

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS  
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E DE TECNOLOGIA  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

FRANK SIMON ROCHA

ANÁLISE DE FALHA EM UMA SÉRIE DE LIGAÇÕES  
SOLDADAS DE UM TRECHO DE TUBULAÇÃO DE  
UTILIDADES PARA CONDUÇÃO DE VAPOR  
SUPERAQUECIDO

SÃO CARLOS -SP  
2021

FRANK SIMON ROCHA

ANÁLISE DE FALHA EM UMA SÉRIE DE LIGAÇÕES SOLDADAS DE UM TRECHO DE  
TUBULAÇÃO DE UTILIDADES PARA CONDUÇÃO DE VAPOR SUPERAQUECIDO

Trabalho de conclusão de curso apresentado  
ao Departamento de Engenharia Mecânica da  
Universidade Federal de São Carlos, para  
obtenção do título de bacharel em Engenharia  
Mecânica.

Orientador: Sérgio Henrique Evangelista

São Carlos-SP  
2021



FUNDAÇÃO UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS

COORDENAÇÃO DO CURSO DE ENGENHARIA MECÂNICA - CCEMec/CCET

Rod. Washington Luís km 235 - SP-310, s/n - Bairro Monjolinho, São Carlos/SP, CEP 13565-905

Telefone: (16) 33519703 - <http://www.ufscar.br>

DP-TCC-FA nº 31/2021/CCEMec/CCET

Graduação: Defesa Pública de Trabalho de Conclusão de Curso

Folha Aprovação (GDP-TCC-FA)

FOLHA DE APROVAÇÃO

FRANK SIMON ROCHA

ANÁLISE DE FALHA EM UMA SÉRIE DE LIGAÇÕES SOLDADAS DE UM TRECHO DE TUBULAÇÃO DE UTILIDADES PARA CONDUÇÃO DE VAPOR SUPERAQUECIDO

Trabalho de Conclusão de Curso

Universidade Federal de São Carlos – Campus São Carlos

São Carlos, 23 de novembro de 2021

ASSINATURAS E CIÊNCIAS

Cargo/Função	Nome Completo
Orientador	Sérgio Henrique Evangelista
Membro da Banca 1	Mariano Eduardo Moreno
Membro da Banca 2	Alexandre Tácito Malavolta



Documento assinado eletronicamente por **Sergio Henrique Evangelista, Docente**, em 23/11/2021, às 15:59, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Mariano Eduardo Moreno, Docente**, em 23/11/2021, às 16:00, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Alexandre Tacito Malavolta, Docente**, em 23/11/2021, às 16:00, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site <https://sei.ufscar.br/autenticacao>, informando o código verificador **0539537** e o código CRC **DA017D34**.

Referência: Caso responda a este documento, indicar expressamente o Processo nº 23112.022489/2021-41

SEI nº 0539537

## RESUMO

Tubulações de utilidades para condução de vapor superaquecido nas usinas de açúcar e energia exigem elevada resistência mecânica em altas temperaturas. As juntas entre vara de tubulação e conexão desse sistema são majoritariamente satisfeitas pelo processo de soldagem, particularizadas por serem de chanfro com penetração total. Apesar do desempenho da ligação soldada garantir resistência mecânica equivalente à do tubo inteiro, a união é definida como concentrador de tensões. Portanto, devido à solicitação de carga térmica dada pelo regime transiente contínuo caracterizado pelo processo fabril, a região circunferencial que contempla cordão de solda, Zona Termicamente Afetada (ZTA) e metal-base de margem é um volume crítico candidato a determinar o carregamento admissível e a vida útil do sistema. Neste sentido, o presente projeto realiza uma análise de falha de forma pragmática em uma série de ligações soldadas em um trecho de tubulação de vapor superaquecido, que sofreram trincas longitudinais ao longo das juntas. O objetivo é identificar os mecanismos causadores das falhas. Os resultados obtidos indicaram que a dilatação térmica da tubulação proporcionada pela operação acima dos limites adotados em projeto pode gerar campos de tensão próximos ou acima do limite de ruptura do material. Também foi possível concluir que a presença de heterogeneidades no metal de solda ou na ZTA de granulação grossa oriundas do processo de fabricação podem nuclear trincas a partir das deformações geradas pelo carregamento térmico. Apesar da inconclusividade relativa ao mecanismo causador da falha, é possível afirmar que os resultados do estudo são significativos. Adicionalmente, foram estabelecidas diretrizes para realizar a segunda iteração do processo de análise de falha com a finalidade de propor medidas para se obter um resultado mais efetivo em estudos futuros.

**Palavras-chave:** Análise de falha. Ligações soldadas. Zona termicamente afetada.

## **ABSTRACT**

Process pipes for conducting superheated steam in sugar and energy power plants demand high mechanical strength at high temperatures. The joints between the pipe rod and the connection of this system are mostly satisfied by the welding process, particularized for being single v-groove. Although the performance of the welded connection guarantees mechanical resistance equivalent to the entire tube, a joint is defined as a stress concentrator. Therefore, due to the thermal loads request by the continuous transient regime required by the manufacturing process, the circumferential region that includes weld, Heat Affected Zone (HAZ) and edge metal base is a critical candidate volume to determine the allowable loading and service life of the system. Therefore, this project performs a pragmatic failure analysis in a series of welded connections in a stretch of superheated steam pipe, which suffered longitudinal cracks along the joints. The objective is to identify the mechanisms causing the failures. The results obtained indicated that the thermal expansion of the pipe provided by the operation above the limits adopted in the project can generate stress fields at the material's rupture limit. It was also possible to conclude that the presence of heterogeneities in the weld metal or in the coarse-grained HAZ arising from the manufacturing process can cause nuclear cracks from the deformations generated by thermal loading. Despite the inconclusiveness regarding the mechanism causing the failure, it is possible to say that the results of the study are significant. Furthermore, guidelines were established to perform a second iteration of the failure analysis process aiming at more effective results in future works.

**Keywords:** Failure analysis. Welding joints. Heat affected zone.

## LISTA DE SIGLAS

ASME - American Society of Mechanical Engineers

ASTM - American Society for Testing Materials

AWS - American Welding Society

BPVC - Boiler and Pressure Vessel Committee

CGHAZ - Coarse Grain Heat Affected Zone

EDX - Energia Dispersiva de Raio-X

FEA - Finite Element Analysis

FGHAZ - Fine Grain Heat Affected Zone

GTAW - Gas Tungsten Arc Welding

ICHAZ - Inter-Critical Heat Affected Zone

MEF - Método dos Elementos Finitos

MEV - Microscopia Eletrônica de Varredura

OTPM - Over-Tempered Parent Metal

PM - Parent Metal

PWHT - Post Weld Heat Treatment

SMAW - Shielded Metal Arc Welding

TIG - Tungsten Inert Gas

WM - Weld Metal

XFEM - Extended Finite Element Method

ZTA - Zona Termicamente Afetada

## SUMÁRIO

<b>1. INTRODUÇÃO .....</b>	<b>12</b>
<b>2. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA .....</b>	<b>14</b>
<b>2.1 PUBLICAÇÕES DE REFERÊNCIA PARA O CASO ESTUDADO .....</b>	<b>14</b>
2.1.1 Chu et. Al (2014) .....	14
2.1.2 Somers e Pense (1994).....	16
2.1.3 Becker e Shipley (2002) .....	16
2.1.4 Bai et. al (2017).....	19
2.1.5 Ardghail, Leen e Harrison (2020).....	21
2.1.6 Czajkowski (1992).....	23
2.1.7 Silva (2007) .....	27
<b>2.2 REFERÊNCIA PARA A MODELAGEM TEÓRICA COMPUTACIONAL .....</b>	<b>28</b>
2.2.1 Abaqus-6.14 (2014) .....	28
2.2.2 Fish e Belytschko (2007) .....	30
<b>2.3 REFERÊNCIA PARA A MODELAGEM TEÓRICA ANALÍTICA .....</b>	<b>33</b>
2.3.1 Cálculo do carregamento térmico .....	33
2.3.2 Cálculo de carregamento estático.....	36
<b>2.4 NORMAS.....</b>	<b>41</b>
2.4.1 <i>American Society of Mechanical Engineers (ASME)</i> .....	41
2.4.2 ASME BPVC 2010 – section II, part c (2010) .....	41
2.4.3 ASME BPVC 2010 – section II, part d (2010).....	42

2.4.4	ASME B31.1 (2014).....	42
2.4.5	ASME B31.3 (2014).....	42
2.4.6	VDI 3822 (2011).....	43
<b>3.</b>	<b>MATERIAIS E MÉTODOS.....</b>	<b>45</b>
3.1.	MATERIAIS.....	45
3.2.	MÉTODOS .....	52
<b>4.</b>	<b>RESULTADOS.....</b>	<b>55</b>
<b>4.1</b>	<b>LEVANTAMENTOS E CONSIDERAÇÕES SOBRE A DESCRIÇÃO DA FALHA.....</b>	<b>55</b>
4.1.1	Documentação acerca do modo de falha.....	56
4.1.2	Levantamento de características especiais do projeto, material e processo.....	56
<b>4.2</b>	<b>REGISTRO DE HISTÓRICO DA FALHA .....</b>	<b>57</b>
4.2.1	Histórico do caso de falha.....	58
4.2.2	Análise de todo o sistema.....	58
4.2.3	Levantamento do estado nominal.....	59
4.2.4	Condições naturais e de operação .....	60
4.2.5	Frequência e periodicidade .....	62
4.2.6	Mudança no material.....	62
<b>4.3</b>	<b>HIPÓTESES DE FALHAS .....</b>	<b>63</b>
4.3.1	Hipótese 1: tensões na união soldada causadas pela flexão da tubulação devido ao seu próprio peso entre os apoios verticais .....	63



4.3.2	Hipótese 2: tensões na união soldada causadas pela deformação térmica da tubulação devido a operação acima da temperatura projetada.....	63
4.3.3	Hipótese 3: defeitos na união soldada causados pela execução imprópria da junta .....	64
4.3.4	Hipótese 4: corrosão da união soldada causada por acúmulo de água na superfície inferior da tubulação pela proximidade com o bico injetor do sistema de dessuperaquecedor .....	64
4.3.5	Hipótese 5: fadiga da união soldada causada pelos ciclos de aquecimento e resfriamento do material resultando na modificação microestrutural do aço 65	
4.3.6	Avaliação e verificação da viabilidade .....	65
4.4	ANÁLISE INSTRUMENTAL .....	66
4.5	ANÁLISE TEÓRICA .....	66
4.5.1	Análise teórica 1: estudo da tensão resultante na união soldada pelo efeito da flexão da tubulação devido ao seu próprio peso entre os apoios verticais .....	66
4.5.2	Análise teórica 2: estudo da tensão resultante na união soldada pela deformação térmica da tubulação devido a operação acima da temperatura projetada.....	71
4.5.3	Análise teórica 3: estudo da tensão resultante na união soldada pela presença de concentradores de tensão devido a execução imprópria da junta..	74
4.6	RESULTADOS DAS ANÁLISES POR ELEMENTOS FINITOS .....	77
4.6.1	Resultados da análise teórica 1 .....	77
4.6.2	Resultados da análise teórica 2 .....	87
4.6.3	Resultados da análise teórica 3 .....	94
4.7	CAUSAS DA FALHA .....	96
4.8	MITIGAÇÃO COMPLEMENTAR PARA CORREÇÃO DA FALHA.....	97

4.8.1	Plano de manutenção corretiva .....	97
4.8.2	Plano de manutenção preventiva.....	98
5.	CONSIDERAÇÕES FINAIS .....	99
	REFERÊNCIAS.....	100

## 1. INTRODUÇÃO

O uso de tubulações se faz necessário para o transporte de fluxo de fluido líquido ou gasoso. Nas indústrias de processo, as tubulações representam acima de 25% dos custos de instalação industrial, montagem e projeto (TELLES, 2001).

Especificamente nas indústrias de açúcar e energia, as tubulações de utilidades são compostas em sua maioria por aço-carbono, porque suas características mecânicas conseguem suprir as solicitações esperadas com um baixo custo de implementação quando comparado aos demais materiais.

No entanto, devido às particularidades operacionais do funcionamento do setor de geração de energia, o sistema passa a ser solicitado acima do projetado em diversos períodos da produção, no que tange à pressão e temperatura interna do fluido conduzido.

Alguns carregamentos excessivos impostos à tubulação podem ocasionar a modificação da estrutura metalográfica, impactando diretamente nos limites de resistência do material. Quando este tipo de solicitação é analisado em pontos críticos da montagem, como as uniões soldadas possuem Zonas Termicamente Afetadas (ZTA) devido ao seu processo de fabricação, é possível notar diversas microestruturas metálicas que são determinantes para a formação de trincas.

Segundo Ul-Hamid, Tawancy e Abbas (2005), diversas falhas acabam sendo geradas pelo desenvolvimento de regiões martensíticas desde o procedimento de solda. A interface da junta com diferença marcante de dureza colabora para o deslizamento intergranular, dando início ao processo de falha por trinca.

Após a realização do procedimento de solda, a estrutura metalográfica segue sendo modificada conforme ocorrem os carregamentos impostos ao material no decorrer da operação. Tendo em vista essa constante alteração estrutural, Chu *et al.* (2014) destacam a fissuração por fluência intergranular como um importante mecanismo para a geração de trincas em aços, onde as tensões são experimentadas por períodos prolongados em temperaturas elevadas.

Bai *et al.* (2017) e Alves, Saedlou e Oliveira (2014) consideram outros fatores determinantes para acelerar o processo de falha por trinca, como a condensação de vapor por diferença de temperatura. A água condensada tende a se aglomerar em estagnação sobre alguns pontos da estrutura, tornando o ambiente corrosivo e favorável para estimular a propagação de trincas.

Dado o contexto apresentado, é evidente que as falhas de tubulações de processo estão atreladas a mecanismos intrínsecos ao processo, portanto acabam sendo recorrentes e gerando

um impacto financeiro significativo para as indústrias. Por esse motivo, desenvolver uma análise de falha de forma pragmática e padronizada a ponto de encontrar o mecanismo de falha é importante para destacar os pontos de melhoria, com a finalidade de fundamentar possíveis modernizações, aumentando a confiabilidade operacional do sistema.

Desta forma, o presente trabalho possui o objetivo de realizar uma análise de falha em uma série de ligações soldadas de um trecho de tubulação de utilidades para condução de vapor superaquecido da Usina Vertente, presente em uma das plantas do grupo Tereos Açúcar e Energia Brasil S/A, localizada no município de Guaraci/SP.

## 2. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

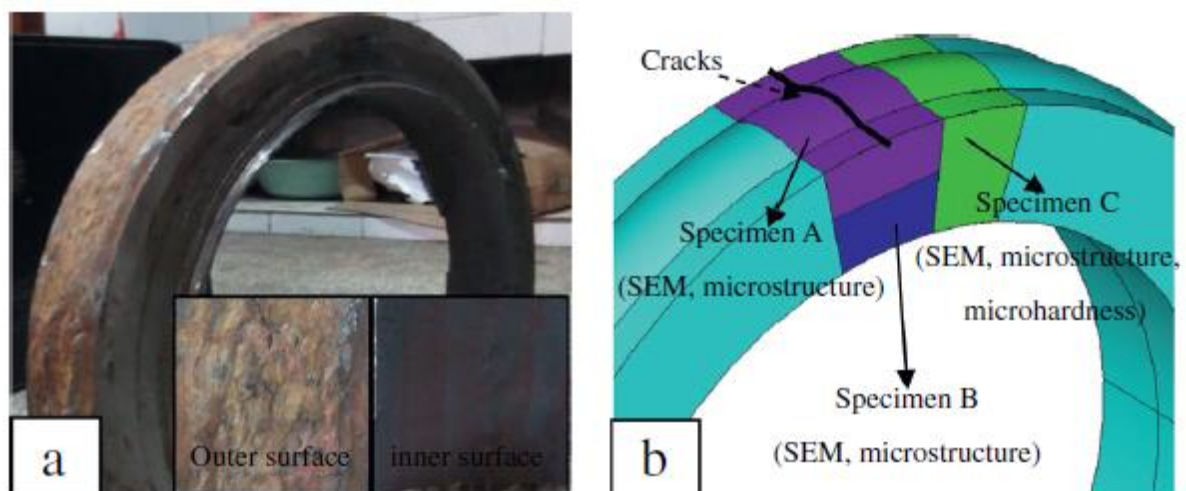
O levantamento das referências para o desenvolvimento deste trabalho foi feito a partir de três premissas: normas, publicações de referência de estudos semelhantes e publicações de referência para o desenvolvimento do cálculo teórico analítico e computacional. Partindo dessa estrutura, a fundamentação teórica será abordada conforme os tópicos supracitados.

### 2.1 PUBLICAÇÕES DE REFERÊNCIA PARA O CASO ESTUDADO

#### 2.1.1 Chu et. al (2014)

Neste trabalho o autor estuda um tubo soldado que conduz vapor superaquecido em uma planta geradora de energia. Foi detectada uma falha após 140.000 horas de operação sob carga de pressão interna de 17,4 MPa em 510 °C. Este tubo é fabricado com aço 1% Cr – 0,3% Mo – 0,2% V. O tubo é soldado com o material *American Welding Society* (AWS) E5515 e a especificação de solda *Shielded Metal Arc Welding* (SMAW). Posteriormente, foi feito o tratamento térmico à 700 °C por 5 horas para alívio de tensões residuais de soldagem. Na Figura 1 são representadas as regiões da união soldada onde foram realizadas as análises de microestrutura.

Figura 1 – Corte circunferencial da união soldada para investigação. (a) Solda circunferencial. (b) Representação esquemática das regiões analisadas.

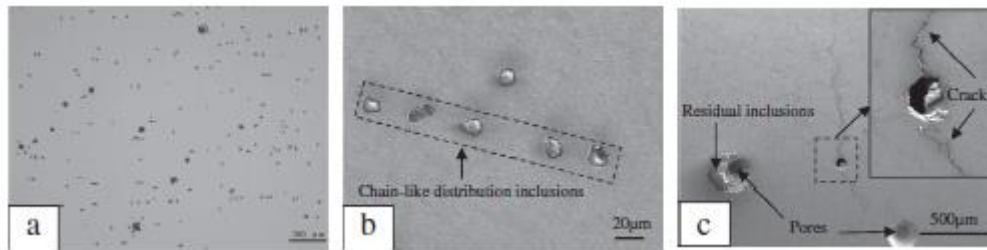


Fonte: Chu et. al (2014).

A análise de falha para identificação da causa raiz da falha foi feita utilizando métodos experimentais e análise de elementos finitos. Inclusões não metálicas foram observadas no

metal de solda defeituoso conforme apresentado na Figura 2. O estudo metalográfico revelou que o material do tubo defeituoso foi esferoidizado.

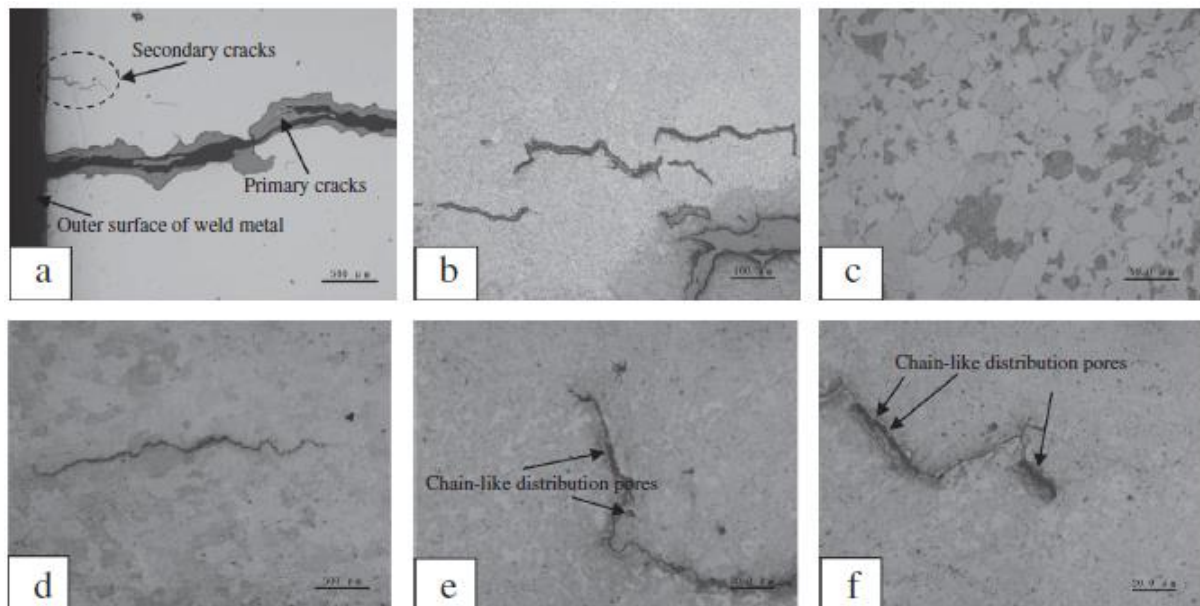
Figura 2 – Morfologia das inclusões não metálicas. (a) Observadas por um microscópio ótico. (b) e (c) Observadas por microscopia eletrônica de varredura (MEV).



Fonte: Chu et. al (2014).

Na Figura 3 são representadas as microestruturas da região da fratura da união soldada.

Figura 3 – Microestrutura da união soldada. (a) e (b) Microestrutura da amostra A. (c) Microestrutura da amostra C. (d) a (f) Trincas internas observadas na amostra C.



Fonte: Chu et. al (2014).

O principal mecanismo de falha relatado neste estudo é a fissuração por fluência intergranular. A fissuração por fluência é um importante mecanismo de degradação em aços, nos quais as tensões de tração são experimentadas por períodos prolongados em temperatura elevada. Os resultados da análise via Método dos Elementos Finitos (MEF) revelaram o estresse concentrado na junta soldada.

As inclusões não metálicas podem atuar como locais de iniciação da nucleação da trinca e subsequente fissuração. O número e a distribuição das inclusões não metálicas devem ser estritamente controlados. Aços com maior resistência à fluência são recomendados para tais condições.

### **2.1.2 Somers e Pense (1994)**

Segundo os autores, quando tratamos de falhas de soldas em peças metálicas que possuem função mecânica, podem ser definidos cinco grupos de causas de falhas, sendo eles:

1. Projeto de geometria da solda inapropriado;
2. Parâmetros de processos da solda inapropriadamente especificados;
3. Incompatibilidade do material empregado na solda e o processo em que a peça é solicitada;
4. Execução imprópria da solda;
5. Condições severas de operação não esperadas.

Para uniões soldadas de tubulações aplicadas em linhas de pressão são consideradas as causas de falha relacionadas aos pontos 1, 4 e 5. Dentre essas, a categoria de causa de falha que mais se destaca em uma análise estatística é a execução imprópria da solda, com mais de 62% dos casos. É importante ressaltar que as causas das falhas podem ocorrer de forma combinada.

A categoria de falha resultante da execução imprópria da solda é diretamente relacionada com a supervisão inadequada do processo de solda e com a falta de conhecimento ou não aplicabilidade dos parâmetros definidos pelas normas e manuais vigentes. No sentido mais direto, são defeitos de solda ocasionados por erro humano. Geralmente resultam em defeitos como falta de fusão, falta de penetração, inclusões de escória, porosidade, contornos de solda inadequados e, muitas vezes, rachaduras.

Os métodos de análise de falha mais empregados para uniões soldadas em tubulações aplicadas a linha de pressão são avaliação visual, microscópio óptico, análise da composição química do material, análise das propriedades mecânicas, testes não destrutivos, testes de amostragem remota e análise de tensão e deformação.

### **2.1.3 Becker e Shipley (2002)**

De acordo com os autores, falhas de solda podem ser divididas em duas classes:

1. Falhas rejeitadas ou não encontradas pela inspeção;

2. Falhas em serviço que podem surgir de fratura, desgaste, corrosão ou deformação.

As causas para rejeição durante a inspeção podem ser relacionadas aos recursos visíveis na superfície de soldagem ou execução incorreta dos procedimentos de identificação de defeitos subsuperficiais do material por meio de testes não destrutivos. As características de superfície que podem ser rejeitadas na inspeção incluem:

1. Descompasso excessivo entre as camadas na junta de solda;
2. Convexidade excessiva do cordão e reforço do cordão;
3. Excesso de concavidade do cordão, subpreenchimento e soldas subdimensionadas;
4. Sobreposição na ponta de solda;
5. Rachaduras (quentes, frias, longitudinais, transversais, de cratera e com abertura na ponta soldada);
6. Porosidade causada pelo efeito do gás;
7. Arco de ataque;
8. Respingos.

Os recursos de subsuperfície que podem ser rejeitados na inspeção incluem:

1. Rachaduras entre deposição de cada filete;
2. Porosidade causada pelo efeito do gás;
3. Inclusões de escória, óxidos ou metal de tungstênio;
4. Fusão incompleta;
5. Penetração inadequada;
6. Rachaduras na solidificação.

Falhas de serviço em soldas são semelhantes às de qualquer outro componente estrutural e por isso dependem da operação, ambiente de trabalho e a natureza da carga aplicada. Os modos de falha em serviço incluem:

1. Sobrecarga por mecanismos de fratura frágil;
2. Sobrecarga por mecanismos de fratura dúctil;
3. Colapso plástico;
4. Flambagem;
5. Efeitos de fadiga;
6. Fadiga corrosiva;
7. Corrosão;



8. Fratura combinada por tensão e corrosão;
9. Fratura induzida por hidrogênio.

Se temperaturas elevadas estiverem envolvidas, a deformação por fluência e a ruptura por tensão devem ser adicionadas a esta lista. Os primeiros quatro modos de falha ocorrem sob carga estática. Fratura dúctil, colapso plástico e flambagem são frequentemente precedidos por deformação plástica significativa, que pode fornecer algum aviso ou indicação antes da fratura final. Em contraste, a propagação de fissuras frágeis é precedida por deformação macroscópica desprezível e pode levar à propagação rápida de trincas e consequente falha catastrófica sem aviso prévio.

A fadiga de soldas é uma preocupação importante porque a própria junta é uma descontinuidade e um local potencial para início de fissuras por fadiga. Em termos de corrosão, também não é incomum descobrir que, embora a forma forjada de um metal ou liga seja resistente à corrosão em um determinado ambiente, a contraparte soldada não é. Por outro lado, também existem muitos casos em que a solda exibe resistência à corrosão superior à do metal base não soldado.

Existem muitos motivos pelos quais podem ocorrer falhas em serviço, sendo quase todos ligados a fatores de projeto da união soldada. Como exemplos, temos:

1. Falta de conhecimento das cargas e ciclos de serviço;
2. Falta de conhecimento do ambiente operacional;
3. Especificação inadequada dos parâmetros de projeto;
4. Falta de consideração dos principais modos de falha;
5. Uso de propriedades de material incorretas;
6. Seleção inadequada de materiais e procedimentos de soldagem;
7. Falta de inspeção durante a fabricação;
8. Operação do equipamento ou componente além das especificações do projeto.

Fatores relacionados à execução do procedimento de solda são responsáveis por numerosas falhas. Como por exemplo, temos:

1. Fluxo de calor inadequado;
2. Pré-soldagem inadequada;
3. Pós-soldagem inadequada;
4. Composição incorreta do material de base;
5. Composição de enchimento incorreta;

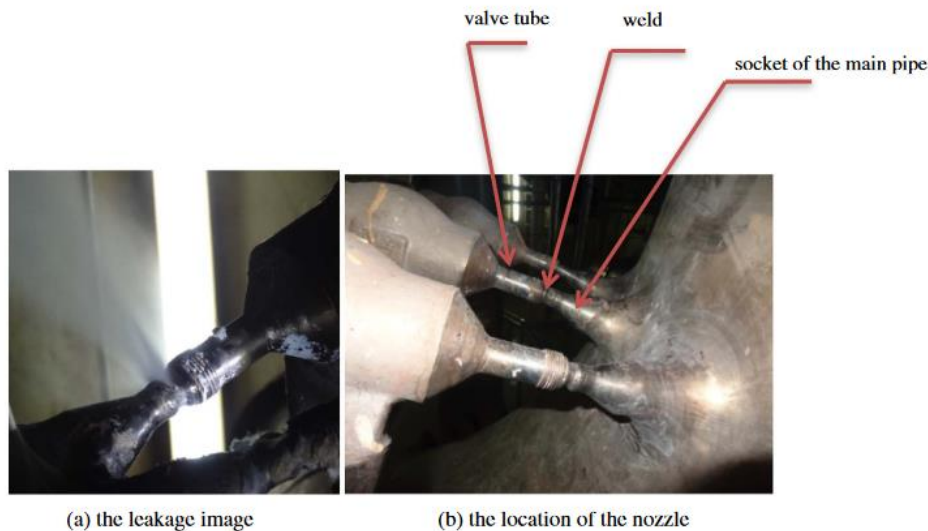
6. Fragilização durante a soldagem;
7. Taxa de resfriamento desfavorável no metal de solda ou na ZTA;
8. Altas tensões residuais.

#### 2.1.4 Bai et. al (2017)

Neste estudo, os autores analisam a zona do bocal antes da válvula da câmara de pressão negativa do sistema de refrigeração de um reator. O bocal, tubo principal e a válvula são feitos de aço inoxidável F316. A solda de topo entre o bocal e o encaixe no tubo principal é a parte mais fraca da estrutura.

Foi encontrada uma trinca de penetração local na solda da zona do bocal que levou a um vazamento durante a inspeção. O comprimento da fissura é de 23,6 mm, quase 41,7% do perímetro. Para análise de falha, são feitas observações da morfologia da trinca, composição química, estrutura metalográfica e medição da dureza da peça vazada. A estrutura da tubulação é representada na Figura 4.

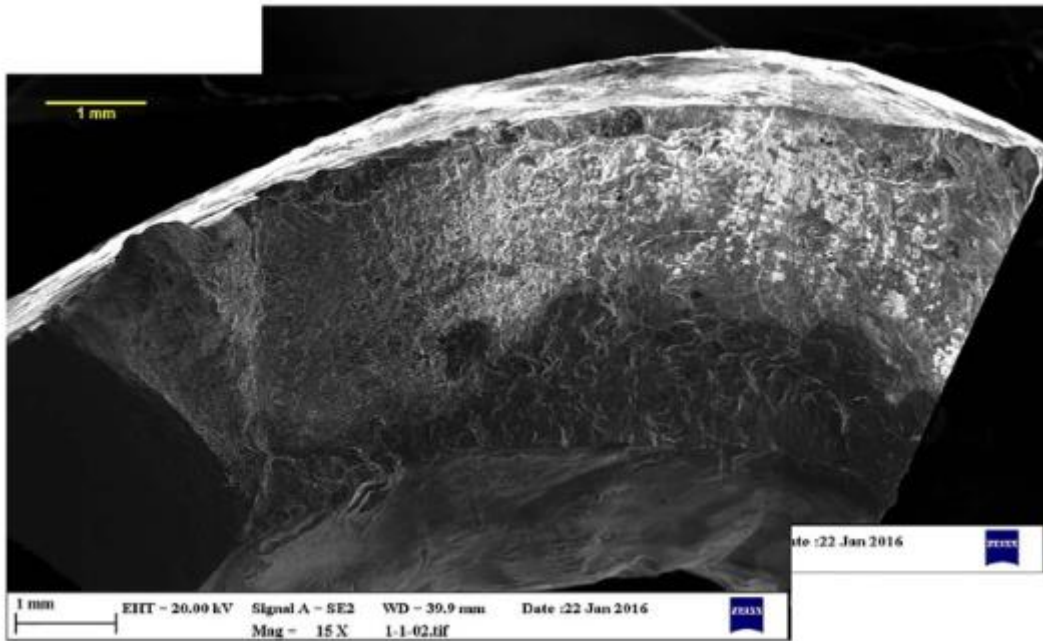
Figura 4 – Representação do sistema. (a) Representação do vazamento (b) Região da união soldada.



