	8,0491 %	15,1551 %	21,2581 %

Fonte: Elaborado pelo autor.

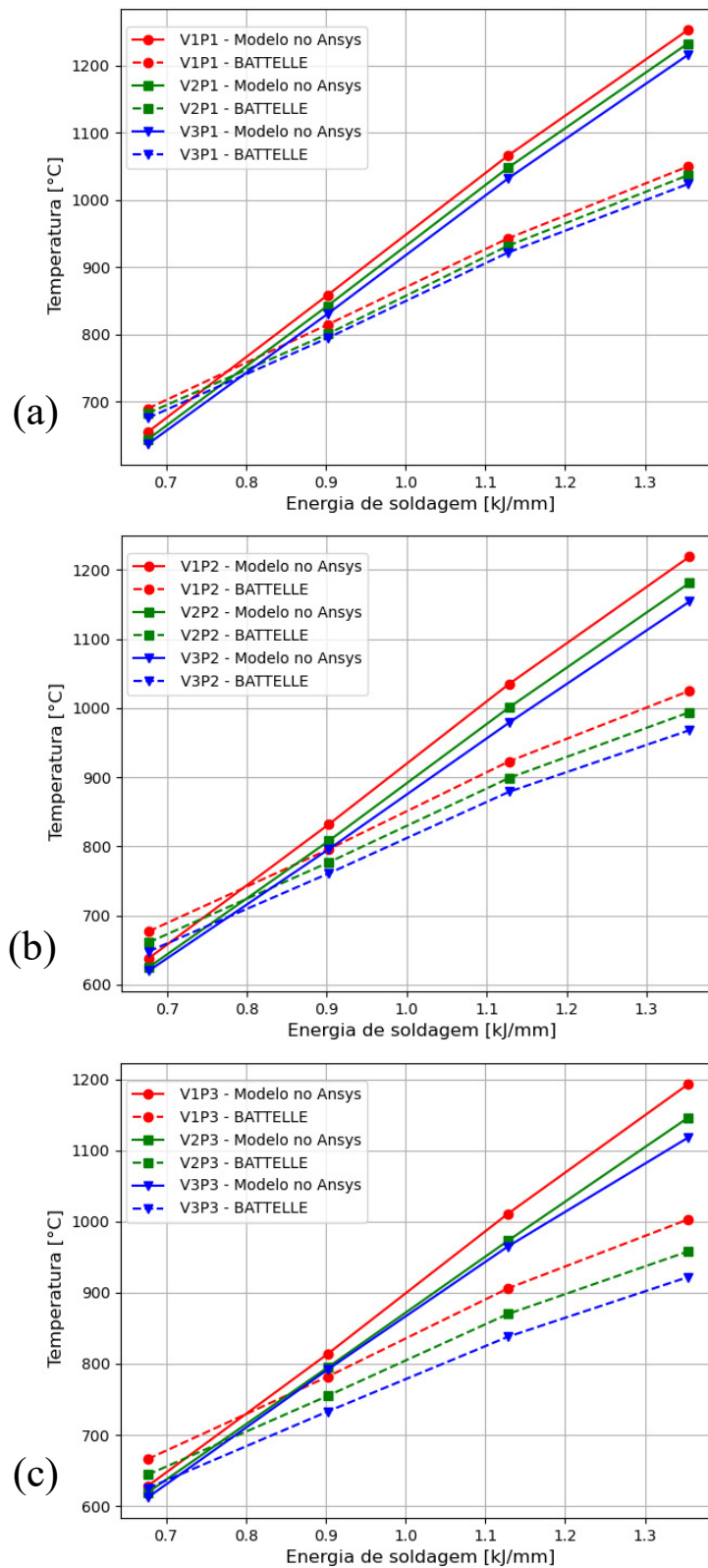
Na Figura 28, verificasse que o aumento da pressão causa uma diminuição da temperatura de pico, na superfície do tubo, para ambos os programas.

O fluxo de calor entre a superfície interna do tubo e o fluido é regido pela lei de resfriamento de Newton, Equação 5, em que o fluxo de calor é diretamente proporcional ao coeficiente de convecção, h . Este é um parâmetro de mensuração complexa devido a variedade de efeitos físicos envolvidos, sendo muitas vezes estipulado de forma empírica, pois está em função de diversas variáveis, dentre elas a pressão e velocidade de fluido. De forma geral, em situações de convecção forçada, em que há um aumento na velocidade e na pressão de fluido, o valor do coeficiente de convecção aumenta (INCROPERA, 2008).

Verificasse também que em energias mais altas foram obtidos os maiores erros entre os programas, segundo a Tabela 10. Isso se deve, provavelmente, ao aumento ao maior aporte de energia, que será discutido logo a seguir.

Ainda na Figuras 28 verificasse a coerência para as simulações desenvolvidas no Ansys Fluent, considerando que as variações dos valores obtidos por este tiveram comportamento semelhante aos obtidos pelo programa Battelle, dado que a distância entre as curvas, para o modelo desenvolvido, é similar à do Battelle, diante de variações nas pressões para as 3 condições de velocidade constante.

Figura 29 - Valores para a máxima temperatura da superfície interna do tubo, em função da energia de soldagem, para diversas condições de soldagem e condições de operação de duto, mantendo a pressão constante, em que: (a) P1 (980,665kPa); (b) P2 (2941,995kPa); e (c) P3 (4903,325kPa).



Fonte: Elaborado pelo autor.

Tabela 11 - Erros relativos para os valores ilustrados na Figura 39.

Condição	Energia de soldagem (kJ/mm)			
	0,677	0,903	1,128	1,354
v1p1	5,0725 %	5,3988 %	13,0435 %	19,3333 %
v2p1	5,7101 %	5,2435 %	12,4464 %	18,9007 %
v3p1	5,7692 %	4,5283 %	11,9306 %	18,7500 %
v1p2	5,7607 %	4,5226 %	12,1343 %	18,9268 %
v2p2	5,4463 %	3,9897 %	11,3459 %	18,8129 %
v3p2	4,3210 %	4,5992 %	11,3766 %	19,2149 %
v1p3	5,7057 %	4,0921 %	11,5894 %	18,9432 %
v2p3	3,8820 %	5,2980 %	11,8391 %	19,6242 %
v3p3	2,0800 %	8,0491 %	15,1551 %	21,2581 %

Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Figura 29 verificasse, também, a coerência para as simulações desenvolvidas no Ansys Fluent, considerando que as variações dos valores obtidos por este tiveram comportamento semelhante aos obtidos pelo programa Battelle, diante de variações na velocidade, similar ao encontrado na Figura 28. Mais uma vez, para as energias mais altas, os erros foram maiores, conforme a Tabela 11.

