



UNIVERSIDADE FEDERAL RURAL DO SEMI-ÁRIDO

PRÓ-REITORIA DE GRADUAÇÃO

CENTRO DE ENGENHARIAS

CURSO DE ENGENHARIA MECÂNICA

LUCAS SILVA DE OLIVEIRA

**SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DE UM PROCESSO DE SOLDAGEM EM
OPERAÇÃO DE UM TUBO DE AÇO API 5L X70 ATRAVÉS DO MÉTODO DE
ELEMENTOS FINITOS**

MOSSORÓ

2020

LUCAS SILVA DE OLIVEIRA

**SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DE UM PROCESSO DE SOLDAGEM EM
OPERAÇÃO DE UM TUBO DE AÇO API 5L X70 ATRAVÉS DO MÉTODO DE
ELEMENTOS FINITOS**

Monografia apresentada a Universidade Federal Rural do Semi-Árido como requisito para obtenção do título de Bacharel em Engenharia Mecânica.

Orientador: Francisco Edson Nogueira Fraga,
Prof. Dr.

MOSSORÓ

2020

©Todos os direitos estão reservados à Universidade Federal Rural do Semi-Árido. O conteúdo desta obra é de inteira responsabilidade do (a) autor (a), sendo o mesmo, passível de sanções administrativas ou penais, caso sejam infringidas as leis que regulamentam a Propriedade Intelectual, respectivamente, Patentes: Lei nº 9.279/1996, e Direitos Autorais: Lei nº 9.610/1998. O conteúdo desta obra tornar-se-á de domínio público após a data de defesa e homologação da sua respectiva ata, exceto as pesquisas que estejam vinculadas ao processo de patenteamento. Esta investigação será base literária para novas pesquisas, desde que a obra e seu (a) respectivo (a) autor (a) seja devidamente citado e mencionado os seus créditos bibliográficos.

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Biblioteca Central Orlando Teixeira (BCOT)
Setor de Informação e Referência (SIR)

--

Bibliotecário-Documentalista
Nome do profissional, Bib. Me. (CRB-15/10.000)

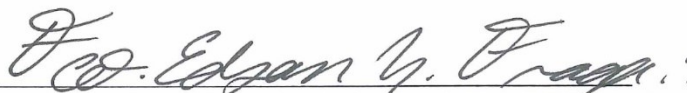
LUCAS SILVA DE OLIVEIRA

**SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DE UM PROCESSO DE SOLDAGEM EM
OPERAÇÃO DE UM TUBO DE AÇO API 5L X70 ATRAVÉS DO MÉTODO DE
ELEMENTOS FINITOS**

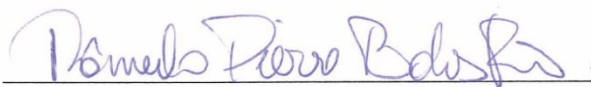
Monografia apresentada a Universidade
Federal Rural do Semi-Árido como requisito
para obtenção do título de Bacharel em
Engenharia Mecânica.

Defendida em: 05 / 02 / 2020.

BANCA EXAMINADORA



Francisco Edson Nogueira Fraga, Prof. Dr. (UFERSA)
Presidente



Rômulo Pierre Batista dos Reis, Prof. Dr. (UFERSA)
Membro Examinador



Francisco Evaristo Uchoa Reis, Prof. Dr. (UFERSA)
Membro Examinador

AGRADECIMENTOS

A meu pai e a minha mãe, pela grande educação, amor e suporte em cada momento da minha vida

A Edel Mary, por todo apoio durante a execução deste trabalho e durante todo o curso. És uma grande mulher.

Ao professor Dr. Edson, pela orientação, empenho e colaboração nesta monografia.

Aos meus amigos da Engenharia Mecânica, pelos grandes momentos.

Aos professores formadores de opinião da UFERSA.

A instituição UFERSA, pela oportunidade de formação académica.

Aos demais que de alguma forma contribuíram para que esta realização fosse possível.

*Dedico este trabalho a minha família pelo amor, gratidão, compreensão, apoio e pela
presença em todos os dias de minha vida.*

Tim was so learned, that he could name a horse
in nine languages. So ignorant, that he bought a
cow to ride on

Benjamin Franklin

RESUMO

Soldagem em operação é uma técnica a qual se realiza a solda de equipamentos, tubulações e dutos que contenham qualquer produto ou seus resíduos, pressurizados ou não, com ou sem fluxo, sem a necessidade de paradas operacionais. Esta é uma das técnicas mais comumente empregada na modificação, reparo ou expansão de uma malha de dutos, uma vez que permite a intervenção sem interromper o escoamento do fluido de interesse. Devido a sua peculiaridade, tal processo requer uma maior atenção em suas análises e execução. No presente trabalho foi realizada uma análise computacional deste processo em um tubo de aço API 5L X70 com fluxo interno de água visando obter a distribuição da temperatura e a identificação da zona fundida e da zona afetada pelo calor ao longo do tubo. As condições de soldagem do modelo proposto foram baseadas em dados experimentais disponíveis na literatura. A modelagem e simulação computacional foi realizada no *software* ANSYS® *Workbench* 18.0, o qual se utiliza do método de elementos finitos. Neste, foi necessário a instalação da extensão *moving heat flux* para a simulação do movimento do fluxo de calor. Para uma melhor aproximação com as condições físicas, foi buscado na literatura as propriedades do material (calor específico, condutividade térmica e densidade) em função da temperatura, o que levou a uma análise transiente. Foram consideradas perdas de calor por convecção natural (externa ao tubo), convecção forçada (interna ao tubo) e radiação. Para a obtenção do campo de temperatura, foram utilizados termopares virtuais localizados em posições estratégicas. Tentou-se realizar a validação do modelo computacional através dos dados experimentais no qual esse foi baseado. Entretanto, apesar da boa convergência, um estudo de análise de erros se mostra necessário para afirmar tal validação.

Palavras-chave: Soldagem em operação. Aço API 5L X70. Simulação computacional. Campo de temperatura.

ABSTRACT

In-service welding is a technique which welding of equipment, pipes and ducts that contain any product or its residues, pressurized or not, with or without flow, is made without the need for operational stops. This is one of the techniques most commonly used in the modification, repair or expansion of a duct network, since it allows intervention without interrupting the flow of the fluid of interest. Due to its peculiarity, such a process requires greater attention in its analysis and execution. In the present work, a computational analysis of this process was carried out in an API 5L X70 steel tube with internal water flow in order to obtain the temperature distribution and the identification of the molten zone and the heat affected zone along the tube. The welding conditions of the proposed model were based on experimental data available in the literature. Computer modeling and simulation was performed using the ANSYS® Workbench 18.0 software, which uses the finite element method. In this, it was necessary to install the moving heat flux extension to simulate the movement of the heat flow. For a better approximation with the physical conditions, the properties of the material (specific heat, thermal conductivity and density) as a function of temperature were sought in the literature, which led to a transient analysis. Heat losses by natural convection (outside the tube), forced convection (inside the tube) and radiation were considered. To obtain the temperature field, virtual thermocouples located in strategic positions were used. We tried to validate the computational model through the experimental data on which it was based. However, despite the good convergence, a study of error analysis is necessary to affirm such validation.

Keywords: In-service welding. API 5L X70 steel. Computer simulation. Temperature field.

LISTA DE FIGURAS

Figura 01	–	Relação entre os fatores de influência da perfuração na soldagem em operação	25
Figura 02	–	Penetração do cordão em função do fator $I^{1,5}/V_S^{0,7}$ em condições de convecção natural ao ar	29
Figura 03	–	Deflexão radial calculada versus pressão para uma soldagem em serviço com 0,75 kJ/mm diretamente num tubo de 3 mm de espessura de um aço X70	30
Figura 04	–	Temperatura na parede interna do tubo (I.D. Temp) e temperatura de saturação da água (Tsat) versus pressão interna, para energia de soldagem de 1,1 e 1,65 kJ/mm.....	30
Figura 05	–	Análise do campo de temperatura do AISI 316L	38
Figura 06	–	Corpo de prova desenhado no <i>software</i> (dimensões em mm)	46
Figura 07	–	Malhas empregadas para convergência de resultados	47
Figura 08	–	Perfis da temperatura interna máxima em função do tempo para cada malha .	48
Figura 09	–	Rotina para criação da malha	49
Figura 10	–	Configuração do <i>Body Sizing</i>	49
Figura 11	–	Configuração do <i>Patch Conforming Method</i>	50
Figura 12	–	Configuração do <i>Refinement</i>	50
Figura 13	–	Condições de contorno da simulação	51
Figura 14	–	Configuração do <i>Initial Temperature</i>	51
Figura 15	–	Configuração do <i>Analysis Settings</i>	52
Figura 16	–	Configuração do <i>Radiation</i>	52
Figura 17	–	Configuração do <i>External Convection</i>	54
Figura 18	–	Configuração do <i>Internal Convection</i>	56
Figura 19	–	Configuração do <i>Moving Heat Flux</i>	57
Figura 20	–	Localização das medições pontuais de temperatura computacional	58
Figura 21	–	Simulação do deslocamento da fonte de calor ao longo do tempo. Em cima os tempos de 4,8 s (à esquerda) e 9,6 s (à direita). Em baixo os tempos de 14,4 s (à esquerda), 19,2 s (ao centro) e 24 s (à direita)	59
Figura 22	–	Geometria da poça de fusão (em tom esverdeado) e da ZAC (em tom azulado) virtuais obtidas	61
Figura 23	–	Macrografia da poça de fusão experimental obtida	61

LISTA DE GRÁFICOS

Gráfico 01	–	Perfis da temperatura interna máxima em função do tempo para cada malha	48
Gráfico 02	–	Perfil do coeficiente de convecção de calor natural externa como função da temperatura criado no ANSYS® <i>workbench</i> 18.0	54
Gráfico 03	–	Perfil do coeficiente de convecção de calor forçada interna como função da temperatura criado no ANSYS® <i>workbench</i> 18.0	56
Gráfico 04	–	Ciclo térmico medido computacionalmente no início do cordão de solda	63
Gráfico 05	–	Ciclo térmico medido computacionalmente no meio do cordão de solda	64
Gráfico 06	–	Ciclo térmico medido computacionalmente no final do cordão de solda	65

LISTA DE QUADROS

Quadro 01	–	Resumo de processos de soldagem por arco elétrico	21
Quadro 02	–	Principais elementos de liga utilizados nos aços microligados	32

LISTA DE TABELAS

Tabela 01	–	Valores típicos de η para diferentes processos de soldagem a arco elétrico	23
Tabela 02	–	Limites de energia de soldagem para evitar perfurações ao soldar com eletrodo tipo EXX18 em tubulações contendo gás nitrogênio estático	28
Tabela 03	–	Parâmetros de soldagem utilizados	44
Tabela 04	–	Propriedades termofísicas do aço API 5L X70.....	45
Tabela 05	–	Valores do coeficiente de convecção (natural externa) em função da temperatura	53
Tabela 06	–	Valores do coeficiente de convecção (forçada interna) em função da temperatura	55

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ANP	Agência Nacional de Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis
API	<i>American Petroleum Institute</i>
ARBL	Alta resistência baixa liga
AWS	<i>American Welding Society</i>
CA	Corrente alternada
CC	Corrente contínua
CC+	Corrente continua com polaridade inversa
CE	Carbono equilavente
Cp	Calor específico
E	Energia de soldagem
En	Energia nominal de soldagem
EWI	<i>Edison Welding Institute</i>
f	Fator de atrito
FCAW	<i>Flux-cored arc welding</i>
g	Aceleração gravitacional
GMAW	<i>Gas metal arc welding</i>
GTAW	<i>Gas tungsten arc welding</i>
h	Coefficiente de transferência de calor por convecção
HSLA	<i>High strength low alloy</i>
I	Corrente do arco elétrico
IIW	<i>International Institute of Welding</i>
JWES	<i>Japan Welding Engineering Society</i>
k	Condutividade térmica do fluido
Lc	Comprimento característico
LD. Temp	Temperatura na parede interna do tubo
MAG	<i>Metal active gas</i>
MDF	Método de diferenças finitas
MEC	Método de elementos de contorno
MEF	Método de elementos finitos
MIG	<i>Metal inert gas</i>
MVF	Método dos volumes finitos

Nu	Número de Nusselt
Pcm	Parâmetro de trincamento modificado
Pr	Número de Prandtl
PSL	<i>Product specification level</i>
$\dot{q}_c$	Fluxo de calor perdido por convecção
Ra	Número de Rayleigh
Re	Número de Reynolds
SAW	<i>Submerse arc welding</i>
SMAW	<i>Shielded metal arc welding</i>
SMYS	<i>Specified minimum yeld strength</i>
TIG	<i>Tungsten inert gas</i>
T	Temperatura da superfície da peça
T_{sat}	Temperatura de saturação da água
T_{∞}	Temperatura do ar ambiente suficientemente longe da superfície
U	Tensão do arco elétrico
UHSS	<i>Ultra-high strength steel</i>
V	Velocidade média de escoamento do fluido
v_s	Velocidade de soldagem
ZAC	Zona afetada pelo calor
ZF	Zona fundida
β	Coeficiente de expansão volumétrica
ε	Constante de Stefan-Bolzman
η	Rendimento térmico do processo de soldagem
μ	Viscosidade dinâmica do fluido
ρ	Densidade do fluido
σ	Emissividade da superfície
φ_q	Densidade superficial de fluxo de calor

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	16
1.1	Justificativa	18
1.2	Objetivos do trabalho	18
1.2.1	Objetivo geral	18
1.2.2	Objetivos específicos	18
1.3	Metodologia	19
2	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	20
2.1	Soldagem	20
2.1.1	Soldagem por arco elétrico	20
2.1.2	Energia de soldagem (aporte térmico)	21
2.2	Soldagem em operação	23
2.2.1	Perfuração	25
2.2.1.1	Influência da espessura de parede	26
2.2.1.2	Influência do processo de soldagem	27
2.2.1.3	Influência dos parâmetros de soldagem	27
2.2.1.4	Influência das condições de vazão (pressão interna)	29
2.2.1.5	Influência da resistência mecânica do material	31
2.3	Ações para tubos	31
2.3.1	Tubos API 5L	33
2.4	Soldabilidade	34
2.5	Simulação computacional	36
2.5.1	Método de elementos finitos	37
2.6	Simulação computacional em soldagem	37
2.7	Análise térmica de soldagem em operação	38
2.7.1	Geometria e malha	39
2.7.2	Propriedades dos materiais	39
2.7.3	Condições de contorno	39
3	METODODLOGIA	44
3.1	Parâmetros de soldagem	44
3.2	Metodologia da análise computacional	45
3.2.1	Material	45

3.2.2	Geometria	47
3.2.3	Malha	47
3.2.4	Condições de contorno	50
3.2.5	Método para a medição pontual de temperatura computacional	57
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	59
4.1	Deslocamento da fonte de calor e temperatura máxima obtida	59
4.2	Formato da poça de solda e extensão da ZAC	60
4.3	Temperatura máxima na parede interna do tubo	62
4.4	Medições de temperatura computacional	62
4.4.1	Medições de temperatura no início do cordão de solda	62
4.4.2	Medições de temperatura no meio do cordão de solda	64
4.4.3	Medições de temperatura no final do cordão de solda	65
5	CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	67
5.1	Conclusões	67
5.2	Sugestões para trabalhos futuros	67
	REFERÊNCIAS	69
	APÊNDICE A – TABELA DE DADOS UTILIZADOS PARA ENCONTRAR O COEFICIENTE CONVECÇÃO DE CALOR NATURAL EXTERNA COMO FUNÇÃO DA TEMPERATURA	74
	APÊNDICE B – TABELA DE DADOS UTILIZADOS PARA ENCONTRAR O COEFICIENTE DE CONVECÇÃO DE CALOR FORÇADA INTERNA COMO FUNÇÃO DA TEMPERATURA	75

1 INTRODUÇÃO

A Agência Nacional de Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis - ANP em seu Regulamento Técnico Nº 2/2011, item 4.2, define duto como qualquer instalação constituída por tubos ligados entre si, incluindo os componentes (válvulas, flanges, conexões, juntas, etc.) e complementos (suportes, sistema de proteção catódica, instrumentação, etc.), que é destinada ao transporte ou transferência de fluidos, entre as fronteiras de unidades operacionais geograficamente distintas (ANP, 2011).

O sistema de abastecimento de petróleo e derivados interliga as fontes de extração às refinarias e estas aos centros de consumo. Dentre as várias possibilidades de se realizar o transporte destes produtos, os dutos (oleodutos e gasodutos) são preferíveis (PEREIRA, 2012).

O transporte de óleo e gás através de dutos é o meio mais economicamente viável, além de ser uma forma de condução segura e confiável (ROCHA, 2010). Entretanto, para que se garanta a confiabilidade e segurança operacional deste transporte, as empresas petrolíferas devem dar uma atenção especial aos seus parques de dutos (KÜCHLER, 2009).

Ao longo de sua vida útil, os dutos estão sujeitos a adquirir defeitos que podem afetar sua integridade. O processo de desgaste que ocorre naturalmente nas linhas dutoviárias, atrelado também a outros fatores, leva a diversos defeitos e, caso estes não sejam devidamente reparados, podem levar a falha do duto. Esta falha pode causar o desabastecimento nas unidades de processamento ou distribuição, o que representa prejuízo econômico, bem como resultar em acidentes que levem a desastres ambientais (KÜCHLER, 2009).

Os aços com a classificação API 5L são os materiais mais empregados nas malhas de transporte dutoviário, uma vez que estes possuem alta resistência mecânica (LIRA, 2012). Ao se aumentar a resistência mecânica, a espessura da parede necessária para suportar as pressões de trabalho pode ser reduzida, o que traz como vantagens a redução de massa e a facilidade na montagem e fabricação (PEREIRA, 2012).

No que se refere às técnicas de reparo de dutos, é preferível que estas possam ser realizadas sem a interrupção da vazão de produto, do contrário o custo dos reparos pode por vezes vir a ser economicamente inviável. Sob esta perspectiva, várias técnicas foram desenvolvidas ao longo dos anos, porém a que é mais frequentemente empregada são as intervenções realizadas por soldagem, devido a sua versatilidade, confiabilidade e custo relativamente baixo (KÜCHLER, 2009).

Soldagem em operação (*in-service welding*) é uma técnica onde se realiza a solda de equipamentos, tubulações e dutos que contenham qualquer produto ou seus resíduos,

pressurizados ou não, com ou sem fluxo, sem a necessidade de paradas operacionais (PETROBRAS, 2015). Esta é uma das técnicas mais comumente empregada na modificação, reparo ou expansão de uma malha de dutos, uma vez que permite a intervenção sem interromper o escoamento do fluido de interesse (PEREIRA, 2012).

Devido a sua peculiaridade, tal processo requer uma maior atenção em suas análises e execução. Diferentemente da soldagem convencional, a soldagem em operação utiliza processos de soldagem de baixa energia, além de estar associada a um escoamento de fluidos no interior do tubo. Devido a isto, o ciclo térmico neste tipo de soldagem é alterado, tendo uma velocidade de resfriamento significativamente maior (FARIA et al., 2012).

Tendo em vista estas peculiaridades, desde a seleção dos procedimentos e parâmetros de soldagem até a execução da técnica de soldagem em operação duas situações devem ser cuidadosamente analisadas: O risco de trincas e o risco de perfuração do duto pelo arco (FARIA et al., 2012).

O primeiro risco está relacionado ao resfriamento acelerado devido ao escoamento do fluido, o qual pode levar à fragilização da microestrutura e aumento da dureza, podendo gerar as trincas a frio (também conhecidas como trincas induzidas pelo hidrogênio). Podendo ocorrer tanto na ZAC (zona afetada pelo calor) quanto na ZF (zona fundida), estas trincas são características de processos de soldagem de baixa energia. Elas surgem na presença de alguns fatores essenciais, sendo eles a alta concentração de hidrogênio na solda (proveniente do revestimento dos eletrodos, caso não tratados adequadamente), uma microestrutura susceptível (martensita ou bainita), a presença de tensões residuais elevadas e baixas temperaturas (FARIA et al., 2012). Em geral, busca-se reduzir este tipo de falha utilizando processos de soldagem de baixo hidrogênio, tais como TIG (*tungsten inert gas*) e eletrodo revestido com revestimento tipo básico, uma vez que controlar os demais fatores é mais difícil ou inviável (KÜCHLER, 2009).

Quanto ao segundo risco, ele está associado à penetração excessiva que pode ocorrer quando há uma má adequação dos parâmetros de soldagem. Tais parâmetros podem ser determinados através de simulações prévias das condições de resfriamento da junta. Para tal, deve-se levar em consideração as propriedades termofísicas do material do tubo e do fluido, bem como a condição de escoamento deste (FARIA et al., 2012).

Esta perfuração geralmente não leva a rupturas catastróficas, entretanto, uma total parada do sistema de escoamento torna-se necessária (BRUCE, 2000a). Além disto, esta falha leva ao vazamento do fluido e a problemas para a segurança do soldador e dos operadores do

sistema. Como agravante adicional, o produto pode ainda ser tóxico ou inflamável (FARIA et al., 2012).