Fonte: Bai et. al (2017).

Analisando o ambiente de serviço, é possível determinar que a parede interna do bocal apresenta maior concentração de tensões. Isso implica na alta suscetibilidade a trincas por fadiga, próximo da ZTA. A morfologia da superfície da fissura é observada na Figura 5.

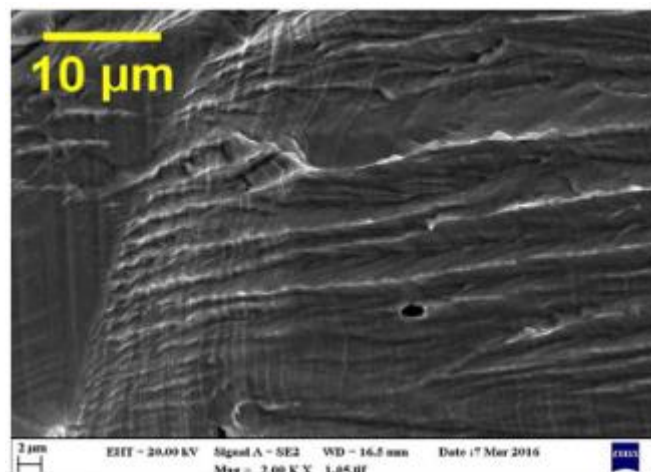
Figura 5 – Morfologia da superfície da fissura observada pelo método de MEV.



Fonte: Bai et. al (2017).

Uma grande quantidade de estrias de fadiga pode ser observada na superfície da fratura, conforme ilustra a Figura 6. Verifica-se que a distância entre as estrias de fadiga é de 1 a 2  $\mu\text{m}$  quando ampliado para 2.000 vezes. Essas características apontam tipicamente para fadiga de alto ciclo.

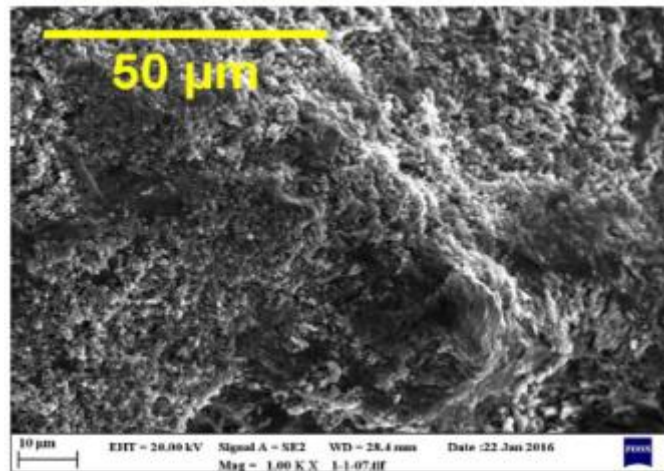
Figura 6 – Estrias de fadiga na superfície de propagação da trinca pelo método de análise de Energia Dispersiva de Raio-X (EDX).



Fonte: Bai et. al (2017).

Nota-se também a característica de corrosão na parede interna do bocal por efeito de contato com o fluido de trabalho, conforme ilustra a Figura 7.

Figura 7 – Corrosão da superfície de propagação da trinca localizada próximo a parede interna do bocal pelo método de análise de EDX.



Fonte: Bai et. al (2017).

As conclusões de mecanismos de falha que representam os modos de falha identificados pelo desenvolvimento do estudo podem ser divididos em dois grupos:

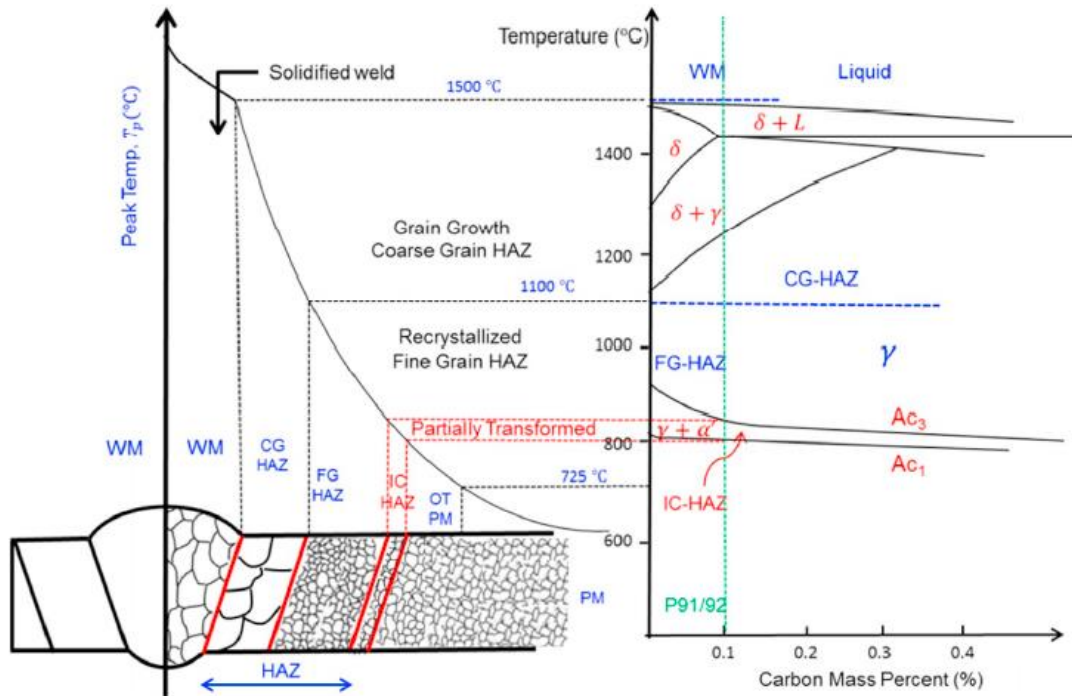
1. Devido à pressão interna de 15,2 MPa no bico e da vibração da válvula conectada, a parede interna do tubo tem uma maior concentração de tensão. Isso implica no desenvolvimento de trincas por fadiga próximo da ZTA. O desenvolvimento da trinca tende a se estender até parede externa.
2. Devido à água ficar estagnada no bocal por muito tempo, a ponta da trinca ficará corroída. A trinca por fadiga evolui para trinca por fadiga por corrosão durante a propagação da trinca.

### 2.1.5 Ardghail, Leen e Harrison (2020)

Este trabalho trata da previsão de vida útil dos componentes soldados de aço 9Cr e sua importância frente às mudanças entre operação em estado estacionário, carga básica, transitória e flexível. A soldagem e o tratamento térmico dos componentes do 9Cr alteram a microestrutura do aço e produzem uma ZTA, que é suscetível a falha precoce sob condições de fluência e cíclicas de alta temperatura.

Os processos ideais de soldagem e tratamento térmico não podem ser identificados experimentalmente, mas a simulação de elementos finitos é uma solução prática para este problema. Os autores realizam uma revisão das metodologias de soldagem, tratamento térmico e operação em serviço em usinas termelétricas do aço 9Cr.

Figura 8 – Representação das diferentes zonas metalúrgicas presentes em uma junta soldada com o diagrama de fase correspondente para aços 9Cr.



Fonte: Ardghail, Leen e Harrison (2020).

Os processos de soldagem submetem o aço a altas temperaturas localmente e formam ZTA's. Uma representação esquemática de ZTA é mostrada na Figura 8, sendo esta subdividida da seguinte forma:

1. ZTA de granulação grossa (CGHAZ): As temperaturas experimentadas por esta região se aproximam daquelas dos processos de tratamento térmico de normalização. O aço se transforma totalmente em austenita e os precipitados  $M_{23}C_6$  se dissolvem. Os grãos de austenita recrystalizam e crescem, resultando em grãos grossos.
2. ZTA de granulação fina (FGHAZ): As temperaturas experimentadas por esta região são suficientes para transformar totalmente o material em austenita e causar a recrystalização do grão, mas o material normalmente esfria antes que o crescimento do grão possa ocorrer. Os precipitados de  $M_{23}C_6$  não se dissolvem e podem engrossar devido a altas temperaturas.
3. ZTA Intercrítica (ICHAZ): Esta região se transforma parcialmente em austenita. Algumas regiões recrystalizam enquanto a martensita restante amolece devido ao revenimento adicional. Os efeitos de têmpera adicionais fazem com que os precipitados de  $M_{23}C_6$  se tornem mais grossos.

4. Metal de base super temperado (OTPM): As temperaturas experimentadas por esta região (700 °C a 800 °C) produzem efeitos de revenimento, como engrossamento de estruturas martensíticas alongadas e engrossamento de precipitado. As temperaturas são insuficientes para que ocorra a transformação de fase.
5. Metal de base não afetado (PM): Esta região está muito longe da linha de fusão para experimentar altas temperaturas, como aquelas associadas à transformação de fase ou mesmo têmpera. A microestrutura não é afetada pelo processo de soldagem.

O estudo define que a previsão do desempenho do componente é tão confiável quanto as informações disponíveis sobre o material. Medir de forma abrangente os parâmetros em um componente soldado seria proibitivamente caro e, no caso de testes destrutivos, requer a fabricação de novos componentes para uso real. Se a microestrutura e o estado de tensão residual pudessem ser previstos com precisão, baseado no conhecimento do material recebido e dos processos de soldagem e tratamento térmico posterior à soldagem aplicados a ele, seria possível uma previsão de vida significativamente mais econômica. Um dos objetivos deste trabalho é tentar encontrar ou desenvolver um modelo capaz de representar de maneira mais completa as alterações no material metálico recebido, devido aos efeitos de soldagem e tratamento térmico.

A conclusão do estudo indica que, apesar da gama de soldagens térmicas, evolução da microestrutura e modelos constitutivos disponíveis para pesquisadores e projetistas, os autores não estão cientes de quaisquer tentativas de combiná-los e aplicá-los como modelos aptos para identificar alterações no material devido ao processo de soldagem. Portanto, é necessário um maior desenvolvimento da modelagem através do processo.

### **2.1.6 Czajkowski (1992)**

Este trabalho realiza uma análise de falha em um trecho de tubulação de sucção de uma bomba de água para alimentação de processo de uma usina nuclear. O trecho de falha da tubulação corresponde a duas varas de tubo de aço-carbono *American Society for Testing Materials* (ASTM) A106 Grade B unidas por meio de um cotovelo de aço-carbono ASTM A234 WPB pelo método de solda SMAW com o eletrodo AWS E7018. Toda montagem possui diâmetro nominal de 460 mm e espessura de parede de 13 mm.

A linha de sucção opera com temperatura do fluido de trabalho de 190 °C, pressão de 2.550 kPa e vazão máxima de 2.300 Ton/h. O fluido nessas condições é composto apenas por fase líquida, sem a presença de vapor.

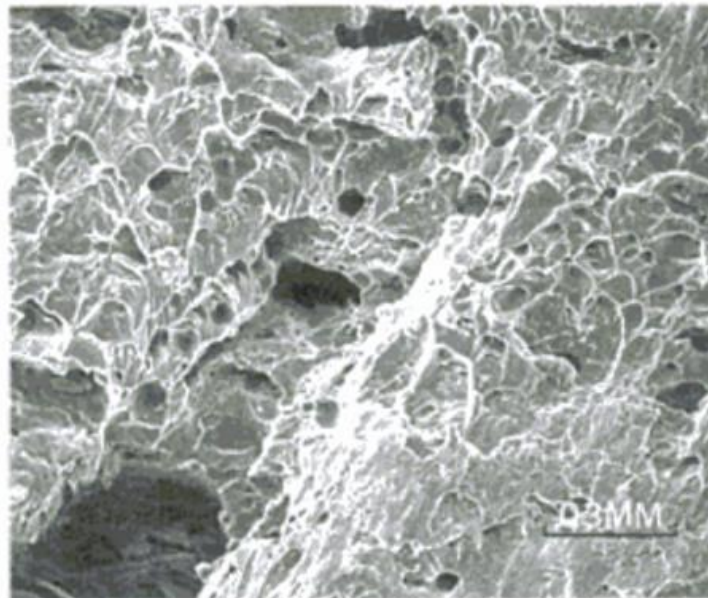
Durante a operação, o cotovelo apresentou duas fraturas, ambas por propagação de trincas. As trincas estavam separadas entre si por 100 mm e aproximadamente 50 mm da solda.

Cinco amostras da falha foram avaliadas. A primeira continha material do tubo, cotovelo e solda, da qual amostras para ensaios químicos e óticos foram retirados. O restante do material foi usado para ensaios mecânicos.

Duas amostras possuíam aparência granulada em suas superfícies internas, exibindo dois tipos distintos de óxidos: um filme enegrecido e fortemente aderente (magnetita) e um óxido pulverulento cor de ferrugem (semelhante à hematita na aparência). Uma ranhura profunda foi observada e posteriormente seccionada para avaliações por MEV. O exame visual das superfícies de fratura nas amostras não revelou indicações grosseiras de fadiga.

Várias áreas ao redor das bordas da fratura das amostras foram examinadas por MEV, sendo uma delas apresentada na Figura 9. Todas as fraturas apresentaram aspecto dúctil, com características típicas de fratura dúctil rápida. O exame não revelou evidência de outro mecanismo.

Figura 9 – MEV sobre a superfície de ruptura, evidenciando o aspecto de fratura dúctil.

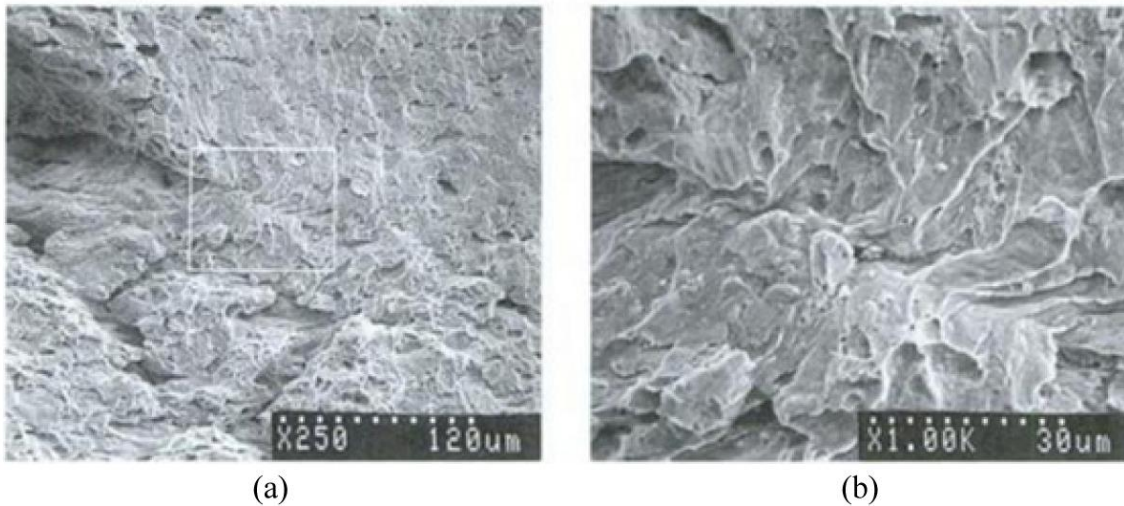


Fonte: Czajkowski (1992).

Também foram observadas fraturas dúcteis nas bordas de pequenos rasgos nas superfícies da falha, junto com rasgos possivelmente associados às inclusões. O provável local

de início da falha foi localizado em uma face da fratura por meio da ampliação do fractógrafo do MEV, apresentado na Figura 10.

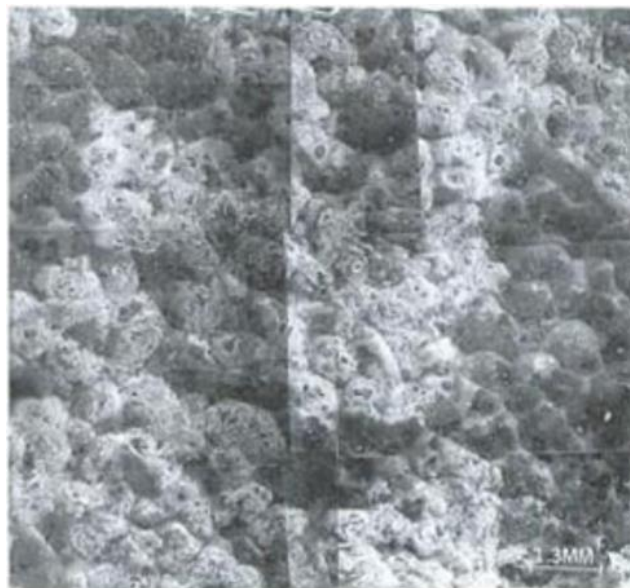
Figura 10 – Provável local de iniciação da falha. (a) Fractógrafo de alta ampliação do rasgo linear. (b) MEV da região em caixa em (a).



Fonte: Czajkowski (1992).

As superfícies internas do cotovelo e do material da tubulação também foram examinadas por MEV. Um fractógrafo de baixa ampliação revelou uma aparência escalonada, com áreas de filme de óxido denso, conforme ilustra a Figura 11. O material do cotovelo se apresentou mais oxidado que o material da tubulação.

Figura 11 – Fractógrafo de baixa ampliação da superfície interna do material do cotovelo, mostrando características recortadas e superfície altamente oxidada.

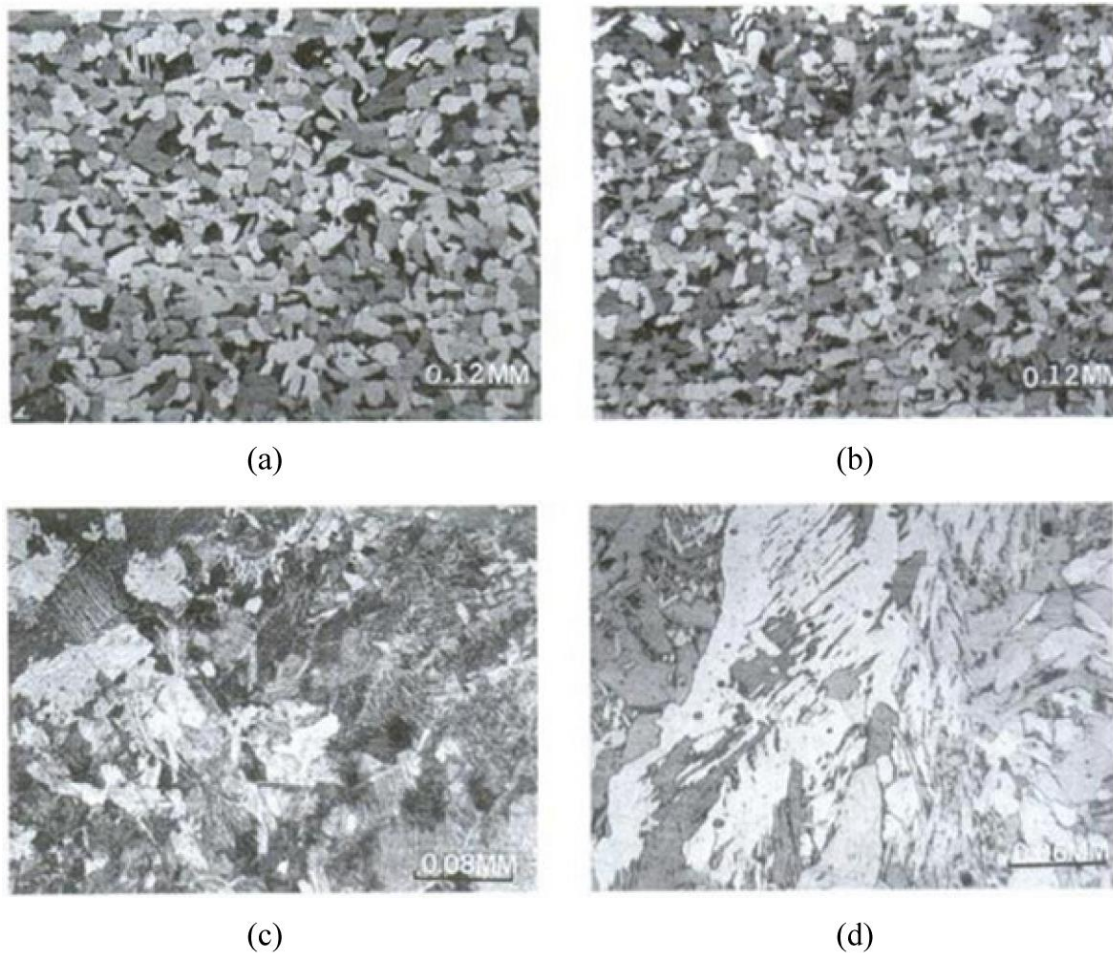


Fonte: Czajkowski (1992).



A Figura 12 representa as microestruturas dos metais constituintes da região de falha. As análises mostram que as microestruturas são consistentes para um aço de baixo carbono soldado.

Figura 12 – Microestruturas do tubo, cotovelo, ZTA e material de solda. (a) e (b) Ferrita e perlita nas amostras de tubo e cotovelo, respectivamente. (c) Perlita fina no ZTA no lado do tubo da solda, típica de transformação em baixa temperatura. (d) Amostra de solda, mostrando uma estrutura tipicamente colunar.



Fonte: Czajkowski (1992).

A taxa acelerada ou aumentada de ataque a um metal causada pelo movimento relativo entre um líquido corrosivo e a superfície do metal é geralmente denominada corrosão por erosão. Esse tipo de ataque é reconhecido pelo aparecimento de ondas, buracos arredondados, vales e sulcos. Outra característica que pode ocorrer é a formação de covas sobrepostas em formato de "ferradura", fazendo com que o material pareça recortado. A corrosão por erosão geralmente ocorre em áreas de turbulência de fluido, associada a restrições em um sistema, por exemplo: curvas, orifícios, cotovelos, juntas em T e alterações no diâmetro.

Altas velocidades de fluxo resultam em aumento do ataque de corrosão e erosão. A temperatura também pode contribuir significativamente para este fenômeno. A maioria dos incidentes envolvendo condições de fluxo monofásico ocorrem na faixa de temperatura de 50 a 230 °C, sendo 140 a 260 °C a faixa normal para condições de fluxo bifásico. A temperatura crítica para os aços-carbono ocorre na faixa de 130 a 150 °C.

O afinamento da espessura do cotovelo e do material do tubo, juntamente com a característica de ruptura dúctil, indicam que o tubo falhou como resultado de um mecanismo de corrosão e erosão, que afinou a parede o suficiente para causar a rápida propagação da trinca no material após sua tensão de projeto ter sido excedida.

O método mais comum de reduzir a possibilidade de falhas por mecanismo de corrosão e erosão é usar materiais mais resistentes. Foi demonstrado que a adição de pequenas quantidades (cerca de 2%) de cromo a um aço diminui a taxa de corrosão e erosão.

Os métodos de projeto para reduzir esse tipo de ataque incluem o aumento do diâmetro do tubo de um determinado sistema (para diminuir efetivamente a velocidade), o aumento da espessura de certas seções e a simplificação ou eliminação de curvas acentuadas ou transições em um determinado sistema.

### **2.1.7 Silva (2007)**

Neste trabalho, o autor avalia o comportamento das tensões residuais em tubulações de aço ASTM A106 Grade B com pequeno diâmetro, soldada pelos processos *Tungsten Inert Gas* (TIG) manual e automático. Buscou-se também avaliar o efeito do aporte térmico sobre o perfil de tensões, bem como correlacionar os resultados com a microestrutura e dureza. A medição das tensões foi realizada através de difração de raio-x. Análises metalográficas foram realizadas na seção transversal da junta, através de microscopia ótica e MEV. Com base nos resultados experimentais apresentados neste trabalho foi possível concluir que:

As medições das tensões residuais axiais realizadas na superfície externa do tubo mostraram que o comportamento do perfil de tensões é diferente do normalmente encontrado na literatura para chapas, sendo formado por tensões compressivas na região da solda (zona fundida e ZTA) e por tensões trativas nas regiões mais afastadas.

Elevados níveis de tensões residuais axiais compressivas na superfície externa de tubos de parede fina, localizadas na região da solda, podem representar uma situação crítica, pelo fato de, possivelmente, se concentrarem no metal de solda e na ZTA.

A geometria da junta pode causar uma assimetria no perfil das tensões ao longo da solda, fazendo com que as amostras com 4 in de diâmetro, independente do ciclo térmico usado, apresentem o ponto de máxima tensão residual localizado na ZTA adjacente ao cordão de solda, o qual corresponde ao lado chanfrado da junta.

Para as amostras com 2 in de diâmetro, a geometria da junta não influenciou o comportamento das tensões residuais. A soldagem com baixo aporte térmico proporciona uma boa uniformidade dos perfis de tensão. Já as amostras soldadas com elevado aporte térmico apresentam variações no comportamento do perfil de tensões, resultando em uma difícil interpretação dos resultados.

Nenhuma das amostras soldadas apresentou valores de dureza acima do máximo estabelecido por norma, que é de 248 HV, mostrando que o fato da junta apresentar dureza baixa não necessariamente representa que esta não esteja sujeita a um elevado nível de tensões residuais.

## **2.2 REFERÊNCIA PARA A MODELAGEM TEÓRICA COMPUTACIONAL**

### **2.2.1 Abaqus-6.14 (2014)**

Para o presente trabalho, foi utilizada como referência para a modelagem pelo MEF a documentação do software Abaqus/CAE 6.14 (Dassault Systèmes®).

Este documento fornece informações referentes a dez tópicos:

1. Modelagem e visualização;
2. Análise;
3. Exemplos;
4. Tutoriais;
5. Referências;
6. Programação
7. Interface;
8. Informações;
9. Informações de atualização do Abaqus 6.14;
10. Instalação e licença.

Neste trabalho, todas as modelagens realizadas consideraram apenas o regime linear elástico do material. Foram aplicadas três técnicas de modelagem, descritas a seguir.

### **2.2.1.1 Modelagem de Carregamento Mecânico**

Esta modelagem é determinada por um conjunto de cargas e condições de contorno usadas para definir uma condição de carregamento particular. O modelo permite usar um ou mais casos de carga para estudar as respostas lineares de uma estrutura sujeita a diferentes condições de carregamento nos seguintes tipos de análises: perturbação estática, dinâmica de estado estacionário direta, dinâmica de estado estacionário e geração de subestrutura. Uma análise de caso de carga é geralmente muito mais eficiente do que a análise de múltiplas etapas equivalente, uma vez que aproveita o princípio da superposição linear. Pode-se definir as condições em que uma estrutura está sendo solicitada de forma direta em termos de cargas, condições de limite ou em termos de combinações de casos de carga previamente definidos.

### **2.2.1.2 Modelagem de Tensão Térmica Sequencialmente Acoplada**

Esta modelagem é usada quando o campo de tensão e deformação em uma estrutura depende do campo de temperatura, mas o campo de temperatura pode ser encontrado sem o conhecimento da resposta de tensão e deformação. Dessa forma, primeiramente é analisada a transferência de calor desacoplada para que, em seguida, possa ser feita a análise de tensão e deformação.

As temperaturas são lidas na análise de tensão como um campo predefinido em que a temperatura varia com a posição e o tempo. Esses campos predefinidos são sempre lidos nos nós. Eles são então interpolados para os pontos de cálculo dentro dos elementos, conforme necessário. A interpolação de temperatura nos elementos de tensão é geralmente aproximada em uma ordem menor que a interpolação de deslocamento para obter uma variação compatível de deformação térmica e mecânica. Qualquer número de campos predefinidos pode ser lido e as propriedades do material podem ser definidas para depender deles.

### **2.2.1.3 Modelagem *Extended Finite Element Method* (XFEM)**

Esta técnica é utilizada para estudar o início e a propagação de trincas em problemas quase estáticos. O XFEM permite o estudo da propagação de trincas ao longo de um caminho arbitrário e dependente da solução, sem a necessidade de refazer o modelo. O modelo permite a escolha de estudo de uma trinca que propaga arbitrariamente em seu modelo ou uma trinca estacionária. Em ambos os caminhos, a propagação da trinca estará atrelada ao valor da tensão principal máxima ou deformação calculada no domínio da trinca.

O Abaqus fornece algumas abordagens para estudar a nucleação e propagação de trincas usando XFEM. Neste trabalho, foi utilizada a abordagem por comportamento coeso de separação de tração. Neste sentido, devem ser especificadas as propriedades do material que definem a evolução dos danos que levam a eventual falha.

### 2.2.2 Fish e Belytschko (2007)

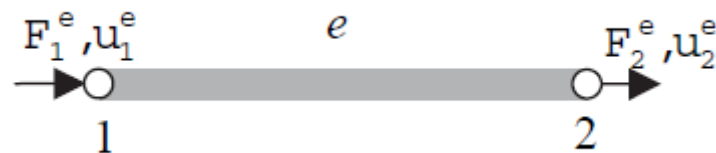
Segundo os autores, os elementos finitos são muito versáteis, podendo ser aplicados em diversos setores. A seguir, são mostrados alguns exemplos de aplicações:

1. Tensões e análises térmicas de peças industriais, como chips eletrônicos, dispositivos elétricos, válvulas e tubos;
2. Vasos de pressão, motores automotivos e aeronaves;
3. Análise sísmica de barragens, usinas de energia, cidades e prédios altos;
4. Análise de colisões de carros, trens e aeronaves;
5. Análise de fluxo de fluido de tanques de refrigeração, poluentes e contaminantes e sistemas de ventilação de ar;
6. Análise eletromagnética de antenas, transistores e assinaturas de aeronaves;
7. Análise de procedimentos cirúrgicos, como cirurgia plástica, reconstrução mandibular, correção de escoliose e muitos outros.

Um exemplo simplificado de aplicação do equacionamento do MEF pode ser dado pela modelagem de uma barra no regime linear elástico mostrando como relacionar as forças internas com os deslocamentos nodais correspondentes.

A configuração adotada para representação da barra é ilustrada pela Figura 13.

Figura 13 – Configuração de um elemento de barra alinhado horizontalmente.



Fonte: Fish e Belytschko (2007).