Uma importante análise para os processos de soldagem é a observação do ciclo térmico. Estes são obtidos realizando a medição de temperatura de um ponto na junta ao longo do tempo. Segundo WAINER et al., 2008, através do ciclo térmico, pode-se obter a taxa de resfriamento, que é um valor muito importante para prever a microestrutura da região analisada e, portanto, das propriedades finais do material.

A metodologia mais comum determinar a taxa de resfriamento é escolher um ponto na linha central do cordão de solda, no momento da solidificação, numa determinada temperatura crítica, T_c , pois o tempo em que a região passa acima desta temperatura é o tempo em que pode ocorrer alterações microestruturais ou de propriedades relevantes no material, e determinar a inclinação da curva do ciclo térmico neste ponto. Para os aços carbono comuns e de baixa liga, esta temperatura é frequentemente definida tomando como base à temperatura do “cotovelo” perlítico do diagrama TTT (MARQUES et al., 2011). Para fins de comparação, tomou-se a temperatura de 538°C como T_c , pois é esta a temperatura admitida pelo programa Battelle.

A coerência das simulações desenvolvidas no Ansys Fluent, em relação ao programa Battelle, também, é verificada na Tabela 12. Nela é possível observar o efeito do aumento

na velocidade/pressão na taxa de resfriamento, onde este causou um aumento na taxa de resfriamento, em ambos os programas, devido a convecção forçada, como discutido anteriormente.

Ainda na Tabela 12, observasse que a taxa de resfriamento decaiu muito, devido ao aumento na corrente de soldagem. Isso se deve ao aumento no aporte térmico, fazendo com que exista mais calor para ser dissipado e o tempo necessário para dissipar este calor foi aumentado, em outras palavras, a taxa de resfriamento foi reduzida. Segundo MARQUES et al., 2011, este efeito é normal do processo de soldagem, tendo em vista que as demais não foram alteradas.

Com relação aos erros, foi observado que estes aumentaram com a elevação da energia de soldagem, dado que para as energias mais baixas o erro relativo, Tabela 10 e 11, é em torno de 5% e para as energias mais altas este é em torno de 19%.

Tabela 12 - Valores para as taxas de resfriamento na superfície interna do tubo, calculados na temperatura T_c , para algumas condições de soldagem e operação de duto.

Condição	Modelo no Ansys	Battelle
A1V1P1	-34.8 °C/s	-26.1 °C/s
A4V1P1	-15.4 °C/s	-9.6 °C/s
A1P2V1	-36.4 °C/s	-29.3 °C/s
A1P1V2	-36.2 °C/s	-27.8 °C/s

Fonte: Elaborado pelo autor.

Estes erros podem ter surgido pela soma de dois fatores. O primeiro fator é que, nas simulações utilizando o programa Ansys Fluent, foi negligenciada a entalpia de fusão, bem como a transferência de calor por convecção dentro do metal líquido da poça de fusão, dado que essas simulações não assumem a mudança de estado do corpo metálico. Dessa forma, é de se esperar que as temperaturas de pico sejam mais elevadas do que as do programa Battelle, sendo este erro agravado para os maiores aportes térmicos, pelo aumento da poça de fusão.

Alguns autores, como BRICKSTAD et al., 1998, utilizaram a condutividade térmica artificial, que é o incremento da convecção dentro do metal líquido da poça de fusão na

equação da condutividade térmica do material, acima do ponto de fusão. Em seus trabalhos, esses autores duplicaram o valor da condutividade térmica do material, acima do ponto de fusão, para considerar este efeito. Segundo FARIAS, 2015, os valores para a condutividade térmica artificial podem chegar a ser até 10 vezes maiores que o valor da condutividade na temperatura ambiente, para temperaturas acima do ponto de fusão do material.

O segundo fator é que, nas simulações desenvolvidas no Ansys Fluent, foi utilizado o cordão de solda como um corpo já existente na geometria, mesmo antes da execução da soldagem. Dessa forma, a perda de calor é superior do que deveria ser, dado que existe um corpo a mais para absorver calor. Este fator pode ter sido o motivo para os baixos erros encontrados para as energias mais baixas, tendo em vista o primeiro fator e que o modelo utilizado no programa Battelle não considera perdas de calor na direção circunferencial, ou seja, perdas de calor para o cordão de solda.

Segundo BRICKSTAD, 1998, uma forma de reduzir este erro é a utilização da técnica “elemento birth and death” no cordão de solda, que faria a ativação destes elementos à medida que a temperatura destes atinge o ponto de fusão do material, de acordo com a passagem da fonte de calor pelo cordão, assim, simulando a deposição de metal.

É importante chamar atenção da necessidade de resultados experimentais para a comparação as dimensões do perfil térmico, pois, segundo FARIAS, 2005, a validação adequada de um modelo de simulação para soldagem acontece quando se obtém, simultaneamente, resultados coerentes para ciclos térmicos e para a zona fundida da simulação.

4.3 ANÁLISE TÉRMICA

Além dos resultados discutidos anteriormente, as simulações desenvolvidas no Ansys Fluent também foram capazes de reproduzir outros resultados de grande importância para o estudo do processo de soldagem, como perfil térmico da junta e ciclos térmicos.