1.1 Justificativa

Na aplicação técnica da soldagem em operação, a principal dificuldade envolvida é o risco de perfuração da parede do tubo pelo arco elétrico. A tecnologia existente e a experiência adquirida estão relacionadas principalmente com o reparo de tubos de parede espessa (6,3 mm ou mais) e de aços de baixa resistência. Porém, cada vez mais se utiliza aços de alta resistência para a produção de tubos para transporte de óleo e gás. Como prova disto, aços a partir do grau API 5L X70 dominam este mercado (PEREIRA, 2013).

Desse modo, surge a necessidade de avaliar o risco de perfuração em tubos de alta resistência e baixa espessura em uma soldagem em operação, estimando de forma criteriosa os parâmetros envolvidos nesta técnica de soldagem. Nesse aspecto, a análise computacional entra como uma ferramenta essencial. Uma vez que neste tipo de análise se permite um maior controle das variáveis envolvidas, ele serve como aporte que possibilita a realização de testes experimentais mais seguros.

1.2 Objetivos do trabalho

Nesta sessão contempla-se a descrição dos objetivos que se pretende atingir ao longo do trabalho.

1.2.1 Objetivo geral

Projetar um modelo computacional de um processo de soldagem em operação em um tubo de aço API 5L X70 de baixa espessura (3,2 mm) e, a partir dele, determinar a distribuição de calor ao longo do tubo, a formação da poça da poça de fusão e da ZAC.

1.2.1 Objetivos específicos

1. Validar do modelo computacional proposto através dos dados experimentais no qual este foi baseado;
2. Encontrar o formato da poça de fusão simulada;

2. Determinar a extensão da ZAC na simulação;
3. Determinar se o processo de soldagem é recomendado com os parâmetros utilizados.

1.3 Metodologia

A metodologia deste trabalho consistiu em uma exposição caracterizando o processo de soldagem em operação, além de um breve estudo destacando os aços API 5L. Após, foi realizada uma análise computacional deste processo em um tubo de aço API 5L X70 com fluxo interno de água visando obter a distribuição da temperatura e a identificação da zona fundida e da zona afetada pelo calor ao longo do tubo. As condições de soldagem do modelo proposto foram baseadas em dados experimentais disponíveis na literatura. A modelagem e simulação computacional foi realizada no *software* ANSYS® *Workbench* 18.0, o qual se utiliza do método de elementos finitos. Neste, foi necessário a instalação da extensão *moving heat flux* para a simulação do movimento do fluxo de calor. Para uma melhor aproximação com as condições físicas, foi buscado na literatura as propriedades dos materiais envolvidos em função da temperatura, o que levou a uma análise transiente. Foram consideradas perdas de calor por convecção natural (externa ao tubo), convecção forçada (interna ao tubo) e radiação. Para a obtenção do campo de temperatura, foram utilizados termopares virtuais localizados em posições estratégicas. Tentou-se realizar a validação do modelo computacional através dos dados experimentais no qual este foi baseado.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1 Soldagem

A AWS (*American Welding Society*) define soldagem como qualquer operação que visa obter a coalescência localizada produzida pelo aquecimento até uma temperatura adequada, com ou sem a aplicação de pressão e/ou metal de adição, sendo utilizada para a fabricação ou recuperação de peças (AWS, 2000).

A soldagem é normalmente empregada como um método de união, entretanto, muitos processos de soldagem ou variações destes são utilizados para a deposição superficial de material, visando a recuperação de peças desgastadas ou ainda a formação de um revestimento com características especiais (MELO, 2016).

Os diferentes processos de soldagem podem ser agrupados em soldagem por fusão ou por deformação (também conhecido como soldagem por pressão) (MELO, 2016). O processo de soldagem por fusão por sua vez é subdividido de acordo com o tipo de fonte de energia usado para fundir as peças. As fontes de calor para os processos de soldagem por fusão são produzidas por arco elétrico, resistência elétrica, chama, laser e feixe de elétrons. Os três primeiros são conhecidos como métodos tradicionais, enquanto os processos por laser e feixe de elétrons são conhecidos como não tradicionais, uma vez que são desenvolvimentos relativamente recentes (ORDÓÑEZ, 2004).

2.1.1 Soldagem por arco elétrico

Dentre todos esses subgrupos da soldagem por fusão, a soldagem por arco elétrico é um dos mais importantes para a indústria. Os processos por arco elétrico são amplamente usados para a união de peças metálicas. Algumas de suas principais vantagens são o custo relativamente baixo do equipamento, fácil manipulação e nível aceitável de riscos para a saúde dos operadores (PÉREZ, 2005). O Quadro 01 mostra de forma resumida os subgrupos dos processos de soldagem por arco elétrico, identificando além de alguns parâmetros as aplicações nas quais cada processo é geralmente empregado.

Quadro 01 – Resumo de processos de soldagem por arco elétrico

PROCESSO	TIPO DE CORRENTE E POLARIDADE	AGENTE PROTETOR OU DE CORTE	OUTRAS CARACTERÍSTICAS	APLICAÇÕES
Arco submerso (SAW)	CC ou CA Eletrodo +	Escória e gases gerados	Automático/mecanizado ou semiautomático. O arco arde sob uma camada de fluxo granular	Soldagem de aço carbono, baixa e alta liga. Espessura ≥ 10 mm. Posição plana ou horizontal de peças estruturais, tanques, vasos de pressão, etc.
Eletrodo revestido (SMAW)	CC ou CA Eletrodo + ou -	Escória e gases gerados	Manual. Vareta metálica recoberta por camada de fluxo	Soldagem de quase todos os metais, exceto Cu puro, metais preciosos, reativos e de baixo ponto de fusão. Usado na soldagem em geral
Arame tubular (FCAW)	CC Eletrodo +	Escória e gases gerados ou fornecidos por fontes externas (em geral CO ₂)	O fluxo é contido dentro de um arame tubular de pequeno diâmetro. Automático ou semiautomático	Soldagem de aço carbono com espessura ≥ 1 mm. Soldagem de chapas
MIG/MAG (GMAW)	CC Eletrodo +	Ar, He, Ar + O ₂ , Ar + CO ₂ , CO ₂	Automática/mecanizada ou semiautomática. O arame é sólido	Soldagem de aço carbono, baixa e alta liga, não ferrosos, com espessura ≥ 1 mm. Soldagem de tubos, chapas, etc. Qualquer posição
TIG (GTAW)	CC ou CA Eletrodo -	Ar, He ou misturas destes	Manual ou automático. Eletrodo não consumível de tungstênio. O arame é adicionado separadamente	Soldagem em todos os metais, exceto Zn, Be e suas ligas, espessura entre 1 e 6 mm. Soldagem de não ferrosos e aços inox. Passe de raiz de soldas em tubulações
Plasma	CC Eletrodo -	Ar, He ou Ar + H	Manual ou automático. O arame é adicionado separadamente. Eletrodo não consumível de tungstênio. O arco é constituído por um bocal	Todos os metais importantes em engenharia, exceto Zn, Be e suas ligas, com espessura de até 1,5 mm. Passes de raiz

Fonte: Adaptado de MELO (2016).

2.1.2 Energia de soldagem (aporte térmico)

Durante a soldagem com arco elétrico, a variação de parâmetros como intensidade de corrente, tensão e velocidade de soldagem têm forte influência nas características da solda. Estes parâmetros determinam a energia envolvida no processo. Em situações práticas nem sempre é possível medir a energia fornecida durante a execução da solda, entretanto, é possível estimar seu valor conforme a Equação 1 (KÜCHLER, 2009):

$$E_n = \frac{U \cdot I}{v_s} \quad (1)$$

Onde:

E_n é a energia nominal de soldagem [J/mm];

U é a tensão do arco elétrico [V];

I é a corrente do arco elétrico [A]; e

v_s é a velocidade de soldagem [mm/s].

Dentre esses parâmetros, a corrente do arco é a variável mais importante. Ela está diretamente relacionada com a penetração do cordão de solda e com a taxa de deposição do processo de soldagem. A tensão do arco, por sua vez, está diretamente relacionada com a estabilidade e com o comprimento do arco. A velocidade de soldagem influencia a relação penetração/largura do cordão de solda (SANTOS NETO, 2003; MONTE, 2013).

A energia nominal de soldagem equivale a energia fornecida pelo arco elétrico por unidade de comprimento de solda. Essa energia, entretanto, não é totalmente transferida para a solda, uma vez que parte dela é desperdiçada devido a perdas de calor para o ambiente e para o próprio eletrodo (KÜCHLER, 2009). Para calcular a energia efetivamente transferida a solda, ou seja, a energia líquida, a Equação 2 é utilizada:

$$E = \eta \cdot E_n \quad (2)$$

Onde:

E é a energia de soldagem [J/mm];

η é o rendimento térmico do processo de soldagem [adimensional]; e

E_n é a energia nominal de soldagem [J/mm] dada pela Equação 1.

O rendimento térmico é uma particularidade de cada processo e, para um mesmo tipo de processo, este valor pode variar ainda de acordo com as condições de operação, como por exemplo, a distância entre o eletrodo e a peça, o ângulo de deslocamento do eletrodo, a tipo de corrente e polaridade utilizadas, entre outros (KÜCHLER, 2009). Lira (2012, p.15) diz que “o rendimento térmico é medido em métodos caloríficos, onde o calor transferido da fonte para a peça pode ser transferido desta para um calorímetro [...]”. A Tabela 01 apresenta alguns valores típicos para o rendimento térmico de diferentes processos.

Tabela 01 – Valores típicos de η para diferentes processos de soldagem a arco elétrico

Processo	η
SMAW	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

Fonte: Adaptado de MARQUES e MODENESI (2014).

A energia de soldagem tem impacto direto nas propriedades da solda. Quanto maior esta, menor será o gradiente térmico na região soldada e menor será a sua taxa de resfriamento, o que pode resultar numa estrutura de grãos grosseiros, a qual pode ser prejudicial a tenacidade (ALBUQUERQUE, 2011; LIRA, 2012). No caso de soldagem de aços, o aporte térmico deve ser controlado, pois, além do risco de formação de fases indesejadas, ele pode influenciar nas distorções e tensões residuais geradas na peça soldada (CARVALHO, 2016).

Para a realização de uma soldagem efetiva a fonte elétrica deve fornecer uma taxa de energia suficientemente grande em uma área suficientemente pequena, a fim de se garantir a fusão localizada do metal antes que o calor se difunda em quantidades apreciáveis para o restante da peça (MELO, 2016). Assim, outra forma de se quantificar a energia envolvida em um processo de soldagem se dá pela definição de densidade superficial de fluxo de calor, a qual é mostrada na Equação 3:

$$\varphi_q = \eta \cdot \frac{U \cdot I}{A_0} \quad (3)$$

Onde:

φ_q é a densidade superficial de fluxo de calor [W/mm²];

η é o rendimento térmico do processo de soldagem [adimensional];

U é a tensão do arco elétrico [V];

I é a corrente do arco elétrico [A]; e

A_0 é a área do arco de contato [mm²].

2.2 Soldagem em operação

A prática da soldagem de dutos em operação pode ser separada basicamente em duas classes: uma voltada ao reparo de discontinuidades em tubulações e outra voltada à instalação

de uma nova derivação ou conexão (processo conhecido como trepanação ou *stopple*). Sua principal vantagem é possibilitar uma intervenção, seja de reparo ou instalação, sem a necessidade de se interromper o escoamento, evitando assim contratempos como parada de dutos e unidades e interrupção de fornecimento de produto, além de problemas como perda de produto e possível contaminação de meio ambiente (PEREIRA, 2012).

Este tipo de soldagem, o qual é amplamente utilizado, deve seguir diretrizes de normas internacionais como API 1104, API RP 2201, BS 6990, CSA Z662 e, no Brasil, a norma N-2163 da Petrobras, que visam garantir um procedimento seguro, considerando fatores como parâmetros de soldagem, geometria e composição química dos dutos (PEREIRA, 2012).

Para soldagem de dutos em operação, os processos geralmente empregados são processos de soldagem a arco elétrico com uso de metal de adição, sendo os mais comumente usados a soldagem com eletrodo revestido (SMAW), a soldagem MIG/MAG (GMAW) e a soldagem com arame tubular (FCAW) (FERNANDES, 2011). Processos como a soldagem por arco submerso (SAW) e a soldagem TIG (GTAW) também são utilizados, entretanto, eles apresentam limitações quanto à posição de soldagem e produtividade, respectivamente (ROCHA, 2010).

Uma vez que a soldagem em operação é na grande maioria das vezes realizada em campo, o processo SMAW o mais utilizado. Isto se dá devido a características deste processo, tais como a facilidade de uso, possibilidade de soldagem em condições de difícil acesso, possibilidade de uso de fontes de soldagem motogeradoras e a não necessidade de gás de proteção. Os processos GMAW e FCAW são os que apresentam maior possibilidade de substituição ao SMAW. O emprego destes processos permite aumentar a produtividade e reduzir os custos operacionais, porém, exigem equipamentos mais sofisticados e, no caso do GMAW, necessita ainda de gás de proteção (ROCHA, 2010).

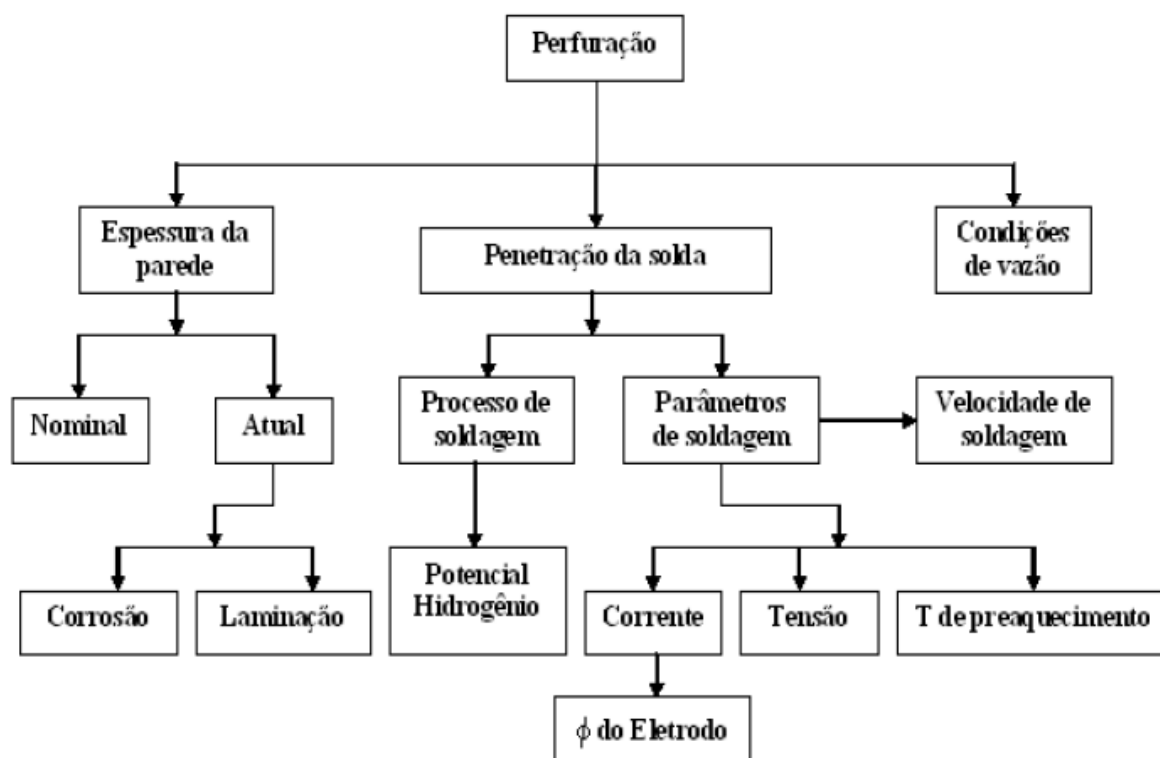
Além das dificuldades naturalmente impostas pela soldagem em campo, a soldagem em operação possui ainda dificuldades inerentes a este tipo de processo. O rápido resfriamento devido ao fluxo interno aumenta muito a probabilidade do surgimento de trincas induzidas pelo hidrogênio. Em geral este problema pode ser resolvido utilizando-se eletrodos com revestimento básico ou outros processos como, por exemplo, o GTAW (KÜCHLER, 2009).

Outro problema marcante é o risco de perfuração. Tal problema requer uma maior atenção pois, além do possível vazamento e a indesejada parada da linha, tal situação pode resultar em acidentes graves, uma vez que na maioria dos casos os produtos transportados são inflamáveis (KÜCHLER, 2009).

2.2.1 Perfuração

A perfuração (em inglês, *burnthrough*) da tubulação poderá ocorrer caso a área não fundida adjacente a poça de fusão não tenha resistência suficiente para suportar a tensão proveniente da pressão interna da tubulação. De forma geral, o risco de perfuração depende da espessura local (juntamente com as propriedades de material do tubo), da penetração da solda e das condições operacionais da tubulação (OLIVEIRA, 2016). Esta relação é mostrada na Figura 01.

Figura 01 – Relação entre os fatores de influência da perfuração na soldagem em operação



Fonte: PEREIRA (2012).

De acordo com Paes et al. (2004), as principais causas da perfuração são a baixa espessura do duto (< 6,0 mm), o uso de elevada energia de soldagem (> 12,0 kJ/cm), oscilação do eletrodo (trancar) em vez de passe corrido, soldagem na direção longitudinal, uso de eletrodos celulósicos (alta penetração) e uso de eletrodos com diâmetro elevado (> 3,2 mm).

Bruce (2000b) faz menção a estudos publicado pelo Instituto Battelle e outros que relacionaram a perfuração do tubo com a temperatura de sua face interna. Estes estudos estabeleceram a partir de testes que o risco de perfuração é iminente quando a temperatura na

superfície interna da tubulação soldada alcança valores superiores a 1260 °C. Como margem de segura, a temperatura admissível foi limitada a 982 °C quando são usados eletrodos revestidos de baixo hidrogênio e 760 °C com eletrodos celulósicos.

Na hipótese de se aceitar valores de temperatura interna superiores aos limites citados, a influência da pressão interna, da espessura remanescente e da resistência mecânica da tubulação devem sempre ser consideradas (PÉREZ, 2005).

2.2.1.1 Influência da espessura da parede

Uma vez que o uso de tubulações fabricadas em aço de maior resistência vem aumentando, visando o benefício econômico derivado de uma menor espessura de parede, os cuidados necessários para evitar a perfuração também deve aumentar (PEREIRA, 2012).

Pereira (2012) afirma que, com base no limite de temperatura de 982 °C, pode-se considerar que não existe risco de perfuração em espessuras superiores a 6,0 mm, desde que sejam utilizados eletrodos com revestimento básico (baixo hidrogênio) e adotadas práticas adequadas de soldagem.

Oliveira (2016) por sua vez afirma que pode ser demonstrado que a temperatura interna de tubos com espessura maiores que 6,35 mm alcançada em condições normais de soldagem é normalmente inferior a 982 °C. Ele afirma que isto se dá devido à ação do resfriamento por condução de calor através da parede da tubulação e pela própria ação do fluido interno.

A norma Petrobras N-2163 – Rev. F, item 6.2.1, Tabela 1 traz uma relação entre a espessura mínima de parede, a presença ou não de fluxo no interior do tubo e o risco de perfuração em tubulações que operem com temperaturas de até 150 °C. Para tubulações com espessura mínima maior que 12,7 mm, não há risco de perfuração mesmo que haja fluxo interno ou não. Para uma espessura de parede entre 6,35 e 12,7 mm, a existência de qualquer fluxo interno poderá eliminar este risco. Para paredes de espessura menor, o risco de perfuração deve ser sempre avaliado independentemente da existência ou não de fluxo interno (PETROBRAS, 2015).

Antes da soldagem em operação é recomendado que a espessura da tubulação seja verificada por equipamentos e técnicas apropriadas, como por exemplo, técnicas de mapeamento por ultrassom. Isto permite determinar a espessura local a ser soldada, que pode ser muito menor que a espessura nominal do tubo, devido à perda de massa que este sofreu ao longo de seu tempo de serviço, seja por fenômenos oriundos de corrosão generalizada, por pites, alveolar, erosão, cavitação, entre outros (PEREIRA, 2012).

2.2.1.2 Influência do processo de soldagem

A penetração do arco elétrico na parede interna da tubulação depende das variáveis de soldagem e, em menor grau, do processo de soldagem. A penetração aumenta com o aumento do aporte térmico e com o aumento do potencial de hidrogênio do processo de soldagem. Um processo de baixo hidrogênio associado a um baixo aporte térmico resulta numa menor condição de penetração. Oposto a isso, um processo com alto potencial de hidrogênio associado a um alto aporte térmico resulta numa condição de máxima penetração (PEREIRA, 2012).