O equilíbrio do elemento, ou seja, a soma das forças nodais internas agindo sobre o elemento é igual a zero conforme a Equação 1.

$$F_1^e + F_2^e = 0 \quad (1)$$

A lei da tensão-deformação elástica, conhecida como lei de Hooke, que afirma que a tensão  $\sigma^e$  é uma função linear da deformação  $\varepsilon^e$ , conforme a Equação 2.

$$\sigma^e = E^e \varepsilon^e \quad (2)$$

A deformação da estrutura deve ser compatível, ou seja, nenhuma sobreposição pode se desenvolver na estrutura após a deformação. Também será necessária uma definição de tensão para aplicar a lei de Hooke. A única deformação diferente de zero é a deformação axial  $\varepsilon^e$ , que é definida como a razão entre o alongamento  $\delta^e$  e o comprimento do elemento original  $l^e$ , conforme definido pela Equação 3.

$$\varepsilon^e = \frac{\delta^e}{l^e} \quad (3)$$

Em seguida, será desenvolvida a matriz de rigidez do elemento, que relaciona as forças nodais internas do elemento aos deslocamentos nodais do elemento. A matriz de força interna do elemento é denotada por  $F^e$  e a matriz de deslocamento do elemento por  $d^e$ . Para este elemento de dois nós, essas matrizes são dadas pela Equação 4.

$$F^e = \begin{bmatrix} F_1^e \\ F_2^e \end{bmatrix} \quad d^e = \begin{bmatrix} u_1^e \\ u_2^e \end{bmatrix} \quad (4)$$

A matriz de rigidez do elemento  $K_e$  que relaciona essas matrizes é derivada da aplicação da lei de Hooke. As Equações 5, 6 e 7 representam respectivamente deslocamento, tensão e equilíbrio.

$$F_2^e = p^e = A^e \sigma^e \quad (5)$$

$$F_2^e = A^e E^e \varepsilon^e \quad (6)$$

$$F_2^e = A^e E^e \frac{\delta^e}{l^e} \quad (7)$$

O alongamento de um elemento pode ser expresso em termos de deslocamentos nodais, conforme a Equação 8.

$$\delta^e = u_2^e - u_1^e \quad (8)$$

Observe que quando se opera  $u_2^e - u_1^e$ , temos uma translação de corpo rígido, portanto o alongamento desaparece. Substituindo a Equação 8 em 7, temos:

$$F_2^e = k^e (u_2^e - u_1^e) \quad (9)$$

Onde  $k^e$  é dado pela Equação 10.

$$k^e = \frac{A^e E^e}{l^e} \quad (10)$$

A partir do equilíbrio do elemento de barra dado nas Equação 2 e 9, temos:

$$F_1^e = -F_2^e = k^e (u_2^e - u_1^e) \quad (11)$$

Portanto, pelas Equações 9 e 11, temos a Equação 12.

$$\begin{bmatrix} F_1^e \\ F_2^e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} k^e & -k^e \\ -k^e & k^e \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_1^e \\ u_2^e \end{bmatrix} \quad (12)$$

Rearranjando, temos a Equação 13.

$$F^e = K^e d^e \quad (13)$$

Usando as definições descritas, podemos escrever a relação entre as forças nodais e os deslocamentos nodais pela Equação 14.

$$F^e = K^e d^e, \quad \text{onde} \quad K^e = \begin{bmatrix} k^e & -k^e \\ -k^e & k^e \end{bmatrix} = \frac{A^e E^e}{l^e} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \quad (14)$$

De forma geral, os conceitos da análise pelo MEF são muito simples, mas os cálculos que o acompanham não são. A sua implementação é matematicamente mais complexa que a descrita neste exemplo e o processamento é intenso, exigindo a solução de grandes matrizes.

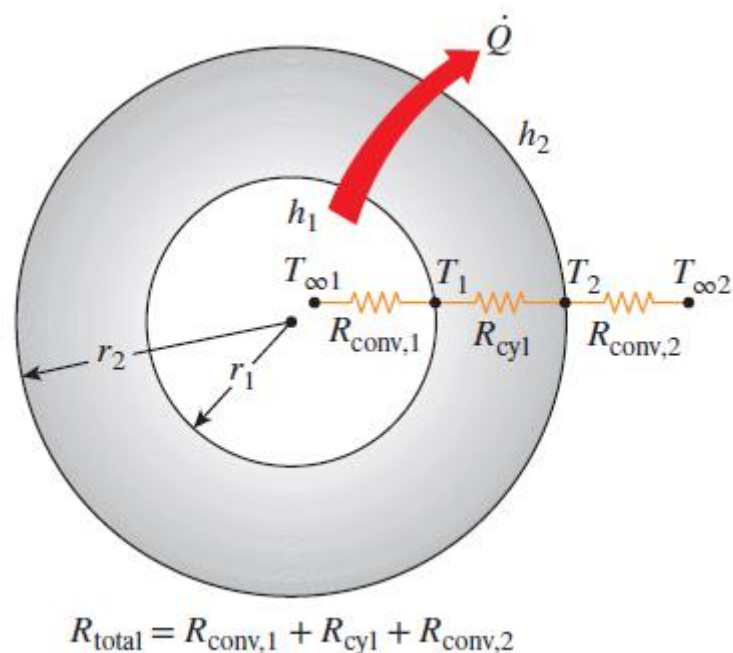
## 2.3 REFERÊNCIA PARA A MODELAGEM TEÓRICA ANALÍTICA

### 2.3.1 CÁLCULO DO CARREGAMENTO TÉRMICO

#### 2.3.1.1 Çengel e Ghajar (2020)

Segundo os autores, a transferência de calor de forma generalizada para multicamadas pode ser modelada por analogia ao equacionamento de sistemas elétricos. Para o estudo em questão, será utilizada a modelagem proposta para uma seção transversal de tubulação submetida a um fluxo de calor, que vai de dentro para fora do sólido, conforme representa a Figura 14.

Figura 14 – A rede de resistência térmica para um tubo submetido a convecção de ambos os lados, interno e externo.



Fonte: Çengel e Ghajar (2020).

Portanto, para este caso temos o fluxo de calor  $\dot{Q}$  definido pela razão entre  $\Delta T$  e  $R_{total}$ . A Equação 15 representa a modelagem.



$$\dot{Q} = \frac{\Delta T}{R_{total}} \quad (15)$$

As Equações 16 e 17 representam a modelagem para os termos  $\Delta T$  e  $R_{total}$ , respectivamente.

$$\Delta T = T_{\infty 1} - T_{\infty 2} \quad (16)$$

$$R_{total} = R_{conv,1} + R_{cyl} + R_{conv,2} \quad (17)$$

Expandindo a Equação 17, temos

$$R_{total} = \frac{1}{(2\pi r_1 L)h_1} + \frac{\ln r_2/r_1}{2\pi Lk} + \frac{1}{(2\pi r_2 L)h_2} \quad (18)$$

Onde  $L$  representa o comprimento da tubulação,  $h_1$  o coeficiente convectivo da superfície interna da tubulação e  $h_2$  o coeficiente convectivo da superfície externa da tubulação.

### 2.3.1.2 Telles (1999)

Quando um tubo é submetido a uma variação de temperatura, ele sofre uma variação de comprimento. Se o tubo estiver livre, essa variação também será livre e não se desenvolverão tensões internas nem reações. Mas se o tubo estiver fixado de alguma forma, aparecerão tensões internas no tubo e reações nos pontos de fixação, em consequência da restrição imposta à livre dilatação ou contração do tubo.

Para este desenvolvimento, iremos supor que um tubo reto está fixado firmemente nos dois extremos. Se ele sofrer um aumento de temperatura, como ele não pode se dilatar, exercerá uma ação sobre os pontos de fixação, tendendo a afastá-los. Pela lei de Hooke, teremos então a Equação 19.

$$E = \frac{P/A}{\delta/L} \quad (19)$$

Onde  $P$  é a ação sobre os pontos de fixação,  $A$  é a área da seção transversal do tubo,  $\delta$  é a dilatação livre do tubo,  $L$  é o comprimento do tubo e  $E$  é o módulo de elasticidade do material.

A dilatação livre da tubulação pode ser calculada pela Equação 20.

$$\delta = L \alpha \Delta T \quad (20)$$

Onde  $\alpha$  é o coeficiente de dilatação linear do material e  $\Delta T$  é a variação de temperatura que o a tubulação será submetida.

Dessa forma. manipulando as Equações 19 e 20, pode-se chegar à representação da ação sobre os pontos de fixação.

$$P = E A \alpha \Delta T \quad (21)$$

A tensão interna  $S$  que o material estará submetido é representada pela Equação 22.

$$S = \frac{P}{A} \quad (22)$$

### 2.3.1.3 Hetnarski e Eslami (2009)

Segundo os autores, quando uma tubulação está submetida a um carregamento térmico onde o fluxo térmico vai de dentro para a fora da parede da tubulação, é possível dizer que tensões serão geradas no material. Dessa forma, quando o plano da seção transversal da tubulação é analisado, podem ser definidas as tensões na direção radial, transversal e axial da tubulação conforme apresentadas respectivamente nas Equações de 23 a 25.

$$\sigma_{rr} = -\frac{E\alpha T_d}{2(1-\nu)\ln\frac{b}{a}} \left[ \ln\frac{b}{r} + \frac{a^2}{b^2-a^2} \left( 1 - \frac{b^2}{r^2} \right) \ln\frac{b}{a} \right] \quad (23)$$

$$\sigma_{\phi\phi} = \frac{E\alpha T_d}{2(1-\nu)\ln\frac{b}{a}} \left[ 1 - \ln\frac{b}{r} - \frac{a^2}{b^2-a^2} \left( 1 + \frac{b^2}{r^2} \right) \ln\frac{b}{a} \right] \quad (24)$$

$$\sigma_{zz} = -\frac{\nu E \alpha T_d}{2(1-\nu) \ln \frac{b}{a}} \left[ 1 - \frac{2a^2}{b^2 - a^2} \ln \frac{b}{a} - \frac{2}{\nu} \ln \frac{b}{r} \right] - E \alpha (T_b - T_0) \quad (25)$$

Os termos  $E$ ,  $\alpha$  e  $\nu$  representam as propriedades do material da tubulação e são, respectivamente, o módulo de elasticidade, coeficiente de dilatação térmica e coeficiente de Poisson.

Os termos  $a$  e  $b$  são, respectivamente, os raios internos e externos da tubulação. Os termos  $T_a$  e  $T_b$  são, respectivamente, as temperaturas da superfície interna e externa da tubulação, que leva à Equação 26.

$$T_d = T_a - T_b \quad (26)$$

Vale ressaltar que esse equacionamento considera como  $T_0$  a temperatura de referência onde a deformação do material é nula.

## 2.3.2 CÁLCULO DE CARREGAMENTO ESTÁTICO

### 2.3.2.1 Beer et. al (2019)

Segundo os autores, quando um corpo está em equilíbrio estático no espaço, o somatório das seis componentes de esforços solicitantes são nulos. Considerando uma viga simplesmente apoiada no plano “xy”, conforme ilustra a Figura 15, são necessárias apenas três equações para descrever o equilíbrio estático do corpo, conforme mostrado nas Equações 27, 28 e 29.

Figura 15 – Viga simplesmente apoiada no plano “xy”.



Fonte: Beer et. al (2019).

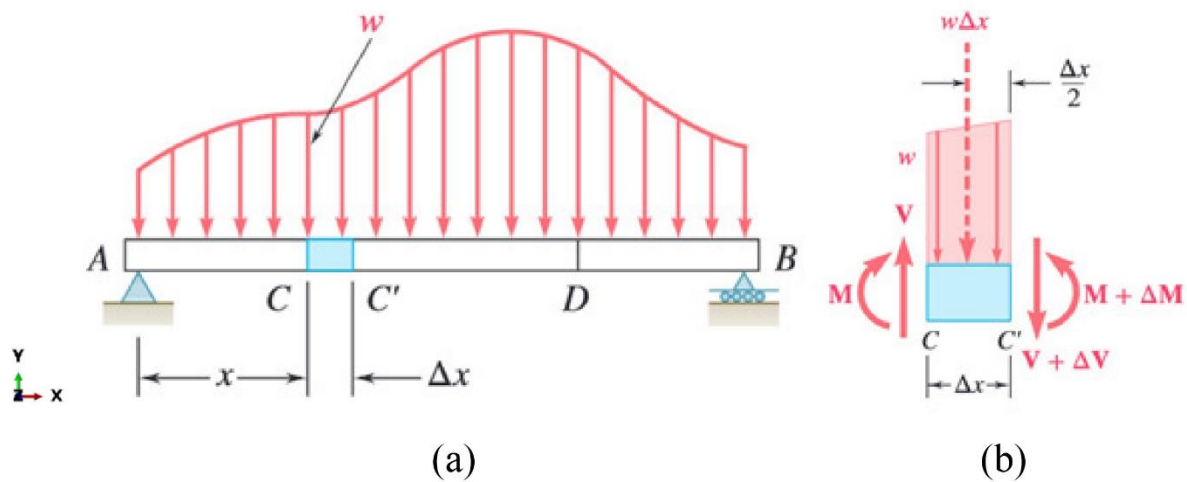
$$\sum F_x = 0 \quad (27)$$

$$\sum F_y = 0 \quad (28)$$

$$\sum M_z = 0 \quad (29)$$

Caso a viga estiver carregada no plano “xy” com uma força distribuída ao longo do seu comprimento, haverá esforços internos como representa a Figura 16.

Figura 16 – Viga simplesmente apoiada no plano “xy” carregada com uma força distribuída ao longo do seu comprimento. (a) Representação da viga e localização da seção analisada. (b) Representação do equilíbrio de esforços internos na seção.



Fonte: Beer et. al (2019).

Portanto, a modelagem matemática que rege o equilíbrio estático pela relação entre os esforços solicitantes e os esforços internos de uma viga no plano “xy” pode ser descrita pelas Equações 30 e 31.

$$\frac{dV}{dx} = -w \quad (30)$$

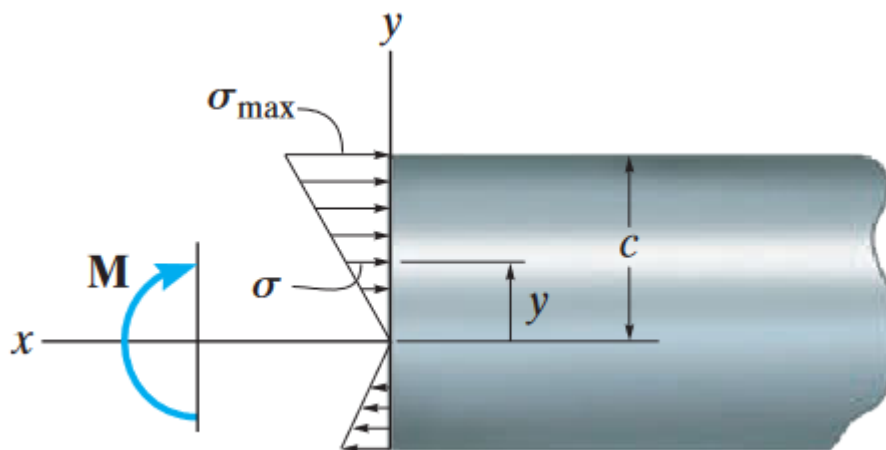
$$\frac{dM}{dx} = V \quad (31)$$

### 2.3.2.2 Hibbeler (2010)

#### 2.3.2.2.1 Flexão da Viga

O esforço interno de momento fletor em uma viga pode ser diretamente relacionado com a distribuição de tensões normais. A distribuição das tensões normais em uma seção transversal da viga, conforme ilustrado pela Figura 17, pode ser descrito pela Equação 32.

Figura 17 – Vista lateral da viga demonstrando a distribuição de tensões normais à seção transversal.



Fonte: Hibbeler (2010).

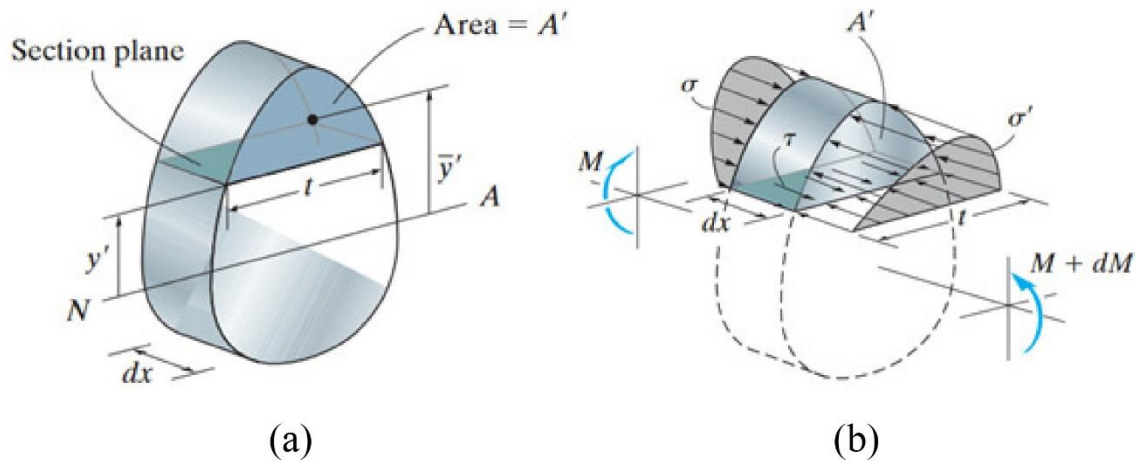
$$\sigma = \frac{M(x) y}{I_z} \quad (32)$$

O termo  $\sigma$  representa a tensão normal em um ponto da seção transversal da viga. O termo  $M(x)$  representa o momento fletor interno resultante do carregamento aplicado em uma posição  $x$  ao longo do comprimento da viga. O termo  $y$  representa a distância perpendicular da linha neutra na seção transversal da viga onde o ponto de interesse está localizado. O termo  $I_z$  representa o momento de inércia da seção transversal da viga em torno do eixo “z” que é ortogonal ao plano “xy”.

#### 2.3.2.2.2 Cisalhamento da Viga

O esforço interno de força cortante em uma viga pode ser diretamente relacionado com a distribuição de tensão de cisalhamento longitudinal. A distribuição das tensões de cisalhamento em uma seção transversal da viga, conforme ilustrado pela Figura 18, pode ser descrito pela Equação 33.

Figura 18 – Vista de um corte transversal da viga ilustrando a distribuição de tensão cisalhante. (a) Ilustração da região de interesse para efetuar o cálculo da distribuição da tensão cisalhante atuante na seção transversal da viga. (b) Ilustração da distribuição da tensão cisalhante ao longo da seção transversal da viga.



Fonte: Hibbeler (2010).

$$\tau = \frac{V(x) Q}{I_z t}, \quad \text{onde} \quad Q = \bar{y}' A' \quad (33)$$

O termo  $\tau$  representa a tensão cisalhante em um ponto da seção transversal da viga localizado a uma distância  $y'$  da linha neutra da seção transversal da viga. O termo  $V(x)$  representa a força cortante resultante do carregamento aplicado em uma posição  $x$  ao longo do comprimento da viga. O termo  $Q$  representa a parte superior (ou inferior) da área da seção transversal da viga, definida pela seção onde  $t$  é medido. O termo  $I_z$  representa o momento de inércia da seção transversal da viga em torno do eixo “z”, que é ortogonal ao plano “xy”. O termo  $t$  representa a largura da seção transversal onde  $\tau$  está sendo calculado.

### 2.3.2.2.3 Linha Elástica da Viga

A análise de inclinação e deflexão de uma viga pode ser expressa por meio da combinação entre a lei de Hooke e a fórmula da flexão, uma vez que as hipóteses de material homogêneo e comportamento linear são admitidos. A Equação 34 descreve essa relação.

$$\frac{1}{\rho} = \frac{M(x)}{EI_z} \quad (34)$$

O termo  $\rho$  é o raio de curvatura em um ponto específico da linha elástica ( $1/\rho$  é a própria curvatura). O termo  $M(x)$  é o momento fletor interno da viga no ponto em que  $\rho$  deve ser determinado. O termo  $E$  é o módulo de elasticidade do material. O termo  $I_z$  representa o momento de inércia da seção transversal da viga em torno do eixo “z”, que é ortogonal ao plano “xy”.

A Equação 35, que representa a linha elástica da viga, é diferencial ordinária linear de segunda ordem e não homogênea. A partir desta, são construídas as Equações 36 e 37 por integração. Vale ressaltar que, para resolver essas equações, surgem constantes durante a operação de integração. O valor dessas constantes deve ser obtido por meio das condições de contorno de apoio ou restrições de movimento que são impostas à estrutura da viga.

$$EI \frac{d^2v}{dx^2} = M(x) \quad (35)$$

$$EI \frac{d^3v}{dx^3} = V(x) \quad (36)$$

$$EI \frac{d^4v}{dx^4} = -w(x) \quad (37)$$

### 2.3.2.3 Norton (2013)

Segundo o autor, uma tubulação submetida a pressões externas e internas pode ser descrita por um estado de tensão bidimensional em um plano de sua seção transversal. As componentes de tensão são orientadas nas direções tangenciais e radiais, seguindo as respectivas modelagens apresentadas pelas Equações 38 e 39, considerando um tubo de paredes espessas.

$$\sigma_t = \frac{p_i r_i^2 - p_o r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} + \frac{r_i^2 r_o^2 (p_i - p_o)}{r^2 (r_o^2 - r_i^2)} \quad (38)$$

$$\sigma_r = \frac{p_i r_i^2 - p_o r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} - \frac{r_i^2 r_o^2 (p_i - p_o)}{r^2 (r_o^2 - r_i^2)} \quad (39)$$

Os termos  $p_i$  e  $p_o$  são, respectivamente, pressão interna e externa à tubulação. Os termos  $r_i$  e  $r_o$  são, respectivamente, raio interno e externo da tubulação. A coordenada  $r$ , por sua vez, tem origem no centro geométrico da seção transversal da tubulação e atinge seu ponto máximo quando  $r = r_o$ . É importante ressaltar que os valores de tensão das Equações 38 e 39 são válidas apenas para o intervalo  $r_o < r < r_i$ .

## 2.4 NORMAS

### 2.4.1 *American Society of Mechanical Engineers (ASME)*

Fundada em 1880 como *The American Society of Mechanical Engineers*, a ASME é uma organização profissional sem fins lucrativos que permite a colaboração, o compartilhamento de conhecimento e o desenvolvimento de habilidades em todas as disciplinas da engenharia, ao mesmo tempo que promove o papel vital do engenheiro na sociedade. Os códigos e padrões ASME, publicações, conferências, educação continuada e programas de desenvolvimento profissional fornecem uma base para o avanço do conhecimento técnico e um mundo mais seguro (ASME BPVC – Section II, Part C, 2010).

A ASME criou um comitê em 1911 com objetivo de formular normas para a construção de caldeiras de vapor e vasos de pressão. Este comitê foi chamado de *Boiler and Pressure Vessel Committee (BPVC)* (ASME BPVC – Section II, Part C, 2010).

Para o desenvolvimento deste trabalho, serão utilizadas três normas da ASME, representadas pelos tópicos a seguir.

### 2.4.2 ASME BPVC 2010 – Section II, Part C (2010)

Este código é uma seção de serviço para outras seções do BPVC, fornecendo especificações de material para a fabricação, aceitabilidade, composição química, usabilidade mecânica, revestimento, requisitos e procedimentos de teste, características operacionais e usos pretendidos para hastes de soldagem, eletrodos e metais de adição. Essas especificações são designadas por números da *Specification for Filler Metal Analysis (SFA)*, que derivam das especificações da AWS.

Esta seção foi utilizada neste trabalho para mapear as propriedades dos materiais que compõem a solda aplicada à tubulação em análise e, adicionalmente, verificar e documentar os limites aceitáveis para a condição de trabalho proposta em projeto.



### **2.4.3 ASME BPVC 2010 – Section II, Part D (2010)**

Este código é uma seção de serviço para outras seções do BPVC, fornecendo tabelas de propriedades de materiais, incluindo valores permitidos de projeto de tração e tensão de escoamento, propriedades físicas, e gráficos e tabelas de pressão externa. A parte D facilita a pronta identificação de materiais para seções específicas do BPVC. A parte D contém apêndices que definem critérios para o estabelecimento de tensões admissíveis, as bases para o estabelecimento de gráficos de pressão externa e as informações necessárias para a aprovação de novos materiais. (ASME, 2010)

Para este trabalho, esta seção foi utilizada para mapear as propriedades dos materiais que compõem as varas de tubulação e seus acessórios em análise e, adicionalmente, verificar e documentar os limites aceitáveis para a condição de trabalho proposta em projeto.

### **2.4.4 ASME B31.1 (2014)**

Este código prescreve requisitos mínimos para o projeto, materiais, fabricação, teste, exame, inspeção, operação e manutenção de sistemas de tubulação normalmente encontrados em estações geradoras de energia elétrica, plantas industriais e institucionais, sistemas de aquecimento geotérmico e central e sistemas de aquecimento e refrigeração distritais.

Ele também cobre a tubulação externa de caldeiras de energia e caldeiras de água de alta temperatura e alta pressão nas quais o vapor é gerado a uma pressão de mais de 100 kPa, em temperaturas superiores a 120 °C.

No desenvolvimento deste projeto, esta seção foi utilizada para mapear os requisitos de projeto e o estabelecimento de boas práticas do ponto de vista da aplicação em questão. Adicionalmente foi conferido todo o dimensional das peças comerciais adotadas em projeto para análise de conformidade com a norma vigente.

### **2.4.5 ASME B31.3 (2014)**

Este código contém requisitos para tubulações normalmente encontradas em refinarias de petróleo, plantas químicas, farmacêuticas, têxteis, de papel, semicondutoras e criogênicas, plantas de processamento e terminais relacionados. Abrange materiais, projeto, fabricação, montagem, exame, inspeção e teste de tubulação.

Esta resolução se aplica à tubulação para todos os fluidos, incluindo: produtos químicos brutos, intermediários e acabados, produtos de petróleo, gás, vapor, ar e água, sólidos fluidizados, refrigerantes e fluidos criogênicos.

Essa norma foi utilizada com o mesmo objetivo da ASME B31.1, porém existem recomendações adicionais para materiais específicos deste projeto em análise que são encontrados exclusivamente neste documento.

#### **2.4.6 VDI 3822 (2011)**

Segundo essa norma, os produtos são manufaturados para funcionar de forma confiável e segura durante o período para o qual se espera que operem. Apesar do projeto e da fabricação cuidadosos, bem como testes, nem sempre é possível evitar defeitos e falhas, mesmo quando a maneira pretendida de operação é adequada. A ocorrência de falhas geralmente leva a perdas econômicas devido a interrupções na produção com a finalidade de realizar os reparos necessários. Além disso, as falhas podem representar uma ameaça à saúde e segurança humana.

Medidas direcionadas para tratar ou prevenir falhas só podem ser apresentadas quando as causas da falha, e quaisquer influências contribuintes, forem identificadas por meio de investigação sistemática. Análises de falhas podem levar a melhorias no desenvolvimento de produto, material, projeto, produção e forma de operação. Além disso, o conhecimento é uma vantagem adquirida e pode ser aplicada imediatamente como controle de qualidade para ajudar a prevenir falhas e introduzir inovações.

O sucesso de uma análise de falha depende de cuidado em seu planejamento, o tipo e a extensão das etapas individuais da investigação, bem como a qualidade do seu desempenho.

A fim de avaliar a experiência adquirida por meio de análises de falhas e tornar a documentação acessível, é necessário ter uniformidade. Portanto, o propósito desta diretriz é: fornecer definições de termos, designar e descrever os tipos de falha de maneira uniforme, fornecer orientação de desempenho sistemático de análises de falha, garantir a comparabilidade dos resultados obtidos por diferentes laboratórios analíticos e estabelecer requisitos para documentação compreensível. As etapas de análise de falha propostas por esse código são ilustradas no fluxograma da Figura 19.

Figura 19 – Fluxograma de análise de falha definido pela VDI 3822.



Fonte: VDI 3822 (2011).

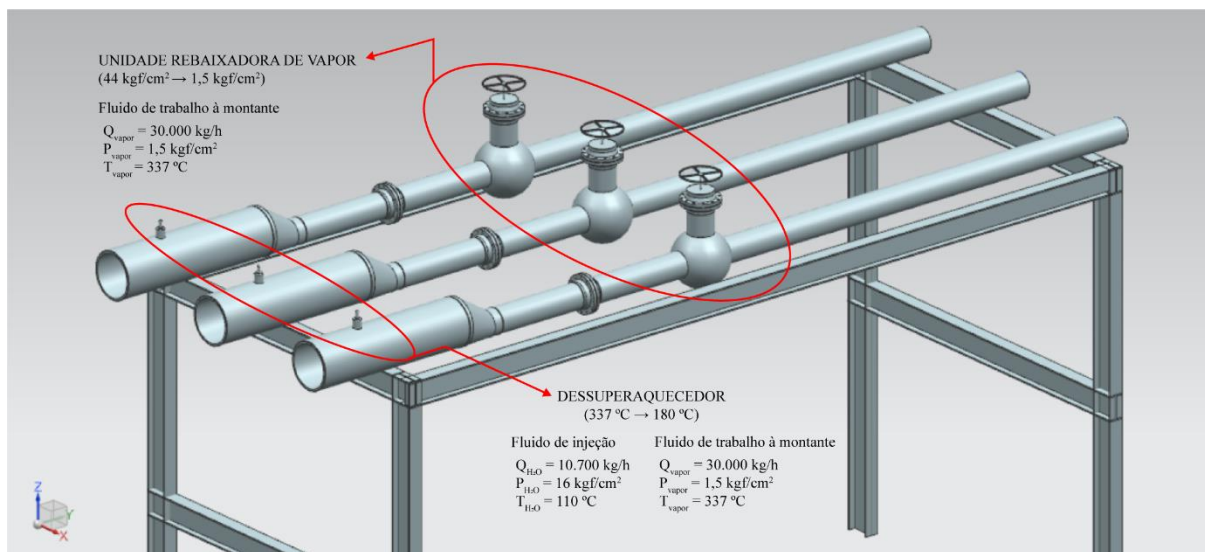
### 3. MATERIAIS E MÉTODOS

#### 3.1. Materiais

O objeto de estudo deste trabalho é um trecho de uma tubulação de vapor de escape que liga a caldeira HPB-Sermatec até os pré- evaporadores de caldo da Usina Vertente, presente em uma das plantas do grupo Tereos Açúcar e Energia Brasil S/A, localizada no município de Guaraci/SP.

O trecho a ser analisado é uma zona crítica para os efeitos causadores da falha por trinca na solda, em razão de promover a modificação do estado físico do vapor de escape em um curto comprimento de tubulação. A montante da redução, existe uma unidade rebaixadora de pressão fazendo com que o vapor passe de 44 kgf/cm<sup>2</sup> para 1,5 kgf/cm<sup>2</sup>. A jusante da redução, existe um sistema de dessuperaquecedor que reduz a temperatura de 337 °C para 180 °C. O trecho em questão é composto por três varas de tubulação, conforme pode ser exemplificado na Figura 20.