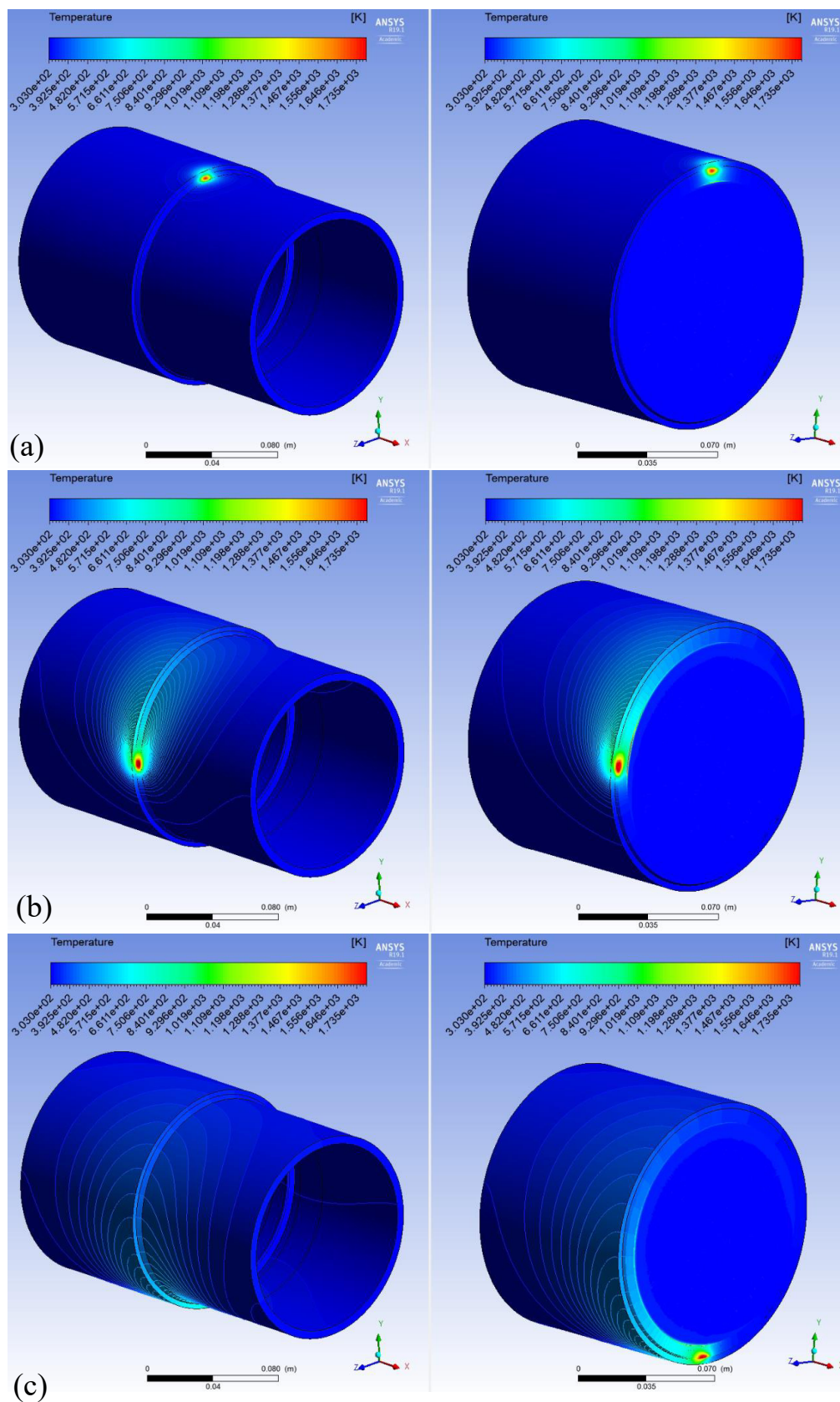
O processo de simulação tem início com a fonte de calor partindo da origem das coordenadas cartesianas, conforme a Figura 30(a), e ao se mover, transladando circunferencialmente o tubo, faz com que seja aplicado calor diretamente através dos

elementos em que a fonte vai passando, ao longo do cordão de solda. Este calor é gradualmente transferido em todas as direções do corpo sólido por condução, e, simultaneamente, para o ambiente e para o fluido no interior do tubo, por convecção e radiação, como mostra a Figura 30.

Ainda na Figura 30, que mostra a movimentação da fonte ao redor do tubo, é possível observar a progressão da fonte de calor com o tempo. Ressaltasse que são mostrados os campos de temperatura para alguns instantes de tempo, porém as simulações desenvolvidas no Ansys Fluent permitem a previsão para todos os instantes de tempo necessário, até completar o processo de soldagem e o resfriamento completo da peça. É possível observar a distribuição de temperatura ao longo da geometria, conforme a passagem da fonte, demonstrando o aquecimento localizado no cordão e o resfriamento desta região com o distanciamento da fonte. Também notasse a perda de calor para regiões adjacentes ao cordão de solda por condução, e para o fluido no interior do tubo por convecção forçada. É importante verificar que a fonte está devidamente posicionada no cordão de solda e orientada adequadamente em todos os ângulos envolta do tubo, como demonstra a Figura 31.

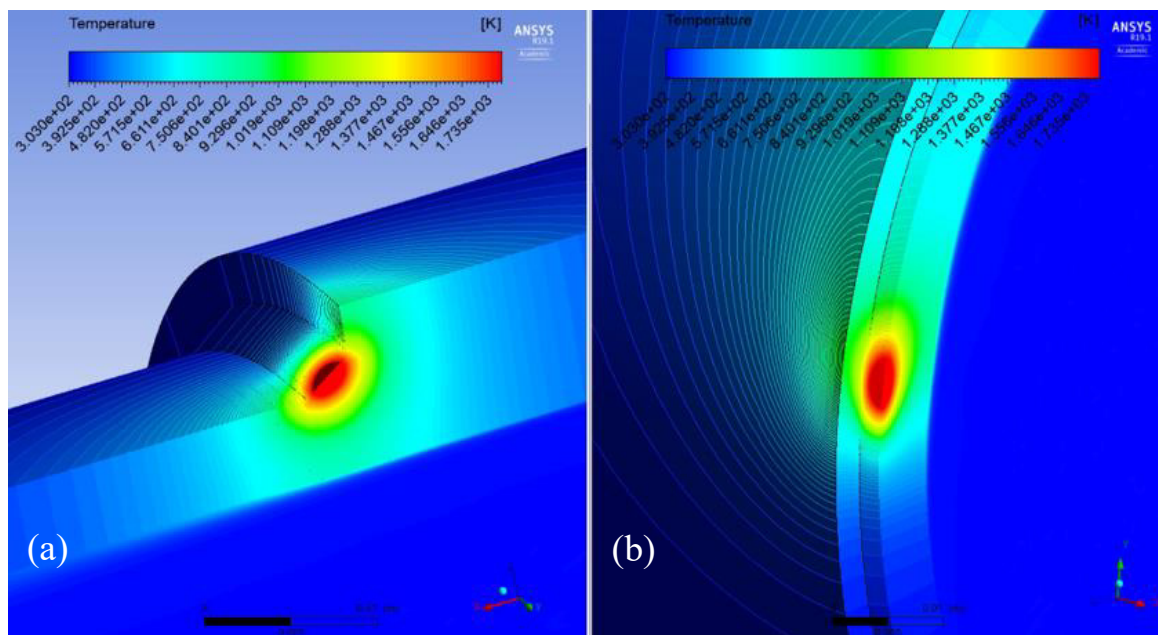
Analisando a Figura 31, é possível ter uma melhor visualização da zona fundida, através de cortes nos planos XZ e YZ. Os contornos de temperatura à frente da poça mostram a tendência de aquecimento provocada pela fonte de calor e os contornos atrás da fonte de calor e nas suas adjacências evidenciam o resfriamento da zona fundida, com perda de calor para regiões adjacentes. Analisando a isoterma associada a temperatura de fusão do material, que é de aproximadamente 1780 K, é possível definir um volume para a poça de fusão na forma de elipsoide, que se assemelha a uma gota. Formas estas comuns em um processo de soldagem, segundo SOLOMON, 1992.