Processos semiautomáticos ou automáticos são utilizados a fim de se aumentar a produtividade na soldagem. Para estas formas de aplicação o processo mais comumente utilizado é o GMAW. Entretanto, em se tratando de soldagem em operação, tal processo tem limitações do aporte de calor a fim de se evitar a perfuração e, com essa limitação, ele pode se tornar suscetível à falta de fusão. Outra opção para processos automáticos e semiautomáticos é o FCAW. Este possibilita a realização de soldagem com alta produtividade e obtenção de baixo teor de hidrogênio. Além disto, este processo dispensa o uso de proteção gasosa externa, favorecendo em muito o reparo de dutos em campo (BRUCE, 2000b).

Apesar de sua maior produtividade aliada ao baixo teor de hidrogênio, os processos de soldagem semiautomáticos apresentam como desvantagem uma maior temperatura na parede interna do tubo e, conseqüentemente, um maior risco de perfuração (PEREIRA, 2012).

A necessidade de melhoria na qualidade, redução de tempo e de custos em operações de reparo em dutos faz com que novos processos de soldagem sejam buscados. Com base nisto, pesquisas vêm sendo executadas visando o desenvolvimento de procedimentos alternativos para reparo de dutos. Pereira (2012) cita pesquisas voltadas a essa área de estudo utilizando variantes do processo GMAW, como o com curto-circuito controlado e com o uso de corrente alternada, e processo GTAW com alimentação de arames.

2.2.1.3 Influência dos parâmetros de soldagem

Apesar de que o uso de aportes térmicos mais elevados contribua para prolongar o ciclo térmico de soldagem, reduzindo a taxa de resfriamento e, conseqüentemente, reduzindo o risco de aparecimento de trincas a frio na soldagem em operação, em contra partida isto pode induzir o aparecimento de defeitos tipo mordedura e elevar o risco da perfuração da parede de tubos de baixa espessura (OLIVEIRA, 2016).

O *Edison Welding Institute* (EWI) estabeleceu experimentalmente limites para a energia de soldagem para que se evite perfurações em tubos de 3,2 e 6,4 mm ao soldar com eletrodo revestido de baixo hidrogênio (tipo EXX18) (apud BRUCE, 2000b).

Bruce (2000b) afirma que tais limites podem ser considerados conservativos, uma vez que os experimentos foram realizados com gás nitrogênio estático (sem fluxo), sendo que a maioria dos fluidos utilizados na prática (como o gás metano por exemplo) removem calor da parede da tubulação de forma mais eficiente que o nitrogênio. Entretanto, uma vez que estes limites foram baseados em valores fixos de corrente (50, 80 e 100 A para eletrodos de diâmetro de 2,0, 2,4 e 3,2 mm, respectivamente), ao se utilizar maiores níveis de corrente, tais limites podem se tornar não conservativos. A Tabela 02 mostra os limites estabelecidos pela EWI.

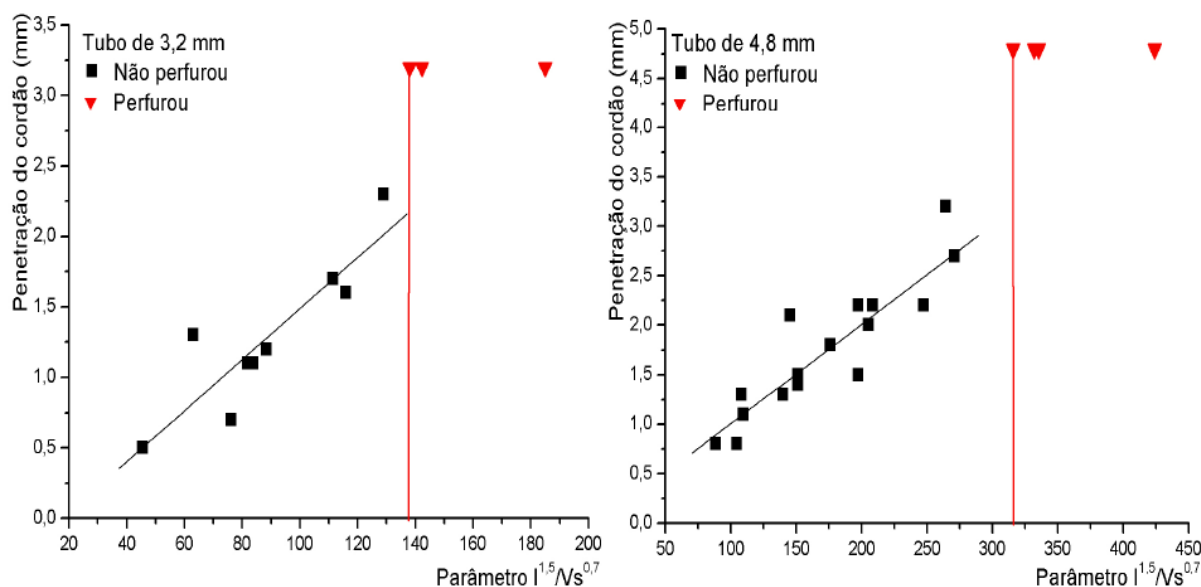
Tabela 02 – Limites de energia de soldagem para evitar perfurações ao soldar com eletrodo tipo EXX18 em tubulações contendo gás nitrogênio estático

	Diâmetro do eletrodo (mm)		
	2,0	2,4	3,2
Espessura da parede (mm)	Energia de soldagem (kJ/cm)		
3,2	8,7	5,1	proibido
6,4	9,8	9,4	8,7

Fonte: BRUCE (2000b).

Pérez (2005) por sua vez encontrou, a partir de resultados experimentais, um modelo que melhor correlaciona a penetração e as variáveis de soldagem. Ele relacionou potências das variáveis de soldagem de maior influência (corrente e velocidade de soldagem) e obteve os expoentes dessas potências por regressão múltipla com base em seus dados experimentais, de modo a fornecer a máxima correlação entre a penetração e essas variáveis. O parâmetro obtido foi $I^{1,5}/V_s^{0,7}$, o qual traduz uma relação exponencial direta da corrente com a penetração e exponencial inversa desta com velocidade de soldagem. Assim sendo, em função da espessura do tubo e das características do fluido na tubulação, pode ser estabelecido um valor máximo para esse parâmetro, que separa as condições de soldagem em que ocorre ou não perfuração. A Figura 02 mostra a relação entre o parâmetro $I^{1,5}/V_s^{0,7}$ e a penetração do cordão de solda.

Figura 02 – Penetração do cordão em função do fator $I^{1,5}/V_s^{0,7}$ em condições de convecção natural ao ar



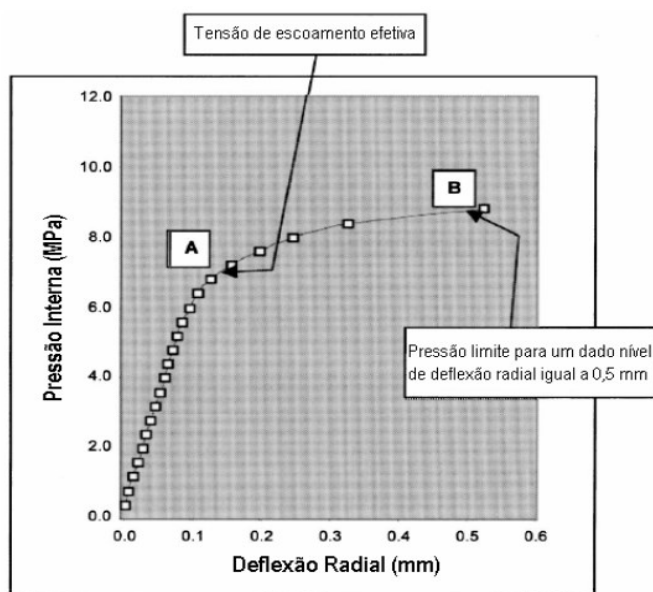
Fonte: PÉREZ (2005).

2.2.1.4 Influência das condições de vazão (pressão interna)

Segundo Bruce (2000b), de acordo com seus ensaios e estudos realizados no Instituto Battelle, a pressão tem influência secundária em relação àquelas do aporte térmico. Entretanto, Painter¹ (2000 apud MASCARENHAS, 2005), afirma que a pressão interna é reconhecida como um fator de influência na perfuração. Para demonstrar isto, Painter cita estudos nos quais foram executadas soldas de filete longitudinais num cilindro de 200 mm de diâmetro, pressurizado com nitrogênio. Nesses estudos foram observados a ocorrência de uma deformação plástica (na direção radial) significativa no local da solda, a qual gerou uma saliência localizada. Mediante esses estudos foram elaborados gráficos relacionando a pressão interna com a deflexão radial para certos valores de aporte térmico, com o intuito de determinar a pressão crítica para a ocorrência da perfuração. Um exemplo desses gráficos é mostrado na Figura 03.

¹ Painter, M.J. Current practice and the gaps in in-service welding technology: a research perspective. In: CSIRO Manufacturing Science and Technology, Woodville, S.A., editor/s. First International Conference on Welding onto In-Service Petroleum Gas and Liquid Pipelines; March 6-8 2000; Wollongong, N.S.W.. Lidcombe, N.S.W.: Welding Technology Institute of Australia; 2000. Paper no. 4.

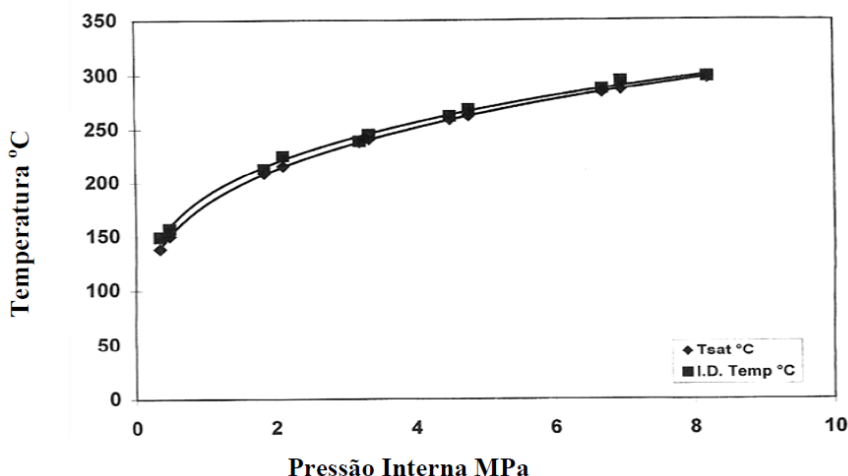
Figura 03 – Deflexão radial calculada versus pressão para uma soldagem em serviço com 0,75 kJ/mm diretamente num tubo de 3 mm de espessura de um aço X70



Fonte: MASCARENHAS (2005).

A pressão interna mostra influência também na temperatura interna do tubo. Em testes de soldagem utilizando o processo GTAW em tubos com 4" de diâmetro e espessura de parede de 6,1 mm e pressurizados com água, foi observado que, para um valor fixo de aporte térmico, a temperatura interna do tubo aumentou com a pressão, aproximando-se cada vez mais da temperatura de saturação da água (BELANGER e PATCHETT, 2000). Tal comportamento é mostrado na Figura 04.

Figura 04 – Temperatura na parede interna do tubo (I.D. Temp) e temperatura de saturação da água (Tsat) versus pressão interna, para energia de soldagem de 1,1 e 1,65 kJ/mm



Fonte: BELANGER e PATCHETT (2000).

Segundo Belanger e Patchett (2000), se a temperatura do líquido superar sua temperatura de saturação, entrando assim no regime de transição da ebulição, ocorre a nucleação de bolhas que eliminam progressivamente a molhabilidade do líquido fazendo com que a transferência de calor seja controlada principalmente pela fase gasosa. Uma vez que esta transferência é menos eficiente, a temperatura na parede interna do tubo tende a aumentar. Entretanto, o autor afirma ainda que, quando se tem água como fluido, mesmo que a temperatura interna do tubo de fato aumente com a pressão, nenhum filme de vapor é formado, com exceção de casos específicos (aporte térmico moderadamente alto, por exemplo).

Bruce, Swatzel e Dorling (2000) por sua vez afirmam que, desde que a área aquecida pelo arco elétrico seja pequena, a tensão induzida pela pressão interna tem pouco efeito no risco de perfuração em uma soldagem em operação. Por este motivo, reduzir a pressão da tubulação durante a soldagem é tida como uma medida pouco efetiva na redução deste tipo de risco.

2.2.1.5 Influência da resistência mecânica do material

O aço sofre uma elevada redução em sua resistência mecânica com o aumento da temperatura. Seu limite de resistência ao escoamento a temperaturas maiores que 800 °C é algo em torno de 4 e 10% do seu limite em temperatura ambiente. A resistência a altas temperaturas de um aço de grau elevado não é significativamente maior que a de um de baixo grau. Assim, apesar de o aumento da resistência a temperatura ambiente permitir o uso de tubos com paredes de menor espessura, este aumento de resistência não está presente na região da ZAC próxima à ZF durante a soldagem. Esta redução não proporcional da resistência é um fator adicional que deve ser levado em conta ao se analisar o risco de perfuração de tubos de grau elevado na soldagem em operação (MASCARENHAS, 2005).

2.3 Aços para tubos

Em geral, os aços utilizados para a fabricação de tubos para transporte de petróleo e seus derivados são aços de alta resistência e baixa liga (ARBL ou HSLA, do inglês, *high strength low alloy*). Estes aços, também conhecidos como aços microligados, são utilizados com eficiência em aplicações que requerem custo relativamente baixo, boa resistência mecânica e boa tenacidade à fratura (MONTE, 2013).

Os aços ARBL possuem baixo teor de carbono (C, entre 0,05 e 0,25% em peso da composição), o que garante uma boa soldabilidade quando comparado a aços carbono

convencionais com um mesmo valor de resistência mecânica. Eles apresentam ainda manganês (Mn, que pode chegar até a 2%) além de pequenas quantidades de cromo (Cr), níquel (Ni), molibdênio (Mo), cobre (Cu), nitrogênio (N), vanádio (V), nióbio (Nb), titânio (Ti) e zircônio (Zr) que podem aparecer em diferentes combinações, raramente excedendo 0,1% de cada (GUEDES, 2009). O Quadro 02 mostra os principais elementos utilizados em aços microligados e seus efeitos.

Quadro 02 – Principais elementos de liga utilizados nos aços microligados

ELEMENTO	% EM MASSA	EFEITO/RAZÃO DA ADIÇÃO
C	(0,05 – 0,25)	Endurecimento da matriz (precipitação).
Mn	(1,6 – 2)	Atrasa a formação da austenita durante o resfriamento acelerado; Endurece por solução sólida substitucional; Reduz a temperatura de transição dúctil frágil; Indispensável para obter-se uma microestrutura de bainita inferior com grãos refinados.
Cr	-	Endurecedor de solução sólida; Aumenta a resistência à oxidação; Aumenta a resistência à corrosão a quente.
Ni	(0,2 – 1)	Endurece os aços baixo carbono sem perda de soldabilidade em campo; Em contraste com Mg e Mo, produz estruturas menos duras; Aumenta a tenacidade em baixas temperaturas.
Mo	(0,2 – 0,6)	Aumenta a temperabilidade; Promove formação de bainita inferior.
Cu	-	Aumenta a resistência a corrosão; Aumenta a resistência a fadiga.
N	-	Causa endurecimento por precipitação.
V	(0,03 - 0,08)	Endurece por precipitação durante o revenimento; Forte endurecedor da ferrita; Promove a formação de ferrita acicular.
Nb	(0,03 – 0,06)	Redução do intervalo de temperaturas em que ocorre a recristalização durante a laminação; Retardo na recristalização e inibição do crescimento de grão austenítico.
Ti	(0,005 – 0,03)	Refinamento do grão, pela formação de TiN, o qual dificulta o coalescimento da austenita; Promove formação de ferrita acicular no metal de solda; Forte endurecedor da ferrita; Prende o Ni livre (previne efeitos deletérios do Ni na têmpera).
Zr	-	Aumenta a resistência reduzindo o tamanho de grão; Formação de precipitados.

Fonte: Adaptado de ROSADO (2013), CHIAVERINI (2005).

Em se tratando de tubos, para determinada demanda, os aços ARBL permitem que estes possam ter espessura reduzida, o que significa menos material para se comprar, transportar e soldar (CARVALHO, 2016). No caso de se manter uma maior espessura de parede desses tubos, teríamos ainda a possibilidade de se aumentar a pressão interna, o que consequentemente aumentaria o volume de fluido transportado (ALÉCIO, 2015).

O uso de aços de alta resistência e baixa liga em tubos de longa distância pode gerar economia da ordem de 5 a 12% por conta da redução de peso e da menor quantidade de metal de adição necessário para preenchimento das juntas na montagem. Entretanto, o aumento da resistência mecânica tem um limite, pois traz como consequências a diminuição da soldabilidade, ductibilidade e conformabilidade, além do aumento do preço por unidade de massa (CARVALHO, 2016).

2.3.1 Tubos API 5L

O Instituto Americano de Petróleo – API (*American Petroleum Institute*) foi fundado em 1919 com o intuito de normatizar as especificações de engenharia referentes à perfuração e à produção de petróleo e seus derivados. Esta instituição tem abrangência a todos os segmentos da indústria petrolífera, desde a exploração e produção até o transporte aos centros de consumo (CHAVEZ, 2011).

A especificação da API para tubulações é feita pela norma API 5L: *Specification for Line Pipe* (API, 2013). Tal norma abrange tanto os tubos fabricados sem costura (*seamless*) quanto os tubos fabricados com costura (*welded*). Para ser classificado segundo esta norma o tubo deve atender requisitos de composição química, propriedades mecânicas e propriedades dimensionais (PEREIRA, 2012).

A API 5L classifica os tubos em grau A25, A, B e X, sendo o limite de escoamento a propriedade que determina qual o grau do tubo. O grau X é sucedido de dois ou três dígitos que especificam o valor mínimo da tensão limite de escoamento (SMYS, do inglês, *Specified Minimum Yield Strength*) em ksi (PEREIRA, 2012). Os tubos de grau X especificados por esta norma podem ser classificados como aços ARBL (LIRA, 2012).

A norma API 5L classifica ainda os aços para tubos em dois níveis de qualidade: PSL 1 e PSL 2 (*Product Specification Level*). Essas duas designações PSL definem diferentes níveis de requisitos técnicos padrão. O PSL 2 possui requisitos obrigatórios para o equivalente de carbono, tenacidade ao entalhe, resistência máxima ao escoamento e resistência à tração máxima. O nível PSL 1 abrange os tubos de grau A25, A, B, X42, X46, X52, X56, X60, X65 e

X70. O nível PSL 2 abrange os tubos de grau B, X42, X46, X52, X56, X60, X65, X70, X80, X100 e X120, sendo estes dois últimos normalmente considerados como aços de ultra-alta resistência (UHSS, do inglês, *ultra-high strength steel*). O nível PSL 2 inclui ainda adicionalmente um sufixo que consiste em uma letra única que indica a condição de tratamento térmico realizado (R – sem tratamento; N – normalizado; Q – temperado; M – tratado termo mecanicamente) (API, 2013).

Atualmente para a maioria dos projetos de construção terrestre de gasodutos e oleodutos, os aços utilizados são das classes de resistência dos graus X70 e X80. Em determinadas regiões, como o Canadá, onde as condições climáticas limitam as condições de soldagem, tubos do grau X100 já são inicialmente empregados. No Brasil, oleodutos, gasodutos e minerodutos em sua maioria são construídos com tubos de aço até o grau X70, sendo que a possibilidade da utilização do grau X80 já foi considerada (MIRANDA, 2010).

2.4 Soldabilidade

A AWS (2000) define soldabilidade como a capacidade de um material ser soldado sob condições de fabricação impostas em uma estrutura específica e convenientemente projetada, de modo a executar satisfatoriamente o serviço pretendido. Em outras palavras, ela representa a capacidade de um material ser soldado sem, no entanto, vir a apresentar defeitos, de forma que a junta soldada desempenhe efetivamente ao longo de sua operação em serviço a função a qual foi destinada.

De forma geral, para que um aço tenha uma boa soldabilidade, ele deve após soldado apresentar uma boa tenacidade, ou seja, a região da junta soldada e adjacências não deve resultar em uma região frágil (GUEDES, 2009). Durante a soldagem é formada, adjacente à ZF, a região da ZAC. Esta região, apesar de não atingir temperatura suficiente para que ocorra a fusão, alcança temperatura suficiente para que ocorra a austenitização de suas fases. A microestrutura final da junta do aço dependerá dos produtos da decomposição desta austenita durante o resfriamento após a soldagem (SANTOS NETO, 2003; ALÉCIO, 2015).

Assim, a microestrutura resultante na junta soldada e, por conseguinte, a soldabilidade do material, dependem das condições químicas e condições térmicas. Dependendo da composição química do metal de base (bem como do metal de adição), da temperatura máxima atingida durante o processo e da taxa de resfriamento, poderá ocorrer tempera localizada, formando microestruturas duras e frágeis na ZAC (ALÉCIO, 2015).