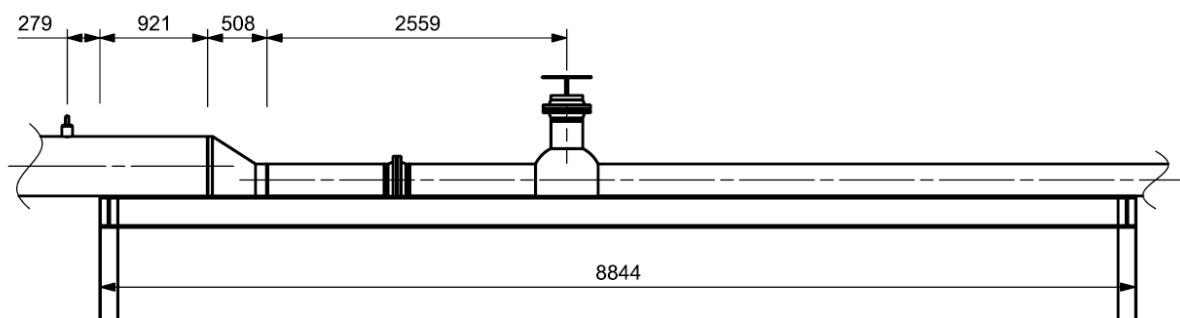
Figura 20 – Representação das três varas de tubulação da linha de vapor de escape da caldeira HPB-Sermatec da Usina Vertente.



Fonte: Próprio autor.

A operação da planta utiliza somente a vara de tubulação central para realizar a condução do vapor de escape. Essa tubulação foi representada na Figura 21 com todas as cotas pertinentes às condições de apoio e a distribuição dos componentes ao longo de seu comprimento.

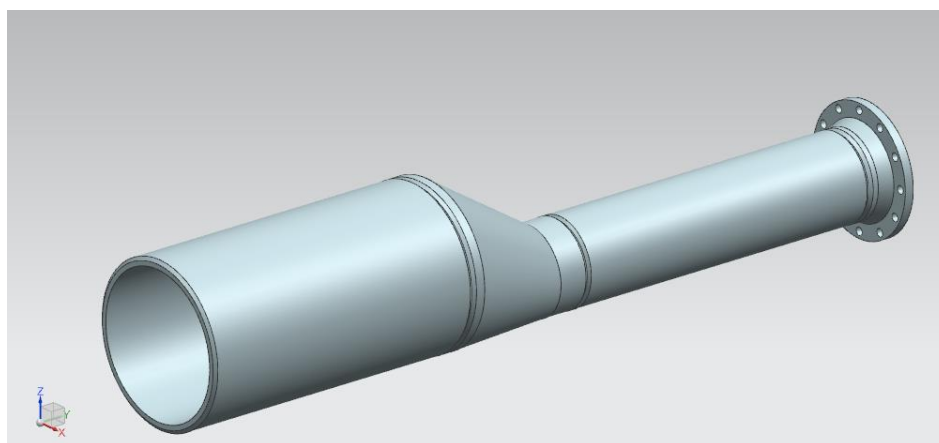
Figura 21 – Representação da vara de tubulação central da linha de vapor de escape da caldeira HPB-Sermatec da Usina Vertente, por vista lateral (todas as medidas estão em mm).



Fonte: Próprio autor.

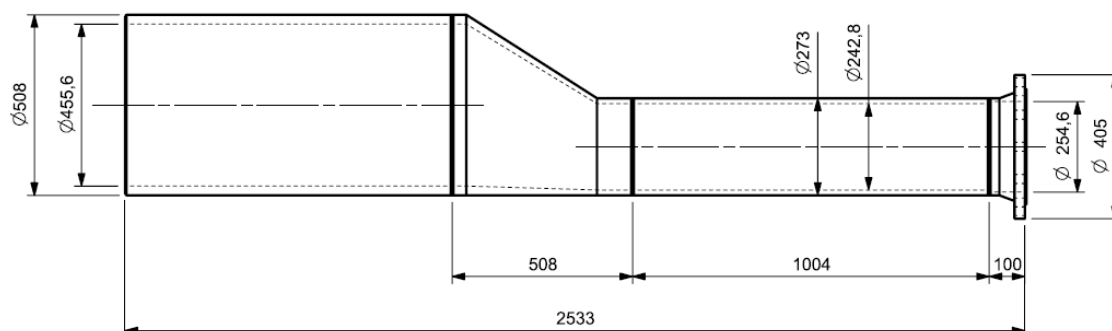
Duas juntas soldadas apresentaram falhas. A primeira junta soldada corresponde à união entre a tubulação de diâmetro nominal de 10 in e a redução excêntrica. A segunda junta soldada corresponde à união entre a redução excêntrica e a tubulação de diâmetro nominal de 20 in. A montagem do conjunto pode ser vista em três dimensões na Figura 22 e em vista lateral planificada na Figura 23.

Figura 22 – CAD do trecho da tubulação de vapor de escape que representa o objeto de estudo deste trabalho.



Fonte: Próprio autor.

Figura 23 – Vista lateral do trecho da tubulação de vapor de escape que representa o objeto de estudo deste trabalho (todas as medidas estão em mm).



Fonte: Próprio autor.

O detalhamento técnico do projeto da tubulação da planta Usina Vertente foi encontrado no acervo da companhia. Os estudos de flexibilidade da tubulação e seu memorial de cálculo foram solicitados e entregues em parte pela empresa responsável pelo projeto desta linha e fazem parte da documentação deste trabalho. Para realizar a conferência de adequação do projeto, estudou-se o detalhamento técnico das juntas soldadas em relação à geometria e materiais foi utilizando o código ASME BPVC, Section II, Part C (2010), AWS A5.18 (2013) e AWS 5.1-04 (2013). No que se refere o detalhamento técnico das tubulações, foram utilizados os códigos ASME B31.1 (2014) e ASME B31.3 (2014). Para os materiais da tubulação, foram usadas as normas ASTM 106/106M-06 (2015), ASTM 234/234M-02 (2015), ASTM 105/105M-03 (2015) e o código ASME BPVC II, Part D (2010).

A tubulação deste projeto, nos diâmetros nominais de 10 e 20 in, são compostas de aço-carbono ASTM A106 Grade B. Sua composição química é apresentada na Tabela 1, suas propriedades mecânicas de resistência à tração são apresentadas na Tabela 2, suas propriedades mecânicas elementares são apresentadas na Tabela 3 e suas propriedades térmicas são apresentadas na Tabela 4.

Tabela 1 – Composição química do aço-carbono ASTM A106 Grade B em porcentagem de massa.

C (max)	Mn	Si (min)	P (max)	S (max)
0,3	0,29 – 1,6	0,1	0,035	0,035

Fonte: ASTM 106/A 106M – 06a (2015).

Tabela 2 – Propriedades mecânicas de resistência à tração do aço-carbono ASTM A106 Grade B.

Limite de Escoamento na Tração (MPa)	Limite de Ruptura na Tração (MPa)	Alongamento Percentual Longitudinal (%)
240	415	22

Fonte: ASTM 106/A 106M – 06a (2015).

Tabela 3 – Propriedades mecânicas elementares do aço-carbono ASTM A106 Grade B.

Densidade (kg/m <sup>3</sup> )	Módulo de Elasticidade à 45 °C (GPa)	Coefficiente de Poisson
7850	210	0,3

Fonte: ASME BPVC, Section II, Part D (2010).

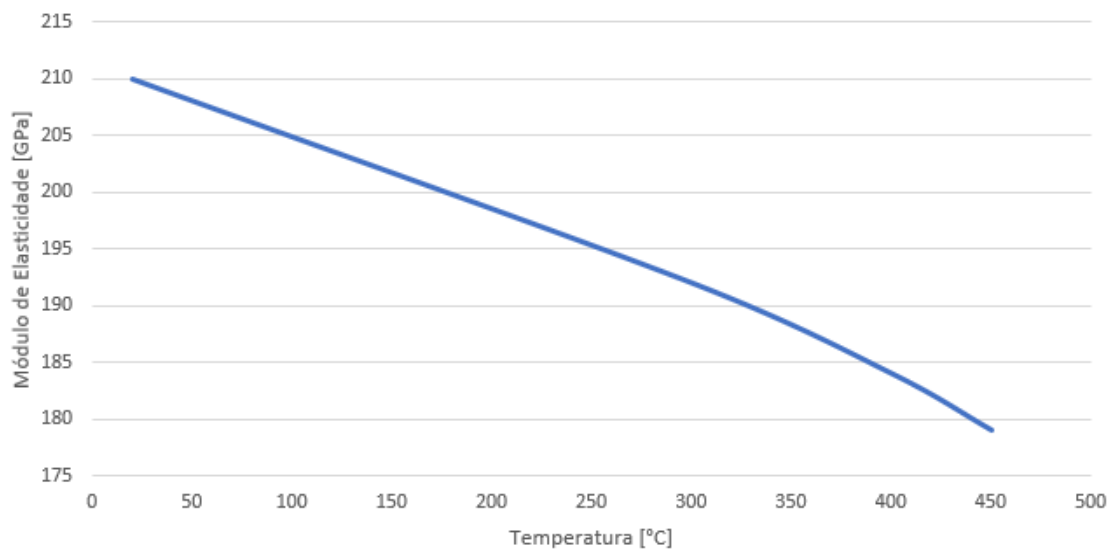
Tabela 4 – Propriedades térmicas do aço-carbono ASTM A106 Grade B.

Coefficiente de Condutividade Térmica (W/m K)	Coefficiente de Dilatação Térmica à 45 °C (µm/m °C)	Calor Específico à 45 °C (J/kg K)
51	12,5	461

Fonte: ASME BPVC, Section II, Part D (2010).

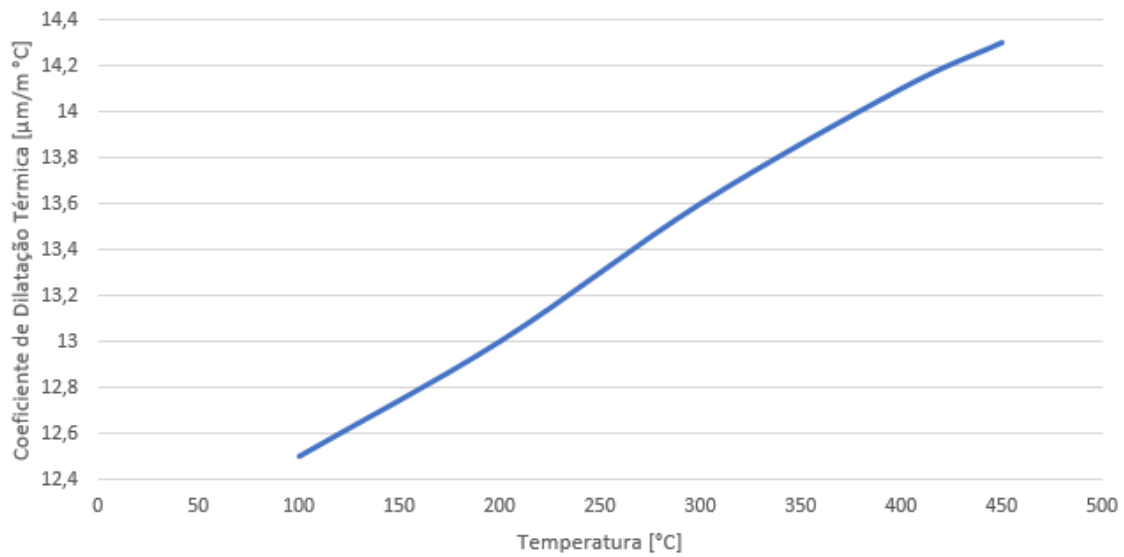
É válido ressaltar que as propriedades de módulo de elasticidade e coeficiente de dilatação térmica variam de acordo com a temperatura de trabalho do aço, conforme ilustrado respectivamente nas Figuras 24 e 25.

Figura 24 – Variação do módulo de elasticidade do aço ASTM A106 Grade B em função da temperatura.



Fonte: ASME BPVC, Section II, Part D (2010).

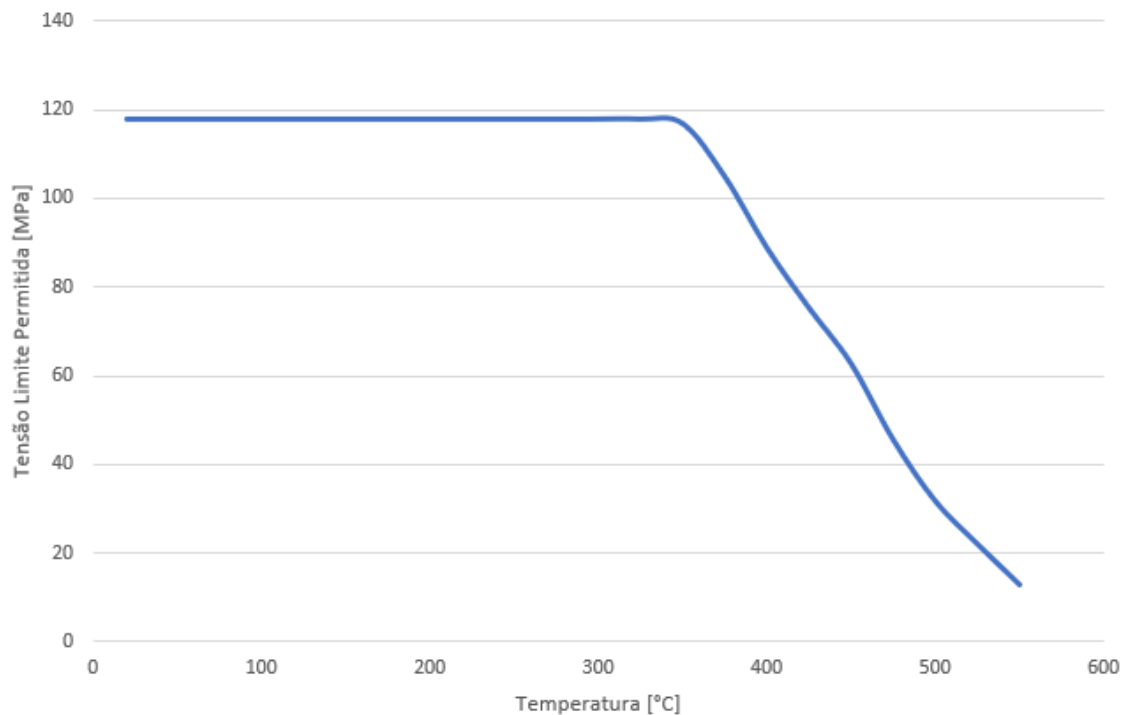
Figura 25 – Variação do coeficiente de dilatação térmica do aço ASTM A106 Grade B em função da temperatura.



Fonte: ASME BPVC, Section II, Part D (2010).

Adicionalmente é definido pelo código ASME BPVC, Section II, Part D (2010) a tensão limite permitida para tubulações de processo feitas de aço ASTM 106 Grade B em função da temperatura de operação. Essa relação é a apresentada pela Figura 26.

Tabela 26 – Tensão limite permitida para tubulações de processo de aço ASTM A106 Grade B em função da temperatura.

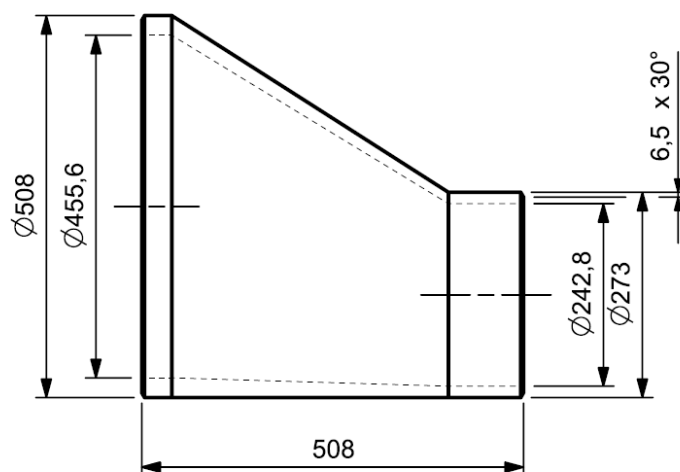


Fonte: ASME BPVC, Section II, Part D (2010).



A redução excêntrica é composta de aço-liga ASTM A234 WPB. Sua geometria é apresentada pela Figura 27, sua composição química pela Tabela 5 e suas propriedades mecânicas de resistência à tração pela Tabela 6.

Figura 27 – Geometria da redução excêntrica comercial (todas as medidas estão em mm).



Fonte: ASME B16.5 (2009).

Tabela 5 – Composição química do aço-liga ASTM A234 WPB em porcentagem de massa.

C (max)	Mn	Si (min)	P (max)	S (max)	Cr (max)	Mo (max)	Ni (max)	Cu (max)
0,3	0,29 - 1,6	0,1	0,05	0,058	0,4	0,15	0,4	0,4

Fonte: ASME 234/A 234M-02 (2015).

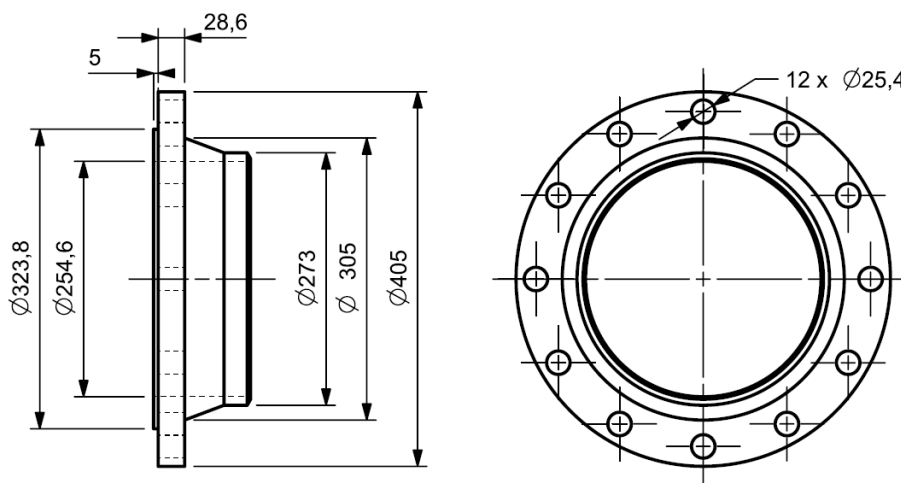
Tabela 6 – Propriedades mecânicas de resistência à tração do aço-liga ASTM A234 WPB.

Limite de Escoamento na Tração (MPa)	Limite de Ruptura na Tração (MPa)	Alongamento Percentual Longitudinal (%)	Alongamento Percentual Transversal (%)
240	415	22	14

Fonte: ASTM 234/A 234M-02 (2015).

A flange de pescoço é composta de aço-carbono ASTM A105 classe 150. Sua geometria é apresentada pela Figura 28, sua composição química pela Tabela 7 e suas propriedades mecânicas de resistência à tração pela Tabela 8.

Figura 28 – Geometria do flange de pescoço de ASTM A105 classe 150 (todas as medidas estão em mm).



Fonte: ASME B16.5 (2009).

Tabela 7 – Composição química do aço-carbono ASTM A105 em porcentagem de massa.

C (max)	Mn	Si (min)	P (max)	S (max)	Cr (max)	Mo (max)	Ni (max)	Cu (max)
0,35	0,6 - 1,05	0,1 - 0,35	0,035	0,04	0,3	0,12	0,4	0,4

Fonte: ASTM 105/A 105M-03 (2015).

Tabela 8 – Propriedades mecânicas de resistência à tração do aço-carbono ASTM A105.

Limite de Escoamento na Tração (MPa)	Limite de Ruptura na Tração (MPa)	Alongamento Percentual Longitudinal (%)	Alongamento Percentual Transversal (%)
250	485	30	22

Fonte: ASTM 105/A 105M-03 (2015).

O material empregado na soldagem manual foi o AWS ER70S-3 e AWS E7018, consecutivamente representados pelas especificações GTAW (Gas-Shielded Tungsten Arc Welding) – 5.18 e SMAW– 5.1. Suas respectivas composições são apresentadas na Tabela 9 e suas propriedades mecânicas de resistência à tração são apresentadas na Tabela 10.

Tabela 9 – Composição química típica dos metais de adição especificados para o procedimento de solda.

Materiais de Adição	C	Mn	Si	P	S	Cu
AWS ER70S-3	0,07	1,19	0,52	0,012	0,022	0,4
AWS E7018	0,07	0,87	0,61	0,015	0,011	-

Fonte: AWS A5.18 (2013) e AWS 5.1-04 (2013).

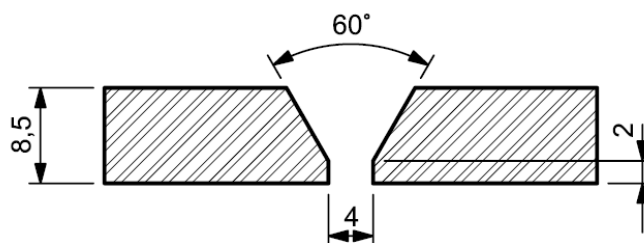
Tabela 10 – Propriedades mecânicas de resistência à tração dos metais de adição especificados para o procedimento de solda.

Materiais de Adição	Limite de Escoamento na Tração (MPa)	Limite de Ruptura na Tração (MPa)	Alongamento Percentual Longitudinal (%)
AWS ER70S-3	424	520	23
AWS E7018	480	570	30

Fonte: AWS A5.18 (2013) e AWS 5.1-04 (2013).

O projeto da junta é detalhado pela especificação de procedimento de soldagem da Tereos, elaborada de acordo com o código ASME BPVC, Section IX (2010). A geometria da junta é apresentada pela Figura 29.

Figura 29 – Detalhe da geometria das juntas com especificação ASTM A106 Grade B.



Fonte: Tereos (2013).

O procedimento de soldagem pode ser definido de forma a caracterizar nosso problema em questão pela Tabela 11.

Tabela 11 – Procedimento de soldagem das juntas com especificação ASTM A106 Grade B.

Passe ou Camada	Processo	Consumível		Corrente		Tensão [V]
		Classificação AWS	$\varnothing$ [mm]	Tipo	Módulo [A]	
Raiz	GTAW	ER70S-3	2,4	CC +	90 - 130	10 - 20
Intermediário	SMAW	E7018	3,25	CC +	80 - 130	20 - 28
Topo	SMAW	E7018	4	CC +	150 - 220	20 - 28

Fonte: Tereos (2013).

### 3.2. Métodos

Para a elaboração da revisão bibliográfica apresentada no capítulo 2, foi utilizada a Biblioteca Comunitária da UFSCar e o acesso remoto às bases de dados como o *Engineering Village* e *Web of Science* via comunidade acadêmica federada presente na plataforma da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior.

Terminada a pesquisa bibliográfica e definido o objetivo conforme apresentado no item 2, o trabalho foi conduzido seguindo a metodologia da norma VDI 3822 (2011), conforme ilustra o fluxograma da Figura 19, presente no item 2.4.6 deste documento.

O primeiro passo consiste em realizar as etapas de descrição da falha e registro do histórico da falha. Estas foram feitas no local em que ocorreu a falha em conjunto com a equipe de engenharia da Tereos. Todos os registros de projeto, relatórios de monitoramento do fluido interno à tubulação e recorrência de falhas são documentos que compõem este trabalho.

O segundo passo consiste em realizar o levantamento das hipóteses de falhas. O início desta etapa foi construído em campo com a equipe de engenharia da Tereos, tendo em vista a experiência com o material de estudo, bem como sua aplicação no contexto de operação. Posteriormente, as hipóteses complementares foram levantadas com base nos estudos presentes na revisão bibliográfica apresentada no item 2 deste estudo. Portanto, essa etapa permitiu elencar de forma clara quais são as hipóteses da falha, os possíveis modos de falha e seus supostos mecanismos de desenvolvimento. Uma ressalva importante sobre o levantamento de hipóteses da falha com e sem a influência da equipe técnica da indústria é descrita pela VDI 3822 (2011) como positiva, pelo fato de que a experiência em lidar com uma falha recorrente pode gerar uma análise inconclusiva ou equivocada, por não analisar todas as hipóteses plausíveis, visto que o procedimento para lidar com a falha pela companhia já está consolidado mesmo que não apresente estratégia capaz de satisfazer a solução do problema. Portanto, o levantamento das hipóteses de falha deve ser realizado considerando a atualização das pesquisas para a época em que o processo de análise de falhas é executado.

O terceiro passo consiste em selecionar os instrumentos de análises com base em trabalhos semelhantes, presentes na revisão bibliográfica apresentada no item 2 deste trabalho. Realizou-se inicialmente o cálculo analítico do carregamento térmico e estático presente nos itens 2.3.1 e 2.3.2 deste documento. Posteriormente, foram implementados os modelos de simulação computacional por meio das técnicas de modelagem, presentes no item 2.2 deste estudo, em regime linear elástico através do MEF, utilizando a ferramenta Abaqus Student Edition (Dassault Systèmes®). A combinação entre a investigação inicial por cálculo analítico e posterior análise por elementos finitos (FEA) garante robustez e confiabilidade nos resultados apresentados, uma vez que une os conceitos da literatura fundamental ao potencial do procedimento numérico para determinar soluções aproximadas do problema real. É importante salientar que as análises de tensão e deformação apresentadas nessa etapa não consideraram as tensões residuais de fabricação da tubulação, como também quaisquer outras oriundas do processo de soldagem.

O quarto passo consiste na etapa de resultados da investigação. Neste passo foi estabelecido um critério comparativo entre os dados levantados pela investigação e a definição da literatura acerca dos modos de falha e seus consequentes mecanismos para cada hipótese. Com isso é possível definir, com segurança, qual hipótese está mais inclinada a representar a causa da falha.

O quinto passo consiste na determinação da causa da falha. A VDI 3822 (2011) deixa claro que, caso os dados não forem suficientes para afirmar com boa margem de segurança a

causa raiz da falha, este procedimento deve gerar um inconclusão apontando os resultados do estudo. A metodologia padronizada consegue alcançar resultados significativos e garantir uma gestão de conhecimento sólido para a companhia, principalmente com falhas recorrentes que impactam no ciclo de vida das estruturas e maquinários, causando perdas financeiras irreparáveis.

## 4. RESULTADOS

Neste tópico será apresentada, de forma detalhada, a conclusão gerada pelo desenvolvimento de cada etapa da norma VDI 3822 (2011), aplicada a análise de duas falhas em uniões soldadas, presentes no trecho da tubulação descrito no item 3.1 deste trabalho.

### 4.1 Levantamentos e considerações sobre a descrição da falha

A caracterização do tipo de falha indicado pela equipe de engenharia da Tereos, e observada em campo, pode ser definida como uma fratura longitudinal ao longo do cordão de solda. Esta fratura ocorre em dois pontos do trecho da tubulação analisado. O primeiro ponto se situa na região da união soldada entre a tubulação de 10 in e a redução excêntrica. O segundo ponto se situa na região da união soldada entre a tubulação de 20 in e a redução excêntrica. Durante a etapa de mapeamento dos dados em campo, não foi possível registrar em imagem a fratura descrita acima.

A Figura 30, apesar de não apresentar a falha, ilustra em escala macro o contexto de operação do trecho da tubulação em análise.

Figura 30 – Foto da linha de vapor de escape da caldeira HPB-Sermatec da Usina Vertente, no trecho da tubulação em análise.



Fonte: Tereos.

É importante ressaltar os detalhes que esta imagem nos apresenta. O primeiro é relativo ao apoio central localizado pouco após a solda, que une a redução excêntrica com a tubulação com diâmetro nominal de 20 in. Este apoio não estava previsto no projeto original e foi uma melhoria implementada com a finalidade de reduzir a flexão que a tubulação estava

sendo submetida devido ao seu próprio peso, pois era uma hipótese muito forte sobre causa raiz das falhas nas juntas soldadas que unem as varas de tubulação com a redução excêntrica em investigações anteriores. O segundo é relativo à falta de isolamento térmico no trecho analisado da tubulação central. A operação fabril garante que o sistema sempre operou sem o isolamento térmico devido a recorrência da falha no sistema e incontáveis intervenções aplicadas ao trecho. O terceiro é relativo ao sistema de recolhimento de água condensada. Este sistema é necessário pelo fato de existir uma descontinuidade na tubulação causada pela falha, com isso o vapor de fluxo de processo vaza para o ambiente externo passando para o estado líquido. Um tambor de aço-carbono foi cortado ao meio e instalado abaixo da falha para recolher o condensado. Uma tubulação ligada ao tambor conduz o fluxo até o solo para ser descartado na rede pluvial. Essa estrutura foi instalada no local por questões de segurança dos colaboradores que trafegam no solo, uma vez que a temperatura do condensado é demasiadamente alta. O quarto detalhe pode ser identificado pelo nível de oxidação externa do metal que compõe o trecho de tubulação que está exposto as intempéries do ambiente por estar sem o isolamento térmico adequado.

Não foi possível tirar fotos mais próximas da falha para identificação com mais acurácia. Da mesma forma, não foi possível extrair nenhuma parte de material da região da falha para realização de ensaios, testes e caracterizações. Essas restrições foram impostas pela companhia no período da análise em campo.

#### **4.1.1 Documentação acerca do modo de falha**

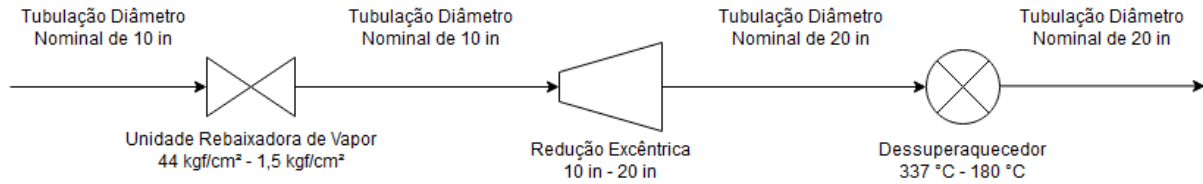
Não existe nenhuma documentação formal sobre a análise da falha em questão. Também não foram encontrados registros históricos sobre as análises de falhas precedentes. No período em campo com as equipes de engenharia da indústria, foi possível levantar documentos informais que tratam do histórico de falha, que indicam a recorrência das fraturas ao longo do tempo permanecendo sem solução, apesar dos diferentes esforços para mitigá-las.

#### **4.1.2 Levantamento de características especiais do projeto, material e processo**

As características do projeto, nos aspectos geométricos e de materiais, são descritas no item 3.1 deste trabalho. Cabe ressaltar que as condições de projeto relativas à operação da fábrica também são de suma importância para a análise da falha em questão. As Figuras 31 e 32 ilustram respectivamente o sistema do ponto de vista dos acessórios que compõem a

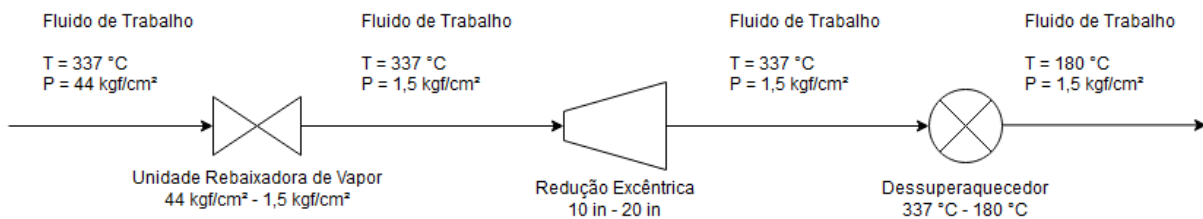
montagem da estrutura e o estado de pressão e temperatura do vapor superaquecido que é o fluido de trabalho sob o qual opera a vara de tubulação.

Figura 31 – Fluxograma dos acessórios que compõem o sistema.



Fonte: Próprio Autor.