Figura 30 - Movimentação da fonte de calor, com velocidade de soldagem constante de 0,00195 m/s, e distribuição de temperatura, nos tempos: (a) 3s; (b) 52s; e (c) 104s.



Fonte: Elaborado pelo autor.

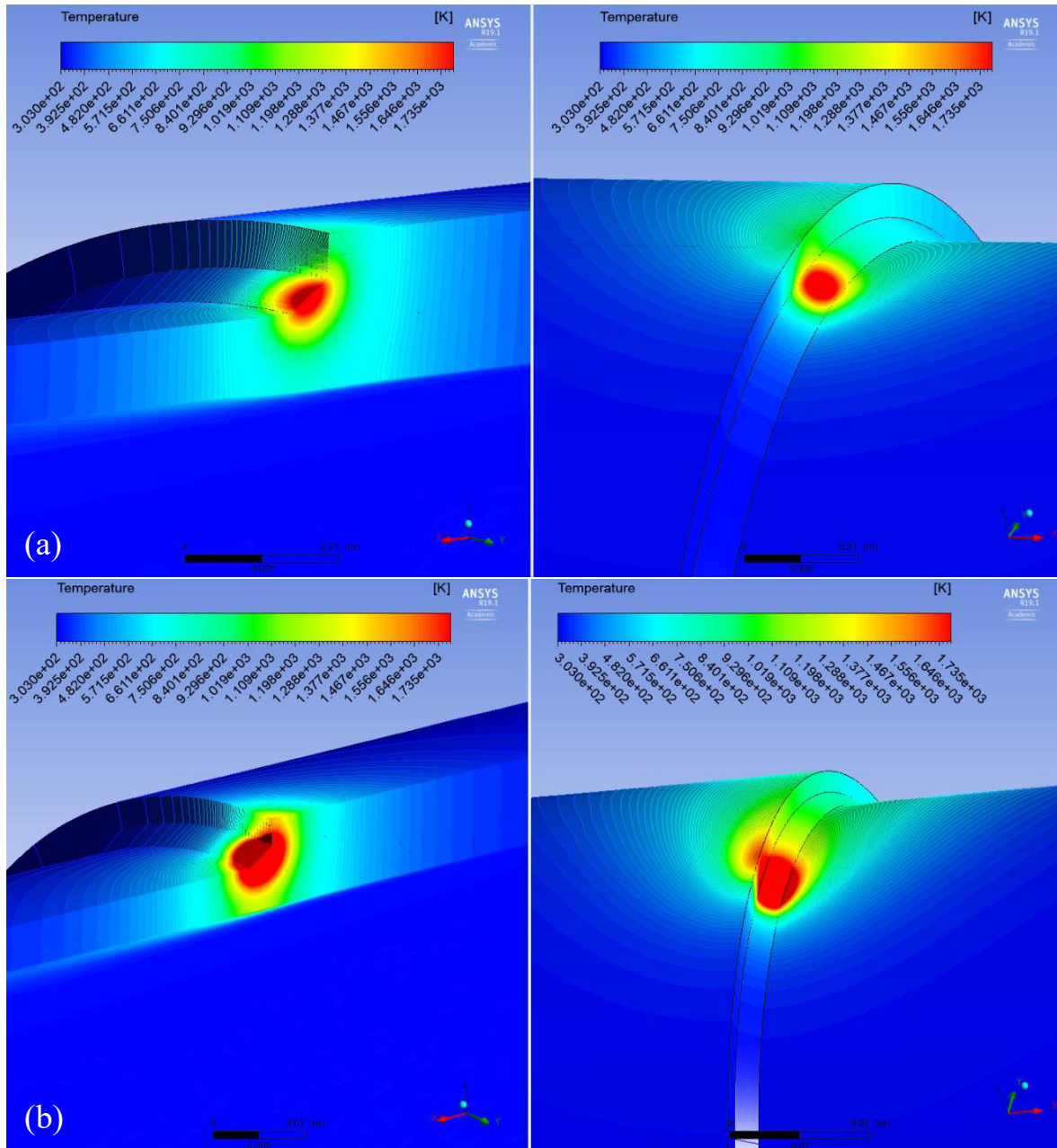
Figura 31 - Vistas, (a) axial XZ e (b) radial ZY, da fonte de calor, cordão de solda e adjacências, para o tempo de soldagem de 52s.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Pode-se fazer uma comparação das dimensões do perfil térmico da poça de fusão, entre de duas condições de energia de soldagem, na Figura 32. Observasse que o maior aporte térmico gerado na condição (b), em que a corrente de soldagem foi dobrada em relação a (a), provocou uma zona fundida de tamanho desacerbada com relação a geometria do cordão proposta no Ansys Fluent, tendo em vista que os outros parâmetros se mantiveram constantes. Ainda assim, este resultado mostra a representatividade que as simulações desenvolvidas no Ansys Fluent, propostas neste trabalho, têm em função dos parâmetros de soldagem, dado que a energia de soldagem é diretamente proporcional a corrente de soldagem.

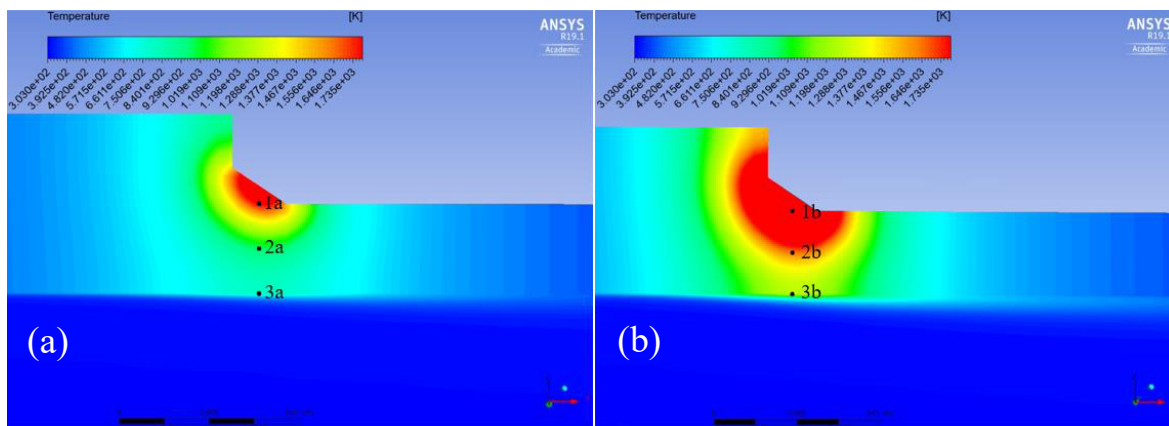
Figura 32 – Comparação dos tamanhos das poças de fusão, entre as condições de soldagem com correntes de soldagem de: (a) 60A e (b) 120A, e os demais parâmetros constantes.