As melhorias nos aços têm sido realizadas não somente visando melhorar as propriedades mecânicas do metal de base, mas principalmente para minimizar a degradação das várias propriedades na ZAC, uma vez que é desejável que esta apresente propriedades compatíveis com as do metal de base (CHAVES, 2011; BARBOSA, 2014).

Segundo Barbosa (2014), um dos principais problemas do aparecimento de uma microestrutura de elevada dureza é que sua formação quando submetidas a elevadas pressões e sob a presença de um ambiente rico em hidrogênio pode levar a ocorrência de trincas a frio. No caso dos aços microligados, devido a estes apresentarem uma maior temperabilidade, isto é, uma maior capacidade de formação de estruturas fora do equilíbrio térmico (estrutura de elevada dureza, tais como a martensita), tal problema é particularmente favorecido (SANTOS NETO, 2003).

Assim, é fundamental poder avaliar e estimar previamente a propensão da ZAC em formar microestruturas frágeis que possam resultar no aparecimento de trincas a frio. Um conceito bastante útil para a compreensão da susceptibilidade a trinca a frio é o parâmetro denominado de carbono equivalente (CE) (BARBOSA, 2014).

O CE é uma relação empírica que quantifica a influência de elementos de liga na temperabilidade do aço, comparando o efeito do endurecimento de cada um destes elementos ao efeito causado pelo carbono. A escolha do carbono como ponto de referência se deu por este ser em dos elementos mais eficazes e comuns como agente de aumento de dureza dos aços. O valor do CE é obtido somando-se frações dos teores dos elementos de liga (em % de massa) mais relevantes. Quanto maior o CE, maior a temperabilidade do aço (SANTOS NETO, 2003; BARBOSA, 2014; ALÉCIO, 2015).

Existem diversas equações para determinar o valor do CE, diferenciando-se nos elementos que são incluídos e na magnitude de suas frações. O Instituto Internacional de Soldagem (*International Institute of Welding – IIW*) desde 1967 adota a relação expressa na Equação 4:

$$CE_{IIW} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cu + Ni}{15} + \frac{Cr + Mo + V}{5} \quad (4)$$

A Equação 4 é utilizada pela norma BS 5135: 1984 para a determinação do pré-aquecimento necessário para a soldagem em função do CE e pelas normas ISO 3183 (2012), API 5L (2013) e DNV-OS-F101 (2013) para o controle de composição química e soldabilidade em tubos PSL 2 para teores de carbono superiores a 0,12% em massa.

A expressão adotada pelo IIW é aplicada somente para aços carbono comum e carbono-manganês, não sendo aplicados aos modernos aços ARBL devido ao seu baixo teor de carbono. Assim, foi necessário desenvolver um índice de carbono equivalente que se relacionasse aos ARBL com teores de carbono inferiores a 0,12% (BARBOSA, 2014).

Visando atender a esta condição e buscando um parâmetro que abrangesse uma gama maior de elementos de liga, a Sociedade de Engenharia da Soldagem do Japão (*Japan Welding Engineering Society* – JWES) passou a adotar uma expressão denominada de parâmetro de trincamento modificado (P_{CM}), o qual foi desenvolvida pelos pesquisadores japoneses Ito e Bessyo² (1968 apud BARBOSA, 2014). Tal parâmetro é mostrado na Equação 5:

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

Segundo as recomendações das normas ISO 3183 (2012), API 5L (2013) e DVN-OS-F101 (2013) deve-se adotar a Equação 5 estabelecida por Ito e Bessyo para tubos grau API das especificações PSL 2 com teores de carbono igual ou inferior a 0,12%.

Segundo Lira (2012), na prática, a necessidade de melhorar a soldabilidade da junta é avaliada a partir de um valor de CE maior que 0,4%, o que se faz necessário um pré-aquecimento e/ou pós-aquecimento da junta para se evitar a formação de martensita e minimizar o aparecimento de trincas a frio.

2.5 Simulação computacional

A simulação consiste em recriar um sistema de forma a permitir compreender, manipular e examinar seu comportamento de um modo seguro, possibilitando um custo relativamente menor. Por este fato a simulação é normalmente empregada em sistemas ou processos complexos (NÓBREGA, 2014).

Com o desenvolvimento dos computadores e métodos numéricos, as simulações têm se tornado uma poderosa e confiável técnica para a predição das inúmeras variáveis de soldagem. Estas simulações podem ser realizadas com o uso de softwares que, utilizando processamento numérico, são capazes de reproduzir com boa exatidão os fenômenos que ocorrem durante o processo de soldagem (CARVALHO, 2016).

² ITO, Y.; BESSYO, K. Cracking parameter of high strength steel related to heat-affected zone cracking. JWS – Japan Welding Society, v. 37, n. 9, p. 983, 1968.

2.5.1 Método de elementos finitos

Vários métodos numéricos são utilizados na engenharia com a finalidade de analisar os mais diversos sistemas. O Método de Elementos Finitos (MEF), o Método de Diferenças Finitas (MDF), o Método de Volumes Finitos (MVF) e o Método de Elementos de Contorno (MEC) são alguns dos principais exemplos. Dentre estes o MEF tem sido o mais amplamente utilizado pela comunidade científica para análise de sistemas de aplicação da engenharia (NÓBREGA, 2014).

O MEF é uma forma de análise numérica que consiste na discretização de um meio contínuo em pequenos elementos, os quais possuem as mesmas propriedades do meio original. Esses elementos são descritos por equações diferenciais e resolvidos por modelos matemáticos (MELO, 2016).

A ideia geral deste método é a divisão do corpo em elementos infinitesimais que são conectados por nós, formando assim uma malha de elementos finitos. Quanto maior o número de nós e elementos (mais refinada a malha) mais confiável será o resultado obtido, tendo, porém, como contrapartida uma maior carga computacional para a análise. Assim, busca-se uma convergência de resultados refinando a malha gradativamente, para que dessa forma não haja um superdimensionamento desta malha (MELO, 2016).

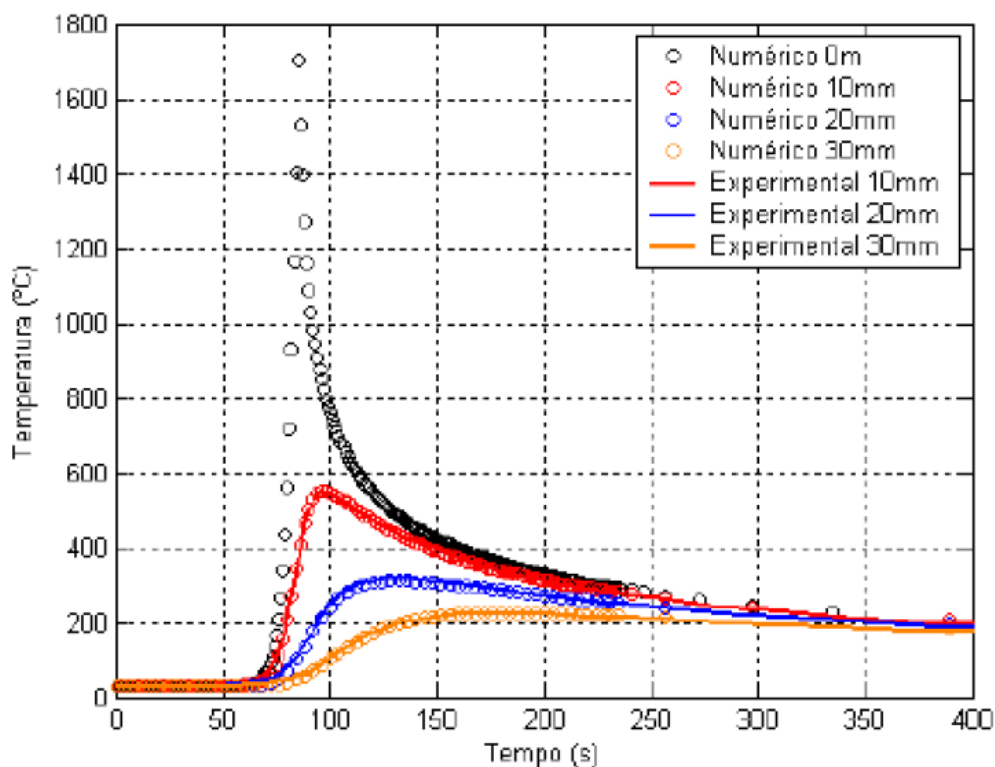
2.6 Simulação computacional em soldagem

Devido aos altos custos de soldagem e ao maior controle que as simulações numéricas permitem sobre os diversos parâmetros de soldagem, para estudos que visam avaliar diversas condições, com um grande número de variáveis, é recomendado que esses se inicie utilizando tais simulações. Este direcionamento permite reduzir tempo e recursos necessários (CARVALHO, 2016).

Desde o início dos anos de 1970, artigos envolvendo a utilização do MEF na análise de campos de temperatura e campos de tensão devido à soldagem começaram a ser publicados. Com o avanço da tecnologia e o desenvolvimento de programas específicos, a simulação de processos de soldagem vem se tornando cada vez mais viável (MELO, 2016).

Bezerra (2005) utilizou o *software* ANSYS® para validação de uma modelagem térmica do aço inoxidável AISI 316L. Ao comparar os perfis do campo de temperatura obtidos numérica e experimentalmente o autor conseguiu tal validação. A Figura 05 mostra tais perfis.

Figura 05 – Análise do campo de temperatura do AISI 316L



Fonte: Bezerra (2005).

Dar (2009), através de dados obtidos experimentalmente, realizou simulações numéricas variando os parâmetros de uma soldagem GTAW com o intuito de minimizar as tensões residuais e as distorções. Utilizando o *software* ANSYS® o autor determinou as distribuições de temperatura, os campos de tensão residual e as distorções em um processo de soldagem circunferencial de um tubo de aço ARBL de pequena espessura de parede. Ele observou que aumentando a espessura da parede do tubo em torno de 30 a 50% é possível obter um decréscimo de 15 a 30% nos níveis de distorção e de 20 a 25% nos níveis de tensão residual.

2.7 Análise térmica da soldagem em operação

A solda é gerada por um processo transiente e não linear. As propriedades do material são funções da temperatura e esta varia com o tempo e com a posição da fonte de calor que muda constantemente. Além disto, as trocas de calor com o meio, as transformações de fase e microestruturais e as dilatações e compressões térmicas tornam a soldagem um sistema de difícil análise, mesmo ao se utilizar o MEF. Deste modo, algumas simplificações devem ser estudadas ao se simular um processo de soldagem real, do contrário, as diversas interações existentes demandariam um grande poder computacional (MELO, 2016).

A análise térmica tem por objetivo observar o gradiente de temperatura ao longo do componente soldado. Em geral, para este tipo de análise, condições como transformações microestruturais e dilatações e compressões térmica são desconsideradas.

2.7.1 Geometria e malha

Para iniciar uma simulação de soldagem pelo MEF é necessária inicialmente a criação de um modelo geométrico, o qual é feito segundo a geometria física que se quer estudar. Apesar de a geometria física ser em três dimensões, o modelo computacional criado pode ser tanto bidimensional quanto tridimensional. O modelo computacional em duas dimensões em geral é adotado visando economia no custo da máquina e no tempo de processamento. Segundo Melo (2016), para que os resultados sejam satisfatórios, esta simplificação pode ser usada quando a geometria física tem espessuras menor ou iguais a 2 mm.

Em decorrência dos intensos gradientes de temperatura, a malha do modelo geométrico deve preferencialmente ser refinada na região por onde passa a fonte de calor e em suas proximidades. O passo de tempo (*steptime*) por sua vez deve também ser pequeno o suficiente para que se obtenha resultados satisfatórios (NÓBREGA, 2014).

2.7.2 Propriedades dos materiais

Para a análise térmica de uma soldagem as propriedades do material do tubo necessárias são a densidade, o calor específico e a condutividade térmica, estas como função da temperatura.

Para o caso específico da soldagem em operação, as propriedades do fluido escoado também devem ser levadas em consideração. Em relação ao fluido escoado, as propriedades relevantes a essa análise são as já citadas densidade, calor específico e condutividade térmica, bem como a viscosidade dinâmica, estas em função da temperatura e para uma dada pressão (pressão de escoamento do fluido). Propriedades derivadas destas como volume específico, viscosidade cinemática, difusividade térmica e número de Prandtl também são utilizadas.

2.7.3 Condições de contorno

As considerações de contorno são processos essenciais na simulação computacional. Na análise térmica de soldagem, as considerações envolvem o calor fornecido pela fonte externa,

a condução ao longo do material e as perdas de calor para o ambiente pelos mecanismos de convecção e radiação. No caso da soldagem em operação a perda por convecção se dá tanto para o ambiente externo ao tubo quanto para o fluido que escoia internamente a ele.

O fluxo de calor por unidade de área devido a convecção é derivado da lei de Newton do resfriamento (ÇENGEL e GHAJAR, 2011). Sua relação é mostrada na Equação 6:

$$\dot{q}_c = h \cdot (T - T_\infty) \quad (6)$$

Onde:

$\dot{q}_c$ é o fluxo calor perdido por convecção [W/m²];

h é o coeficiente de transferência de calor por convecção [W/m²·K];

T é a temperatura da superfície da peça [K]; e

T_∞ é a temperatura do ar ambiente suficientemente longe da superfície [K].

O coeficiente de transferência de calor por convecção h não se trata de uma propriedade do fluido. Este é um parâmetro determinado experimentalmente, cujo valor depende de todas as variáveis que influenciam a convecção, como a geometria da superfície, natureza do movimento do fluido, propriedades do fluido e velocidade da massa de fluido (ÇENGEL e GHAJAR, 2011). É comum obter o coeficiente de transferência de calor h através do número adimensional conhecido como número de Nusselt³ (Nu), o qual é definido conforme a Equação 7:

$$Nu = \frac{h \cdot L_c}{k} \quad (7)$$

Onde:

L_c é o comprimento característico [m]; e

k é a condutividade térmica do fluido [W/m·K].

³ O número de Nusselt é assim chamado em homenagem ao engenheiro alemão Wilhelm Nusselt (1882-1957), que trouxe contribuições importantes para a transferência de calor por convecção na primeira metade do século XX (ÇENGEL e GHAJAR, 2011).

No caso de tubos, o comprimento característico é o diâmetro interno ao se considerar a transferência de calor com o ambiente interno e o diâmetro externo ao se considerar a transferência de calor com o ambiente externo.

O número de Nusselt representa o aumento da transferência de calor através da camada de fluido como resultado da convecção em relação à condução do mesmo fluido em toda a camada. Quanto maior for o número de Nusselt, mais eficaz é a convecção (ÇENGEL e GHAJAR, 2011). Ele, que é obtido experimentalmente, é função de outros números adimensionais como o número de Prandtl, o número de Reynolds, o fator de atrito e o número de Rayleigh.

O número de Prandtl⁴ (Pr) é a razão entre a taxa de difusão viscosa e a taxa de difusão térmica. Tal número é dado segundo a Equação 8:

$$Pr = \frac{\mu \cdot c_p}{k} \quad (8)$$

Onde:

μ é a viscosidade dinâmica do fluido [Pa·s]; e

c_p é o calor específico do fluido [J/kg·K].

O número de Reynolds⁵ (Re), por sua vez, é a razão entre as forças inerciais e as forças viscosas que atuam no fluido. Tal número é obtido segundo a Equação 9:

$$Re = \frac{\rho \cdot V \cdot L_c}{\mu} \quad (9)$$

Onde:

ρ é a densidade do fluido [kg/m³]; e

V é a velocidade média de escoamento do fluido [m/s].

⁴ O número de Prandtl é assim chamado em homenagem ao físico alemão Ludwig Prandtl (1875-1953), que introduziu o conceito de camada limite em 1904 e fez contribuições importantes para essa teoria e para a área da aeronáutica (ÇENGEL e GHAJAR, 2011).

⁵ O número de Reynolds é assim chamado em homenagem ao engenheiro e físico inglês Osborn Reynolds (1842-1912), que é conhecido por seu trabalho nos campos da hidráulica e da hidrodinâmica (ÇENGEL e GHAJAR, 2011).

O número de Reynolds é utilizado para determinar se o escoamento é laminar (liso e ordenado) ou se é turbulento (caótico). No caso de tubos lisos, estes têm escoamento completamente turbulentos para números de Reynolds maiores que 10.000 (ÇENGEL e GHAJAR, 2011).

O fator de atrito (f) é um número adimensional que é utilizado para calcular a perda de carga em uma tubulação devido às forças de atrito. Para tubos lisos, o fator de atrito de um escoamento turbulento pode ser determinado a partir da primeira equação explícita de Petukhov (1970 apud ÇENGEL e GHAJAR, 2011), que é dada pela Equação 10:

$$f = [0,790 \cdot \ln(Re) - 1,64]^{-2} \quad (10)$$

No caso de convecção forçada interna em tubos lisos com escoamento interno turbulento, com Re entre 3.000 e 5×10^6 e Pr entre 0,5 e 2.000, o valor de Nu pode ser determinado com boa precisão utilizando-se a equação de Gnielinski (1976 apud ÇENGEL e GHAJAR, 2011) que é mostrada na Equação 11:

$$Nu = \frac{(f/8) \cdot (Re - 1.000) \cdot Pr}{1 + 12,7 \cdot (f/8)^{0,5} \cdot (Pr^{2/3} - 1)} \quad (11)$$

Na utilização desta equação, todas as propriedades devem ser avaliadas na temperatura média da massa de fluido, que é a média aritmética das temperaturas médias do fluido na entrada e na saída do tubo.

O número de Rayleigh⁶ (Ra), por sua vez, está associado com os fluxos conduzidos por empuxo, também conhecidos como convecção livre ou convecção natural. Seu valor pode ser visto como a razão entre as forças de flutuação e o produto das difusividades térmicas e de quantidade de movimento. A Equação 12 mostra tal relação:

$$Ra = \frac{g \cdot \beta \cdot (T - T_{\infty}) \cdot L_c^3 \cdot \rho^2 \cdot c_p}{\mu \cdot k} \quad (12)$$

⁶ O número de Reynolds é assim chamado em homenagem ao físico inglês John William Strutt, o Lord Rayleigh (1842-1919), ganhador do Prêmio Nobel de Física de 1904 pelo descobrimento do argônio (ÇENGEL e GHAJAR, 2011).

Onde:

g é a aceleração gravitacional [m/s^2]; e

β é o coeficiente de expansão volumétrica [K^{-1}].

Para convecção natural sobre a superfície de um tubo horizontal, com valores de Ra menores ou iguais a 10^{12} , o valor de Nu pode ser determinado utilizando a equação de Churchill e Chu (1975 apud ÇENGEL e GHAJAR, 2011) que é mostrada na Equação 13:

$$Nu = \left\{ 0,6 + \frac{0,387 \cdot Ra^{1/6}}{[1 + (0,559/Pr)^{9/16}]^{8/27}} \right\}^2 \quad (13)$$

O fluxo de calor por unidade de área devido a radiação é derivado da lei de Stefan-Boltzman (ÇENGEL e GHAJAR, 2011). Sua relação é mostrada na Equação 14:

$$\dot{q}_r = \varepsilon \cdot \sigma \cdot (T^4 - T_\infty^4) \quad (14)$$

Onde:

$\dot{q}_r$ é o fluxo de calor perdido por radiação [W/m^2];

ε é a emissividade da superfície [adimensional];

$\sigma = 5,670 \times 10^{-8}$ é a constante de Stefan-Boltzman [$\text{W/m}^2 \cdot \text{K}^4$];

T é a temperatura da superfície da peça [K]; e

T_∞ é a temperatura do ar ambiente suficientemente longe da superfície [K].

3 METODOLOGIA

O seguinte capítulo trata das condições de contorno, procedimentos e demais considerações de engenharia adotadas para a realização da análise computacional de soldagem que trata este trabalho - a obtenção do gradiente de temperatura de um processo de soldagem de tubo em operação. O modelo computacional proposto simula um processo de soldagem em operação em um tubo API 5L X70. O mesmo foi baseado no modelo físico (parâmetros de soldagem, condições de contorno, materiais e geometria) do trabalho experimental de Pereira, Buschinelli e Kejelin (2013), amostra 1G. A simulação computacional foi realizada no *software* ANSYS® *workbench* 18.0. As atividades desenvolvidas neste trabalho foram realizadas no Laboratório de simulação do bloco Laboratório de Engenharias II da Universidade Federal Rural do Semi-Árido – UFERSA, campus Mossoró.

3.1 Parâmetros de soldagem

A soldagem realizada na amostra 1 G do trabalho de Pereira, Buschinelli e Kejelin (2013) foi uma soldagem GMAW-P (MIG/MAG em corrente pulsada), semiautomática, exógena, empurrando a poça e de simples passe. Os parâmetros de soldagem utilizados na simulação são descritos na Tabela 03.