Figura 32 – Fluxograma do estado de pressão e temperatura do fluido de trabalho em cada segmento da vara de tubulação.



Fonte: Próprio Autor.

O ponto de alerta neste caso é levantado para o número de mudanças no estado físico do fluido de trabalho em um curto comprimento da tubulação, principalmente no trecho do sistema de dessuperaquecimento que injeta um fluxo direto de água a uma temperatura de 110 °C e pressão de 16 kgf/cm<sup>2</sup>. Caso este balanço termodinâmico não esteja operando com extrema eficácia, é possível haver água condensando nas paredes internas da tubulação e oferecendo uma maior suscetibilidade para fenômenos como oxidação e corrosão do aço.

## 4.2 Registro de histórico da falha

Conforme citado no item 4.1.1 dessa seção, não existe um documento que realize o registro histórico desta falha. Portanto este mapeamento surge de dados relativamente subjetivos, que serão considerados no item a seguir, mas não tiveram influência para o desenvolvimento da busca pela causa raiz da falha.

Relativo ao estado de operação projetado, estado de operação real e condições externas que influenciam a falha, é possível afirmar que os dados são mais consistentes. Isso parte do pressuposto que a operação da safra do ano de 2019 foi bem mapeada, e todos os dados possíveis de serem extraídos que representam o funcionamento da linha de vapor de escape da caldeira HPB-Sermatec da Usina Vertente compõem a documentação deste estudo.



#### **4.2.1 Histórico do caso de falha**

O histórico da falha, uma vez que não foi documentado de maneira clara e concreta, pôde ser levantado por dois caminhos alternativos.

O primeiro caminho de investigação foi guiado pela equipe de inspeção da indústria, que relatou a constante falha da solda em questão, alertando para o fato de que o problema nunca foi resolvido. Foi constatado também que a tubulação constantemente opera com a falha presente, pois não é rentável interromper a linha de produção para realizar manutenção no trecho da tubulação.

O segundo caminho de investigação foi guiado pela equipe de fornecimento da indústria, que levantou o histórico de fornecimento dos materiais que compõe o trecho da tubulação. Foi observado que, durante os anos de 2012 e 2019, houve fornecimentos de componentes estruturais da tubulação iguais aos que compõem este trecho, porém não foi possível determinar que estes materiais foram utilizados para realizar substituições no local em questão ou usados em outros locais da indústria.

#### **4.2.2 Análise de todo o sistema**

A análise do sistema foi realizada em três grandes campos: avaliação do projeto, material e processo de manufatura.

##### **4.2.2.1 Avaliação do projeto**

No que tange a avaliação do projeto, foi possível perceber discordâncias entre o projeto original da linha e a atual disposição do sistema em campo.

O primeiro fato a ser considerado é o apoio logo após a junta soldada que une a redução excêntrica e a vara de tubulação de 20 in de diâmetro nominal. Segundo informações da engenharia da indústria, este apoio foi colocado para que fosse minimizado o deslocamento causado pela flexão da tubulação por estar sujeita ao carregamento imposto pelo seu próprio peso. Esta estrutura foi implementada pela hipótese de que a falha estivesse sendo originada pela tração na região inferior do tubo, causando, assim, a fratura da união soldada pelo carregamento estático.

O segundo fato a ser considerado é a instalação de um dessuperaquecedor radial a jusante das uniões soldadas. Este componente foi implementado pelo fato de que o fluxo de vapor superaquecido que é conduzido pela tubulação não estaria sendo resfriado apenas pela ação do primeiro dessuperaquecedor do sistema (a análise gráfica presente no item 4.2.4 irá

esclarecer o monitoramento efetuado pelos sensores de temperatura e pressão no fluxo de vapor da tubulação). Este fato indica que a tubulação está operando acima dos valores térmicos nominais previstos pelo dimensionamento inicial.

O fato da tubulação estar operando com o vapor superaquecido a uma temperatura mais alta do que a prevista no projeto original fez com que se originassem três falhas em uniões soldadas a jusante do trecho estudado neste documento. Para solucionar o problema em questão foi realizado um estudo de flexibilidade das uniões soldadas por uma empresa especializada. O memorial de cálculos do estudo em questão foi solicitado e parte dele compõe a base de dados deste trabalho.

Portanto, é possível concluir que a partir do momento que o projeto da tubulação foi modificado do ponto de vista estrutural e de processo, o dimensionamento inicial serve apenas de base para referência, uma vez que todo estudo realizado deve ser particularizado para a realidade de aplicação no presente momento.

#### **4.2.2.2 Material**

Não há nenhuma informação segura de que as tubulações que estão presentes na instalação física são do mesmo material definido em projeto, porque as informações de compra dos componentes e intervenções realizadas na estrutura não puderam ser cruzadas de forma a garantir que o material comprado fosse o mesmo utilizado na estrutura. Portanto, a critério de continuidade do estudo serão adotadas as geometrias e os materiais previstos em projeto.

#### **4.2.2.3 Processo de manufatura**

Não há nenhuma informação segura sobre como foram efetuadas as operações de soldagem. Não foram encontrados os documentos de inspeção referentes aos ensaios posteriores ao procedimento de soldagem. Estes documentos comprovariam as características mecânicas da junta para verificação com a norma dos limites adequados de resistência da união (principalmente de tensão de ruptura, tensão de escoamento, grau de dureza e tensão residual). Também não foram encontrados os relatórios que comprovam a estanqueidade e preenchimento da solda (respectivamente ensaio de líquido penetrante e ultrassom).

#### **4.2.3 Levantamento do estado nominal**

O estado de operação nominal do fluxo de vapor superaquecido de trabalho conduzido pela tubulação de processo é definido no fluxograma representado pela Figura 32.

#### 4.2.4 Condições naturais e de operação

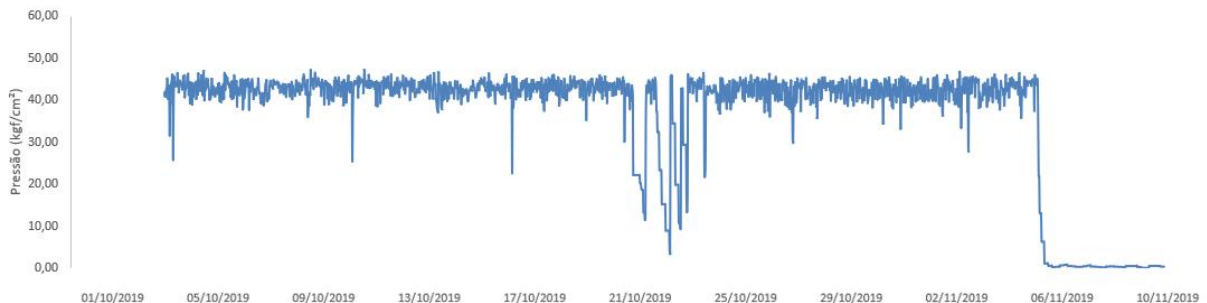
Foram mapeados valores de pressão e temperatura do vapor superaquecido a montante e a jusante do trecho de tubulação considerado neste estudo. Os dados correspondem a um trecho safra de 2019. Os referidos valores foram coletados com o intervalo de 30 minutos entre cada ponto. As Figuras de 33 a 36 ilustram o monitoramento de pressão e temperatura no vapor superaquecido na saída da caldeira (a montante do trecho analisado) e a jusante do sistema de dessuperaquecedores.

Figura 33 – Monitoramento da temperatura do vapor superaquecido na saída da caldeira a montante do trecho de tubulação analisado por este trabalho.



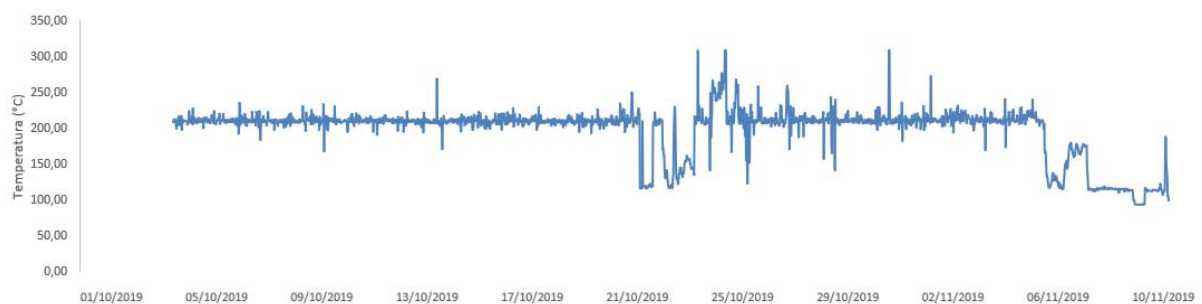
Fonte: Tereos (2019).

Figura 34 – Monitoramento de pressão do vapor superaquecido na saída da caldeira a montante do trecho de tubulação analisado por este trabalho.



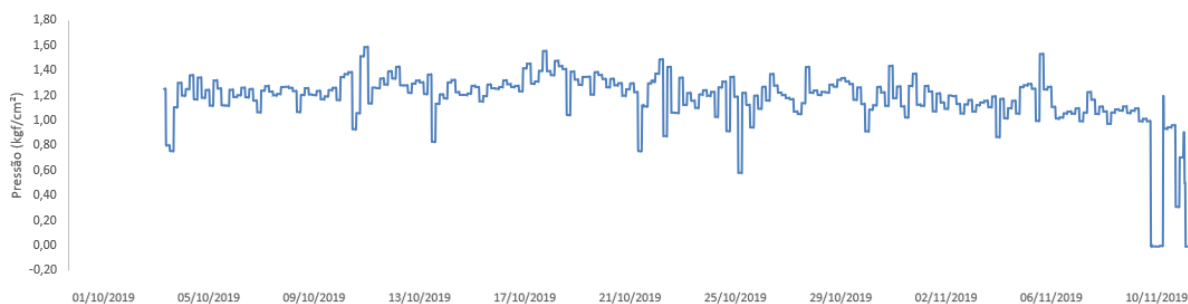
Fonte: Tereos (2019).

Figura 35 – Monitoramento da temperatura do vapor superaquecido no escape a jusante do trecho de tubulação analisado por este trabalho.



Fonte: Tereos (2019).

Figura 36 – Monitoramento de pressão do vapor superaquecido no escape a jusante do trecho de tubulação analisado por este trabalho.



Fonte: Tereos (2019).

As Tabelas 12 e 13 descrevem de forma clara a análise dos dados representados graficamente acima convertendo os valores de pressão para o sistema internacional de medidas.

Tabela 12 – Análise dos mínimos e máximos em comparação com os dados nominais de operação do fluxo de vapor superaquecido conduzido pelo trecho de tubulação referente ao estudo em questão.

Posição	Valores Nominais		Valores Mínimos		Valores Máximos	
	Temperatura (°C)	Pressão (MPa)	Temperatura (°C)	Pressão (MPa)	Temperatura (°C)	Pressão (MPa)
Saída da Caldeira	410,00	4,31	147,26	0,01	450,48	4,64
Escape	150,00	0,14	93,07	0,00	308,92	0,15

Fonte: Tereos (2019).

Tabela 13 – Análise da média dos dados de operação do fluxo de vapor superaquecido conduzido pelo trecho de tubulação referente ao estudo em questão.

Posição	Média		Desvio Padrão	
	Temperatura (°C)	Pressão (MPa)	Temperatura (°C)	Pressão (MPa)
Saída da Caldeira	361,07	3,58	106,63	1,42
Escape	198,04	0,11	34,76	0,02

Fonte: Tereos (2019).

A análise estatística dos dados em consonância com a análise gráfica traz a confirmação de que o sistema operou, durante a safra de 2019, por diversos períodos com a temperatura acima da nominal. Em relação à pressão não houve grandes variações, nem mesmo picos e vales significativos. A análise do desvio padrão serve para evidenciar a discrepância da média que a coleta de dados possuiu, com isso é possível concluir que principalmente a temperatura da saída da caldeira ofereceu uma variação de temperatura muito grande ao

sistema, fazendo com que a tubulação estivesse sendo submetida a uma carga térmica alternada em torno de um valor médio.

O fato da tubulação estar operando com um valor de temperatura acima do projetado se deve a um mau funcionamento do sistema de dessuperaquecedores, onde a pressão dos bicos injetores estava sendo menor do que a pressão da linha de vapor de escape.

A operação do trecho estudado por este trabalho é realizada sem que haja o isolamento térmico dimensionado pelo projeto inicial da tubulação (conforme citado no item 4.1 deste estudo). Este fato faz com que a transferência de calor por parte da tubulação seja muito alta, ocasionando a perda de energia do fluido de trabalho. Além disso, o trecho analisado da tubulação possui  $\Delta T_{m\u00e9dio} = 321,07 \text{ }^\circ\text{C}$ , de acordo com a Equação 16 (podendo chegar até  $410,48 \text{ }^\circ\text{C}$  caso sejam considerados os valores máximos da linha de vapor superaquecido e a temperatura de referência do ambiente de  $40 \text{ }^\circ\text{C}$ ). Outro fator prejudicial para a ausência de isolamento térmico é o agravamento da condição de corrosão externa da tubulação, uma vez que o ambiente em que a montagem está instalada é corrosivo.

Portanto, é possível concluir que a operação real apresenta diversos desvios relacionados ao projeto original da tubulação, fazendo com que ela seja solicitada acima do que foi projetada em diversos aspectos.

#### **4.2.5 Frequência e periodicidade**

Não é possível estabelecer uma periodicidade das falhas ou anomalias encontrados no trecho de tubulação em questão pois os registros históricos são de caráter informal e não apresentam dados suficientemente representativos para tratá-los como informações de referência para este estudo.

#### **4.2.6 Mudança no material**

No levantamento histórico de fornecimento de componentes não foi possível observar a mudança de materiais, nem mesmo de geometria ao longo do tempo. Porém, essa informação é inconclusiva, visto que não foi possível estabelecer uma relação entre os fornecimentos de materiais e as intervenções de manutenção no trecho analisado.

Não foi possível realizar análises e ensaios do material da tubulação, nem mesmo do local da falha. Portanto, é possível concluir que os registros levantados não apresentam dados suficientemente representativos para tratá-los como informações de referência para este estudo.

Sendo assim, este estudo julga como razoável adotar os dados de projeto como referência para o desenvolvimento da análise de falha.

### **4.3 Hipóteses de falhas**

Em muitos casos é possível determinar a causa da falha usando as descrições da falha e a análise do histórico. Neste caso em estudo, os dados referentes a estes campos são escassos e por isso a análise não ocorre de forma direta. Dessa forma, serão elencadas algumas hipóteses de falha baseadas na análise lógica da cadeia causal de informações compiladas até o presente momento, levando em consideração também a característica dos mecanismos de falha de uma união soldada mapeados pela fundamentação teórica.

Cabe ressaltar que as hipóteses levantadas não necessariamente representam todas aquelas que podem estar ligadas ao mecanismo de falha que está sendo estudado neste documento. A definição de hipóteses neste momento do estudo tem o papel investigativo de propor meios de confirmar a relação entre a falha real e as conjecturas levantadas (uma vez que a causa da falha pode ser inclusive resultado da combinação entre as hipóteses). Portanto, ao final deste estudo será avaliada a necessidade de ciclos de levantamento e validação de outras hipóteses e a viabilidade por trás de cada investigação desta natureza.

#### **4.3.1 Hipótese 1: Tensões na união soldada causadas pela flexão da tubulação devido ao seu próprio peso entre os apoios verticais**

Essa hipótese é a mais reforçada pela equipe industrial de manutenção e engenharia. Por conta disso, foi implementado um apoio próximo ao local da união soldada entre a redução excêntrica e a vara de tubulação de 20 in de diâmetro nominal visando reduzir os efeitos causados pela flexão da tubulação carregada por seu próprio peso. Essa hipótese deve ser estudada para realizar a verificação da solução implementada, analisando se as tensões normais ao longo do comprimento da tubulação estão abaixo do limite operacional exigido pela norma ASME BPVC 2010 – Section II, Part D (2010).

#### **4.3.2 Hipótese 2: Tensões na união soldada causadas pela deformação térmica da tubulação devido a operação acima da temperatura projetada**

Essa hipótese se faz necessária devido ao levantamento das condições de contorno que o projeto da tubulação foi desenvolvido. O trecho analisado da linha de tubulação de vapor foi projetado para operar a 337 °C, porém conforme visto no tópico 4.2.4 deste estudo a linha

operou durante a safra de 2019 com média de 361,07 °C e picos de até 450,48 °C de temperatura. Adicionalmente existe o fato de que o trecho analisado por este estudo não opera com isolamento térmico, fazendo com que o gradiente de temperatura entre a superfície interna e externa da tubulação possa ser de até 410,48 °C. Com isso, é de se esperar que as tensões na parede da tubulação sejam maiores do que as previstas em projeto. Além disso, a geometria complexa da união excêntrica gera um campo de tensões particular devido a alteração de diâmetro e espessura da parede ao longo do comprimento da tubulação, sobrecarregando as juntas soldadas. A avaliação desta hipótese permitirá saber se as tensões na região da solda causadas por deformação térmica estão abaixo do limite operacional exigido pela norma ASME BPVC 2010 – Section II, Part D (2010).

#### **4.3.3 Hipótese 3: Defeitos na união soldada causados pela execução imprópria da junta**

Essa hipótese se faz necessária pelo levantamento estatístico de causas de falhas feito por Somers e Pense (1994). A recorrência de modos de falha ligados a execução imprópria da junta por união soldada em estruturas de tubos submetidos a esforços de pressão e temperatura é significativamente representativa para considerá-la como uma hipótese deste caso.

Além disso, existe o fato do mapeamento deste projeto não ter encontrado nenhum documento referente ao laudo da solda posterior à sua execução, deixando aberta a possibilidade de existir algum defeito ligado ao processo de fabricação.

#### **4.3.4 Hipótese 4: Corrosão da união soldada causada por acúmulo de água na superfície inferior da tubulação pela proximidade com o bico injetor do sistema de dessuperaquecedor**

Essa hipótese se faz necessária pelo fato do caso em questão ser semelhante aos estudos realizados por Czajkowski (1992) e Bai et. al (2017). É possível notar que tubos de aço operando com vapor de água como fluido de trabalho com temperaturas superiores à 190 °C possuem relação direta com o desenvolvimento de mecanismo de corrosão e erosão na superfície tubular interna.

No caso em estudo apresentado por este trabalho, a temperatura média do fluido de operação está em torno de 361,07 °C na região analisada. Além disso a região da falha é complexa do ponto de vista termodinâmico do fluido que passa por duas alterações de estado em um trecho curto no comprimento da tubulação.

#### **4.3.5 Hipótese 5: Fadiga da união soldada causada pelos ciclos de aquecimento e resfriamento do material resultando na modificação microestrutural do aço**

Essa hipótese se faz necessária pelo fato de Becker e Shipley (2002) levantarem um ponto importante sobre a causa das falhas em juntas soldadas estarem ligadas a condições de operação de temperatura acima dos limites de projeto.

Neste caso em estudo, a tubulação não opera de forma constante conforme projetada e por isso possui ciclos de aquecimento e resfriamento. Além disso, o trecho em questão não trabalha com o isolamento térmico previsto em projeto, fazendo com que o fluxo térmico entre o interior e exterior da tubulação seja muito alto. Essas características de operação podem fazer com que o material possa se modificar microestruturalmente ao longo da operação e estar sujeito a falhas por fadiga de natureza térmica e mecânica.

#### **4.3.6 Avaliação e verificação da viabilidade**

As hipóteses 1 e 2 podem ser avaliadas por meio de cálculos analíticos e computacionais, respeitando as condições de contorno previstas em projeto e adicionalmente aquelas levantadas em operação. Todos os resultados podem ser comparados com a bibliografia de referência.

As hipóteses 3 e 4 necessitam diretamente de informações relacionadas ao procedimento da junta soldada e da operação da tubulação que não foram possíveis de serem encontradas no mapeamento. Além disso, os métodos de validação deste tipo de hipóteses envolvem diversas análises de material do local da falha, sendo esse outro ponto limitante, pois não foi possível retirar um fragmento da falha durante a etapa de mapeamento.

A hipótese 5 necessita diretamente de propriedades do material não encontradas na bibliografia de referência. Além disso, o modelo do cálculo computacional de referência encontrado para a aplicação neste contexto se mostrou demasiadamente complexo e custoso do ponto de vista temporal.

Considerando as necessidades acima, apenas as hipóteses 1 e 2 apresentam viabilidade de análise dentro deste estudo. A hipótese 3 apresenta viabilidade parcial, podendo ser desenvolvido um modelo computacional com a finalidade de elucidar, em linhas gerais, o comportamento da união soldada com uma heterogeneidade típica quando carregada de forma similar ao que ocorre na prática.



#### **4.4 Análise instrumental**

Existem muitos métodos de investigação para realizar o estudo de falhas. A seleção apropriada é determinada primeiramente pelas amostras disponíveis, o material a ser avaliado e as propriedades do material sobre o qual as hipóteses de falhas foram levantadas.

Como neste estudo em questão não foi possível ter acesso a uma amostra de material, a análise instrumental não ocorrerá e isso implica diretamente na conclusão do projeto, uma vez que, segundo a própria VDI 3822 (2011), este campo de análise é categoricamente determinante para a definição da causa raiz da falha.

#### **4.5 Análise teórica**

Adicionalmente à análise instrumental, também é realizada a análise teórica. Na prática, segundo a VDI 3822 (2011), a análise teórica deve ser projetada e elaborada com cautela afim de refletir o funcionamento do item a ser estudado com a maior proximidade possível da realidade. Isso se deve ao fato de a necessidade da comparação dos resultados da análise instrumental e teórica necessariamente ser convergente e representar com fidelidade o ocorrido em operação.

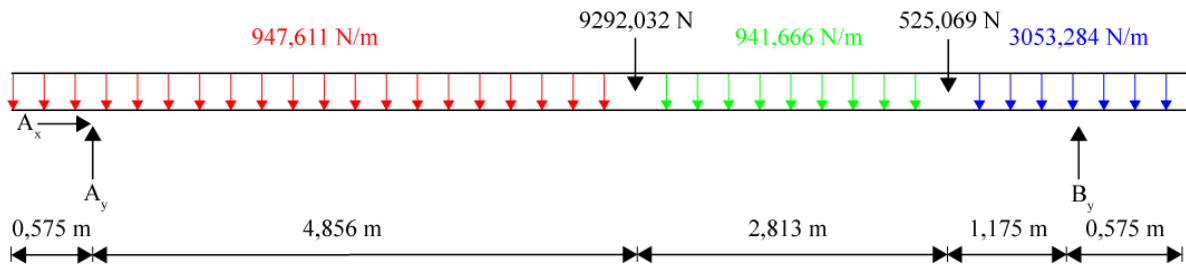
A análise teórica deste projeto foi dividida em dois grandes grupos, representando as linhas de validação das hipóteses 1 e 2, respectivamente.

##### **4.5.1 Análise Teórica 1: Estudo da tensão resultante na união soldada pelo efeito da flexão da tubulação devido ao seu próprio peso entre os apoios verticais**

###### **4.5.1.1 Cálculo das forças distribuídas na tubulação devido ao carregamento estático**

Para realizar este estudo, foi utilizado equacionamento matemático dado por Beer et. al (2019), conforme descreve o item 2.3.2.1 deste estudo. Primeiramente foi estabelecido o modelo da tubulação, conforme explicitado na Figura 37. As cargas pontuais são referentes à unidade rebaixadora de vapor e a redução excêntrica. As cargas distribuídas são referentes ao peso da tubulação e fluido de trabalho da linha.

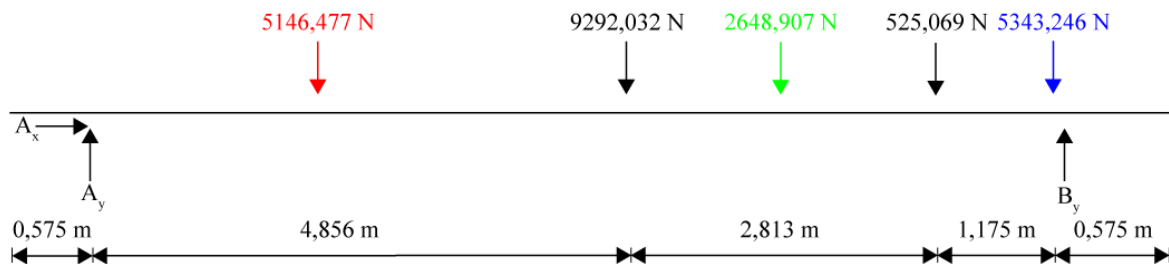
Figura 37 – Vista lateral simplificada da tubulação com a distribuição de carregamento.



Fonte: Próprio autor.

O modelo pode ser simplificado para a representação modificada, conforme a Figura 38.

Figura 38 – Representação modificada da tubulação com a distribuição de carregamento.

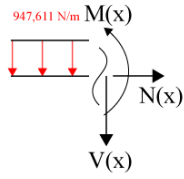


Fonte: Próprio autor.

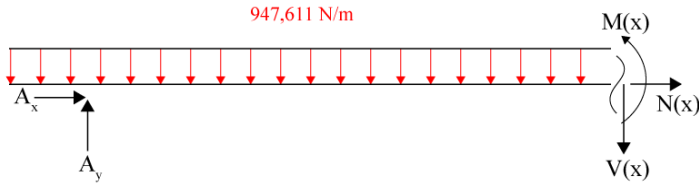
Para realizar o cálculo de esforços, foram feitas cinco seções da tubulação, conforme mostrado na Figura 39.

Figura 39 – Representação das seções da tubulação para efetuar os cálculos estáticos.

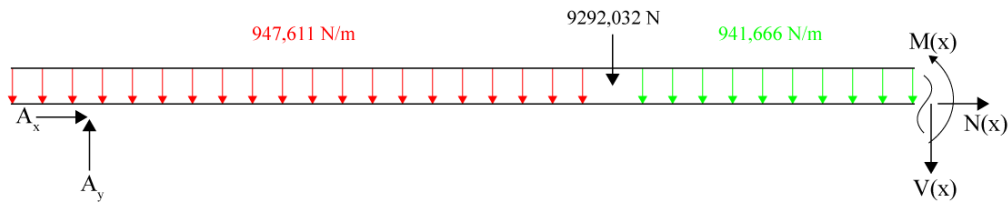
**1º Trecho**



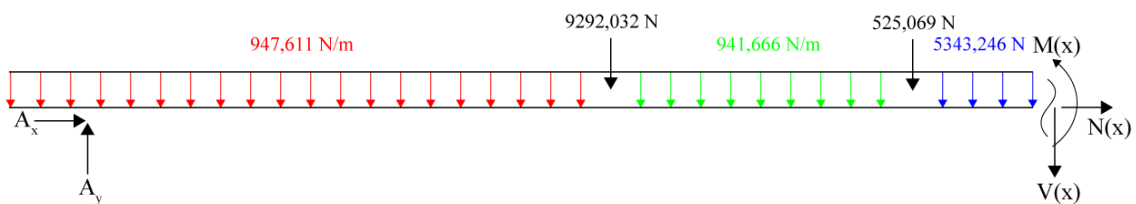
**2º Trecho**



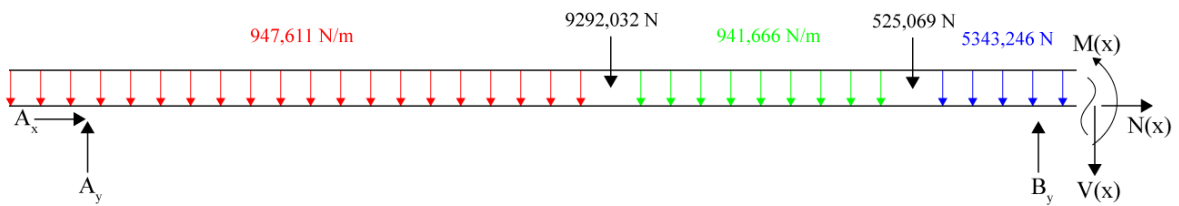
**3º Trecho**



**4º Trecho**



**5º Trecho**



Fonte: Próprio autor.

Todos os cálculos estáticos foram realizados resultando em gráficos que demonstram a distribuição dos esforços internos de força cortante e momento fletor.

#### 4.5.1.2 Cálculo da deflexão e inclinação da linha neutra da tubulação devido ao carregamento estático

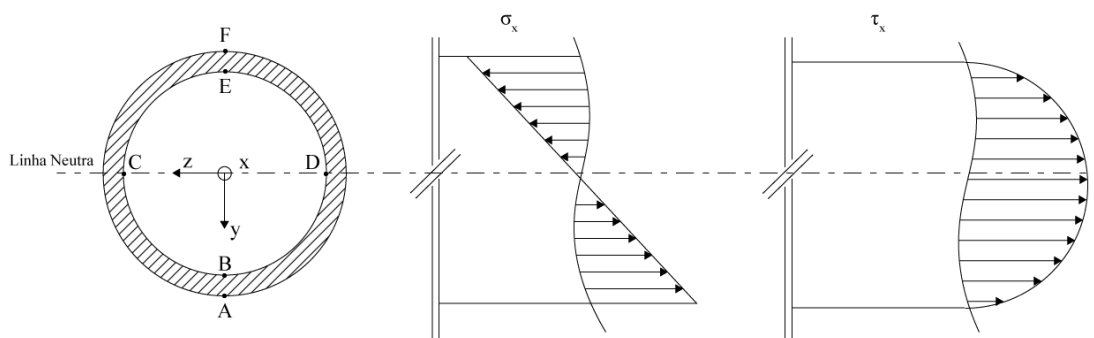
Posteriormente foi conduzida a análise de deflexão e inclinação da linha neutra da tubulação ao longo do seu comprimento. Para executar este cálculo foi utilizado o equacionamento proposto por Hibbeler (2010), conforme descreve o item 2.3.2.2 deste estudo. Para o desenvolvimento deste cálculo surgiu a necessidade de se utilizar o módulo de elasticidade do material, segundo o que define o item 3.1 deste estudo.

Portanto, a análise de deflexão e inclinação da linha neutra da tubulação ao longo do seu comprimento foi conduzida para dois valores de módulo elástico, sendo o primeiro a temperatura ambiente onde  $E = 210 \text{ GPa}$  e o segundo para a sua temperatura de pico de operação onde  $E = 179 \text{ GPa}$ . Essa execução em duas partes visa realizar a verificação do impacto da temperatura sobre a estrutura tubular.

#### 4.5.1.3 Cálculo das tensões resultantes por efeito de flexão nas seções transversais da tubulação onde estão localizadas as uniões soldadas

Foi conduzida adicionalmente a análise de tensões nas seções transversais da tubulação na região onde as soldas estão localizadas. Para executar este cálculo foi utilizado o equacionamento proposto por Hibbeler (2010), conforme descreve o item 2.3.2.2 deste estudo. O modelo proposto pode ser representado de acordo com a Figura 40.

Figura 40 – Modelo representativo da seção transversal da tubulação para análise de tensões.



Fonte: Próprio autor.