Fonte: Elaborado pelo autor.

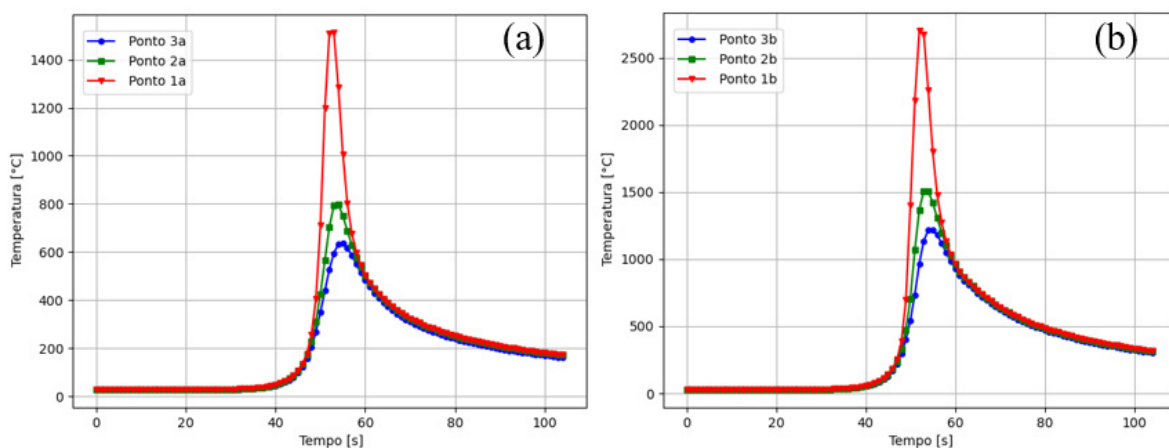
A Figura 34 mostra os resultados dos ciclos térmicos para diferentes pontos, conforme a Figura 33, para as condições de soldagem com correntes de soldagem de 60A e 120A.

Figura 33 - Definição dos pontos para a obtenção dos ciclos térmicos, para diferentes condições de soldagem, em que as correntes de soldagem são : (a) 60A e (b) 120A, e os demais parâmetros constantes.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 34 – Ciclos térmicos, nos pontos definidos segundo a Figura 33, para diferentes condições de soldagem, em que as correntes de soldagem são: (a) 60A e (b) 120A, e os demais parâmetros constantes.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Considerando a distância dos pontos em relação a fonte de calor, os ciclos térmicos tiveram comportamento dentro daquilo que se esperava, pois, as temperaturas de pico foram mais baixas nos pontos mais distantes da fonte de calor, para a mesma condição de soldagem. Para a condição de soldagem com corrente de soldagem de 60A, Figura 34(a), as temperaturas de pico foram de 1510,83°C, 797,60°C e 636,63°C, para os pontos 1a, 2a e 3a, respectivamente. Assim, pode-se afirmar que o ponto 1a está dentro da zona fundida e os pontos 2a e 3a fazem parte da ZAC. Este tipo de resultado é de suma importância para a avaliação das propriedades da solda, tendo em vista que é possível obter a taxa de

resfriamento nestes pontos e prever as microestruturas nestes locais, como dito antes. Para a condição de soldagem com corrente de soldagem de 120A, Figura 34(b), as temperaturas de pico foram de 2700,92°C, 1508,68°C e 1220,27°C, para os pontos 1a, 2a e 3a, respectivamente. Assim, verificasse que houve um aumento no aporte térmico causado pelo aumento na corrente de soldagem, Figura 34(b), dado que as temperaturas de pico são mais elevadas em todos os pontos, sendo estes resultados condizentes com o aumento da zona fundida, antes vista na Figura 32.

Tabela 13 - Valores para as taxas de resfriamento na zona fundida, nos pontos 1a e 1b, mostrados na Figura 33, calculados na temperatura T_c .

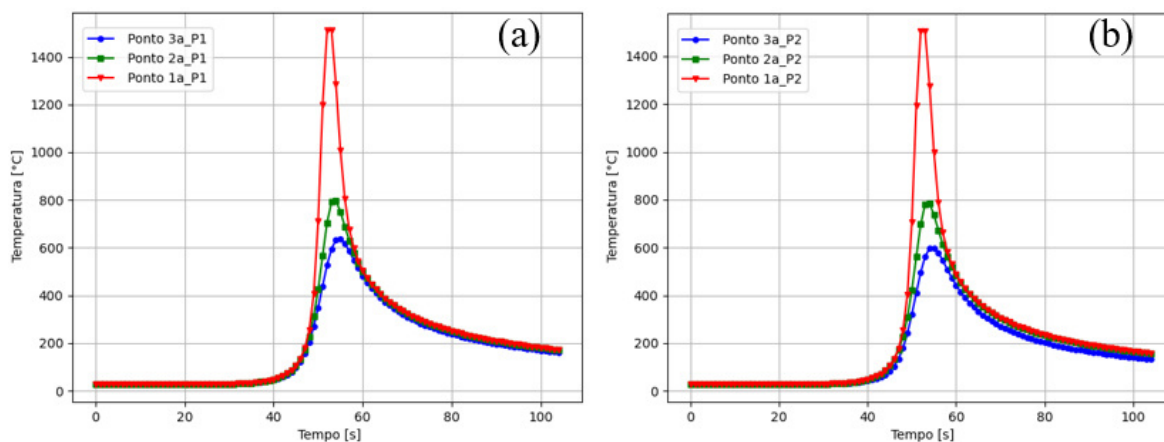
Ponto	Taxa de resfriamento [°C/s]
1a	-39,98
1b	-14,68

Fonte: Elaborado pelo autor.