Tabela 03 – Parâmetros de soldagem utilizados

Nº	PARÂMETROS	VALORES	UNIDADES
1	Corrente	150	A
2	Tensão	27,4	V
3	Velocidade de soldagem	5	mm s ⁻¹
4	Energia de soldagem	822	J mm ⁻¹
5	Pressão ambiente (externa)	1	atm
6	Energia líquida de soldagem	575,4	J mm ⁻¹
7	Raio do arco de contato	1,5	Mm
8	Área do arco de contato	7,07	mm ²
9	Densidade superficial de fluxo de calor	203,506	W mm ⁻²
10	Comprimento da soldagem	120	Mm
11	Tempo da soldagem	24	S
12	Vazão do fluido de trabalho	40	L min ⁻¹
13	Pressão do fluido de trabalho (interna)	5	Bar
14	Rendimento do arco	0,35	-

Fonte: Adaptado de PEREIRA, BUSCHINELLI e KEJELIN (2013).

No software ANSYS® *workbench* 18.0 não é possível inserir os valores de tensão e corrente diretamente, sendo a densidade superficial de fluxo de calor o valor utilizado para representar o calor fornecido à peça durante a soldagem.

Uma vez que o valor do raio do arco de contato não foi explicitado pelos autores, este foi adotado baseando-se na ideia que o diâmetro do arco de contato deva ser menor que largura da poça de solda depositada na amostra em questão (aproximadamente 4,52 mm). Foram feitos alguns testes no qual se comparava as dimensões de penetração e largura da poça de solda depositada antes de se chegar ao valor final de 1,5 mm de raio do arco de contato. O valor do raio do arco de contato foi utilizado para o cálculo da densidade superficial de fluxo de calor.

O valor do rendimento do arco (0,35) encontrado pelos autores foi baixo se comparado àqueles determinados por vários autores para o tipo de soldagem em questão (GMAW-P), como por exemplo o valor de 0,702 proveniente do trabalho experimental de Joseph et al. (2003). Entretanto, Pereira, Buschinelli e Kejelin (2013), afirmam que essa menor eficiência na transferência de calor do arco para a peça em uma soldagem em operação é esperada.

3.2 Metodologia da análise computacional

A análise foi realizada no *plugin transient thermal* do ANSYS® *workbench* 18.0. Foi necessário para a simulação em questão adicionar a extensão *moving heat source* versão 4.1.

3.2.1 Material

O material do tubo virtual selecionado para a realização das simulações foi um aço API 5L X70. Suas propriedades termofísicas são mostradas na Tabela 04.

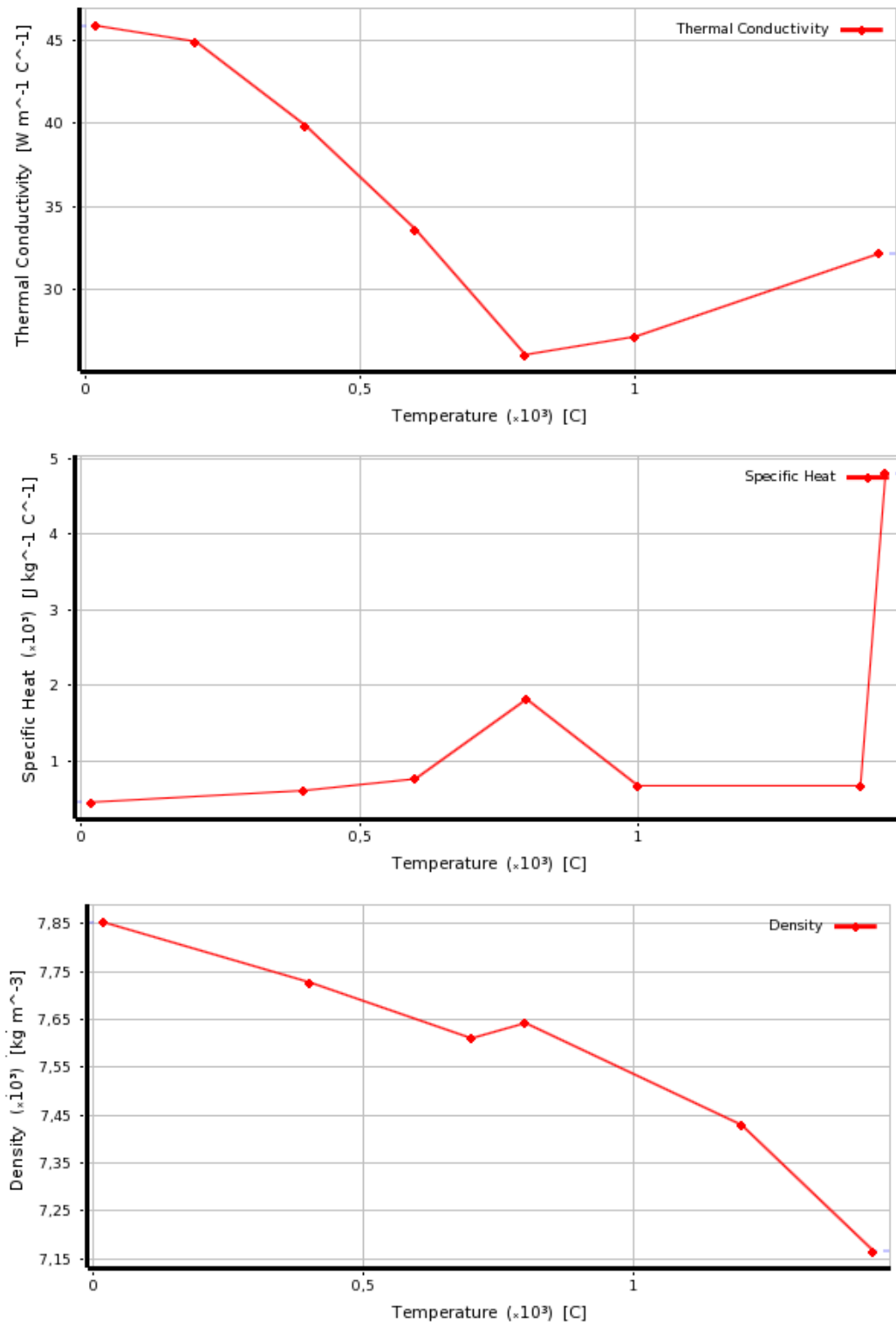
Tabela 04 – Propriedades termofísicas do aço API 5L X70

TEMPERATURA [°C]	CONDUTIVID. TÉRMICA [W m ⁻¹ °C ⁻¹]	CALOR ESPECÍFICO [J kg ⁻¹ °C ⁻¹]	DENSIDADE [kg m ⁻³]
18	45,91	461,54	7853,19
200	44,95	-	-
400	39,87	615,38	7727,66
600	33,61	769,23	-
700	-	-	7610,64
800	26,04	1823	7642,55
1000	27,13	680	-
1200	-	-	7429,79
1400	-	680	-
1445	32,16	4807,69	7165,96

Fonte: Adaptado de FOROUZAN et al. (2011).

A criação do material virtual foi realizada na biblioteca *Engineering Data* presente no *software* em questão, na qual foram plotados os dados presentes na Tabela 04. Os perfis das propriedades deste material são mostrados na Figura 06.

Figura 06 – Perfis das propriedades do aço API 5L X70 criado no ANSYS® *workbench* 18.0

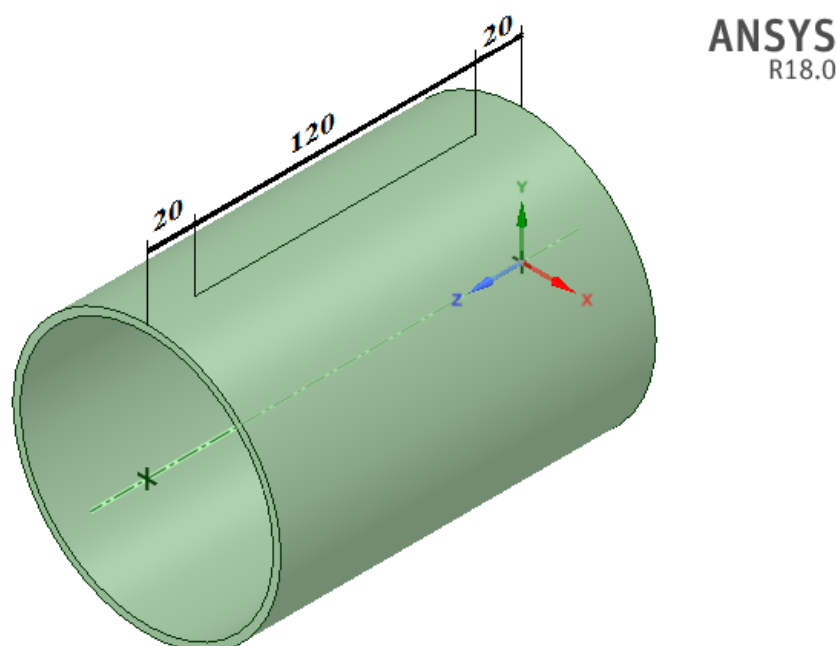


Fonte: Autoria própria (2020).

3.2.2 Geometria

A Figura 07 mostra o corpo de prova desenhado no *software* em questão. Este corpo de prova virtual representa um tubo de 4,5” de diâmetro externo, espessura de parede de 3,2 mm e comprimento total de 160 mm. O caminho que a solda percorreu tem 120 mm de comprimento e este se encontra na superfície externa do tubo, ao longo de sua direção longitudinal (direção Z) e a 20 mm de distância de cada uma das bordas do tubo.

Figura 07 – Corpo de prova desenhado no *software* (dimensões em mm)



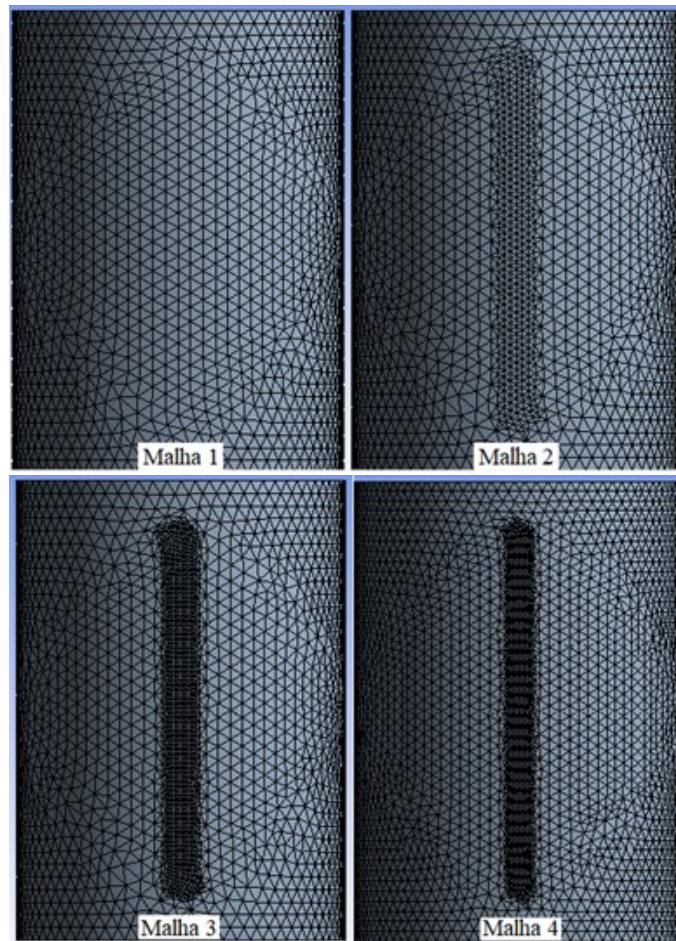
Fonte: Autoria própria (2020).

3.2.3 Malha

Para a geração da malha foi utilizado o método de refino de malha no caminho da solda, criando assim uma malha extra e mais refinada no cordão de solda.

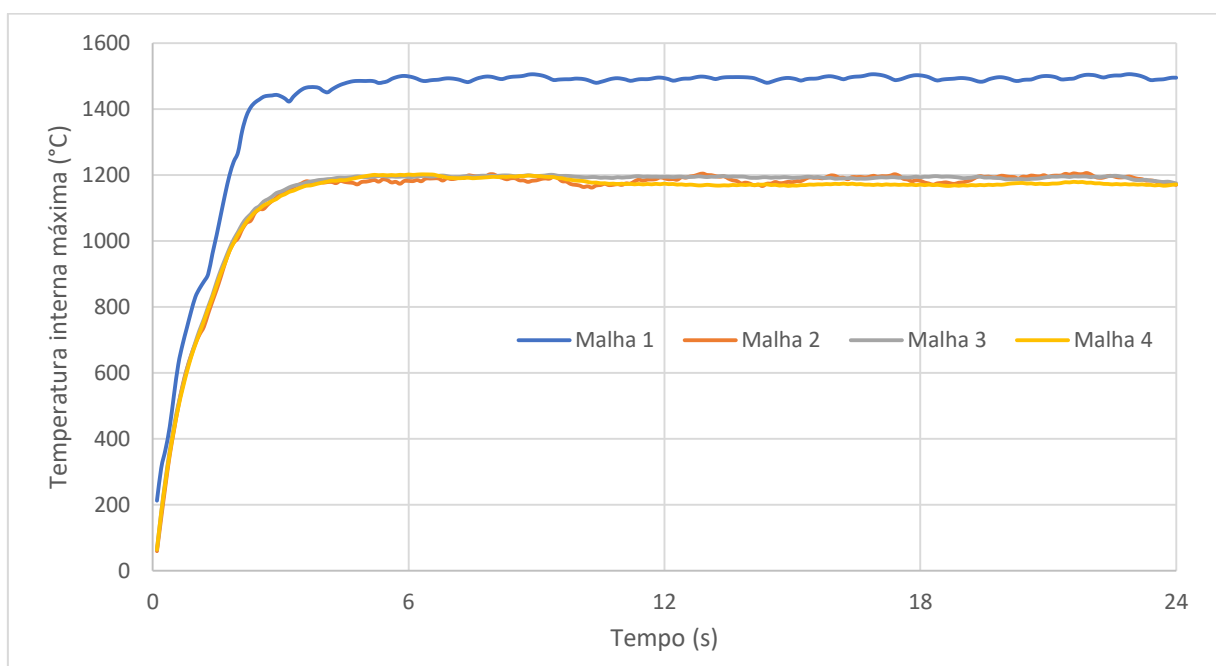
Antes de chegar à malha utilizada houveram testes a fim de encontrar uma convergência de resultados. O parâmetro analisado para avaliar esta convergência foi a temperatura máxima da parede interna do tubo durante o processo de soldagem. A malha foi sendo refinada progressivamente até que o valor desse parâmetro convergisse. A Figura 08 mostra alguma das malhas utilizadas para a análise de convergência, enquanto que o Gráfico 01 mostra os perfis da temperatura máxima obtida em função do tempo de soldagem para cada uma destas malhas, feito no *software* Excel.

Figura 08 – Malhas empregadas para convergência de resultados



Fonte: Autoria própria (2020).

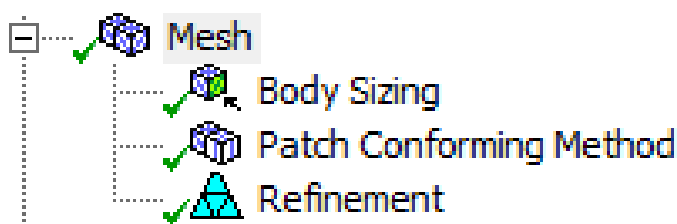
Gráfico 01 – Perfis da temperatura interna máxima em função do tempo para cada malha



Fonte: Autoria própria (2020).

A diferença de temperatura entre as malhas 3 e 4 teve valor médio menor que 14 °C, o que equivale a aproximadamente 1,24% de erro, indicando-nos, para o estudo em questão, uma boa convergência. Assim, a malha utilizada para a simulação foi a malha 4. Esta possui 96.036 nós e 55.757 elementos. A criação da malha consistiu na rotina mostrada na Figura 09.

Figura 09 – Rotina para criação da malha



Fonte: Autoria própria (2020).

Body Sizing foi a parcela responsável por definir o tamanho dos elementos do corpo de prova (4 mm para a malha em questão). Sua configuração é mostrada na Figura 10.

Figura 10 – Configuração do *Body Sizing*

Details of "Body Sizing" - Sizing	
☐ Scope	
Scoping Method	Geometry Selection
Geometry	1 Body
☐ Definition	
Suppressed	No
Type	Element Size
☐ Element Size	4, mm
☐ Advanced	
☐ Defeature Size	Default
Behavior	Soft

Fonte: Autoria própria (2020).

Patch Conforming Method tem por finalidade patronizar o formato dos elementos da malha gerada. Para esta simulação foi escolhido elementos com forma de tetraedros (*Tetrahedrons*), o qual, com base na literatura, é o mais comumente utilizado para simulações de soldagem. A Figura 11 mostra sua configuração.

Figura 11 – Configuração do *Patch Conforming Method*

Details of "Patch Conforming Method" - Method		
[-] Scope		
Scoping Method	Geometry Selection	
Geometry	1 Body	
[-] Definition		
Suppressed	No	
Method	Tetrahedrons	
Algorithm	Patch Conforming	
Element Order	Use Global Setting	

Fonte: Autoria própria (2020).

Refinement foi a parcela responsável pelo refino no caminho da solda (refino número 3 para a malha em questão). Sua configuração é mostrada na Figura 12.

Figura 12 – Configuração do *Refinement*

Details of "Refinement" - Refinement		
[-] Scope		
Scoping Method	Geometry Selection	
Geometry	1 Edge	
[-] Definition		
Suppressed	No	
☐ Refinement	3	

Fonte: Autoria própria (2020).

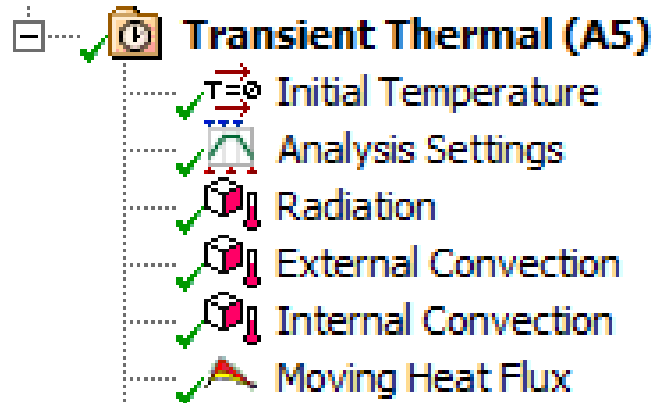
3.2.4 Condições de contorno

Por se tratar de um processo térmico, as condições de contorno computacionais consideradas foram as transferências de calor existentes no processo. As trocas de calor inseridas na simulação foram:

- a parcela de calor cedida ao tubo pela fonte externa (arco de solda);
- o calor cedido pelo tubo ao seu meio externo (ar parado com pressão de 1 atm) por convecção natural e por radiação (temperatura ambiente de 22 °C);
- e o calor cedido pelo tubo ao seu meio interno (água com vazão de 40 L/min e pressão de 5 bar) por convecção forçada.

A parcela de condução de calor ao longo do tubo já é automaticamente calculada pelo software, segundo as propriedades do material plotadas conforme item 4.1. Assim, as condições de contorno utilizadas na simulação são mostradas na Figura 13.

Figura 13 – Condições de contorno da simulação



Fonte: Autoria própria (2020).

Initial Temperature foi a parcela responsável por definir a temperatura inicial do sistema. Uma vez que tal valor não foi referido no trabalho de Pereira, Buschinelli e Kejelin (2013), o mesmo foi tomado como o valor padrão do programa, o qual é de 22 °C. Sua configuração é mostrada na Figura 14.

Figura 14 – Configuração do *Initial Temperature*

Details of "Initial Temperature"	
Definition	
Initial Temperature	Uniform Temperature
Initial Temperature Value	22, °C

Fonte: Autoria própria (2020).

Analysis Settings tem por finalidade definir o tempo total da simulação e patronizar o número de *steps* (divisões do tempo total). A simulação foi feita em um único *step* com tempo total de 24 segundos. As demais configurações não foram alteradas. A Figura 15 mostra sua configuração.

Figura 15 – Configuração do *Analysis Settings*

Details of "Analysis Settings"		
[-]	Step Controls	
	Number Of Steps	1,
	Current Step Number	1,
	Step End Time	24, s
	Auto Time Stepping	Program Controlled
	Initial Time Step	0,24 s
	Minimum Time Step	2,4e-002 s
	Maximum Time Step	2,4 s
	Time Integration	On
[+]	Solver Controls	
[+]	Radiosity Controls	
[+]	Nonlinear Controls	
[+]	Output Controls	
[+]	Analysis Data Management	
[+]	Visibility	

Fonte: Autoria própria (2020).

Radiation foi a parcela responsável por definir o calor cedido pelo tudo ao ambiente externo pelo mecanismo de radiação. A temperatura ambiente adotada foi de 22 °C e a emissividade do material foi adotada como uma constante de valor 0,75, valor médio para aço oxidável citado por Polozine (2004). A configuração do *Radiation* é mostrada na Figura 16.