#### 4.5.1.4 Cálculo das tensões radiais e transversais devido aos carregamentos de pressão interna do fluxo de trabalho

De forma a compor o tensor de tensões da seção transversal da tubulação nos pontos onde se localizam as uniões soldadas foi proposto o modelo de Norton (2013), conforme

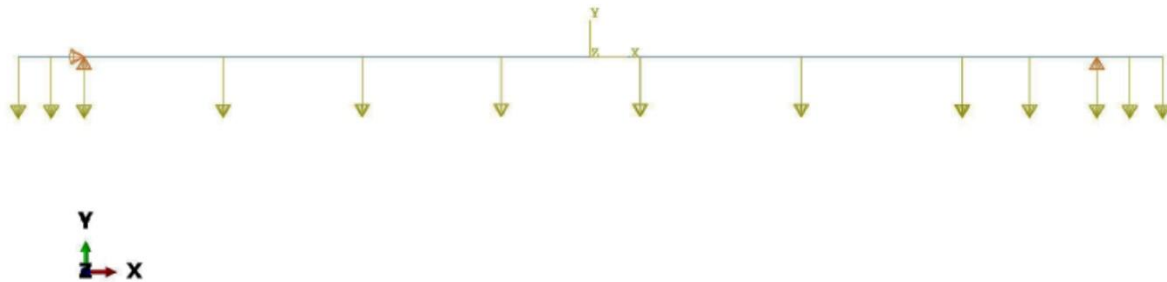
descreve o item 2.3.2.3 deste estudo. O cálculo proposto do ponto de vista estático propõe levantar as tensões radiais e transversais ao longo da espessura da tubulação devido ao carregamento de pressão que o fluido de trabalho gera.

#### 4.5.1.5 Simulação via MEF da tubulação sujeita a carga estática devido ao seu próprio peso

Em paralelo foi implementado um modelo em regime linear elástico via MEF utilizando a ferramenta Abaqus Student Edition (Dassault Systèmes®). Para executar este cálculo foi utilizada a referência dada por Abaqus Databook (2014), conforme descreve o item 2.2.1.1 deste estudo.

A Figura 41 é uma representação esquemática do problema em questão, sendo utilizada como referência para a implementação do modelo constitutivo. Primeiramente foi implementada uma parte 2D planar do tipo deformável com característica básica de casca. Foi efetuado o desenho da tubulação com as unidades sempre no sistema internacional. Uma simplificação de geometria foi usada para essa representação da tubulação devido as limitações de desenho do software. A redução excêntrica não foi considerada, ou seja, foram utilizados apenas as tubulações de 10 in e 20 in de diâmetro nominal.

Figura 41 – Representação esquemática da modelagem via MEF.



Fonte: Próprio autor.

No módulo *Property* foram implementadas as propriedades mecânicas elásticas. Nesta etapa o modelo se dividiu em dois, diferindo entre si apenas pelos valores atribuídos de módulo de elasticidade. Um modelo foi criado com  $E = 210 \text{ GPa}$  e outro com  $E = 179 \text{ GPa}$ , conforme justificativa apresentada anteriormente.

Ainda no módulo *Property*, foi atribuído o coeficiente de Poisson de 0,3 para o material, conforme ASME BPVC Part D (2010). Adicionalmente foram criadas as seções do tipo viga com seção transversal tubular, atribuindo a cada parte da tubulação sua respectiva

geometria. Finalmente a viga foi orientada no mesmo sentido e direção do eixo “x” presente na Figura 41.

No módulo *Step* foi criado um procedimento estático com período 1 e incremento máximo e mínimo de 0,1 com o fundamento da simulação ser dividida em 10 passos caso não ocorra nenhuma discrepância no cálculo.

No módulo *Load* foram aplicadas as condições de contorno de apoio conforme existem na realidade. Adicionalmente foi aplicada a força distribuída ao longo da tubulação, sendo essa resultante do próprio peso da vara tubular.

No módulo *Mesh* foi criada uma malha com 600 elementos e 601 nós. O tipo do elemento usado foi B21 com 2 nós lineares em uma viga pertencente a um plano. Foram feitas outras simulações com maior grau de refino da malha, porém o resultado das análises não se alterou mais do que 2% em todos os conceitos avaliados, deixando claro que a simulação converge.

#### **4.5.2 Análise Teórica 2: Estudo da tensão resultante na união soldada pela deformação térmica da tubulação devido a operação acima da temperatura projetada**

##### **4.5.2.1 Cálculo do fluxo de calor através da tubulação e dilatação térmica linear**

A análise do fluxo térmico foi conduzida para o trecho da tubulação em estudo, conforme o equacionamento proposto por Çengel e Ghajar (2020), detalhado no item 2.3.1.1 deste documento. Como dados de entrada para essa modelagem, tem-se as propriedades do material dadas no item 3.1 deste documento. Há de se destacar que  $\Delta T = 410\text{ }^{\circ}\text{C}$ , de acordo com a Equação 16, considerando a condição máxima em que a tubulação opera.

##### **4.5.2.2 Cálculo das forças axiais de apoio devido a dilatação térmica linear ao longo do comprimento da linha de vapor**

Foi proposta a análise da dilatação linear da tubulação considerando todo o trecho entre os apoios. Para executar este cálculo, foi utilizado o equacionamento proposto por Telles (1999), detalhado no item 2.3.1.2 deste documento. Como dados de entrada para essa modelagem, tem-se as propriedades do material dados no item 3.1 deste documento. Há de se destacar que os apoios da tubulação projetada não são totalmente travados como considera essa modelagem, porém o resultado trará uma ideia da magnitude de tensões internas que pode

existir caso o projeto de flexibilidade desta tubulação esteja fora de conformidade. O módulo de elasticidade considerado foi de 179 GPa.

#### **4.5.2.3 Cálculo das tensões radiais, transversais e axiais em uma seção transversal da tubulação devido ao carregamento térmico**

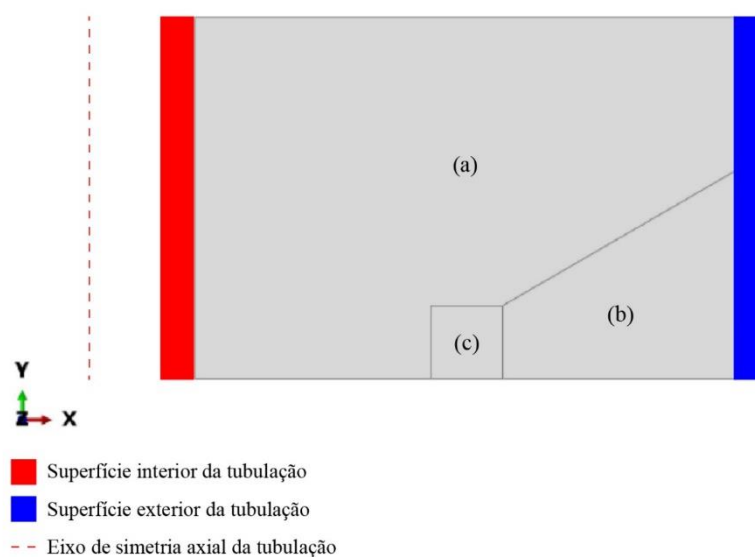
A análise das tensões radiais, transversais e axiais foi conduzida para o trecho da tubulação em estudo, conforme o equacionamento proposto por Hetnarski e Eslami (2019), detalhado no item 2.3.1.3 deste documento. Como dados de entrada para essa modelagem tem-se as propriedades e geometria do material dadas no item 3.1 deste documento. Há de se destacar que  $T_1 = 399,6 \text{ }^\circ\text{C}$  e  $T_2 = 394,6 \text{ }^\circ\text{C}$  conforme referencial estabelecido pela Figura 14. Também é importante ressaltar que a temperatura de referência para deformação nula considerada foi de  $T_0 = 40 \text{ }^\circ\text{C}$ .

#### **4.5.2.4 Simulação via MEF da tubulação sujeita a carga térmica devido a operação**

Em paralelo foi implementado um modelo em regime linear elástico via MEF utilizando a ferramenta Abaqus Student Edition (Dassault Systèmes®). Para executar este cálculo foi utilizada a referência dada por Abaqus Databook (2014), conforme descreve o item 2.2.1.2 deste estudo.

A Figura 42 ilustra uma representação esquemática do problema em questão, sendo utilizada como referência para a implementação do modelo constitutivo. Foram consideradas as dimensões da união soldada entre a tubulação de 10 in de diâmetro nominal e a redução excêntrica, por possuírem tensões internas de magnitude maior em comparação com a outra união soldada de acordo com os resultados do cálculo estático.

Figura 42 – Representação esquemática da modelagem via MEF. Os materiais que compõem a região da união soldada são (a) ASTM A106 Grade B; (b) E7018; (c) ER70S-3



Fonte: Próprio autor.

Pela relação de simetria em relação ao eixo axial da tubulação, é possível utilizar o modelo axissimétrico. Logo, no módulo *Part*, ao criar o modelo em *Part Manager*, foi selecionado *Axisymmetric*, *Deformable* e *Shell*. Neste caso também foi considerada a simetria em torno do eixo “x” representado pela Figura 42, portanto se faz necessário representar apenas metade da área da solda. O uso deste modelo assume condições de contorno de carregamento térmico e restrições de movimento idênticos em torno do eixo de simetria.

No módulo *Property* foram atribuídas as propriedades de condutividade térmica, densidade, módulo de elasticidade, coeficiente de expansão térmica e calor específico dados no item 3.1 deste documento. Para as propriedades dos materiais de solda que não foram encontradas na literatura, considerou-se iguais ao metal de base. A única modificação neste sentido é a respeito do coeficiente de expansão térmica, que por sua vez foi considerado como referência a propriedade do aço ASTM A106 Grade B pelo estudo levantado pela ASME BPVC, Section II, Part D (2010) e para os materiais E7018 e ER70S-3 foi considerado uma variação de até 10% do valor de referência.

No módulo *Step* foi utilizado o tipo *Coupled temp-displacement*, por analisar efeitos térmicos e mecânicos. Considerou-se que a tubulação é aquecida em até 25 minutos e criou-se uma rampa de aquecimento baseada nesse período.

Em *Interaction* foram criadas duas *surfaces film conditions* para simular o coeficiente convectivo das superfícies interna e externa do tubo. De acordo Abaqus Databook (2014), foi



possível adotar os valores de coeficiente de transferência de calor da superfície interna da tubulação de fluxo de vapor superaquecido como  $h_{vap} = 60000 \text{ W/m}^2\text{K}$  e da superfície externa da tubulação de ar com fluxo natural como  $h_{ar} = 25 \text{ W/m}^2\text{K}$ . Foi aplicada uma condição inicial de temperatura assumindo que todo o corpo estava a  $45 \text{ }^\circ\text{C}$ . Além disso, foi considerado que a temperatura externa do ambiente é de  $40 \text{ }^\circ\text{C}$  e a temperatura interna é de  $450 \text{ }^\circ\text{C}$ .

Em *Load*, aplicaram-se restrições de movimento em “y” nas superfícies inferior e superior do modelo onde existe continuação da parede da tubulação causando limitação de movimento. As superfícies interna e externa ficam livres para movimentar.

No módulo *Mesh*, criou-se a malha, com maior grau de refinamento na região da solda, utilizando elemento CAX4T com 4 nós axissimétrico com acoplamento térmico quadrilateral bilinear (deslocamento e temperatura), totalizando 301 elementos e 329 nós.

### **4.5.3 Análise Teórica 3: Estudo da tensão resultante na união soldada pela presença de concentradores de tensão devido a execução imprópria da junta**

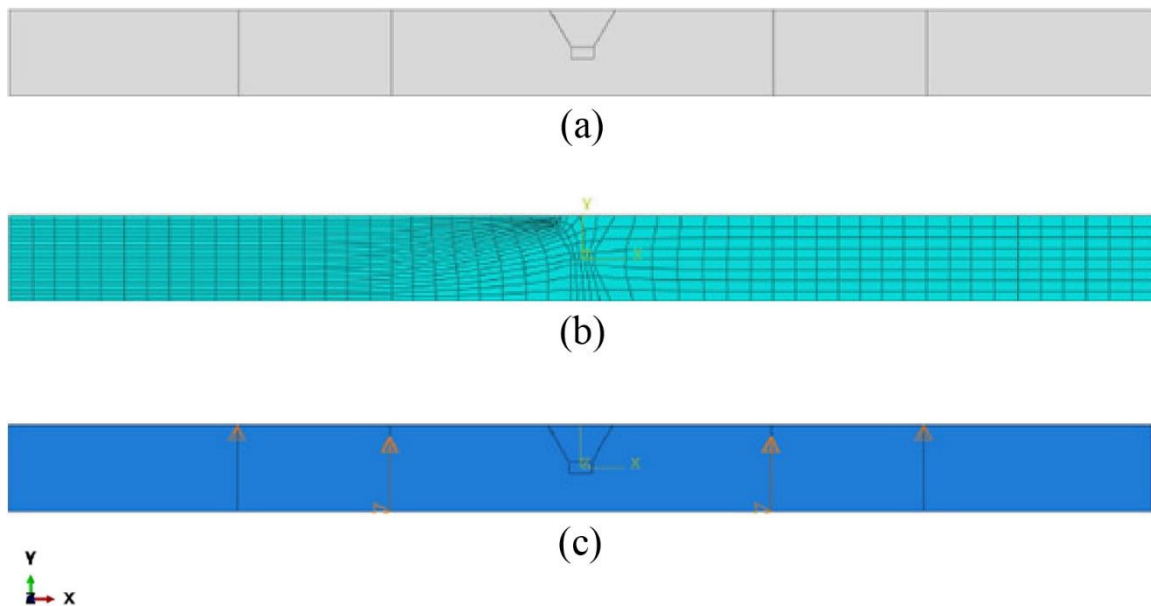
Para o desenvolvimento do cálculo teórico não foi encontrada na bibliografia de referência os valores das propriedades do material referentes à mecânica da fratura, tais como energia de formação de superfície, distância interatômica e módulo de tenacidade à fratura. Portanto, pela escassez de informação técnica a respeito do material, foi conduzida apenas uma simulação via MEF para estimar o comportamento da união soldada possuindo heterogeneidades quando submetida a tensões de trabalho.

#### **4.5.3.1 Simulação via MEF da propagação de trinca por meio de uma heterogeneidade oriunda do processo de fabricação da junta soldada**

Foi implementado um modelo em regime linear elástico via MEF utilizando a ferramenta Abaqus Student Edition (Dassault Systèmes®). Para executar este cálculo foi utilizada a referência dada por Abaqus Databook (2014), conforme descreve o item 2.2.1.3 deste estudo.

A Figura 43 ilustra uma representação esquemática do problema em questão, sendo utilizada como referência para a implementação do modelo constitutivo. Foram consideradas as dimensões da união soldada entre a tubulação de 10 in de diâmetro nominal e a redução excêntrica por possuírem tensões internas de magnitude maior em comparação com a outra união soldada de acordo com os resultados do cálculo estático.

Figura 43 – Representação esquemática da modelagem via MEF. (a) Representação do módulo *Part*. (b) Representação do módulo *Mesh*. (c) Representação do módulo *Load*.

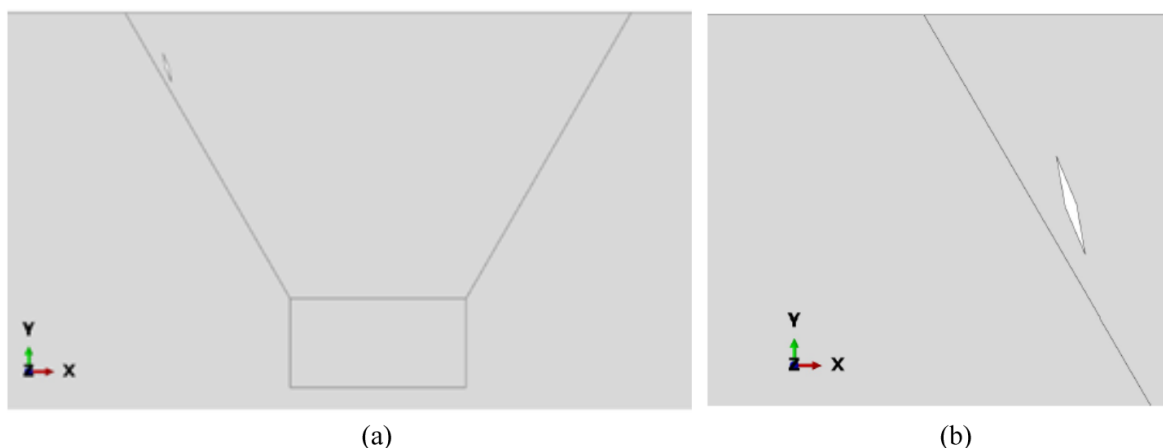


Fonte: Próprio autor.

Essa simulação se propõe a modelar uma junta soldada em uma chapa plana com os mesmos materiais e a mesma especificação da solda tubular apresentada neste projeto. A estrutura modelada é submetida à um ensaio de flexão por quatro pontos, em que a entrada é o deslocamento obtido pelo cálculo de deformação da tubulação carregada termicamente.

Logo, no módulo *Part*, ao criar o modelo em *Part Manager* foi selecionado *2D Planar, Deformable* e *Shell*. Foram executadas as partições na superfície afim de formalizar onde serão aplicadas as condições de contorno de carregamento. Foi também desenhada a inclusão no material com geometria elíptica e estreita a fim de gerar grandes concentrações de tensão na sua ponta. A localização da inclusão foi feita próxima à interface entre o metal de solda e a granulação grossa na ZTA. A Figura 44 representa a heterogeneidade.

Figura 44 – Representação da heterogeneidade na modelagem via MEF. (a) Ampliação da região soldada (b) Detalhe da heterogeneidade.



Fonte: Próprio autor.

No módulo *Property* foram atribuídas as propriedades de módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson. Adicionalmente no menu *Mechanical*, em *Damage for Traction Separation Laws*, foi atribuído o valor de máxima tensão principal de 100 GPa conforme recomendação da ASME BPVC Part D (2010).

No módulo *Step* foi criado um procedimento estático com período 1 e incremento máximo e mínimo de 0,01, com o fundamento da simulação ser dividida em 100 passos caso não ocorra nenhuma discrepância no cálculo.

Em *Interaction* foi criada a instância de trinca para o modelo compreender a existência da descontinuidade no sólido.

Em *Load*, aplicaram-se duas restrições de um modelo de ensaio de flexão por quatro pontos. Na superfície superior foram considerados dois pontos com limitação de movimento em y. Na superfície inferior foram considerados dois pontos com limitação de movimentação em x para impedir movimento de corpo rígido do modelo. Nestes mesmos dois pontos da superfície inferior foram aplicados os deslocamentos de 0,2 mm, sendo essa ordem de grandeza considerada pelo output dos cálculos para deformação da tubulação devido à carga térmica.

No módulo *Mesh*, criou-se a malha, com maior grau de refinamento na região da solda, utilizando elemento CPS4R com 4 nós bilineares de tensão plana quadrilateral, reduzido por integração e com *hourglass control*, totalizando 487 elementos e 1102 nós.

## 4.6 Resultados das análises por Elementos Finitos

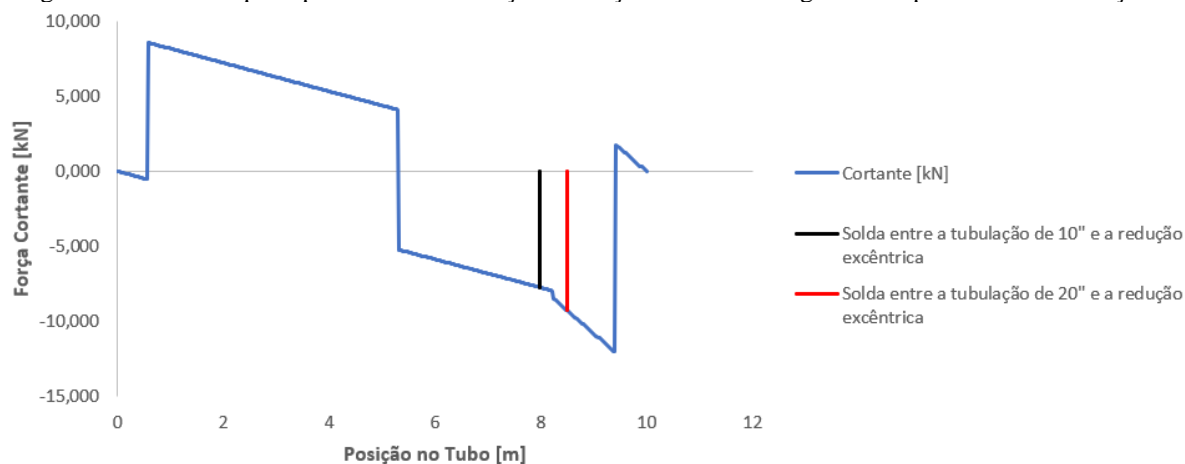
Nesta seção serão apresentados os resultados das modelagens propostas no item 4.5 deste estudo.

### 4.6.1 Resultados da Análise Teórica 1

#### 4.6.1.1 Cálculo das forças distribuídas na tubulação devido ao carregamento estático

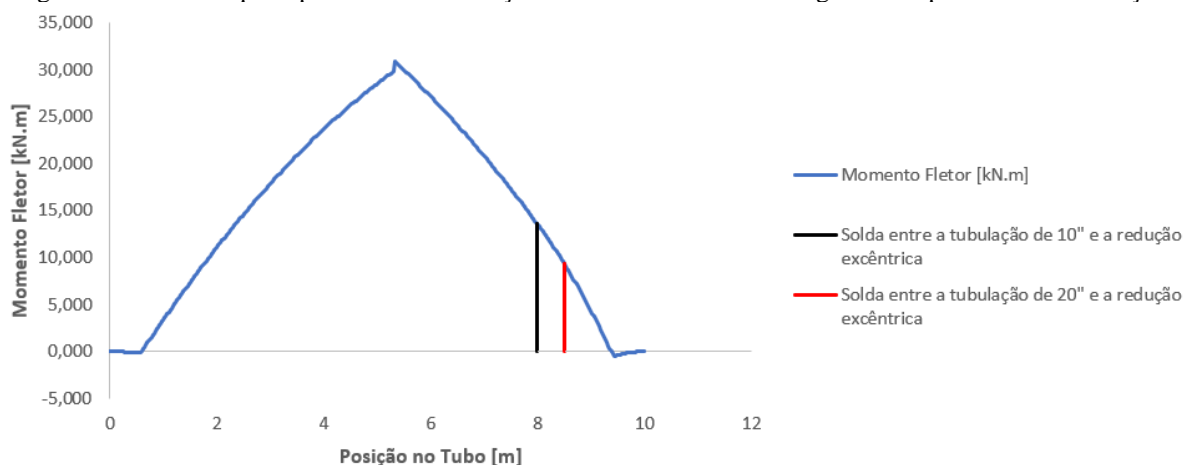
Os gráficos que representam a distribuição dos esforços internos de força cortante e momento fletor podem ser vistos nas Figuras 45 e 46.

Figura 45 – Gráfico que representa a distribuição da força cortante ao longo do comprimento da tubulação.



Fonte: Próprio autor.

Figura 46 – Gráfico que representa a distribuição do momento fletor ao longo do comprimento da tubulação.



Fonte: Próprio autor.

A partir disso foram encontrados os esforços internos resultantes nos pontos de união por junta soldada no plano “xy” analisado, como pode ser visto na Tabela 14.

Tabela 14 – Esforços resultantes na tubulação pelo carregamento devido ao seu próprio peso.

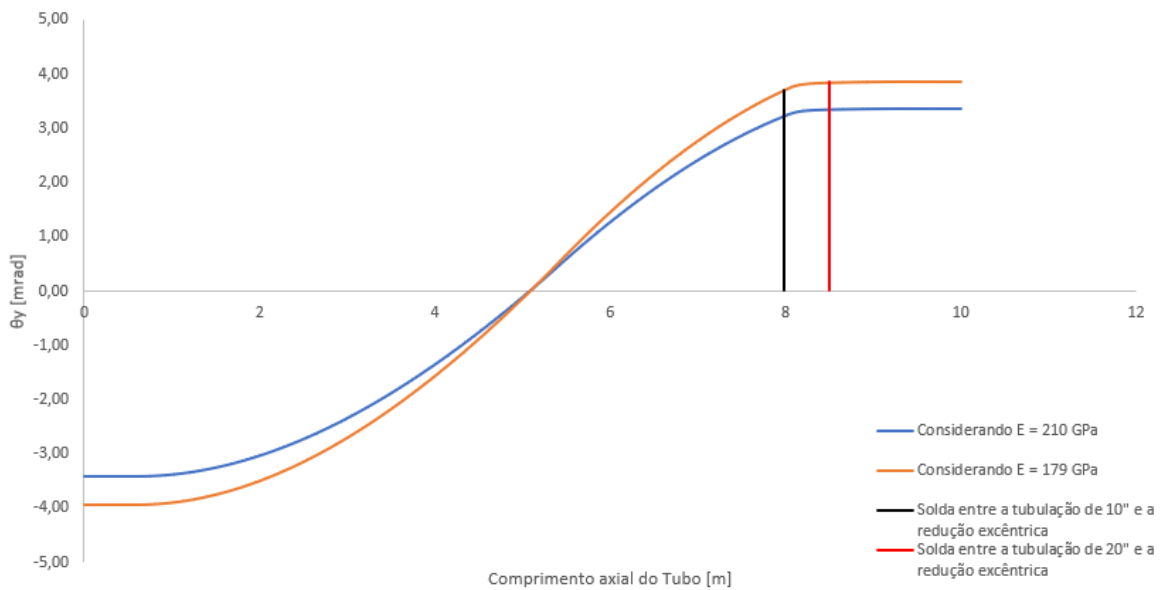
Posição	Normal [N]	Cortante [N]	Momento Fletor [Nm]
Solda entre a tubulação de 10 in e a redução excêntrica	0,000	-7733,113	13581,966
Solda entre a tubulação de 20 in e a redução excêntrica	0,000	-9272,900	9330,555

Fonte: Próprio autor.

#### 4.6.1.2 Cálculo da deflexão e inclinação da linha neutra da tubulação devido ao carregamento estático

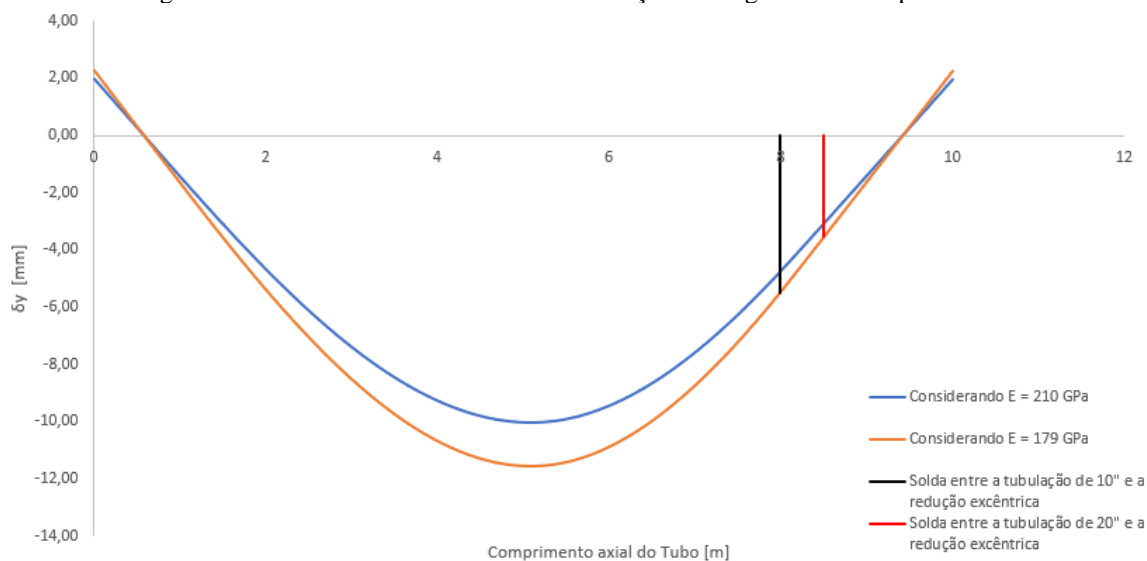
Os resultados das análises de deflexão e inclinação da linha neutra da tubulação ao longo do seu comprimento, adotando os dois valores de módulo de elasticidade propostos, podem ser explicitados pelas Figuras 47 e 48.

Figura 47 – Inclinação da linha neutra da tubulação ao longo de seu comprimento.



Fonte: Próprio autor.

Figura 48 – Deflexão da linha neutra da tubulação ao longo de seu comprimento.



Fonte: Próprio autor.

Os resultados de inclinação e deflexão nos pontos de junta soldadas podem ser explicitados pelas Tabela 15 e 16.

Tabela 15 – Inclinação e deflexão da tubulação com E = 210 GPa.

Posição	Inclinação $\theta_y$ [mrad]	Deflexão $\delta y$ [mm]
Solda entre a tubulação de 10 in e a redução excêntrica	3,21	-4,75
Solda entre a tubulação de 20 in e a redução excêntrica	3,33	-3,08

Fonte: Próprio autor.

Tabela 16 – Inclinação e deflexão da tubulação com E = 179 GPa.

Posição	Inclinação $\theta_y$ [mrad]	Deflexão $\delta y$ [mm]
Solda entre a tubulação de 10 in e a redução excêntrica	3,71	-5,49
Solda entre a tubulação de 20 in e a redução excêntrica	3,85	-3,56

Fonte: Próprio autor.

#### 4.6.1.3 Cálculo das tensões resultantes por efeito de flexão nas seções transversais da tubulação onde estão localizadas as uniões soldadas

Os resultados da análise de tensões nas seções transversais da tubulação na região onde as soldas estão localizadas podem ser representadas nas Tabelas 17 e 18.

Tabela 17 – Tensões na seção transversal da tubulação na posição da união soldada entre a tubulação de 10 in e a redução excêntrica.

<b>Posição</b>	<b>Tensão Normal <math>\sigma</math> [MPa]</b>	<b>Tensão Cisalhante <math>\tau</math> [MPa]</b>
A	18,174	0,000
B	16,165	-0,098
C (Linha Neutra)	0,000	-1,262
D (Linha Neutra)	0,000	-1,262
E	-16,165	-0,098
F	-18,174	0,000

Fonte: Próprio autor.

Tabela 18 – Tensões na seção transversal da tubulação na posição da união soldada entre a tubulação de 20 in e a redução excêntrica.