Os valores das taxas de resfriamento apresentados na Tabela 13, mostram que o aumento da corrente de soldagem causou uma queda significativa na taxa de resfriamento na zona fundida, na temperatura T_c . Isso se deve ao aumento no aporte térmico, fazendo com que exista mais calor para ser dissipado e o tempo necessário para dissipar este calor foi aumentado, em outras palavras, a taxa de resfriamento foi reduzida, como foi discutido anteriormente.

Também foram realizadas simulações para avaliar as respostas das simulações desenvolvidas no Ansys Fluent diante de variações nas condições de operação do tubo (velocidade de fluido e pressão manométrica). Conforme a Figura 35, estas simulações são, também, sensíveis a essas mudanças.

Figura 35 - Ciclos térmicos, nos pontos definidos segundo a Figura 33, para diferentes condições de operação de tubo, em que as pressões de fluido, manométricas, são: (a) P1 (980,995kPa) e (b) P2 (2941,995kPa), e os demais parâmetros constantes.

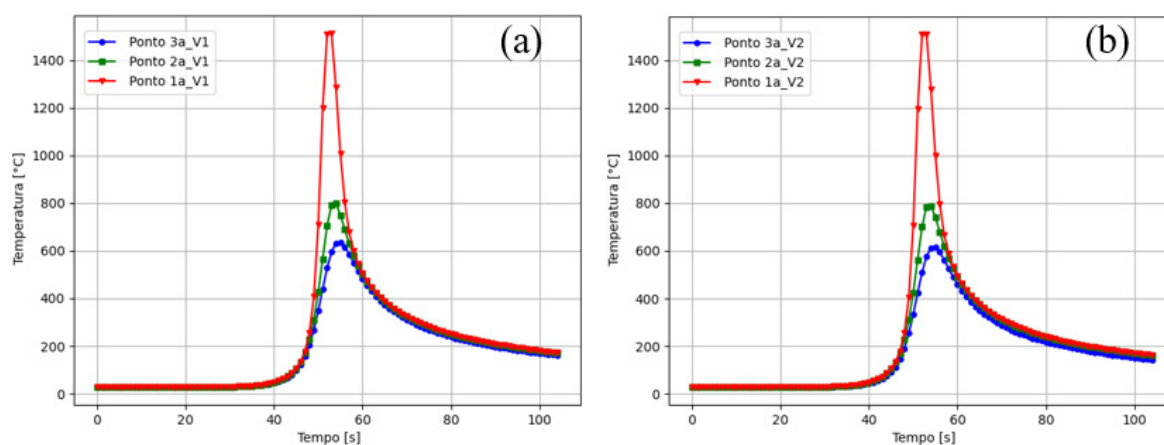


Fonte: Elaborado pelo autor.

Verificando os valores dos ciclos térmicos da Figura 35(a), tem-se que as temperaturas de pico para a condição de operação de tubo P1, são 1510,83°C, 797,60°C e 636,63°C, para os pontos 1a, 2a e 3a, respectivamente. E as temperaturas de pico para a condição de operação de tubo P2, Figura 35(b), são 1504,13°C, 784,41°C e 598,90°C, para os pontos 1a, 2a e 3a, respectivamente. Portanto, as simulações desenvolvidas no Ansys Fluent foram capazes de registrar uma queda de temperatura de pico nos pontos, devido ao aumento na pressão de fluido que causou um incremento no coeficiente de convecção, h . A superfície interior do tubo é a região mais sensível a variações de condições de operação do tubo, dessa forma, esta região registrou uma queda superior as demais.

De forma análoga, registou-se quedas nas temperaturas de pico para uma condição em que a velocidade de fluido foi aumentada, como mostra a Figura 36.

Figura 36 - Ciclos térmicos, nos pontos definidos segundo a Figura 33, para diferentes condições de operação de tubo, em que as velocidades de fluido, são: (a) V1 (1,524 m/s) e (b) V2 (3,048m/s), e os demais parâmetros constantes.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Analisando os valores dos ciclos térmicos da Figura 36, tem-se que as temperaturas de pico para a condição de operação de tubo V1, Figura 36(a), são 1510,83°C, 797,60°C e 636,63°C, para os pontos 1a, 2a e 3a, respectivamente. E as temperaturas de pico para a condição de operação de tubo V2, Figura 36(b), são 1506,67°C, 789,47°C e 614,62°C, para os pontos 1a, 2a e 3a, respectivamente.

A Tabela 14 apresenta os valores para as taxas de resfriamento, extraídas dos ciclos térmicos acima. De acordo ela, verificasse o efeito da pressão e da velocidade de fluido na transferência de calor por convecção forçada. O aumento em ambos os parâmetros, provocou uma pequena elevação na taxa de resfriamento do tubo, atestando o que foi comentado anteriormente sobre a influência destes parâmetros na convecção forçada. Este resultado também foi visto nas simulações no Battelle, como foi discutido anteriormente.

Tabela 14 – Valores para as taxas de resfriamento superfície do tubo, calculados na temperatura T_c .

Condição	Taxa de resfriamento [°C/s]
A1V1P1	-34,80
A1V1P2	-36,37
A1V2P1	-36,24

Fonte: Elaborado pelo autor.

5 CONCLUSÃO

Com base nos resultados discutidos neste trabalho foi possível concluir.

- Foi possível desenvolver simulações no programa Ansys Fluent, capazes de reproduzir as condições utilizadas no programa Battelle, abordando os aspectos térmicos do processo de soldagem em operação.
- A adaptação da fonte de calor, feita neste trabalho, para o caso de soldagem em junta de filete circunferencial, se mostrou adequada, dado que a fonte de calor percorreu todo o cordão de solda, na orientação correta em todos ângulos e se adequou perfeitamente a geometria do cordão de solda.
- As simulações desenvolvidas no Ansys Fluent de forma coerente os aspectos físicos do processo de soldagem, tendo em vista a formação da zona fundida, do perfil de distribuição de calor desta e dos campos de temperatura, evidenciando aquecimento e o resfriamento da junta e regiões adjacentes. Também se mostraram sensíveis a variações nas condições de soldagem e operação de duto (velocidade e pressão de fluido).
- Em comparação aos resultados obtidos no programa Battelle, as simulações desenvolvidas no Ansys Fluent apresentaram boas aproximações para as energias de soldagem mais baixas (0,68kJ/mm e 0,9kJ/mm), com erros de 2 a 5,7%, e aproximações regulares para as energias de soldagem mais altas (1,13kJ/mm e 1,35kJ/mm), com erros de 11,3 a 21,3%. Ainda na comparação, foi observado à similaridade entre os modelos quanto a tendência dos valores da máxima temperatura na superfície interna do tubo, sob diversas condições de soldagem e operação de duto.