Figura 16 – Configuração do *Radiation*

Details of "Radiation"		
[-]	Scope	
	Scoping Method	Geometry Selection
	Geometry	1 Face
[-]	Definition	
	Type	Radiation
	Correlation	To Ambient
	☐ Emissivity	0,75 (step applied)
	☐ Ambient Temperature	22, °C (step applied)
	Suppressed	No

Fonte: Autoria própria (2020).

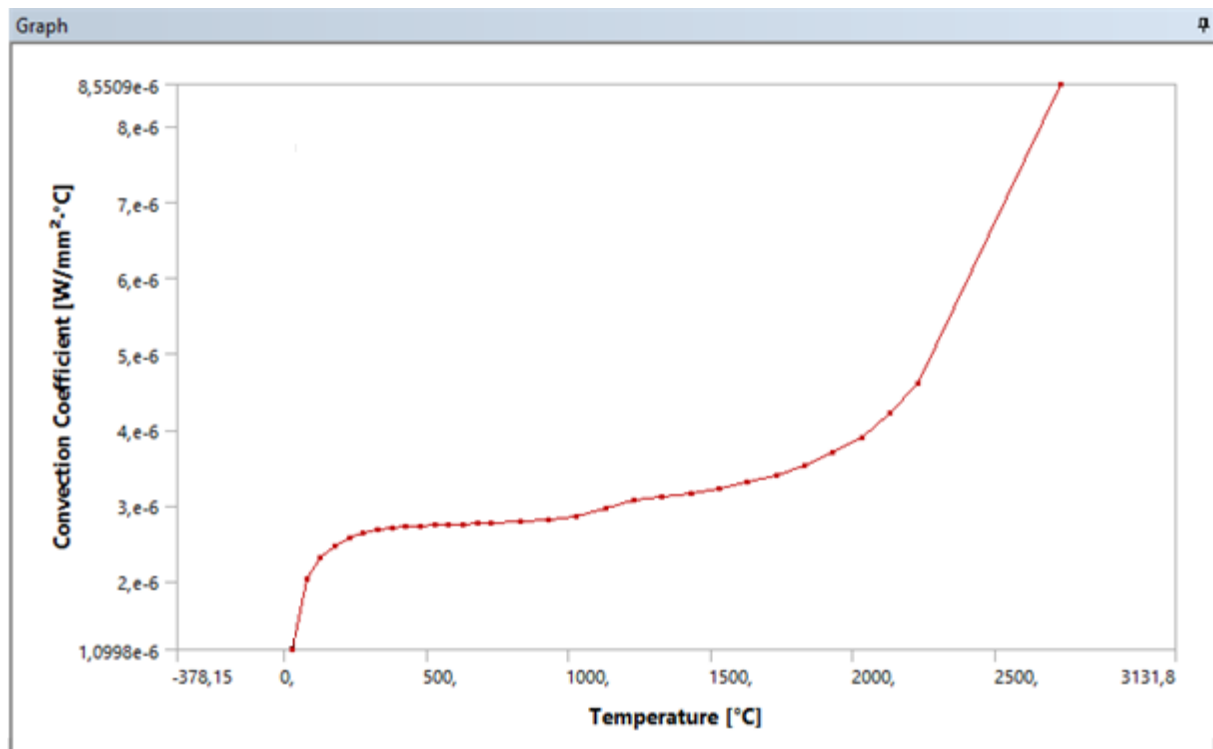
External Convection foi a parcela responsável por definir o calor cedido pelo tudo ao ambiente externo pelo mecanismo de convecção natural. A ambiente foi considerado como ar parado a uma temperatura de 22 °C e pressão de 1 atm. Os valores das propriedades do ar nessas condições foram retirados de Incropera et al. (2008), Tabela A.4 do Apêndice A. As propriedades utilizadas foram a condutividade térmica, a viscosidade dinâmica, o calor específico, a densidade e o coeficiente de expansão volumétrica, todas estas em função da temperatura. As equações utilizadas para encontrar o valor do coeficiente de convecção natural externa foram as Equações 7, 8, 12 e 13, presentes no subitem 2.7.2 deste trabalho. A tabela completa com todos estes valores encontra-se no Apêndice A. A Tabela 05 mostra os valores do coeficiente de convecção natural externa plotados no *software* como função da temperatura. O Gráfico 02 mostra o perfil do coeficiente de convecção natural externa como função da temperatura gerado pelo *software* a partir da Tabela 05. A configuração do *External Convection* é mostrada na Figura 17.

Tabela 05 – Valores do coeficiente de convecção (natural externa) em função da temperatura

Tabular Data		
	Temperature [°C]	☒ Convection Coefficient [W/mm ² ·°C]
1	26,85	1,0998e-006
2	76,85	2,0376e-006
3	126,85	2,3214e-006
4	176,85	2,4708e-006
5	226,85	2,5675e-006
6	276,85	2,6312e-006
7	326,85	2,6748e-006
8	376,85	2,7027e-006
9	426,85	2,7232e-006
10	476,85	2,7338e-006
11	526,85	2,7411e-006
12	576,85	2,7442e-006
13	626,85	2,7515e-006
14	676,85	2,7569e-006
15	726,85	2,7648e-006
16	826,85	2,7829e-006
17	926,85	2,8009e-006
18	1026,8	2,8435e-006
19	1126,8	2,9553e-006
20	1226,8	3,0698e-006
21	1326,8	3,1076e-006
22	1426,8	3,1671e-006
23	1526,8	3,2255e-006
24	1626,8	3,3033e-006
25	1726,8	3,4026e-006
26	1826,8	3,5197e-006
27	1926,8	3,6925e-006
28	2026,8	3,9016e-006
29	2126,8	4,2125e-006
30	2226,8	4,6086e-006
31	2726,8	8,5509e-006
*		

Fonte: Autoria própria (2020).

Gráfico 02 – Perfil do coeficiente de convecção de calor natural externa como função da temperatura criado no ANSYS® *workbench* 18.0



Fonte: Autoria própria (2020).

Figura 17 – Configuração do *External Convection*

Details of "External Convection"	
[-] Scope	
Scoping Method	Geometry Selection
Geometry	1 Face
[-] Definition	
Type	Convection
Film Coefficient	Tabular Data
Coefficient Type	Average Film Tempera...
☐ Ambient Temperature	22, °C (step applied)
Convection Matrix	Program Controlled
Suppressed	No
Edit Data For	Film Coefficient
[-] Tabular Data	
Independent Variable	Temperature
[-] Graph Controls	
X-Axis	Temperature

Fonte: Autoria própria (2020).

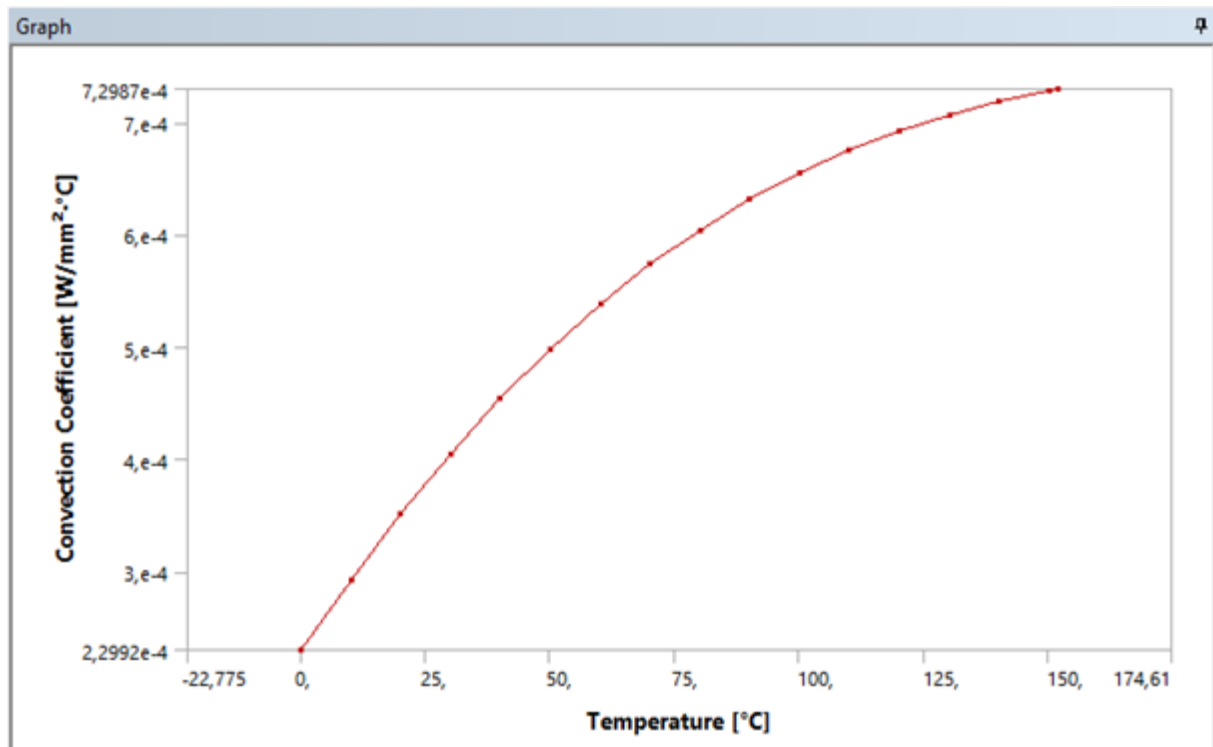
Internal Convection foi a parcela responsável por definir o calor cedido pelo tudo ao ambiente interno pelo mecanismo de convecção forçada. Dentro do tubo circulava água com uma vazão de 40 L/min, com uma temperatura inicial de 22 °C e pressão de 5 bar. Os valores das propriedades da água nessas condições foram retirados das tabelas digitais do *National Institute of Standards and Technology – NIST* (NIST, 2019). As propriedades utilizadas foram a condutividade térmica, a viscosidade dinâmica, o calor específico e a densidade, todas estas em função da temperatura. As equações utilizadas para encontrar o valor do coeficiente de convecção forçada interna foram as Equações 7, 8, 9, 10 e 11, presentes no subitem 2.7.2 deste trabalho. A tabela completa com todos estes valores encontra-se no Apêndice B. A Tabela 06 mostra os valores do coeficiente de convecção forçada interna plotados no *software* como função da temperatura. O Gráfico 03 mostra o perfil do coeficiente de convecção forçada interna como função da temperatura gerado pelo *software* a partir da Tabela 06. A configuração do *Internal Convection* é mostrada na Figura 18.

Tabela 06 – Valores do coeficiente de convecção (forçada interna) em função da temperatura

Tabular Data		
	Temperature [°C]	☒ Convection Coefficient [W/mm ² .°C]
1	0,	2,2992e-004
2	10,	2,9273e-004
3	20,	3,5093e-004
4	30,	4,0467e-004
5	40,	4,5385e-004
6	50,	4,9835e-004
7	60,	5,3817e-004
8	70,	5,7345e-004
9	80,	6,0442e-004
10	90,	6,3139e-004
11	100,	6,5469e-004
12	110,	6,7468e-004
13	120,	6,9172e-004
14	130,	7,0613e-004
15	140,	7,1821e-004
16	150,	7,2824e-004
17	151,83	7,2987e-004
*		

Fonte: Autoria própria (2020).

Gráfico 03 – Perfil do coeficiente de convecção de calor forçada interna como função da temperatura criado no ANSYS® *workbench* 18.0



Fonte: Autoria própria (2020).

Figura 18 – Configuração do *Internal Convection*

Details of "Internal Convection"	
Scope	
Scoping Method	Geometry Selection
Geometry	1 Face
Definition	
Type	Convection
Film Coefficient	Tabular Data
Coefficient Type	Average Film Tempera...
☐ Ambient Temperature	22, °C (step applied)
Convection Matrix	Program Controlled
Suppressed	No
Edit Data For	Film Coefficient
Tabular Data	
Independent Variable	Temperature
Graph Controls	
X-Axis	Temperature

Fonte: Autoria própria (2020).

A condição de contorno *Moving Heat Flux* foi a parcela responsável por definir a parcela de calor cedido ao tubo pela fonte externa (arco de solda). Além da densidade superficial de fluxo de calor e do raio do arco de contato, é necessário informar o caminho que a fonte de calor vai percorrer e sua velocidade, o ponto e o instante iniciais, bem como o instante final. A configuração do *Moving Heat Flux* é mostrada na Figura 19.

Figura 19 – Configuração do *Moving Heat Flux*

Details of "Moving Heat Flux"	
[-] Geometry	
Scoping Method	Geometry Selection
Geometry	1 Face
[-] Path	
Scoping Method	Geometry Selection
Geometry	1 Edge
[-] Start Point	
Scoping Method	Geometry Selection
Geometry	1 Vertex
[-] Definition	
Index	1
First Patch?	Yes
Last Patch?	Yes
Velocity	5 [mm sec ⁻¹]
Radius of the Beam	1,5 [mm]
Source Power Intensity	203,506 [W mm ⁻¹ mm ⁻¹]
Start Time	0 [sec]
End Time	24 [sec]
Number of Segments	240
Minimum Steps for Cooling Phase	0
Material Removal	No
Melting Temperature	1500 [C]

Fonte: Autoria própria (2020).

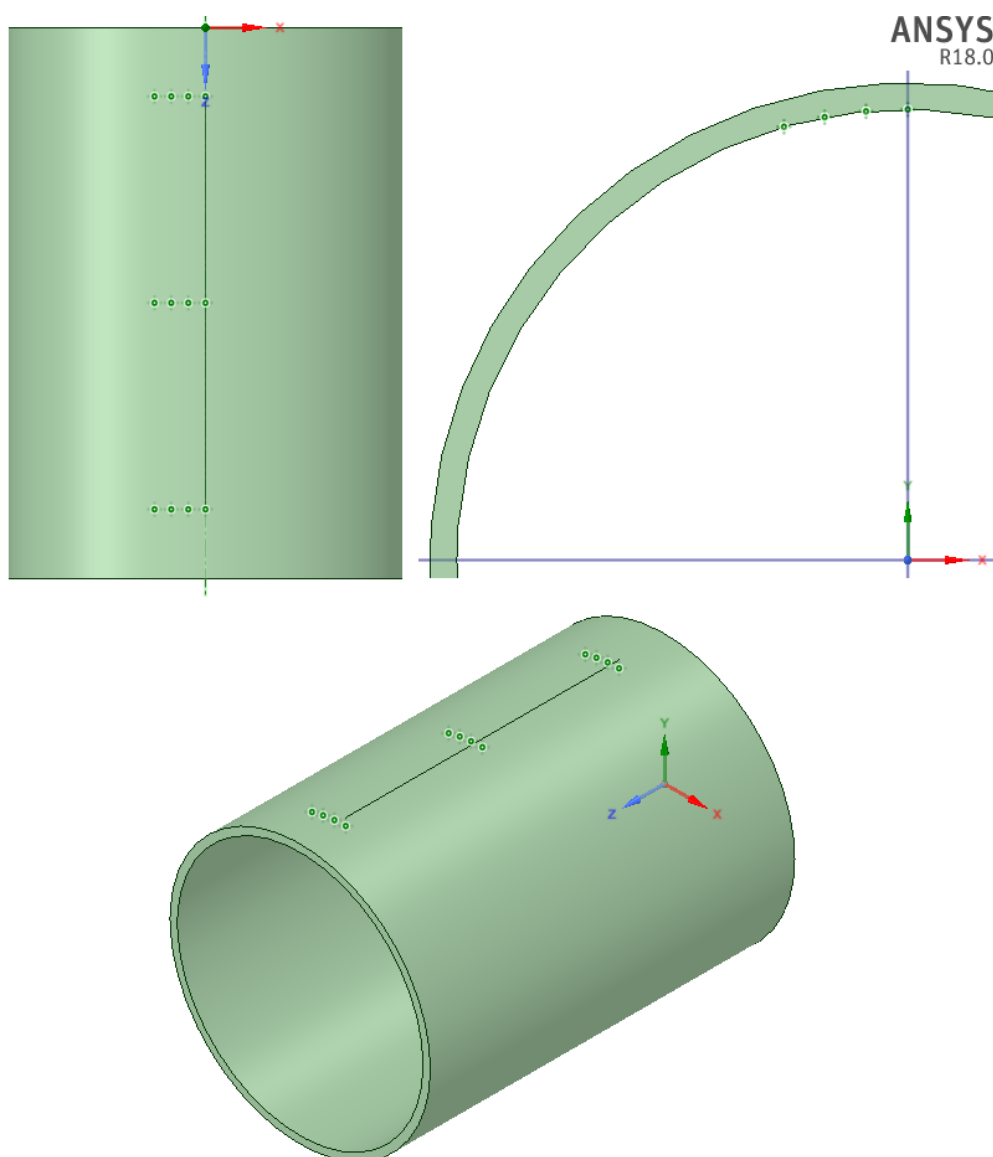
Os valores de *Velocity* (Velocidade de soldagem), *Radius of the Beam Source* (Raio do arco de contato), *Power Intensity* (Densidade de fluxo superficial de calor) e *End Time* (Tempo de soldagem) são oriundos da Tabela 03.

3.2.5 Método para medição pontual de temperatura computacional

Para a medição pontual de temperatura, foi necessário criar pontos de medição (termopares virtuais). A criação destes pontos se deu através do desenho destes em posições específicas ao longo do tubo e da inserção da opção *Temperature Probe*, para cada um dos pontos, como uma das saídas da simulação.

As localizações destes pontos foram escolhidas visando a obtenção dos valores mais relevantes de temperatura para este tipo de processo de soldagem. Assim, foram adotados 3 grupos de pontos localizados ao longo da superfície interna do tubo. O primeiro grupo de pontos foi colocado no início do cordão de solda, enquanto que o segundo e terceiro grupos foram colocados no meio e no final do cordão de solda, respectivamente. Cada grupo conteve 4 pontos, sendo estes igualmente espaçados ao longo da circunferência interna do tubo, estando localizados no centro do cordão de solda, a uma distância circunferencial de 5 mm, de 10 mm e de 15 mm deste centro. A Figura 20 ilustra a posição destes pontos de medição no corpo de prova virtual. Em cima a vista superior (à esquerda) e a vista frontal (à direita) e em baixo a vista isométrica.

Figura 20: Localização das medições pontuais de temperatura computacional



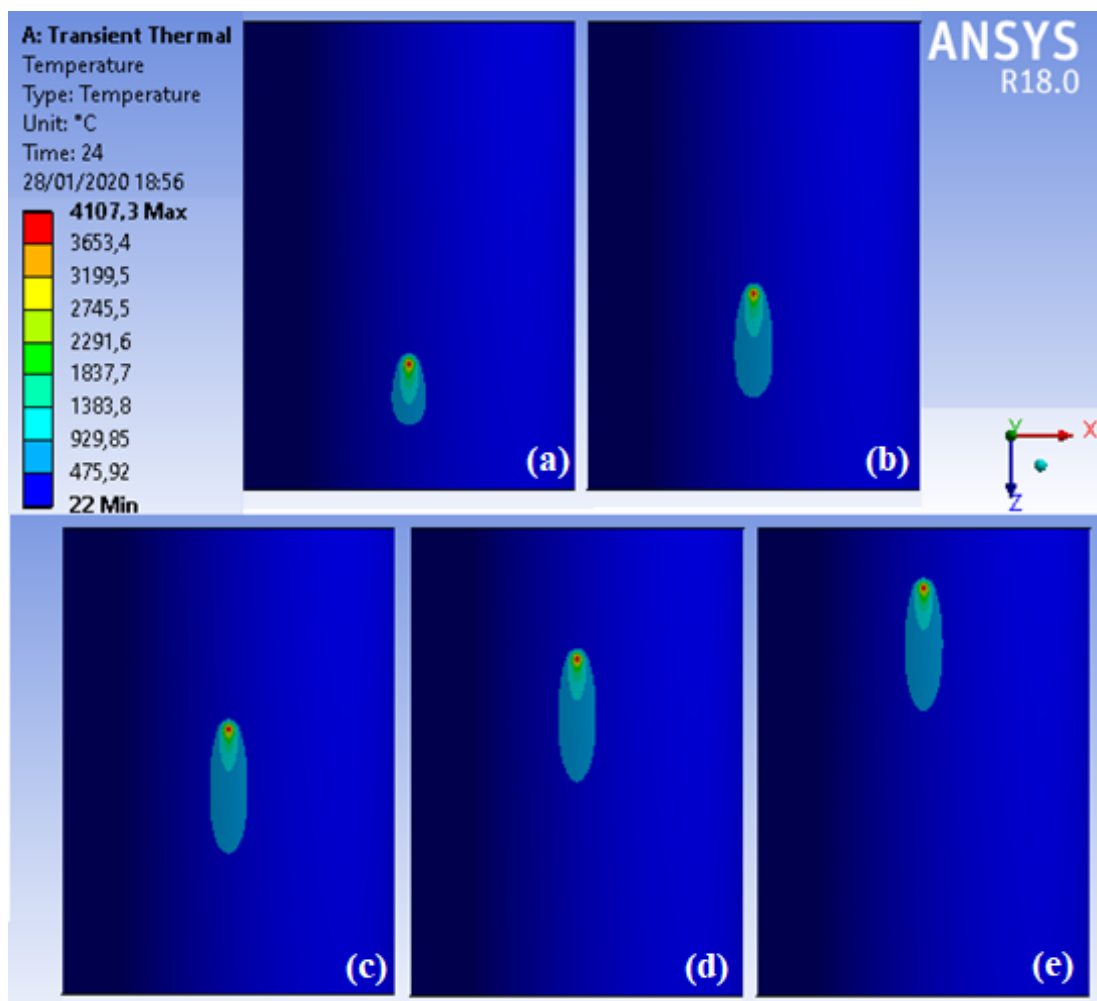
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

O seguinte tópico apresenta os resultados obtidos pela simulação computacional do processo de soldagem em operação em um tubo API 5L X70, realizado no ANSYS® *workbench* 18.0. Os resultados numéricos da simulação foram comparados com os resultados experimentais de Pereira, Buschinelli e Kejelin (2013).