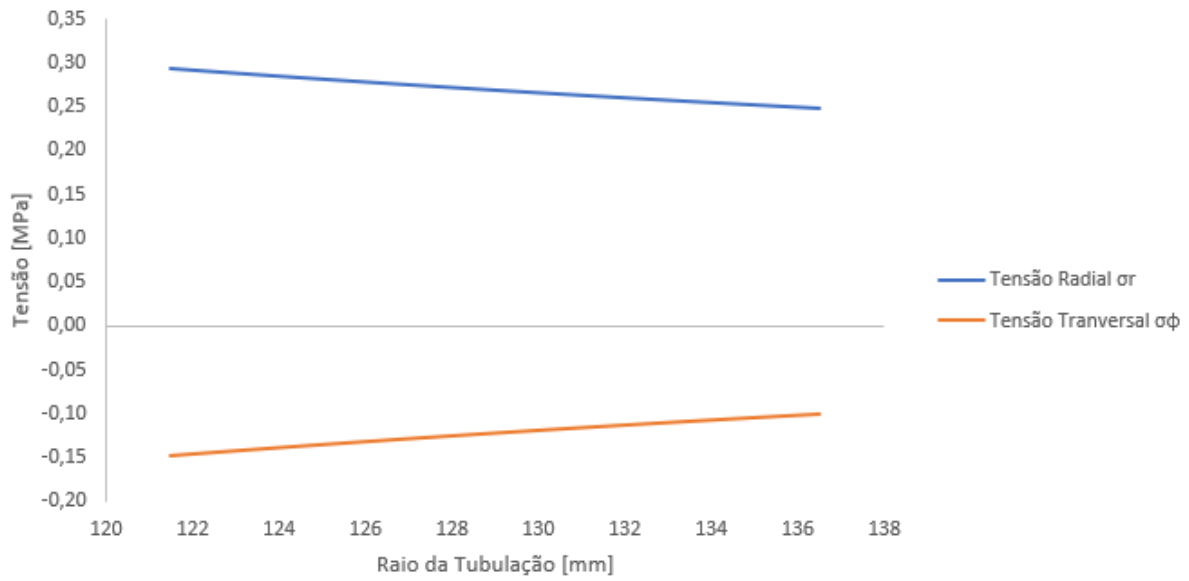
<b>Posição</b>	<b>Tensão Normal <math>\sigma</math> [MPa]</b>	<b>Tensão Cisalhante <math>\tau</math> [MPa]</b>
A	2,054	0,000
B	1,842	-0,034
C (Linha Neutra)	0,000	-0,467
D (Linha Neutra)	0,000	-0,467
E	-1,842	-0,034
F	-2,054	0,000

Fonte: Próprio autor.

#### **4.6.1.4 Cálculo das tensões radiais e transversais devido aos carregamentos de pressão interna do fluxo de trabalho**

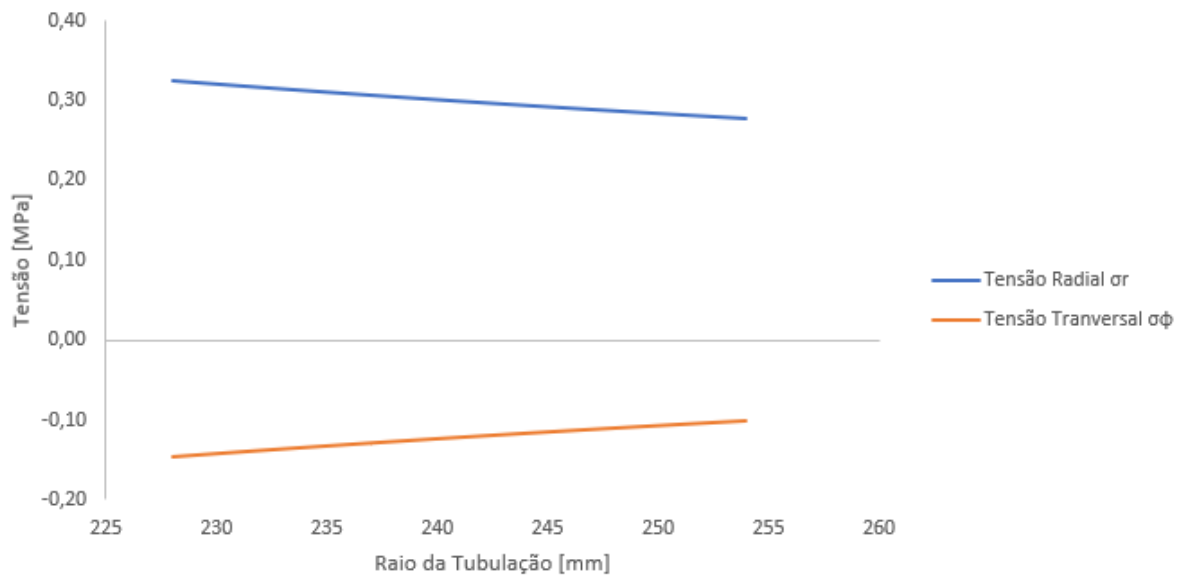
As Figuras 49 e 50 representam a distribuição das tensões radiais e transversais ao longo da espessura das tubulações de diâmetro nominal 10 e 20 in respectivamente.

Figura 49 – Distribuição das tensões radiais e transversais em [MPa] ao longo da espessura da tubulação de 10 in de diâmetro nominal.



Fonte: Próprio autor.

Figura 50 – Distribuição das tensões radiais e transversais em [MPa] ao longo da espessura da tubulação de 20 in de diâmetro nominal.



Fonte: Próprio autor.

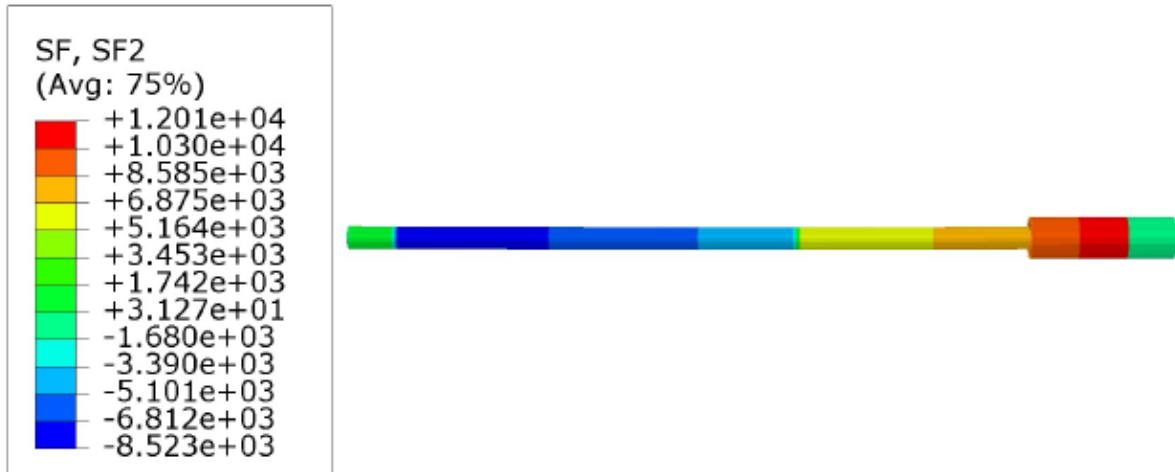
É possível perceber que a magnitude das tensões devido ao carregamento de pressão interna da tubulação é pouco expressivo e pode ser desconsiderado da análise de composição do tensor de tensões na união soldada.



#### 4.6.1.5 Simulação via MEF da tubulação sujeita a carga estática devido ao seu próprio peso

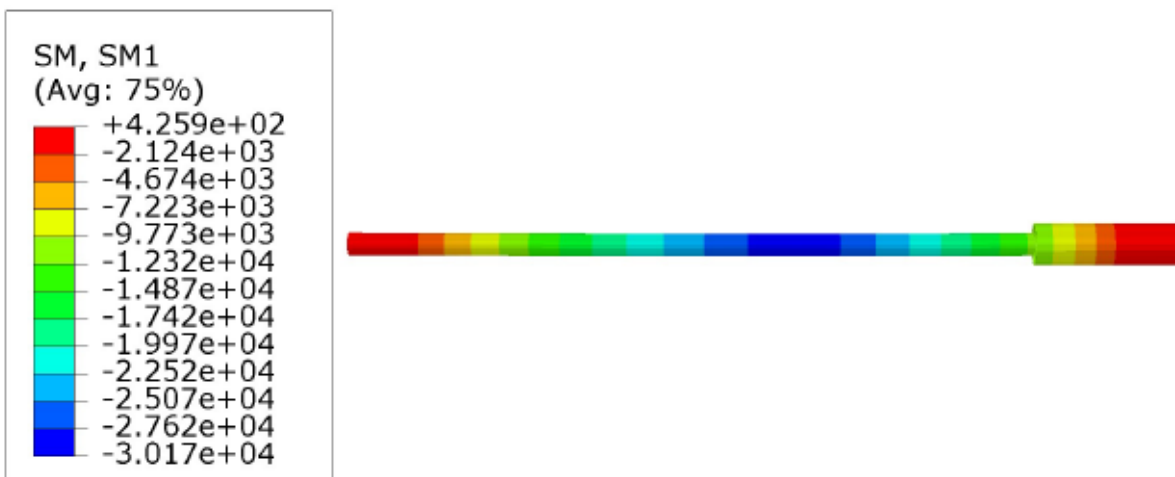
As Figuras de 51 a 53 representam respectivamente a distribuição de cortante, momento fletor e deslocamento ao longo do comprimento da tubulação adotando  $E = 210 \text{ GPa}$ .

Figura 51 – Distribuição da cortante em [N] com  $E = 210 \text{ GPa}$ .



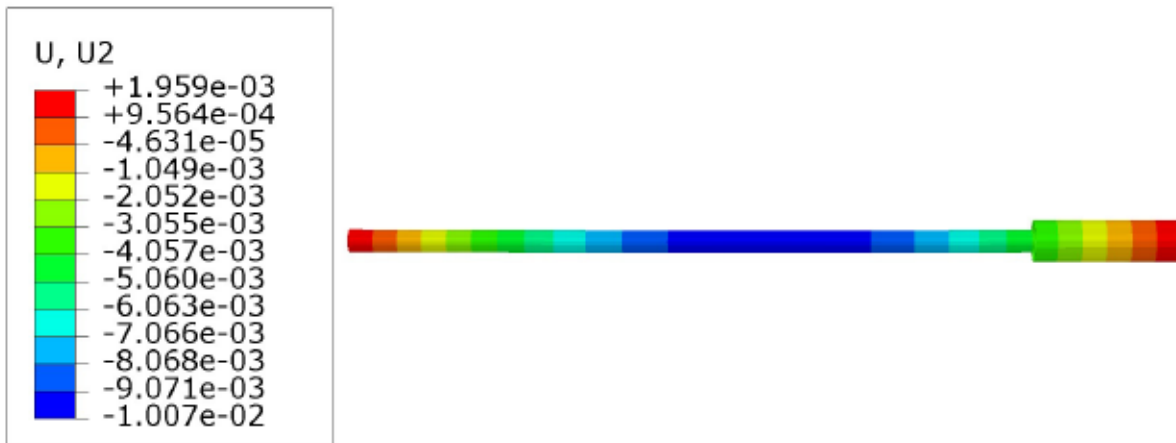
Fonte: Próprio autor.

Figura 52 – Distribuição do momento fletor em [Nm] com  $E = 210 \text{ GPa}$ .



Fonte: Próprio autor.

Figura 53 – Gradiente de deslocamento em [m] da linha neutra no eixo “y” com  $E = 210 \text{ GPa}$ .



Fonte: Próprio autor.

A partir disso foram encontrados os esforços resultantes nos pontos de união por junta soldada no plano “xy” e comparados com os resultados do modelo analítico, como pode ser visto na Tabela 19.

Tabela 19 – Esforços resultantes na tubulação pelo carregamento devido ao seu próprio peso via MEF e comparação com o cálculo analítico considerando  $E = 210 \text{ GPa}$ .

Resultados Analisados	Solda entre a tubulação de 10 in e a redução excêntrica		Solda entre a tubulação de 20 in e a redução excêntrica	
	Valor	Divergência com o modelo Analítico [%]	Valor	Divergência com o modelo Analítico [%]
Cortante [N]	-8585	11,02	-10300	11,08
Momento Fletor [Nm]	12320	10,24	9773	4,74
Deslocamento [mm]	-4,057	14,59	-3,055	0,81

Fonte: Próprio autor.

As Figuras de 54 a 57 representam respectivamente a distribuição da tensão cisalhante e normal em corte da seção transversal dos pontos de solda analisados pelo estudo. Para estes casos foi adotado  $E = 210 \text{ GPa}$ .

Figura 54 – Distribuição da tensão cisalhante em [Pa] na seção transversal da tubulação no trecho de união da tubulação de 10 in de diâmetro nominal com a redução excêntrica, considerando  $E = 210$  GPa.



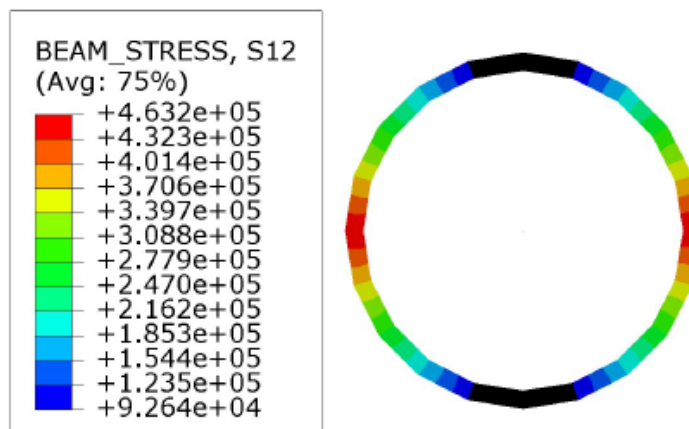
Fonte: Próprio autor.

Figura 55 – Distribuição da tensão normal em [Pa] na seção transversal da tubulação no trecho de união da tubulação de 10 in de diâmetro nominal com a redução excêntrica, considerando  $E = 210$  GPa.



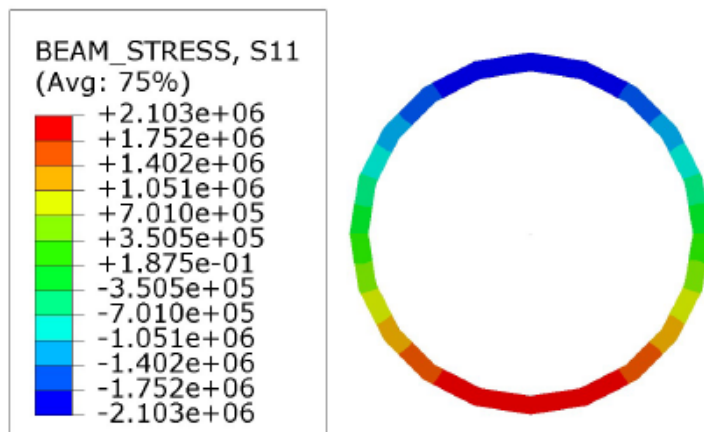
Fonte: Próprio autor.

Figura 56 – Distribuição da tensão cisalhante em [Pa] na seção transversal da tubulação no trecho de união da tubulação de 20 in de diâmetro nominal com a redução excêntrica, considerando  $E = 210$  GPa.



Fonte: Próprio autor.

Figura 57 – Distribuição da tensão normal em [Pa] na seção transversal da tubulação no trecho de união da tubulação de 20 in de diâmetro nominal com a redução excêntrica, considerando  $E = 210 \text{ GPa}$ .



Fonte: Próprio autor.

Os resultados da análise de tensões nas seções transversais da tubulação na região onde as soldas estão localizadas via MEF podem ser representadas nas Tabelas 20 e 21.

Tabela 20 – Tensões na seção transversal da tubulação na posição da união soldada entre a tubulação de 10 in e a redução excêntrica considerando  $E = 210 \text{ GPa}$ .

Posição	Tensão Normal $\sigma$		Tensão Cisalhante $\tau$	
	Valor [MPa]	Divergência com o Analítico [%]	Valor [MPa]	Divergência com o Analítico [%]
A	17,88	1,62	0,000	0
B	17,88	10,61	0,000	0
C (Linha Neutra)	0,000	0	-1,266	0,32
D (Linha Neutra)	0,000	0	-1,266	0,32
E	-17,88	10,61	0,000	0
F	-17,88	1,62	0,000	0

Fonte: Próprio autor.

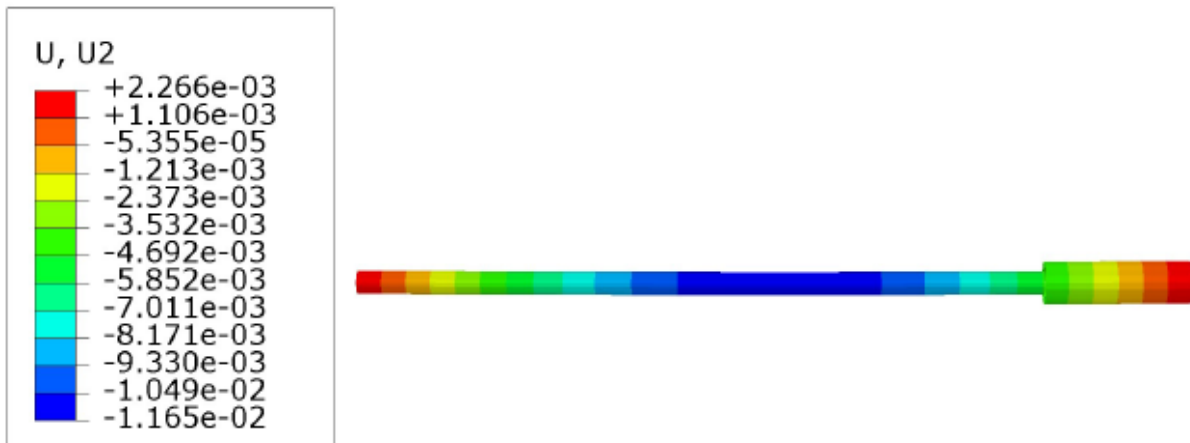
Tabela 21 – Tensões na seção transversal da tubulação na posição da união soldada entre a tubulação de 20 in e a redução excêntrica considerando  $E = 210 \text{ GPa}$ .

Posição	Tensão Normal $\sigma$		Tensão Cisalhante $\tau$	
	Valor [MPa]	Divergência com o Analítico [%]	Valor [MPa]	Divergência com o Analítico [%]
A	2,103	2,33	0,000	0
B	2,103	12,41	0,000	0
C (Linha Neutra)	0,000	0	-0,4632	0,82
D (Linha Neutra)	0,000	0	-0,4632	0,82
E	-2,103	12,41	0,000	0
F	-2,103	2,33	0,000	0

Fonte: Próprio autor.

A Figura 58 representa do deslocamento em “y” ao longo do comprimento da tubulação, adotando  $E = 179 \text{ GPa}$ . É importante notar que os esforços internos de cortante e momento fletor não se alteram ao passo que se modifica o módulo de elasticidade, por este motivo este desenvolvimento não será repetido nessa seção.

Figura 58 – Gradiente de deslocamento em [m] da linha neutra no eixo “y”, considerando  $E = 179 \text{ GPa}$ .



Fonte: Próprio autor.

A partir disso foram encontrados os esforços resultantes nos pontos de união por junta soldada no plano “xy” e comparados com os resultados do modelo analítico, como pode ser visto na Tabela 22.

Tabela 22 – Esforços resultantes na tubulação pelo carregamento devido ao seu próprio peso via MEF e comparação com o cálculo analítico, considerando  $E= 179 \text{ GPa}$ .

Posição	Deslocamento [mm]	Divergência com o Analítico [%]
Solda entre a tubulação de 10 in e a redução excêntrica	-4,692	14,54
Solda entre a tubulação de 20 in e a redução excêntrica	-3,532	0,787

Fonte: Próprio autor.

A análise de distribuição de tensões feita para a seção transversal dos pontos de solda, adotando  $E = 179 \text{ GPa}$ , é aproximadamente igual para o caso anterior, onde  $E = 210 \text{ GPa}$ . Este fato se deve à simplificação da modelagem adotada, tornando a divergência dos campos de tensão desprezível.

A conclusão a respeito da divergência entre os resultados da modelagem via MEF e analítica se dá principalmente devido ao fato de que o caso de deflexão com carga distribuída é analisado a partir de um equacionamento do 4º grau e o método de solução por elementos finitos acaba se distanciando da solução analítica. Adicionalmente, os fatores de simplificação da geometria da modelagem via MEF também corroboram para o aumento das divergências.

Há de se destacar que o módulo das tensões internas da região da solda entre a tubulação de 10 in de diâmetro nominal com a redução excêntrica é significativamente maior em comparação com a outra região de união soldada. Isso faz com que este ponto seja o mais crítico da estrutura em termos de carregamentos oriundos da flexão.

O segundo ponto de conclusão que pode ser levado em consideração é que as tensões internas geradas pela flexão da tubulação devido ao carregamento por seu próprio peso são demasiadamente pequenas para justificar a fratura na região da junta soldada.

## 4.6.2 Resultados da Análise Teórica 2

### 4.6.2.1 Cálculo do fluxo de calor através da tubulação e dilatação térmica linear

Como resultado da aplicação do equacionamento proposto por Çengel e Ghajar (2020) temos a Tabela 23.

Tabela 23 – Dados de saída do cálculo de fluxo de calor da tubulação.

Parâmetro	Notação	Módulo	Unidade
Fluxo de energia na tubulação de 10 in de diâmetro nominal	$Q_{10}$	8718,53	W/m
Fluxo de energia na tubulação de 20 in de diâmetro nominal	$Q_{20}$	16132,20	W/m

Fonte: Próprio autor.

#### 4.6.2.2 Cálculo das forças axiais de apoio devido a dilatação térmica linear ao longo do comprimento da linha de vapor

Como resultado da aplicação do equacionamento proposto por Telles (1999) temos a Tabela 24. Para a análise da ação sobre os apoios foi considerado que toda tubulação fosse de 10 in de diâmetro nominal para o caso  $P_{10}$  e da mesma forma se procedeu para o caso de 20 in de diâmetro nominal resultando em  $P_{20}$ . Considerou-se a variação de temperatura entre o ponto de referência onde não existem deformações térmicas na tubulação ( $T_0 = 40\text{ }^\circ\text{C}$ ) e sua temperatura máxima de operação ( $T_{m\acute{a}x} = 450,48\text{ }^\circ\text{C}$ ).

Tabela 24 – Dados de saída do cálculo de dilatação térmica linear da tubulação.

Parâmetro	Notação	Módulo	Unidade
Dilatação Linear	$\Delta L$	52	mm
Tensão Interna	S	1049,48	MPa
Ação sobre a fixação Ø 10 in	$P_{10}$	12831,58	kN
Ação sobre a fixação Ø 20 in	$P_{20}$	508676,18	kN

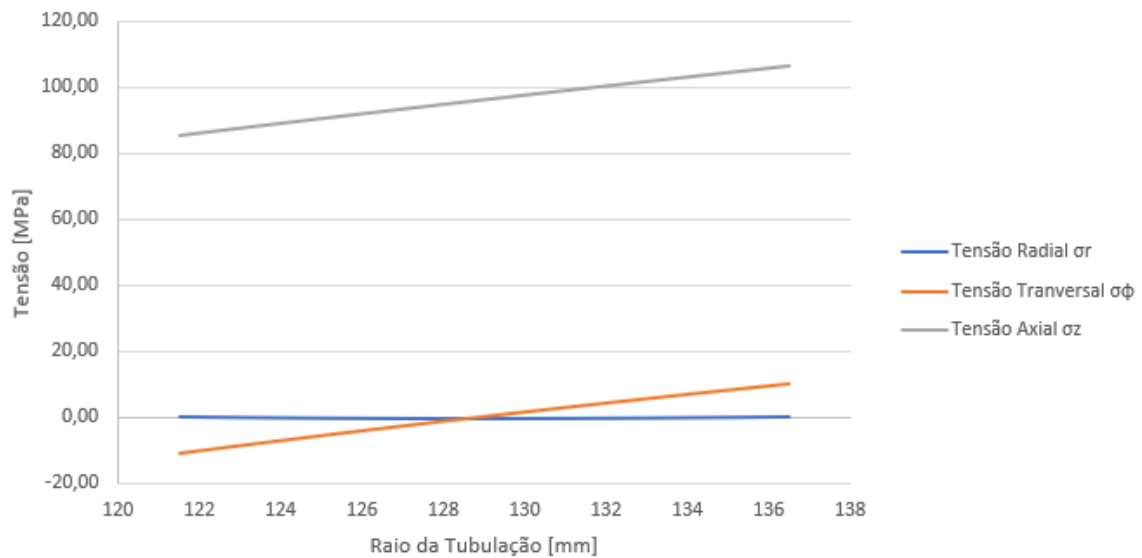
Fonte: Próprio autor.

Com este desenvolvimento foi possível notar que o projeto de flexibilidade da linha deve estar muito alinhado com a temperatura de operação da tubulação, pois deformações excessivas ao longo do comprimento do tubo podem gerar cargas axiais capazes de comprimir as seções entre os apoios e em alguns casos gerar flambagem.

#### 4.6.2.3 Cálculo das tensões radiais, transversais e axiais em uma seção transversal da tubulação devido ao carregamento térmico

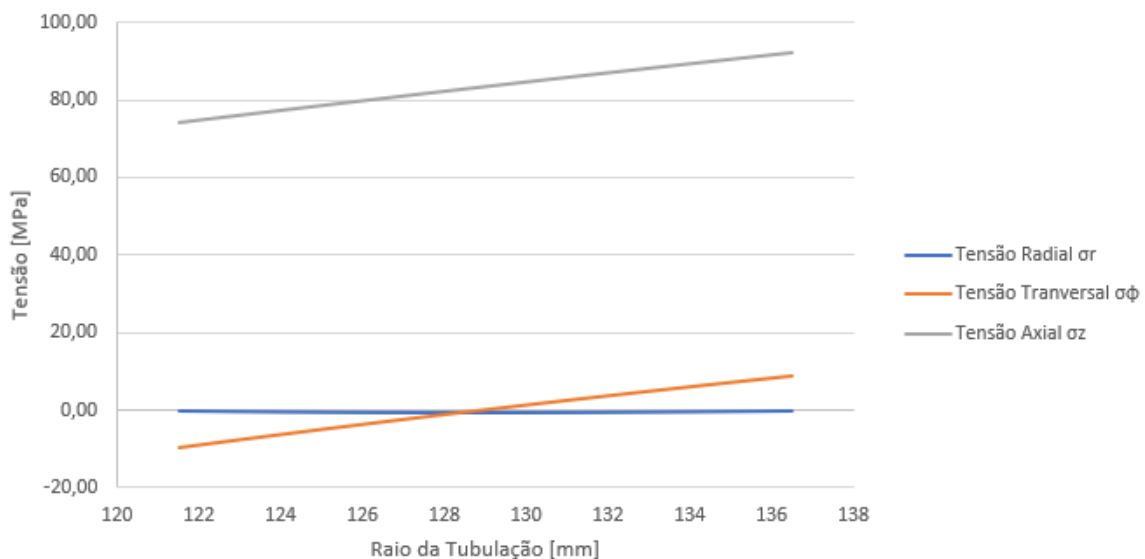
Como resultado da aplicação do equacionamento proposto por Hetnarski e Eslami (2019), tem-se as Figuras 59 e 60 que ilustram a distribuição das tensões radiais, transversais e axiais ao longo da espessura da parede da tubulação de 10 in de diâmetro nominal, adotando os módulos de elasticidade 210 e 179 GPa respectivamente.

Figura 59 – Distribuição das tensões radiais, transversais e axiais em [MPa] ao longo da espessura da parede da tubulação de 10 in de diâmetro nominal considerando  $E = 210$  GPa



Fonte: Próprio autor.

Figura 60 – Distribuição das tensões radiais, transversais e axiais em [MPa] ao longo da espessura da parede da tubulação de 10 in de diâmetro nominal considerando  $E = 179$  GPa



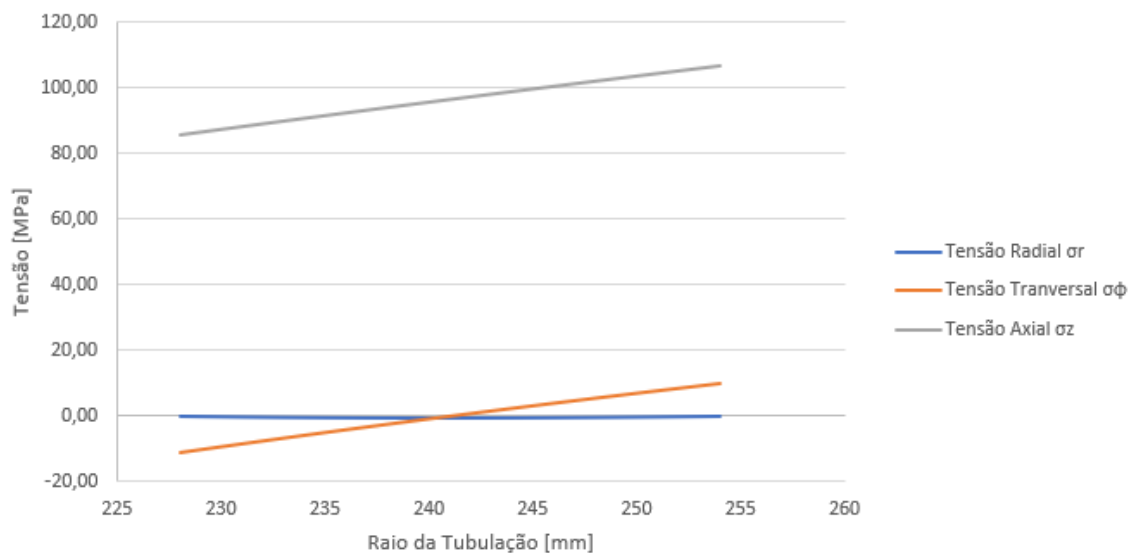
Fonte: Próprio autor.



É possível notar que a componente de tensão axial possui magnitude expressiva perante as outras. Seu módulo é ampliado em razão de a modelagem ser aplicada considerando apenas o regime transiente. Portanto, como a variação de temperatura da tubulação é alta (entre a condição de equilíbrio com o ambiente e carregada termicamente), a modelagem resulta em valores que ultrapassam a tensão limite permitida pelo código ASME BPVC, Section II, Part D (2010). Este fato indica necessariamente que a tubulação deve seguir uma rampa de aquecimento, não suportando receber carga térmica máxima partindo de sua condição de equilíbrio com o ambiente.

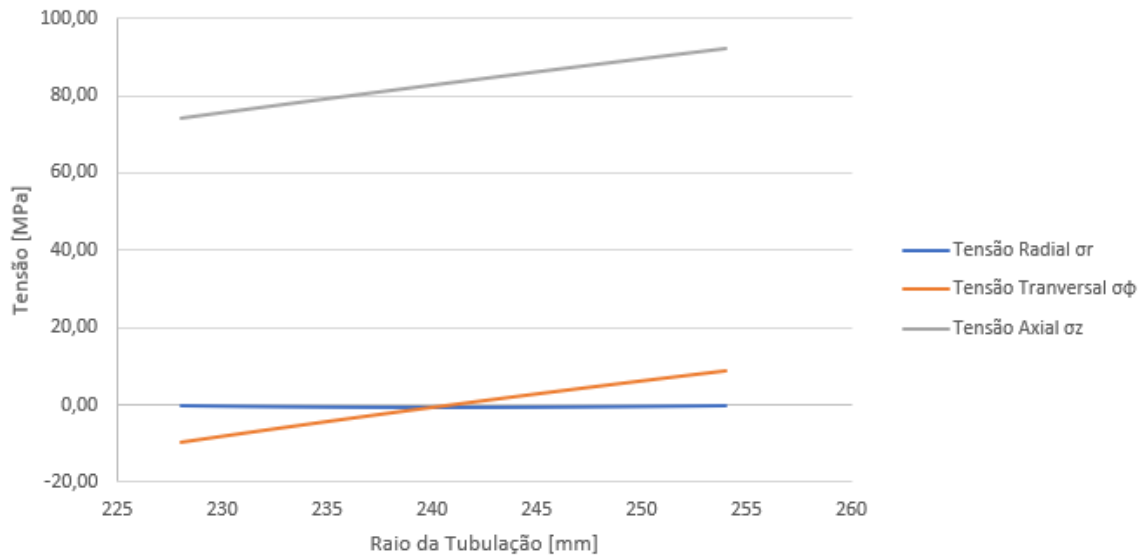
Da mesma forma, temos os resultados para a tubulação de 20 in de diâmetro nominal conforme ilustram as Figuras 61 e 62.