5.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Utilizar uma maior gama de condições de soldagem e operação de duto, variando a temperatura inicial dos componentes, utilizando outros fluidos no modelo e variando a velocidade de soldagem.

Desenvolver um modelo com uma geometria que considere o gap.

Considerar a adoção da técnica dos elementos “Birth and Death” e da condutividade térmica artificial, as simulações desenvolvidas no Ansys Fluent.

Evoluir as simulações para a realização de análises de tensões residuais.

6 REFERÊNCIAS

ALIAN, A. R.; SHAZLY, M.; MEGAHED, M. M. **3D Finite Element modeling of in-service sleeve repair welding of gas pipelines**. International Journal Of Pressure Vessels And Piping, [S.L.], v. 146, p. 216-229, 2016.

ALMEIDA, D. S. S. **Modelo Duplo-Elipsoide Acoplado a Volumes Finitos para Simular a Soldagem GMAW do Aço Inoxidável Duplex SAF 2205**. Tecnol. Metal. Mater. Miner., São Paulo, v. 13, n. 2, p. 148-156, 2016.

ANP. **Estudo sobre o Aproveitamento do Gás Natural do Pré-Sal**. 2020.

ANP. **Interconexão e Reclassificação de Gasodutos: Regulação, Investimento, Coordenação e Cooperação Entre União e Unidades da Federação**. Rio de Janeiro, 2012.

ANSYS. **Theory Reference**. 001242. 7 ed. SAS IP, INC, 1999.

ANSYS. **ICEM CFD Help Manual**. 2013

AWS. **Welding Handbook - Welding Science and Technology**. 9. ed, v.1, 2001.

BARROS, P. de S. **Influência da Convecção Forçada em Juntas Soldadas**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 2015.

BATTELLE, REPORT “Investigation and Prediction of Cooling Rates During Pipeline Maintenance Welding”, Battelle Report to the American Petroleum Institute, December, 1991.

BORING, M. A.; BYRD, B. **Development of an Elevated Temperature In-Service Welding Procedure**. Rio Pipeline Conference & Exposition, 2005.

BRICKSTAD, B.; JOSEFSONB, B. L. **A Parametric Study of Residual Stresses in Multi-Pass Butt-Welded Stainless Steel Pipes**. International Journal of Pressure Vessels and Piping 75, Elsevier Science, 1998.

BRUCE, W. A.; HOLDREN, R. L.; MOHR, W. C.; KIEFNER, J. F. **Repair of Pipelines by Direct Deposition of Weld Metal - Further Studies**. PRC International, Project PR-185-9515. Edison Welding Institute and Kiefner and Associates. 1996.

CARMO, F. R. d. **Desenvolvimento de Ambiente Computacional para Cálculos Termodinâmicos de Substâncias Puras e Misturas e Modelagem de Equilíbrio Líquido-Vapor a Pressões Baixas e Moderadas Utilizando Equações de Estado Cúbicas**. Monografia, UFC, 2009.

CÂNDIDO, E. A.; NEVES, M. D. M. de. **Procedimento para Instalação de Reforço Estrutural em Tubos com Costura API 5L X 65 em Dutos Petrolíferos**, XXXVII Congresso Nacional de Soldagem, Natal, 2011.

CLAIN, F. M.; TEIXEIRA, P. R. d. F.; ARAÚJO, D. B. d. **Two Heat Source Models to Simulate Welding Processes with Magnetic Deflection**. Soldagem & Inspecao, v. 22, p. 99-113, 2017.

COURAS, D. de J. N. P. **Simulação Numérica e Experimentação da Soldagem em Operação de Aços Inoxidáveis Austeníticos nos Regimes de Escoamento Laminar e Turbulento**. Tese de Doutorado. Universidade Federal do Ceará, 2021.

DEPRADEUX, L. **Simulation Numerique du Soudage – Acier 316l Validation Sur Cas Tests de Complexite Croissante**. INSA de Lyon 2003.

ESPITIA PÉREZ, J. D. **Desenvolvimento de Modelo de Fonte de Calor para os Processos de Soldagem TIG e MIG**. Tese de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2019.

FACHINOTTI, V. D.; CARDONA, A. **Semi-Analytical Solution of The Thermal Field Induced by a Moving Double-Ellipsoidal Welding Heat Source in a Semi-Infinite Body**. Mecânica Computacional Vol XXVII, p. 1519-1530, San Luis, 2008.

FANG, Y.; DONG, S.; JIA, H.; DONG, X.; CHENG, H. **Influence of Mesh Size on Welding Deformation and Residual Stress of Lap Joints**. IOP Conf. Series: Journal of Physics: Conf. Series 1087, 2018.

FARIAS, R. M. **Simulação Numérica do Processo de Soldagem MIG/MAG Multipasse de Topo em Chapas Aço Inoxidável 304L Utilizando a Técnica Element Birth and Death**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande, 2015.

FARRAG, K. **Selection of Pipe Repair Methods**. Final Report GTI - Project Number 21087, Gas Technology Institute, 2013.

FORTES, C. **Eletrodos Revestidos**. ESAB BR, 2005.

FREIRE, J. L. F. **Organização de Livro Sobre Engenharia de Dutos (ABCM-Transpetro)**. Rio de Janeiro, 2009.

FRIEDMAN, E. **Thermomechanical Analysis of The Welding Process Using The Finite Element Method**. Journal of Pressure Vessel Technology, vol. 97(3), p. 206-213, 1975.

GOLDAK, J. A.; CHAKRAVARTI, A.; BIBBY, M. A New Finite Element Model for Welding Heat Sources. **Metallurgical transactions B**, v. 15, n. 2, p. 299-305, 1984.

GOLDAK, J. A.; AKHLAGHI, M. **Computational Welding Mechanics**. Springer, 2005.

INACIO, A. L. B.; CHAVES, C. A.; CAMARGO, J. R.; FILHO, E. A.; ENARI, E. H. **Estudo do Escoamento Turbulento do Tipo k- ϵ de um Fluido Newtoniano no Interior de um Tubo Isotérmico de Seção Circular**. III Congresso Internacional de Ciência, Tecnologia e Desenvolvimento, 2014.

INCROPERA, F. P.; DE WITT, D. P.; BERGMAN, T. **Fundamentos de Transferência de Calor e Massa**. 6. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2008.

LAUNDER, B.E.; SPALDING, D.B. **The Numerical Computation of Turbulent Flows**. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 3, 269-289, 1974.