4.1 Deslocamento da fonte de calor e temperatura máxima obtida

A simulação obtida para as condições de contorno adotadas neste trabalho é mostrada Figura 21 (vista superior do tubo).

Figura 21 – Simulação do deslocamento da fonte de calor ao longo do tempo. Instantes de tempo de 4,8 s (a), 9,6 s (b), 14,4 s (c), 19,2 s (d) e 24 s (e)



Fonte: Autoria própria (2020).

A simulação do deslocamento da fonte de calor foi executada com êxito, uma vez que foi possível simular tal deslocamento de acordo com o esperado, segundo o que foi proposto.

Uma vez que a temperatura de início da transição sólido – líquido do aço API 5L X70 é algo em torno de 1440 °C (NÓBREGA et al., 2016), é observável que a simulação possibilitou a fundição deste aço, dado que a temperatura máxima alcançada foi de 4107,3 °C. O trabalho de Pereira, Buschinelli e Kejelin (2013) não traz valor de temperatura máxima alcançada, entretanto, para a amostra em questão, a fundição localizada do tubo foi observada.

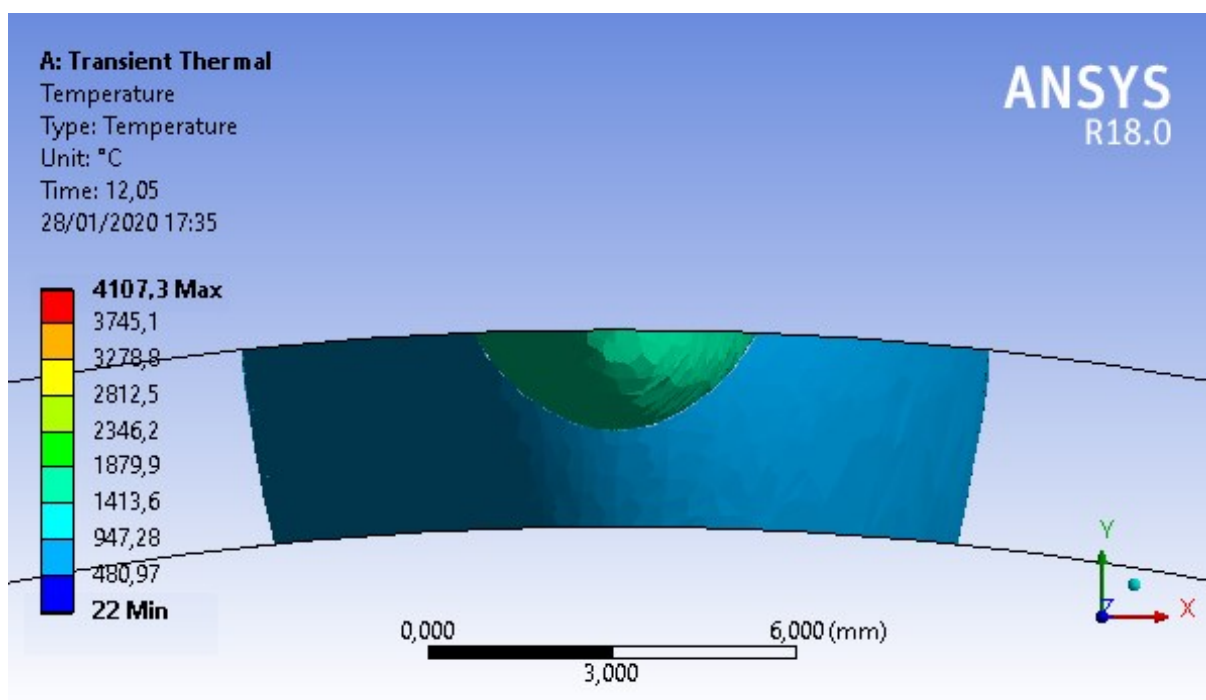
4.2 Formato da poça de solda e extensão da ZAC

Com base na temperatura de fusão do aço API 5L X70 (1440 °C) e na temperatura até onde há a formação da ZAC é possível encontrar na simulação o formato da poça de fusão e da extensão da ZAC, respectivamente

Esta segunda temperatura foi mostrada por Anna (2006) como sendo 500 °C para o aço API 5L X65 em um processo de soldagem a arco elétrico de passe único, o que é o valor encontrado na literatura mais próximo ao do aço aqui estudado. Tomando como base a temperatura de recristalização, tal valor é condizente com o exposto por Callister e Rethwisch (2010), os quais afirmam que esta deve estar entre 1/3 e 1/2 da temperatura de fusão (entre 480 °C e 720 °C para o aço em questão).

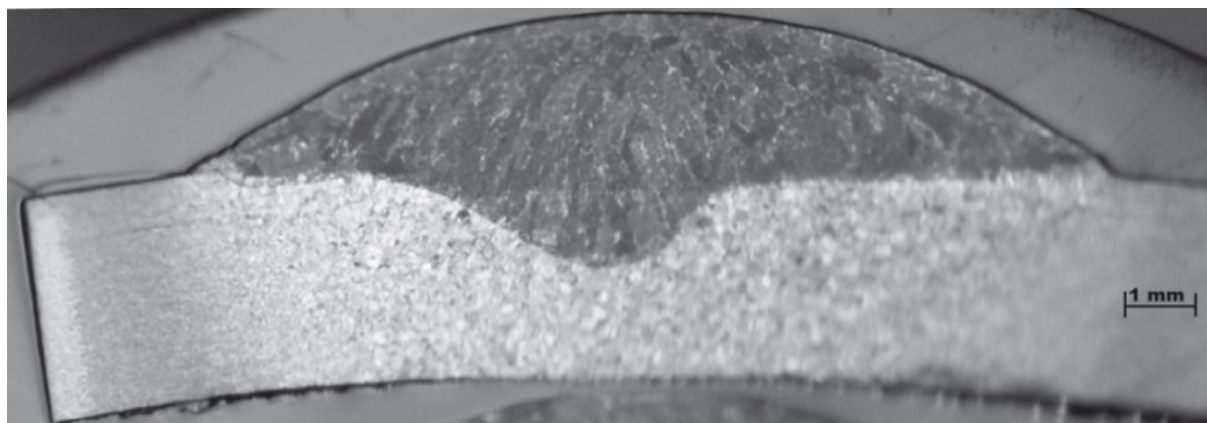
Os formatos da poça de fusão e da ZAC são mostrados na Figura 22. A Figura 23, por sua vez, mostra macrografia da amostra 1G do trabalho experimental de Pereira, Buschinelli e Kejelin (2013).

Figura 22 – Geometria da poça de fusão (em tom esverdeado) e da ZAC (em tom azulado) virtuais obtidas



Fonte: Autoria própria (2020).

Figura 23 – Macrografia da poça de fusão experimental obtida.



Fonte: PEREIRA, BUSCHINELLI e KEJELIN (2013).

A penetração da poça de solda simulada apresentou valor aproximado de 1,62 mm. Tal valores obtidos no trabalho de Pereira, Buschinelli e Kejelin (2013) foi de aproximadamente 1,58 mm. O erro percentual aproximado para esta medição foi de 2,53%. Este erro pode ter origem na escolha do raio do arco de contato, o qual poderia ser melhor aproximado. Outro possível motivo que contribuiu para este erro pode estar na diferença (mesmo que sutil) entre a

temperatura de fusão do material utilizado no trabalho experimental e a apresentada na literatura, a qual foi adotada nesta simulação.

A largura da poça de solda simulada apresentou valor aproximado de 4,64 mm. O valor experimental não é expresso no trabalho de Pereira, Buschinelli e Kejelin (2013). Entretanto, pela imagem metalográfica da amostra em questão tal valor está próximo a 4,52 mm, refletindo em um erro percentual aproximado de 2,65%.

A largura da ZAC simulada por sua vez foi de aproximadamente 13,02 mm. O valor experimental também não é expresso no trabalho de Pereira, Buschinelli e Kejelin (2013). Entretanto, pela imagem metalográfica da amostra em questão tal valor está próximo a 13,19 mm, refletindo em um erro percentual aproximado de 1,29%.

4.3 Temperatura máxima na parede interna do tubo

A temperatura máxima da parede interna do tubo obtida da simulação foi de 1202,4 °C, valor este ligeiramente menor que o medido no experimento de Pereira, Buschinelli e Kejelin (2013), o qual foi 1211 °C. Esta diferença de 8,6 °C reflete em um erro percentual de aproximadamente 0,71%. Este erro também pode ter origem na escolha do raio do arco de contato.

Apesar da temperatura interna obtida ser menor que a temperatura de fusão do material, para ambas as situações, o valor de temperatura máxima da parede interna do tubo foi superior ao valor de 980 °C, o qual é o recomendado pela literatura e por normas de segurança para que não ocorra o risco de perfuração. Assim, com os parâmetros de tensão, corrente e velocidade de soldagem utilizados, esta soldagem não é recomendada.

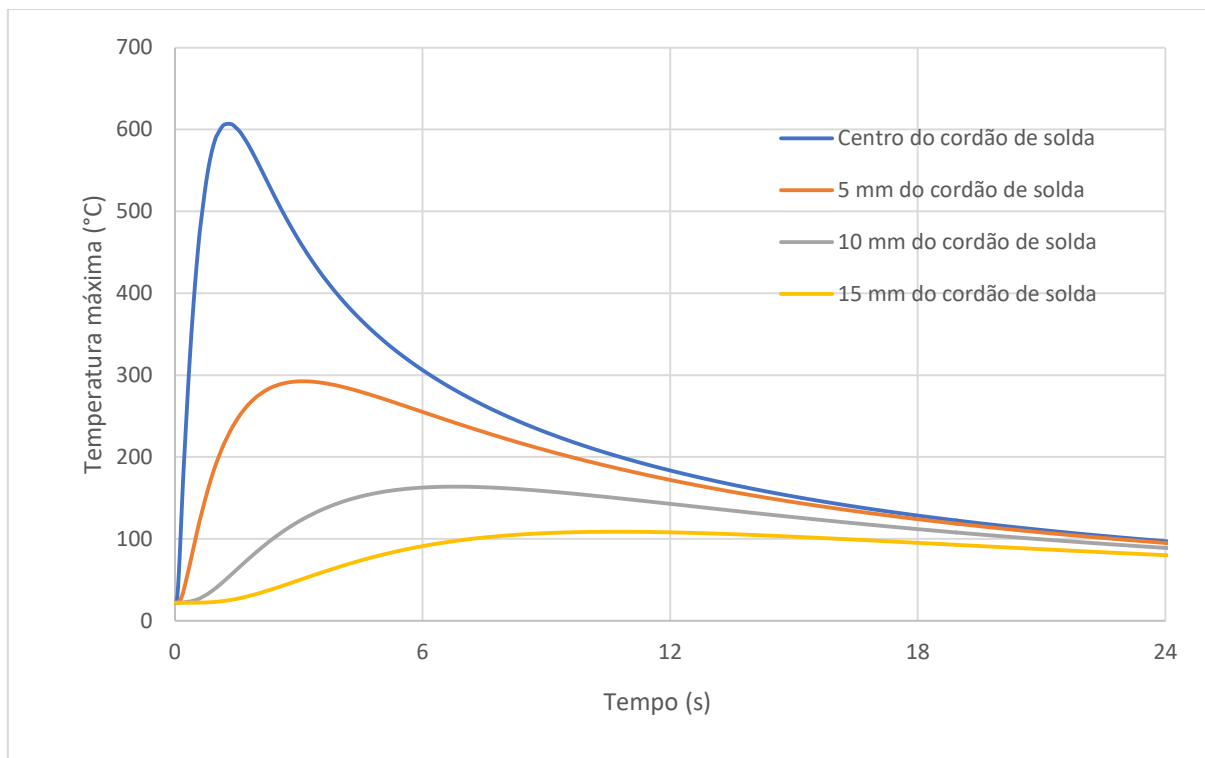
4.4 Medições de temperatura computacional

Após a simulação computacional do deslocamento da fonte de calor, foram retirados os valores de temperatura em função do tempo através dos termopares virtuais discutidos no subitem 3.2.5 da metodologia deste trabalho.

4.4.1 Medição de temperatura no início do cordão de solda

O Gráfico 04 mostra as medições computacionais do primeiro grupo de termopares virtuais, o qual fica localizado no início do cordão de solda.

Gráfico 04 – Ciclo térmico medido computacionalmente no início do cordão de solda



Fonte: Autoria própria (2020).

Analisando o Gráfico 04 podemos notar que a temperatura máxima atingida no início da abertura do arco elétrico (606,92 °C) foi bem inferior à temperatura máxima atingida na parede interna do tubo (1202,4 °C), o que já era esperado devido à menor energia cedida até então à peça nesse ponto. O Gráfico 04 mostra ainda que há um intervalo de tempo transcorrido para que a máxima temperatura deste ponto seja alcançada (1,3 s), o que é esperado devido ao retardo na absorção de energia térmica pelo material.

Foi mostrado também que os 24 segundos de duração do processo de soldagem não foram suficientes para o completo resfriamento do início do cordão de solda. Após a soldagem chegar ao seu final, o começo do cordão de solda ainda se encontrou com uma temperatura de 97,168 °C.

Ao comparar a variação de temperatura do termopar localizado no centro do cordão de solda com os termopares afastados deste, podemos notar um alto gradiente formado.

O termopar afastado a uma distância circunferencial (interna do tubo) de 5 mm mediou uma temperatura máxima de 292,46 °C, o que é inferior a metade da alcançada no centro do cordão de solda. A temperatura máxima deste termopar ocorreu em um intervalo de tempo diferente da temperatura máxima do termopar localizado no centro do cordão de solda, levando

3,125 segundos após a abertura do arco para ser alcançada. Esta diferença se dá devido ao tempo necessário para que o calor seja conduzido do centro do cordão até tal ponto.

Foi notado ainda que a taxa de resfriamento deste termopar em relação ao termopar localizado no centro do cordão de solda mostra-se mais lento. Ao final dos 24 segundos do processo, o termopar registra uma temperatura de 95,037 °C, convergindo com o valor obtido pelo cordão de solda em si.

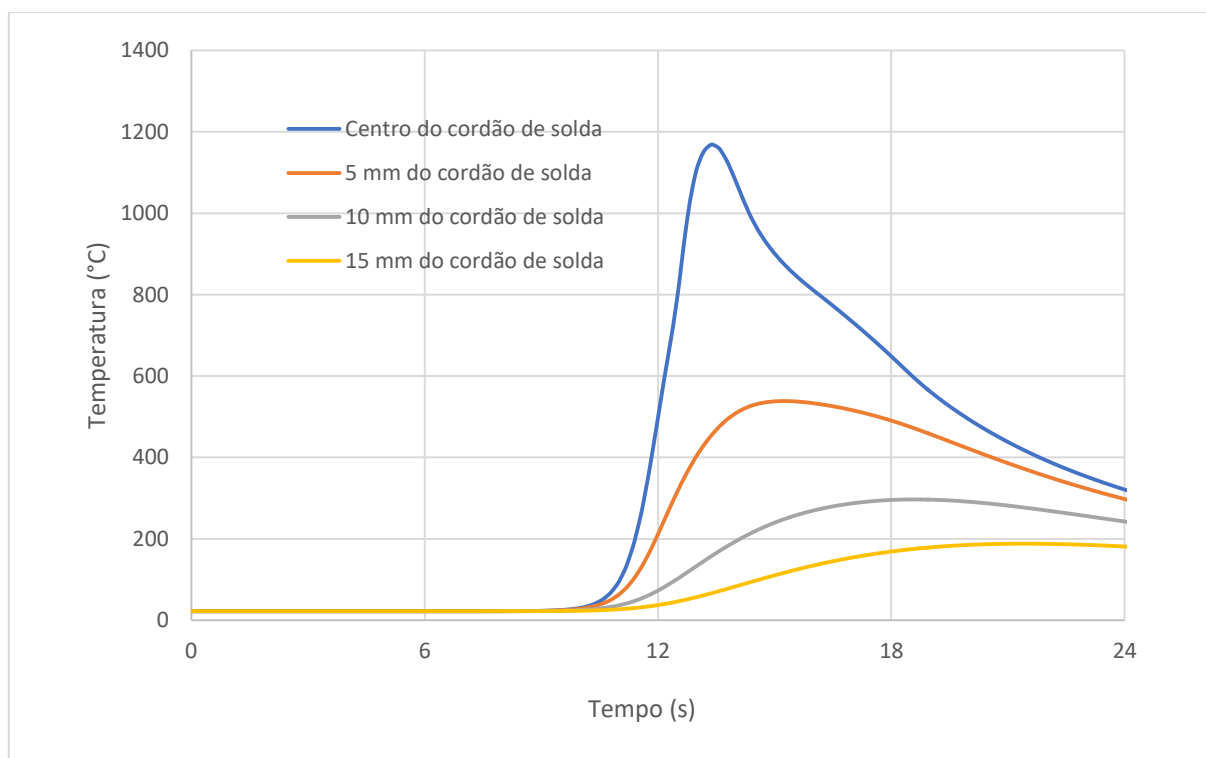
O termopar afastado a uma distância circunferencial de 10 mm levou 6,8 segundos para obter seu pico de temperatura (163,77 °C), registrando uma temperatura de 88,993 °C ao final do processo.

O termopar afastado a uma distância circunferencial de 15 mm, por sua vez, levou 10,6 segundos para obter seu pico de temperatura (108,73 °C) e registra uma temperatura de 80,106 °C ao final do processo.

4.2.2 Medição de temperatura no meio do cordão de solda

O Gráfico 05 mostra as medições computacionais do segundo grupo de termopares virtuais, o qual fica localizado no meio do cordão de solda.

Gráfico 05 – Ciclo térmico medido computacionalmente no meio do cordão de solda



Fonte: Autoria própria (2020).

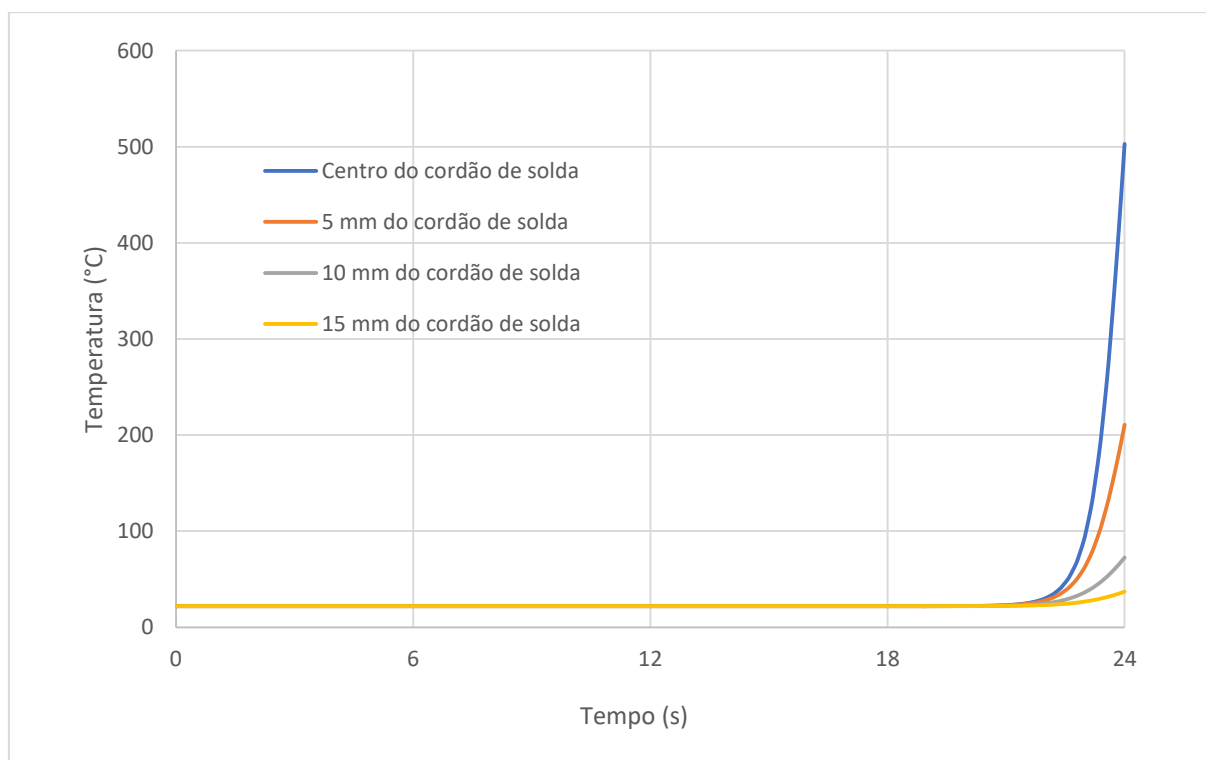
É possível notar que a poça de fusão tem tendência natural de aumentar sua temperatura, saindo de 606,92 °C no início da formação do cordão a 1168,9 °C no meio do caminho do cordão de solda. Este aumento de temperatura no caminhar do cordão de solda é justificável devido ao acúmulo de calor na peça à medida que a fonte de calor vai se deslocando.