Figura 61 – Distribuição das tensões radiais, transversais e axiais em [MPa] ao longo da espessura da parede da tubulação de 20 in de diâmetro nominal considerando  $E = 210$  GPa



Fonte: Próprio autor.

Figura 62 – Distribuição das tensões radiais, transversais e axiais em [MPa] ao longo da espessura da parede da tubulação de 20 in de diâmetro nominal considerando  $E = 179 \text{ GPa}$



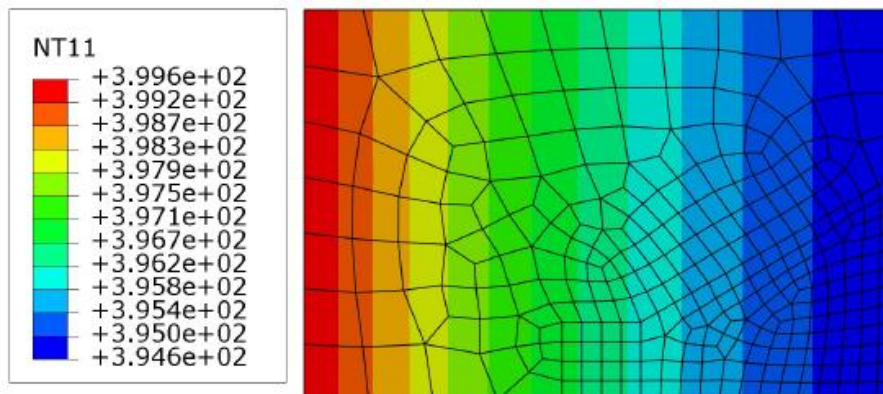
Fonte: Próprio autor.

De forma analítica, pode-se concluir que as tensões internas geradas por efeitos térmicos são inversamente proporcionais ao módulo de elasticidade. Adicionalmente, não é possível notar discrepâncias significativas entre as tubulações de 10 e 20 in de diâmetro nominal no que se refere os campos de tensões gerados.

#### 4.6.2.4 Simulação via MEF da tubulação sujeita a carga térmica devido a operação

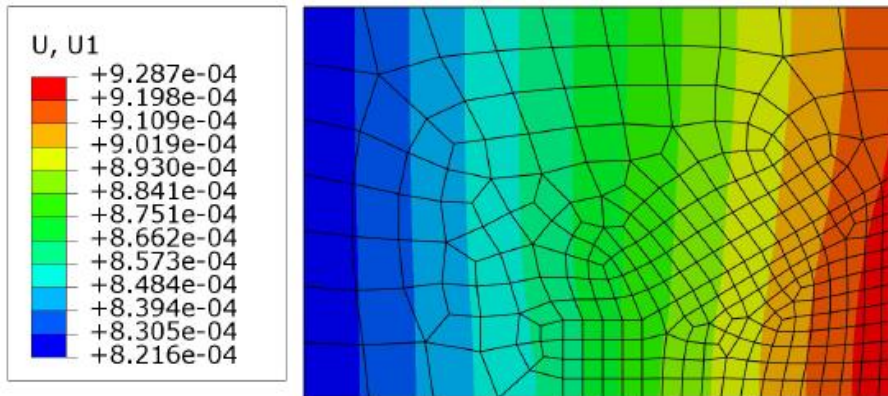
As Figuras de 63 a 65 representam, respectivamente, a distribuição de temperatura, deslocamento e fluxo térmico ao longo da espessura da tubulação em regime permanente de operação da tubulação.

Figura 63 – Distribuição de temperatura em [°C] ao longo da espessura da parede da tubulação.



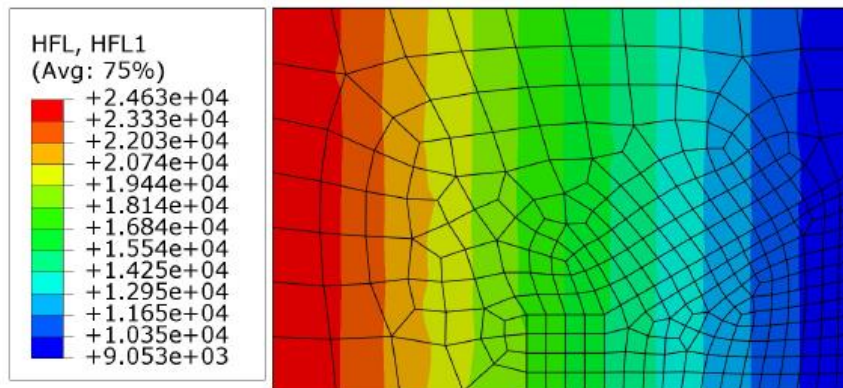
Fonte: Próprio autor.

Figura 64 – Gradiente de deslocamento em [m] ao longo da espessura da parede da tubulação.



Fonte: Próprio autor.

Figura 65 – Gradiente de fluxo térmico [W/m] ao longo da espessura da parede da tubulação.



Fonte: Próprio autor.

Um comparativo com o cálculo analítico pode ser feito no que tange ao fluxo térmico, sendo este expresso pela Tabela 25.

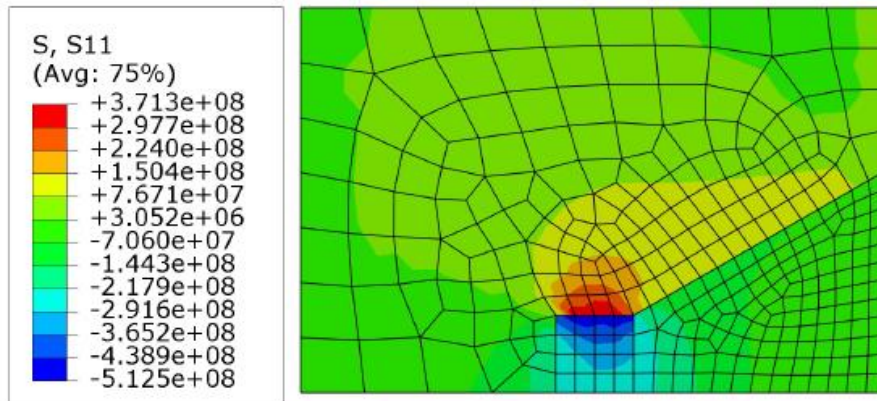
Tabela 25 – Comparativo entre o fluxo térmico obtido através do método analítico e MEF para a tubulação de 10 in de diâmetro nominal.

Modelagem	Notação	Módulo	Unidade	Divergência Relativa [%]
Analítica	$\dot{Q}_{10}$	8718,53	W/m	3,84
MEF		9053,00	W/m	

Fonte: Próprio autor.

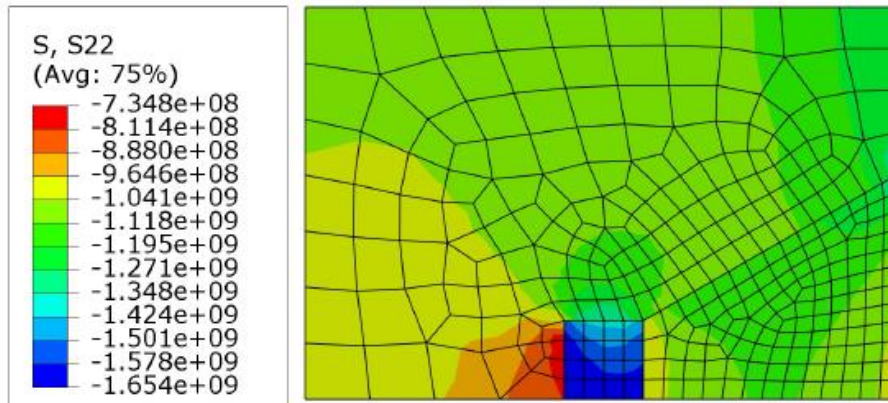
As Figuras de 66 a 68 ilustram respectivamente as componentes de tensão na direção transversal e radial e tensão de Von Mises ao longo da espessura da tubulação.

Figura 66 – Distribuição da componente de tensão em [Pa] na direção transversal ao longo da espessura da parede da tubulação.



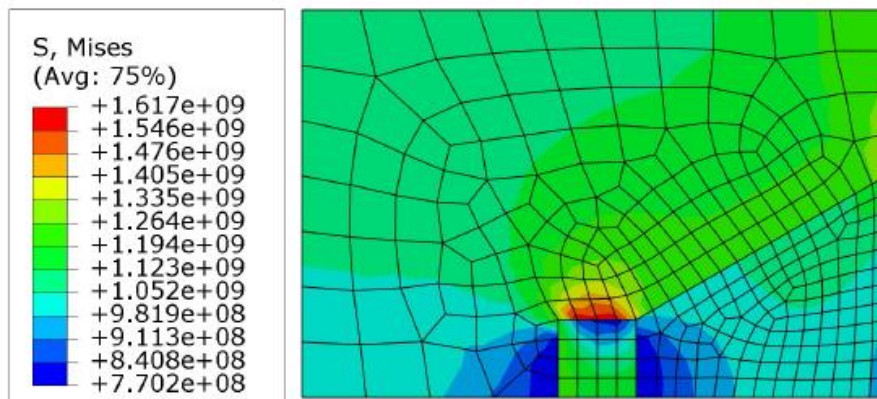
Fonte: Próprio autor.

Figura 67 – Distribuição da componente de tensão em [Pa] na direção radial ao longo da espessura da parede da tubulação.



Fonte: Próprio autor.

Figura 68 – Distribuição da tensão de Von Mises em [Pa] ao longo da espessura da parede da tubulação.



Fonte: Próprio autor.

A modelagem de fluxo térmico apresenta resultados semelhantes em um comparativo entre a simulação e o cálculo analítico.

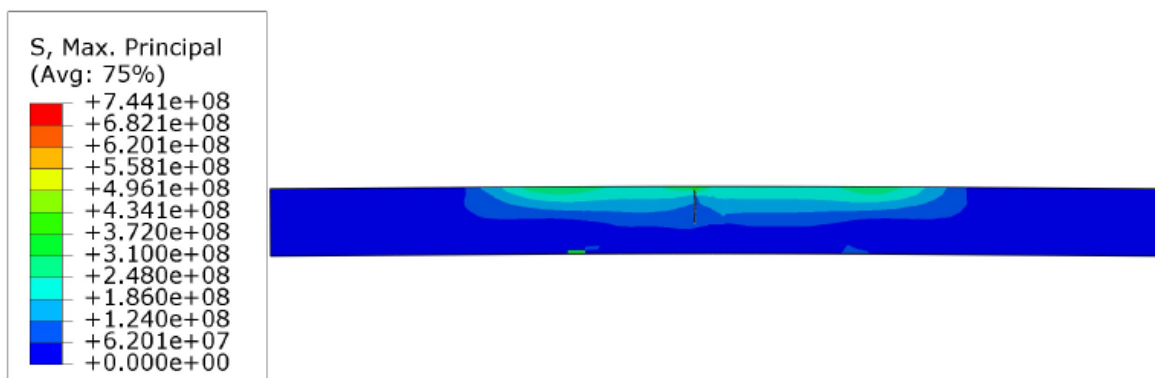
A conclusão gerada indica que uma pequena variação no coeficiente de expansão térmica entre os três materiais que compõem a junta acaba implicando em uma concentração de tensões de tração na região da raiz da solda. Para o caso simulado, a magnitude das tensões encontradas nessa região chegam a ser dez vezes maiores do que o limite estabelecido pelo código ASME BPVC, Section II, Part D (2010). É importante ressaltar que os efeitos de tensão concentrada de forma tão clara neste modelo se dão pela perfeita região de interface entre os materiais que compõem a ZTA, porém na prática não é isso que ocorre. O que é verificado na realidade é que a ZTA possui propriedades intermediárias entre os materiais constituintes que amenizam os efeitos de variação de expansão térmica e consecutivamente diminui a magnitude do campo de tensões internas.

### 4.6.3 Resultados da Análise Teórica 3

#### 4.6.3.1 Simulação via MEF da propagação de trinca por meio de uma heterogeneidade oriunda do processo de fabricação da junta soldada

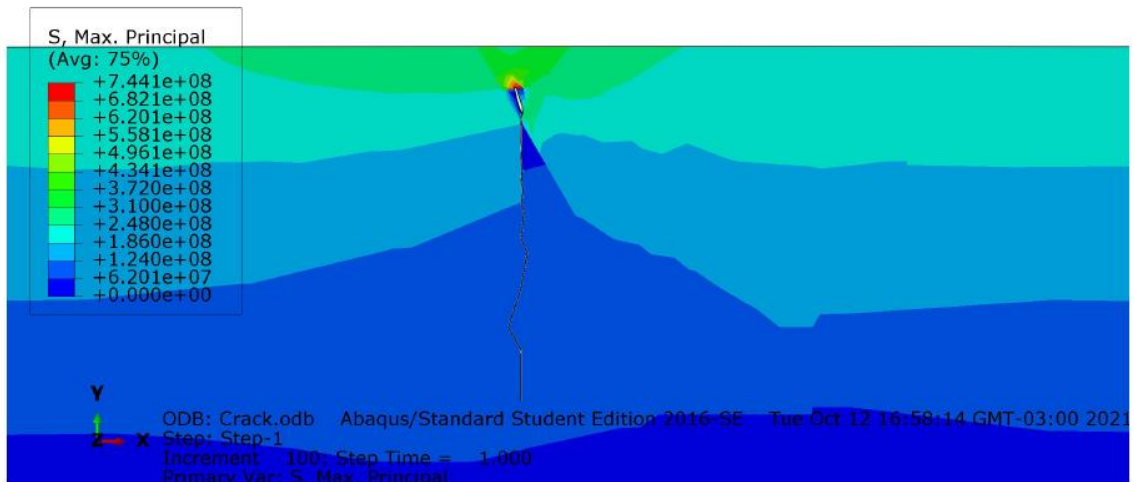
A Figura 69 apresenta a distribuição da tensão principal ao longo da estrutura simulada no passo final de iteração. As Figuras 70 e 71 apresentam a vista ampliada da estrutura simulada respectivamente sem e com a representação da malha.

Figura 69 – Tensão principal na estrutura em [Pa] e propagação da trinca.



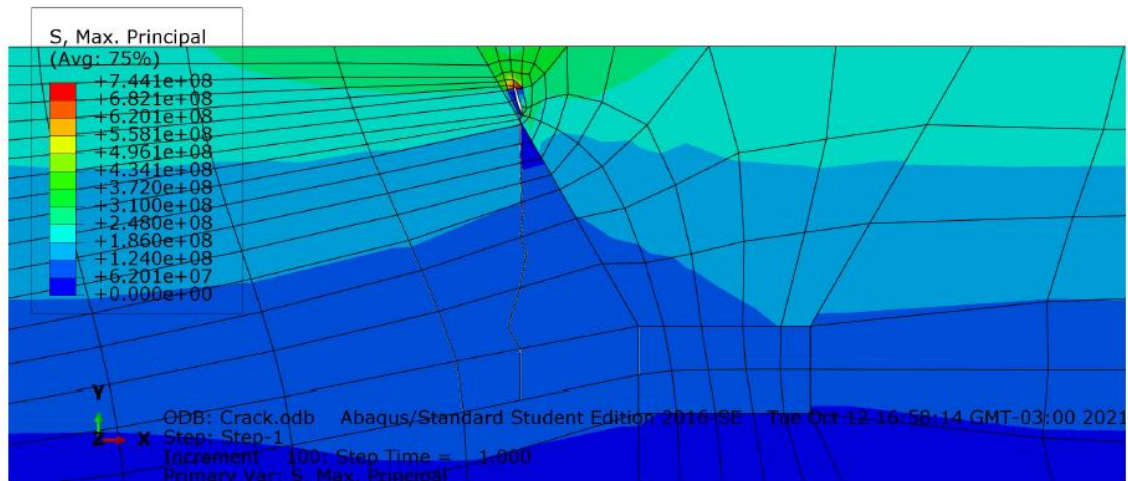
Fonte: Próprio autor.

Figura 70 – Tensão principal na estrutura em [Pa] e propagação da trinca com ampliação na heterogeneidade



Fonte: Próprio autor.

Figura 71 – Tensão principal na estrutura em [Pa] e propagação da trinca com ampliação na heterogeneidade com presença de malha.



Fonte: Próprio autor.

Analisando os passos da simulação, é possível perceber que a propagação da trinca começa ocorrer pouco antes de 20% do deslocamento total ser aplicado. A conclusão gerada indica que caso haja alguma heterogeneidade no processo de fabricação da junta soldada da tubulação de processo analisada por este estudo, existe grande possibilidade da mesma atuar como concentrador de tensões e fazer com que a tubulação falhe com o carregamento imposto pela operação fabril.

## 4.7 Causas da falha

Com os resultados apresentados é possível chegar a três conjecturas:

1. As tensões geradas pelos efeitos de flexão devido ao carregamento da tubulação sujeita a seu próprio peso operando com a temperatura acima do que foi projetada, e do que é recomendado pela ASME BPVC – Section II, Part C (2010), não possuem magnitude suficientes para ocasionar a falha na união soldada. Por outro lado, a condição analisada serve para compor o campo de tensões gerados no cenário global e penalizar a região analisada no contexto da mecânica da fratura;
2. O efeito de dilatação térmica da tubulação proporcionado pela operação acima dos limites de projeto pode resultar em campos de tensão próximos ao limite de ruptura da união soldada caso exista divergências do módulo do coeficiente de dilatação térmico entre os três materiais da junta da ordem de 10%;
3. A estrutura da tubulação pode ser comprometida de forma catastrófica caso haja heterogeneidades na ZTA oriundas do processo de fabricação da junta soldada. Isso se deve ao fato de a concentração de tensões promovida por este tipo de defeito de fabricação ser muito alta, fazendo com que deformações radiais próximas a 0,1 mm possam gerar tensões acima do limite de resistência à tração do material dependendo da geometria da heterogeneidade.

Apesar deste cenário de investigação, ainda não se têm conclusões robustas porque não existem evidências suficientes para se determinar o modo de falha da união soldada do trecho da tubulação de vapor analisado neste trabalho. Todavia há de se destacar o papel importante que as hipóteses analisadas possuem, caso sejam comprovadas, no processo de gerar dano à estrutura e conseqüentemente à sua região mais frágil, que é a junta soldada que une a tubulação de 10 in com a redução excêntrica.

#### **4.8 Mitigação complementar para correção da falha**

Mesmo com as incertezas levantadas e de acordo com o que foi desenvolvido neste estudo, pode-se recomendar que a correção da falha seja feita respeitando-se adicionalmente alguns passos lógicos de caráter investigativo em primeiro plano, sendo esses:

1. Identificar o motivo da linha de vapor estar operando acima da temperatura projetada;
2. Identificar as necessidades de operação dos equipamentos alimentados pela linha de vapor a jusante do trecho analisado;
3. Identificar as condições de contorno aplicadas à caldeira para o escape do vapor que alimenta a linha de vapor;
4. Identificar as condições de contorno aplicadas ao sistema de dessuperaquecimento da linha de vapor.

Com essas análises, seria possível estabelecer uma perspectiva de desempenho a respeito da linha de vapor, ratificando a operação conforme o projeto inicial da planta ou modernizando-a para ser capaz de suportar o novo carregamento imposto.

##### **4.8.1 Plano de manutenção corretiva**

Não é possível desenvolver um plano de manutenção corretiva para o caso em questão porque a causa da falha apresentada é inconclusiva. O que será proposto neste tópico é uma linha de raciocínio possivelmente capaz de alcançar uma solução para a falha analisada.

A manutenção corretiva deste tipo de falha só pode ser executada em períodos de entressafra, uma vez que não é economicamente viável suspender a operação da linha de vapor durante a produção fabril. Este fato pode ser encarado como um empecilho num primeiro momento, mas acaba proporcionando um tempo de correção de até cinco meses, fazendo com que seja possível elaborar uma análise de falha com maior profundidade.

Em linhas gerais, é necessário que, assim que houver possibilidade, sejam recolhidos o maior número de amostras possível do local da fratura e que essas sejam enviadas para profissionais especializados em análise de falhas de materiais metálicos. Dessa forma, seriam realizadas inspeções e ensaios com o componente físico a fim de gerar caminhos que indiquem o mecanismo de falha da estrutura.

Com as informações acerca do material reunidas, seria possível voltar para a linha de análise sugerida por este estudo e gerar conclusões assertivas. O cruzamento de dados entre a análise de falha do material, conjunto de dados operacionais e experiência fabril constituem os



pilares mais importantes para que seja possível determinar a causa raiz de uma falha, detalhando seu mecanismo característico.

É necessário destacar que apenas os relatórios das inspeções e análises realizados nas amostras da fratura não são suficientes para determinar o mecanismo de falha da estrutura. Este estudo indica, de forma categórica, que os dados relativos a ensaios e inspeção das amostras referentes a fratura do material, apesar de determinantes para a conclusão da causa raiz da fratura, são apenas uma parte de todo o processo de análise proposto pela VDI 3822 (2011). O processo conduzido de forma pragmática e padronizada tende a garantir robustez acerca das conclusões.

#### **4.8.2 Plano de manutenção preventiva**

Não é possível desenvolver um plano de manutenção preventiva para o caso em questão devido ao fato de que a causa da falha apresentada é inconclusiva. O que será proposto neste tópico é uma linha de raciocínio possivelmente capaz de evidenciar os desvios operacionais que possam gerar danos ao trecho da linha de vapor analisado.

Em primeiro lugar, é imprescindível que sejam realizados todos os ensaios na junta soldada presentes no código ASME BPVC, Section II, Part C (2010) logo após a sua fabricação. A garantia de que todas as propriedades da junta obtidas a partir do ensaio estejam dentro dos intervalos de segurança propostos pela norma indica que não houve incoerências durante o processo de fabricação. Não menos importante que a realização dos ensaios é também a documentação deles, para que caso haja uma falha, o histórico de fabricação dos componentes possa ser consultado.

É indicado que exista um procedimento de acompanhamento do sistema de monitoramento da indústria, capaz de relacionar os dados de leitura do processo e apontar as incoerências relacionadas aos limites de resistência das estruturas e máquinas que a compõem. Isso se deve ao fato de que comumente as variáveis são controladas em termos das necessidades de processo, mas não existe interligação com a capacidade operacional das estruturas, bem como suas margens de segurança para definição do ponto ótimo de confiabilidade.

## 5. CONSIDERAÇÕES FINAIS

O objetivo deste trabalho foi definir o mecanismo de falha de uma união soldada de uma tubulação de processo que conduz vapor superaquecido. O processo de análise de falha conduzido pelo método padronizado da VDI 3822 (2011) possibilitou alcançar conclusões significativas para o caso. Contudo, a causa raiz não foi identificada por conta de dois fatores principais: a falta de informações técnicas a respeito da inspeção da solda posteriormente a sua execução e a impossibilidade de retirar amostras da região da fratura para realização de ensaios e inspeções.

Por esse motivo, todo o desenvolvimento proposto por este projeto compõe o primeiro ciclo de iteração para a identificar a causa raiz da falha. As conclusões geradas por este ciclo iterativo indicaram que:

1. As tensões geradas pelos efeitos de flexão devido ao carregamento da tubulação sujeita a seu próprio peso, operando com a temperatura acima do que foi projetada, não possuem magnitude suficiente para ocasionar a falha de forma isolada;
2. O efeito de dilatação térmica da tubulação proporcionado pela operação acima dos limites de projeto pode resultar em campos de tensão próximos ao limite de ruptura da união soldada caso exista divergências do módulo do coeficiente de dilatação térmico entre os três materiais da junta;
3. A estrutura da tubulação pode ser comprometida de forma catastrófica caso haja heterogeneidades na ZTA oriundas do processo de fabricação da junta soldada.

Para desenvolvimento de futuros projetos, caso haja viabilidade para superar os fatores limitantes, é indicado realizar o segundo ciclo iterativo de análise de falha seguindo a VDI 3822 (2011). Para isso, são definidos os seguintes passos:

1. Realização de inspeções e ensaios da região da fratura com profissionais especializados em análise de falha de materiais metálicos;
2. Análise comparativa do mecanismo de falha levantado pelo relatório de ensaio e inspeção com as características de operação da tubulação em comum acordo com a fundamentação teórica desenvolvida por este trabalho.

Com a realização do segundo ciclo iterativo, é esperado que a análise de falha seja concluída e possa definir o mecanismo de falha. Caso a iteração não seja conclusiva, é necessário realizar um estudo de viabilidade para definir a continuidade da análise de falha.

## REFERÊNCIAS

ABAQUS-6.14. **Abaqus 6.14 Documentation**. Providence, RI, USA., 2014.

ALVES, J. O.; SAEDLOU, S. O. B.; OLIVEIRA, T. R. Análise de falhas em tubulação do pré-aquecedor de ar da caldeira de uma usina sucroalcooleira. **Tecnologia em Metalurgia Materiais e Mineração**, [S.L.], v. 11, n. 3, p. 216-221, 2014. Editora Cubo. <http://dx.doi.org/10.4322/tmm.2014.032>.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **A105/A105M**: standard specification for carbon steel forgings for piping applications. West Conshohocken: ASTM-International, 2015. 5p.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **A106/A106M**: standard specification for carbon steel pipe for high-temperature service. West Conshohocken: ASTM-International, 2015. 9p.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **A234/A234M**: standard specification for piping fittings of wrought carbon steel and alloy steel for moderate and high temperature service. West Conshohocken: ASTM-International, 2015. 8p.

AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. **ASME BPVC - SECTION II, PART C**: Specifications for Welding Rods, Electrodes, and Filler Metals. New York, 2010. 802 p.

AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. **ASME BPVC - SECTION II, PART D**: Properties (Metric). New York, 2010. 912 p.

AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. **Boiler and pressure vessel code, section IX**: ASME code for qualification standard for welding and brazing procedures, welders, brazers, and welding and brazing operators. New York: ASME International, 2010. 497p.

AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. **Pipe and flanged fittings**: NPS 1/2 through NPS 24 metric/inch standard, B16.5. New York: ASME International, 2009. 238p.

AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. **Power piping**: ASME code for pressure piping, B31.1. New York: ASME International, 2014. 340p.

AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. **Process piping**: ASME code for pressure piping, B31.3. New York: ASME International, 2014. 538p.

ARDGHAIL, P. M.; LEEN, S. B.; HARRISON, N. M. A review of thermal, microstructural and constitutive modelling of 9Cr steel for power plant applications: towards a through-process model for structural integrity of welded connections. **International Journal Of Pressure Vessels And Piping**, [S.L.], v. 180, p. 104037, fev. 2020. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijpvp.2019.104037>.

BAI, B.; ZHANG, C.; LOU, X.; LIN, Y.; LIN, H.; TONG, Z.; ZHENG, H.; YANG, W. Failure analysis of nozzle zone before valve of negative pressure chamber from main pipe coolant system in nuclear power plant. *Engineering Failure Analysis*, [S.L.], v. 82, p. 783-790, dez. 2017. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.engfailanal.2017.07.022>.

BECKER, W. T.; SHIPLEY, R. J. Failures Related to Welding. **ASM Handbook: Failure Analysis and Prevention**. Materials Park, p. 319-399. 2002.

BEER, F. P.; JOHNSTON JUNIOR, E. R.; MAZUREK, D. F.; CORNWELL, P. J.; SELF, B. P. **VECTOR MECHANICS FOR ENGINEERS**: statics and dynamics. 12. ed. New York: McGraw-Hill Education, 2019. 1505 p.

CHU, Q.; ZHANG, M.; LI, J.; CHEN, Y.; LUO, H.; WANG, Q. Failure analysis of a steam pipe weld used in power generation plant. *Engineering Failure Analysis*, [S.L.], v. 44, p. 363-370, set. 2014. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.engfailanal.2014.05.019>.

CZAJKOWSKI, C. J. Single-Phase Erosion Corrosion of a 460 mm (18 in.) Diam Feedwater Line Break. **Handbook Of Case Histories In Failure Analysis**. Upton, New York, p. 182-187. jan. 1992.

ÇENGEL, Y. A.; GHAJAR, A. J. **Heat and Mass Transfer**: fundamentals and applications. New York: McGraw-Hill Education, 2020. 1057 p.

FISH, J.; BELYTSCHKO, T. **A First Course in Finite Elements**. Chichester, England: Johnwiley & Sons, Ltd, 2007. 344 p.

HETNARSKI, R. B.; ESLAMI, M. R. **Thermal Stresses – Advanced Theory and Applications**. Springer, 2009.

HIBBELER, R. C. **Mechanics of Materials**. 8. ed. Upper Saddle River: Pearson Prentice Hall, 2010. 885 p.

NORTON, R. L. **Projeto de Máquinas: uma abordagem integrada**. 4 ed. Bookman, 2013. 1055 p.

SILVA, C. C. **Avaliação das tensões residuais de soldagem em tubulações de pequeno diâmetro usadas em refinaria de petróleo**. 2007. 194 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia e Ciência dos Materiais, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2007.

SOMERS, B. R.; PENSE, A. W. Welding Failure Analysis. **Materials Characterization**. New York, p. 295-309. jun. 1994.

TELLES, P. C. S. **Tubulações Industriais: cálculo**. 9. ed. Rio de Janeiro: Ltc, 1999. 178 p.

TELLES, P. C. S. **Tubulações industriais: materiais, projeto, montagem**. 10. ed. Rio de Janeiro: Ltc, 2001. 266 p.

TEREOS 2013, **Documento Interno Tereos – Especificação de procedimento de soldagem**. (Disponível na intranet da Tereos).

TEREOS 2019, **Documento Interno Tereos – Dados de monitoramento do sistema de vapor de alta pressão da indústria**. (Disponível na intranet da Tereos).

UL-HAMID, A.; TAWANCY, H. M.; ABBAS, N. M. Failure of weld joints between carbon steel pipe and 304 stainless steel elbows. **Engineering Failure Analysis**, [S.L.], v. 12, n. 2, p. 181-191, abr. 2005. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.engfailanal.2004.07.003>.

VEREIN DEUTSCHER INGENIEURE. **VDI 3822: Failure analysis: Fundamentals and performance of failure analysis**. Düsseldorf, 2011. 18 p.

WELDWIRE COMPANY (Pensilvânia). **DATA SHEET MILD STEEL ELECTRODES: E7018, AWS A5.1-04**. King Of Prussia: Weldwire Company, Inc., 2013. 1 p.

WELDWIRE COMPANY (Pensilvânia). **DATA SHEET MILD STEEL ELECTRODES: E70S-3, AWS A5.18**. King Of Prussia: Weldwire Company, Inc., 2013. 1 p.