LEMOES, M. M.; COELHO, P. P. d. S.; AGUIAR, R. A. A.; COSTA, H. R. M.; **Estudo do Comportamento de Junta Soldada por TIG para Aplicação da Técnica de Dupla Calha em Tubo de Aço de Alta Resistência**. VI Congresso Nacional de Engenharia Mecânica, Campina Grande - Paraíba, 2010.

MACHADO, I. G. **Condução de Calor na Soldagem: Fundamentos & Aplicações**. Porto Alegre: Imprensa Livre Editora, 2000.

MACHADO, I. G. **Soldagem e Técnicas Conexas: Processos**. Porto Alegre: Imprensa Livre Editora, 1996.

MARQUES, P. V.; MODENESI, P. J. **Algumas Equações Úteis em Soldagem**. Soldagem e Inspeção, vol. 19, p. 91-102, 2014.

MARQUES, P. V.; MODENESI, P. J.; BRACARENSE, A. Q. **Soldagem 1: Fundamentação e Tecnologia**. 3. ed. Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2011.

MAXWELL, J. B. **Data Book on Hydrocarbons**. Van Nostrand Co. 1962.

MODENESI, P. J.; MARQUES, P. V. **Introdução aos Processos de Soldagem**. Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2000.

MORADI, M.; GHOREISHI, M.; RAHMANI, A. **Numerical and Experimental Study of Geometrical Dimensions on Laser-TIG Hybrid Welding of Stainless Steel 1.4418**. Journal of Modern Processes in Manufacturing and Production, Vol. 5, No. 2, Spring 2016.

MYERS, P. S.; UYEHARA, O. A.; BORMAN, G. L. **Fundamentals of Heat Flow in Welding**. Welding Research Council Bulletin. n. 123, p. 1-&, 1967.

NETO, A. d. S. M. **Simulação Computacional do Processo de Soldagem Mig de uma Junta de Topo de Chapas de Aço Inoxidável da Série 304 com Deposição de Material**. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia: Uberlândia, 2014.

OLIVEIRA, J. J. M. **Análise e reparo em dutos corroídos - Um estudo de caso para reparo por dupla calha**. Dissertação de Mestrado, PUC, Rio de Janeiro, Setembro, 2016.

PAES, M. T. P. **Procedimentos para a Soldagem de Dutos e Tubulações Industriais em Operação**. Relatório Técnico Final. Rio de Janeiro: PETROBRAS/ CENPES/ DILOT/ SEMEC, 2000.

PAVELIC, V. *et al.* **Welding Journal Research Supplement**. vol. 48, pp. 295s-305s, 1969.

PEREIRA, Aldo Santos. **Soldagem em Operação de Dutos de Alta Resistência e Baixa Espessura com Ênfase nas Trincas a Frio**. Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2012.

PÉREZ, G. E. G. **Estabelecimento de Critérios Para Evitar a Perfuração na Soldagem de Tubulações em Operação de Pequena Espessura**, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2005.

PETROBRAS N-2163. **Soldagem e Trepanação em Equipamentos, Tubulações Industriais e Dutos em Operação**. Brasil, 2008.

ROSENTHAL, D. **Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cutting**. Welding Journal, 1941.

SIQUEIRA, M. de. **Os Dutos de Transporte do Gás Natural e a Regulação do Livre Acesso no Brasil: Perspectivas Históricas e Atuais**. Universidade Federal do Rio Grande do Norte. Rio Grande do Norte, 2006.

SOLOMON, H. D. **Fundamentals of Weld Solidification (Metals Handbook)**. ASM International, (1992).

TEIXEIRA, P. R. de F.; ARAÚJO, D. B. de; CUNHA, L. A. B. **Study of the Gaussian Distribution Heat Source Model Applied to Numerical Thermal Simulations of Tig Welding Processes**. Science & Engineering Journal, 23 (1): 115 – 122, 2014.

TORRES, A. S. G. **Soldagem de Reparo em Dutos de Transporte Pressurizados e em Operação**, Monografia de Especialização em Soldagem, UFMG, Belo Horizonte, 2016.

VERSTEEG, H. K.; MALALASEKERA, W. *An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method*. ed 6 . Harlow, England: Pearson Education Ltd, 2007.

WAINER, E.; BRANDI, S. D.; MELLO, F. D. H. **Soldagem: Processos e Metalurgia**. São Paulo: Editora Bluncher, 2008.

ANEXO A – Código em UDF da fonte de calor de Goldak adaptada

```
/* ----- Gaussian Heat Source Profile ----- */
#include "udf.h"
#include "math.h"

DEFINE_PROFILE(gaussian_semi_ellipse, thread, index)
{

    face_t f;

    real Q, r, time, vel, t1, t2, t3, t4, t5;

    real x[ND_ND], a, b, c, posi, X, Y, Z;

    begin_f_loop(f, thread)
    {

        F_CENTROID (x, f, thread);

        time = CURRENT_TIME;

        vel = velocidade de soldagem;

        posi = vel*time;

        alfa = 90 - angulo de trabalho;

        F_CENTROID(x, f, thread);
```

r = raio do corção de solda;

$\beta = \text{posi}/r$;

a = largura da fonte de calor;

b = profundidade da fonte de calor;

c = comprimento da fonte de calor;

$Q = n \cdot V \cdot A$;

$X = x[0]$;

$Y = x[1]$;

$Z = x[2]$;

$t1 = Q \cdot 6 \cdot \sqrt{3}$;

$t2 = (a \cdot b \cdot c \cdot 3.141592654 \cdot \sqrt{3.141592654})$;

$t3 = \frac{\exp((-3 \cdot \text{pow}(-((Z-r \cdot \sin(\beta)) \cdot \sin(\beta) + (Y+r \cdot (1-\cos(\beta)))) \cdot \cos(\beta)) \cdot \sin(\alpha) + X \cdot \cos(\alpha), 2))}{(\text{pow}(a, 2))}$;

$t4 = \frac{\exp((-3 \cdot \text{pow}(((Z-r \cdot \sin(\beta)) \cdot \sin(\beta) + (Y+r \cdot (1-\cos(\beta)))) \cdot \cos(\beta)) \cdot \cos(\alpha) + X \cdot \sin(\alpha), 2))}{(\text{pow}(b, 2))}$;

$t5 = \frac{\exp((-3 \cdot \text{pow}((Z-r \cdot \sin(\beta)) \cdot \cos(\beta) - (Y+r \cdot (1-\cos(\beta)))) \cdot \sin(\beta), 2))}{(\text{pow}(c, 2))}$;

```
F_PROFILE(f, thread, index) = (t1/t2)*t3*t4*t5;
```

```
}
```

```
end_f_loop(f, thread);
```

```
}
```