O gráfico mostra que todos os termopares que estavam localizados no meio do cordão de solda registraram temperaturas maiores que os termopares localizados no início do cordão. Isso mostra que, além de haver um gradiente de temperatura na direção perpendicular ao cordão de solda, há um gradiente na própria direção do cordão.

4.2.3 Medição de temperatura no final do cordão de solda

O Gráfico 06 mostra as medições computacionais do terceiro grupo de termopares virtuais, o qual fica localizado no final do cordão de solda.

Gráfico 06 – Ciclo térmico medido computacionalmente no final do cordão de solda



Fonte: Autoria própria (2020).

Diferentemente da medição da temperatura no início e no meio do cordão de solda, a medição no final do cordão mostra uma tendência de aumento de temperatura, não havendo um

pico seguido de resfriamento. Isto decorre do fato desta simulação não considerar o tempo após a extinção do arco elétrico.

Outro fato a ser observado é que os valores de máxima temperatura dos termopares no final do cordão de solda foram menores que os dos termopares localizados no início e no meio do cordão. Este fato pode ser justificado porque o termopar no final do cordão ainda estava em fase de aumento de temperatura neste instante de tempo.

5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

5.1 Conclusões

- A presente simulação apresentou resultados numéricos dos campos de temperatura em função do tempo com uma aproximação satisfatória com os dados experimentais utilizados (erros observados menores que 2,65%). Entretanto, uma análise de erros seria necessária para uma correta validação do modelo proposto;
- A poça de fusão do modelo simulado foi encontrada, esta tendo um valor de penetração próximo ao apresentado no trabalho experimental (erro menor que 2,53%). No entanto, não foi possível uma comparação mais precisa com o resultado experimental no que diz respeito a outros aspectos de seu formato.
- A ZAC do modelo simulado foi encontrada, porém não foi possível uma comparação adequada com a ZAC do modelo experimental;
- As equações para determinação dos coeficientes de convecção utilizados neste trabalho se mostraram satisfatórias para este tipo de soldagem;
- A eficiência do método de elementos finitos na simulação de um processo de soldagem em tubos em operação foi mais uma vez confirmada;
- A determinação apropriada do raio do arco de contato se mostra relevante para que este tipo de simulação seja bem realizada;
- Com os parâmetros utilizados, este processo de soldagem não é recomendado, pois a temperatura máxima da parede interna do tubo obtida foi superior ao valor seguro exposto na literatura e em normas.

5.2 Sugestões para trabalhos futuros

- Realiza um estudo de erros admissíveis em análise de processos de soldagem;
- Realizar experimentos de soldagem para uma melhor comparação macrográfica com este modelo;
- Realizar experimentos de tratamentos térmicos para determinar temperatura de recristalização do material aqui em estudo, a fim de poder estimar via simulação computacional a extensão correta da ZAC;
- Obter um valor mais preciso do raio de arco de contato desta soldagem;

- Encontrar um valor de corrente de soldagem, mantendo as demais variáveis constantes, para que a temperatura máxima da parede interna do tubo se encontre dentro do recomendado.

REFERÊNCIAS

- ALBUQUERQUE, S. F. et al. **Avaliação da microestrutura e propriedades mecânicas de metais de solda obtidos por processos de soldagem manual e automatizado utilizado na soldagem de aço API 5L X80.** Soldag. Insp São Paulo, v. 16, n. 4, p. 322-332, out/dez 2011.
- ALÉCIO, R. A. **Estudo da relação microestrutura/propriedades mecânicas de sub-regiões de zonas termicamente afetadas – ZTAs do aço API 5L X80.** 2015. 87 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Centro de Tecnologia e Geociências, Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 2015.
- ANNA, Pedro C. S. **Influência de tratamentos térmicos intercríticos na microestrutura e propriedades mecânicas do aço API 5L X65.** 2006. 147 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, São Paulo, 2006.
- ANP – Agência Nacional de Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis. **Regulamento técnico ANP N° 2/2011: Regulamento técnico de dutos terrestres para movimentação de petróleo, derivados e gás natural (RTDT).** 58 f. Brasília, 2011.
- API – American Petroleum Institute. **API 5L: Specification for line pipe.** 45 ed. 182 f. Washington, DC, 2013.
- AWS – American Welding Society. **AISI/AWS A3.0-94, Standard welding terms and definitions.** 119 f. Miami, FL, 2000.
- BARBOSA, V. S. **Avaliação da integridade estrutural em um tubo de aço API 5L X70 através da propagação de trincas por fadiga.** 2014. 198 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2014.
- BELANGER, R. J.; PATCHETT, B. M. **The influence of working fluid physical properties on weld qualification for in-service pipelines.** Welding Journal, New York, p. 209-214, ago 2000.
- BEZERRA, A. C. **Simulação numérica da soldagem com aplicação à caracterização do comportamento dinâmico de estruturas soldadas.** 2006. 138 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2006.
- BRUCE, W. A. **Overview of in-service welding research at EWI.** First International Conference on Welding Onto In-Service Petroleum Gas and Liquid Pipelines. Wollongong, 2000a.

BRUCE, W. A.; SWATZEL, J. F.; DORLING, D. V. **Direct weld deposition repair of pipelines defects**. First International Conference on Welding Onto In-Service Petroleum Gas and Liquid Pipelines. Wollongong, 2000.

BRUCE, W.A. **Welding onto in-service thin-wall pipelines**. PRC International Project, PR-185-9908, Edison Welding Institute, Columbus, OH, 2000b.

BSI – British Standards Institution. **BS 5135 1984: Specification for arc welding of carbono and carbono manganese steels**. 52 f. London, 1984.

CALLISTER, Willian D.; RETHWISCH, David G. **Materials science and enginnering an introduction**. 8 ed. New Jersey: Wiley, 2010.

CARVALHO, L. P. **Análise da soldabilidade de aço API 5L X80MS por meio de simulação física**. 2016. 87 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica e de Materiais) – Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica e de Materiais, COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2016.

ÇENGEL, Yunus A.; GHAJAR, Afshin J. **Transferência de Calor e Massa: Uma Abordagem Prática**. 4 ed. Porto Alegre, RS: Editora McGrawHill, 2012.

CHIAVERINI, Vicente. **Aços e ferros fundidos: características gerais tratamentos térmicos, principais tipos**. 7 ed. São Paulo: Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais (ABM), 2005.

CHAVEZ, G. F. S. **Simulação física e caracterização de zonas afetadas pelo calor de aços API 5L grau X80**. 2011. 247 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Escola politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2011.

DAR, N. U. **Expert System For Optimization Of Welding Process Of Thin Walled HSLA Steel Structures**. 2009. 295 f. Tese (PhD in Mechanical Engineering) – Department of Mechanical Engineering, University of Engineering & Technology, Taxila, 2009

DNV – Det Norske Veritas. **Offshore standard DNV OS-F101: Submarine pipeline systems**. 372 f. Oslo, 2013.

FARIA, P. et al. **Soldagem em operação: parte 1 – efeito do arrefecimento causado pelo fluido em tubulação de espessura 11 mm**. Soldag. Insp São Paulo, v. 17, n. 4, p. 280-287, out/dez 2012.

FERNANDES, P. E. A. **Avaliação da tenacidade à fratura da zona afetada pelo calor (ZAC) do aço API 5L X80 soldado pelos processos SMAW e FCAW**. 2011. 110 f. Tese (Doutorado em Engenharia) – Departamento de Engenharia Naval e Oceânica, Escola politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2011.

- GUEDES, R. P. **Influência da corrente de soldagem nas propriedades de juntas de aço de alta resistência e baixa liga soldadas com eletrodos revestido**. 2009. 76 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Centro de tecnologia e Geociência, Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 2009.
- INCROPERA, F. P. et al. **Fundamentos de transferência de calor e massa**. 6. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2008. 643 p.
- ISO – International Organization for Standardization. **Petroleum and natural gas industries ISO 3183: Steel pipe for pipeline transportation systems**. 179 f. Genebra, 2012.
- JOSEPH, A. et al. **Assessing the effects of GMAW-P parameters on arc power and weld heat input**. American Welding Society Conference, 2003. Disponível em <<http://files.aws.org/conferences/abstracts/2003/01b.pdf>>. Acesso em: 27 de junho de 2019.
- KÜCHLER, M. M. **Aplicação da técnica da dupla camada na soldagem de dutos em operação**. 2009. 78 f. (Mestrado em Engenharia, Especialidade Engenharia de Inspeção de Equipamentos) – Escola de Engenharia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2009.
- LIRA, H. M. **Simulação da curva de resfriamento da zona termicamente afetada do aço API 5L X80 soldado pelo processo arame tubular auto protegido**. 2012. 79 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Centro de tecnologia e Geociência, Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 2012.
- MARQUE, P. V.; MODENESI, P. J. **Algumas equações úteis em soldagem**. Soldag. Insp São Paulo, v. 19, n. 1, p. 091-102, jan/mar 2014.
- MASCARENHAS, L. A. B. **Estudo da aplicação do processo TIG alimentado para a soldagem em operação**. 2005. 90 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2005.
- MELO, R. L. F. **Obtenção numérica e experimental do campo de temperatura na soldagem TIG do aço AISI 304**. 2016. 84 f. Monografia (Graduação em Engenharia Mecânica) – Departamento de ambientais e tecnológicas, Universidade Federal Rural do Semi-árido, Mossoró, 2016.
- MIRANDA, L. S. **Estudo da influência de variáveis de laminação em uma linha de tiras a quente convencional nas propriedades mecânicas de um aço alto nióbio da classe API 5L X70**. 2010. 76 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica e de Minas) – Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2010.

MONTE, I. R. **Caracterização microestrutural do aço API 5L X65 soldado por feixe de elétrons com diferentes aportes térmicos**. 2013. 90 f. Dissertação (Mestrado em Ciências) – Escola de Engenharia de Lorena, Universidade de São Paulo, Lorena, 2013.

NÓBREGA, J. A. **Simulação numérica de distribuição de temperaturas e tensões residuais em juntas soldadas de aço API 5L X80 pelos processos de soldagem GTAW e SMAW**. 2014. 127 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Centro de Ciências e Tecnologia, Universidade Federal de Campina Grande, Campina Grande, 2014.

NOBREGA, Jailson A. et al. **Numerical evaluation of temperature field and residual stresses in an API 5L X80 steel welded joint using the finite element method**. Metals, v. 6, n. 28, p. 1-14, jan 2016.

NIST – National Institute Of Standards And Technology. **Isobaric properties for water**. Disponível em: https://webbook.nist.gov/cgi/fluid.cgi?P=5&TLow=150&THigh=160&TInc=1%2C831&Applet=on&Digits=8&ID=C7732185&Action=Load&Type=IsoBar&TUnit=C&PUnit=bar&DUnit=kg%2Fm3&HUnit=kJ%2Fkg&WUnit=m%2Fs&VisUnit=Pa*s&STUnit=N%2Fm&RefState=DEF >. Acesso em: 03 de julho de 2019.

OLIVEIRA, J. J. M. **Análise e reparo em dutos corroídos: um estudo de caso para reparo por dupla calha**. 2016. 116 f. Monografia (Especialista em Engenharia de Dutos) – Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2016.

ORDÓÑEZ, R. E. C. **Soldagem e caracterização das propriedades mecânicas de dutos de aço API 5L-X80 com diferentes arames tubulares**. 2004. 111 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2004.

PAES, M. T. P. et. al. **Soldagem em operação de dutos e tubulações**. I Encontro Técnico de Soldagem. Rio de Janeiro, 2004.

PEREIRA, A. S. **Soldagem em operação de tubos API de alta resistência e baixa espessura com ênfase na perfuração e trincas a frio**. 2012. 177 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2012.

PEREIRA, A. S.; BUSCHINELLI, A. J. A.; KEJELIN, N. Z. **Avaliação da perfuração na soldagem em operação pelo processo MIG/MAG de dutos de alta resistência e baixa espessura**. Soldag. Insp São Paulo, v. 18, n. 3, p. 235-244, jul/set 2013.

PÉREZ, G. E. G. **Estabelecimento de critérios para evitar a perfuração na soldagem de tubulações em operação de pequena espessura**. 2005. 85 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2005.

PETROBRAS – Petróleo Brasileiro. **N-2163: Soldagem e trepanação em equipamentos, tubulações e dutos em operação**. Revisão F. 42 f. Rio de Janeiro, 2015.

POLOZINE, A. **Desenvolvimento da técnica para determinação dos parâmetros térmicos de contorno aplicados ao projeto de peças forjadas**. 2004. 123 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Escola de Engenharia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2004.

ROCHA, D. B. **Estudo da soldabilidade do tubo API 5L X80 utilizando os processos de soldagem: MAG com transferência controlada e eletrodo tubular**. 2010. 219 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2010.

SANTOS NETO, N. F. **Caracterização de soldas em aços API 5L com diferentes arames tubulares e temperaturas de preaquecimento**. 2003. 87 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2003.

**APÊNDICE A – TABELA DE DADOS UTILIZADOS PARA ENCONTRAR O COEFICIENTE DE CONVECÇÃO DE CALOR
NATURAL EXTERNA COMO FUNÇÃO DA TEMPERATURA**

Vazão volumétrica [m ³ ·s ⁻¹]	Diâmetro do tubo (externo) [m]	Área circunferencial (externa) [m ²]	Velocidade média [m·s ⁻¹]	Comprimento do tubo [m]	Área superficial (externa) [m ²]	Temperatura ambiente [K]			
0	0,1143	0,0103	0	0,16	0,0575	296,15			
T [K]	Condutividade térmica [W·K ⁻¹ ·m ⁻¹]	Viscosidade dinâmica [kg·m ⁻¹ ·s ⁻¹]	Calor específico [J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹]	Densidade [kg·m ⁻³]	Coefficiente de expansão volumétrica [K ⁻¹]	Número de Prandtl [adm]	Número de Rayleigh [adm]	Número de Nusselt [adm]	Coefficiente de convecção [W·m ⁻² ·K ⁻¹]
300	0,02630	0,001846	1007	1,1614	0,003367	70,6814	5311	4,77981	1,09982
350	0,03000	0,002082	1009	0,9950	0,002888	70,0246	36419	7,76319	2,03758
400	0,03380	0,002301	1014	0,8711	0,002528	69,0300	38036	7,85014	2,32139
450	0,03730	0,002507	1021	0,7740	0,002248	68,6232	33131	7,57129	2,47077
500	0,04070	0,002701	1030	0,6964	0,002024	68,3545	27458	7,21031	2,56745
550	0,04390	0,002884	1040	0,6329	0,001841	68,3226	22517	6,85067	2,63118
600	0,04690	0,003058	1051	0,5804	0,001688	68,5279	18542	6,51873	2,67479
650	0,04970	0,003225	1063	0,5356	0,001559	68,9774	15367	6,21558	2,70266
700	0,05240	0,003388	1075	0,4975	0,001448	69,5057	12833	5,94013	2,72321
750	0,05490	0,003546	1087	0,4643	0,001352	70,2095	10813	5,69175	2,73383
800	0,05730	0,003698	1099	0,4354	0,001267	70,9267	9195	5,46778	2,74107
850	0,05960	0,003843	1110	0,4097	0,001193	71,5727	7873	5,26275	2,74418
900	0,06200	0,003981	1121	0,3868	0,001127	71,9790	6773	5,07249	2,75148
950	0,06430	0,004113	1131	0,3666	0,001068	72,3453	5878	4,90060	2,75685
1000	0,06670	0,004244	1141	0,3482	0,001015	72,5998	5112	4,73792	2,76482
1100	0,07150	0,004490	1159	0,3166	0,000923	72,7820	3932	4,44877	2,78292
1200	0,07630	0,004730	1175	0,2902	0,000846	72,8408	3072	4,19587	2,80092
1300	0,08200	0,004960	1189	0,2679	0,000782	71,9200	2411	3,96352	2,84347
1400	0,09100	0,005300	1207	0,2488	0,000726	70,2978	1818	3,71197	2,95529
1500	0,10000	0,005570	1230	0,2322	0,000678	68,5110	1423	3,50880	3,06982
1600	0,10600	0,005840	1248	0,2177	0,000636	68,7577	1159	3,35095	3,10761
1700	0,11300	0,006110	1267	0,2049	0,000598	68,5077	948	3,20350	3,16706
1800	0,12000	0,006370	1286	0,1935	0,000565	68,2652	784	3,07230	3,22551
1900	0,12800	0,006630	1307	0,1833	0,000536	67,6985	651	2,94976	3,30332
2000	0,13700	0,006890	1337	0,1741	0,000509	67,2404	545	2,83878	3,40256
2100	0,14700	0,007150	1372	0,1658	0,000485	66,7333	459	2,73677	3,51973
2200	0,16000	0,007400	1417	0,1582	0,000463	65,5363	386	2,63785	3,69252
2300	0,17500	0,007660	1478	0,1513	0,000443	64,6942	328	2,54832	3,90163
2400	0,19600	0,007920	1558	0,1448	0,000424	62,9559	275	2,45655	4,21246
2500	0,22200	0,008180	1665	0,1389	0,000407	61,3500	233	2,37278	4,60855
3000	0,48600	0,009550	2726	0,1135	0,000340	53,5665	102	2,01104	8,55088

APÊNDICE B – TABELA DE DADOS UTILIZADOS PARA ENCONTRAR O COEFICIENTE DE CONVECÇÃO DE CALOR FORCADA INTERNA COMO FUNÇÃO DA TEMPERATURA

Vazão volumétrica [m ³ ·s ⁻¹]	Diâmetro do tubo (interno) [m]	Área circunferencial (interna) [m ²]	Velocidade média [m·s ⁻¹]	Comprimento do tubo [m]	Área superficial (interna) [m ²]				
0,00067	0,1079	0,00914	0,07291	0,16	0,05424				
Temperatura [°C]	Condutividade térmica [W·K ⁻¹ ·m ⁻¹]	Viscosidade dinâmica [Pa·s]	Calor específico [J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹]	Densidade [kg·m ⁻³]	Número de Prandtl [adm]	Número de Reynolds [adm]	Fator de atrito [adm]	Número de Nusselt [adm]	Coefficiente de convecção [W·m ⁻² ·K ⁻¹]
0	0,56129538	0,00179053100	4217,4650	1000,04590	13,4537	4394	0,04022	44,1991	229,9236
10	0,58024078	0,00130543810	4193,6476	999,89293	9,4350	6026	0,03648	54,4359	292,7334
20	0,59864448	0,00100143350	4182,8064	998,38970	6,9971	7843	0,03374	63,2522	350,9319
30	0,61568169	0,00079730754	4178,7374	995,82709	5,4115	9826	0,03164	70,9203	404,6743
40	0,63080842	0,00065300897	4178,4336	992,39127	4,3255	11955	0,02996	77,6310	453,8485
50	0,64377912	0,00054691662	4180,4231	988,20897	3,5514	14214	0,02859	83,5251	498,3479
60	0,65457562	0,00046648448	4184,0689	983,37017	2,9818	16584	0,02745	88,7124	538,1740
70	0,66332288	0,00040399185	4189,1970	977,94060	2,5514	19043	0,02648	93,2815	573,4547
80	0,67021779	0,00035445231	4195,8810	971,96910	2,2190	21572	0,02565	97,3077	604,4237
90	0,67547808	0,00031451427	4204,3167	965,49204	1,9576	24149	0,02494	100,8569	631,3866
100	0,67931023	0,00028184908	4214,7546	958,53620	1,7487	26754	0,02431	103,9890	654,6875
110	0,68189223	0,00025479342	4227,4675	951,12057	1,5796	29366	0,02376	106,7591	674,6822
120	0,68336680	0,00023213114	4242,7393	943,25752	1,4412	31966	0,02328	109,2188	691,7191
130	0,68384099	0,00021295515	4260,8667	934,95354	1,3269	34538	0,02285	111,4164	706,1269
140	0,68338938	0,00019657712	4282,1690	926,20960	1,2318	37066	0,02247	113,3975	718,2083
150	0,68205856	0,00018246671	4307,0022	917,02130	1,1522	39536	0,02213	115,2054	728,2378
151,831	0,68172180	0,00018009442	4311,9632	915,29003	1,1391	39981	0,02207	115,5210	729,8718