

**UNIVERSIDADE FEDERAL FLUMINENSE  
ESCOLA DE ENGENHARIA INDUSTRIAL METALÚRGICA DE VOLTA REDONDA  
MODELAGEM COMPUTACIONAL EM CIÊNCIA E TECNOLOGIA**

**MATHEUS FELIPE SILVA OLIVEIRA**

**UMA ANÁLISE ESTATÍSTICA DAS PROPRIEDADES  
MECÂNICAS DA LIGA 690 TT COM EFEITO NA  
CONFIABILIDADE ESTRUTURAL DOS TUBOS DE UM  
GERADOR DE VAPOR**



**VOLTA REDONDA, RJ  
2024**

MATHEUS FELIPE SILVA OLIVEIRA

**UMA ANÁLISE ESTATÍSTICA DAS PROPRIEDADES MECÂNICAS DA LIGA 690 TT COM EFEITO NA CONFIABILIDADE ESTRUTURAL DOS TUBOS DE UM GERADOR DE VAPOR**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Modelagem Computacional em Ciência e Tecnologia da Universidade Federal Fluminense como requisito parcial para obtenção do grau Mestre em Ciências.

Orientador: Prof. Alexandre Santos Francisco, D.Sc.  
Coorientador: Prof. Wesley Luiz da Silva Assis, D. Sc.

Volta Redonda, RJ

2024

Ficha catalográfica automática - SDC/BEM  
Gerada com informações fornecidas pelo autor

S586a Silva Oliveira, Matheus Felipe  
UMA ANÁLISE ESTATÍSTICA DAS PROPRIEDADES MECÂNICAS DA LIGA  
690 TT COM EFEITO NA CONFIABILIDADE ESTRUTURAL DOS TUBOS DE UM  
GERADOR DE VAPOR / Matheus Felipe Silva Oliveira. - 2024.  
135 p.

Orientador: Alexandre Santos Francisco.  
Coorientador: Wesley Luiz Da Silva Assis.  
Dissertação (mestrado)-Universidade Federal Fluminense,  
Escola de Engenharia Industrial e Metalúrgica de Volta  
Redonda, Volta Redonda, 2024.

1. Integridade estrutural. 2. Simulação Monte Carlo. 3.  
Diagrama de Análise de Falhas (FAD). 4. Liga 690 TT. 5.  
Produção intelectual. I. Santos Francisco, Alexandre,  
orientador. II. Da Silva Assis, Wesley Luiz, coorientador.  
III. Universidade Federal Fluminense. Escola de Engenharia  
Industrial e Metalúrgica de Volta Redonda. IV. Título.

CDD - XXX

MATHEUS FELIPE SILVA OLIVEIRA

**UMA ANÁLISE ESTATÍSTICA DAS PROPRIEDADES MECÂNICAS DA LIGA 690 TT COM EFEITO NA CONFIABILIDADE ESTRUTURAL DOS TUBOS DE UM GERADOR DE VAPOR**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Modelagem Computacional em Ciência e Tecnologia da Universidade Federal Fluminense como requisito parcial para obtenção do grau Mestre em Ciências.

Aprovado em 5 de novembro de 2024.

**BANCA EXAMINADORA**

Documento assinado digitalmente  
 **ALEXANDRE SANTOS FRANCISCO**  
Data: 17/12/2024 11:08:23-0300  
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

---

Prof. Alexandre Santos Francisco, D.Sc. (Orientador)  
UFF – Universidade Federal Fluminense -

Documento assinado digitalmente  
 **WESLEY LUIZ DA SILVA ASSIS**  
Data: 21/12/2024 06:18:41-0300  
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

---

Prof. Wesley Luiz da Silva Assis, D. Sc. (Coorientador)  
UFF – Universidade Federal Fluminense – VEM

Documento assinado digitalmente  
 **VANESSA DA SILVA GARCIA**  
Data: 18/12/2024 13:09:05-0300  
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

---

Profa. Vanessa da Silva Garcia, D.Sc  
MCCT-UFF

Documento assinado digitalmente  
 **LUIS VOLNEI SUDATI SAGRILLO**  
Data: 17/12/2024 13:32:02-0300  
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

---

Prof. Luis Volnei Sudati Sagrilo, D.Sc.  
COPPE-UFRJ

Documento assinado digitalmente  
 **PEDRO LUIZ DA CRUZ SALDANHA**  
Data: 17/12/2024 15:54:29-0300  
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

---

Prof. Pedro Luiz da Cruz Saldanha, D.Sc.  
IEN-CNEN

Volta Redonda, RJ

2024

## DEDICATÓRIA

Aos diversos professores da UFF e aos que participaram da banca da minha dissertação, principalmente ao meu professor Alexandre Santos Francisco, a Fundação PÁTRIA e a Eletronuclear, que tornaram possível a realização deste trabalho. A eles, a minha homenagem.

## AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a minha mãe, **Isabel**, e meu pai, **Alessandro**, por todo amor, apoio e incentivo que me deram durante toda a minha vida. A minha irmã, **Melissa**, que sempre esteve ao meu lado, compartilhando os momentos de alegria e superando os desafios.

Ao meu orientador, **Professor Alexandre**, agradeço pela paciência, sabedoria e dedicação. Sua orientação foi fundamental para o desenvolvimento deste trabalho.

À **Fundação PÁTRIA**, expresso minha gratidão pelo suporte e oportunidades que me foram concedidas. Este trabalho não seria possível sem o seu apoio.

Aos engenheiros **Bruno, Renan, Jorge Armando e Roberto** da Eletronuclear, agradeço pela colaboração, conhecimento e experiência compartilhados. Vocês foram essenciais para a realização deste mestrado.

Este trabalho é dedicado a todos vocês.

O homem é mortal por seus temores e imortal por seus desejos.

*Pitágoras*

## RESUMO

Esta dissertação desenvolve uma metodologia abrangente para a avaliação da integridade estrutural dos tubos de um gerador de vapor em usinas nucleares de água pressurizada (PWR), com foco na liga 690 TT. Devido às condições operacionais extremas, como alta pressão, temperatura e ambientes corrosivos, esses tubos são suscetíveis a degradações materiais, incluindo a corrosão sob tensão e o crescimento de trincas, que podem comprometer a segurança operacional das usinas. A metodologia proposta integra análises estatísticas detalhadas das propriedades mecânicas do material com métodos probabilísticos avançados, especialmente a simulação Monte Carlo, para quantificar o risco de falha de forma precisa e realista. Inicialmente, foram realizadas análises estatísticas para caracterizar as propriedades mecânicas da liga 690 TT, utilizando distribuições de probabilidade como Normal, Lognormal e de Weibull. A partir dessas análises, foi possível modelar as incertezas associadas às propriedades materiais, estabelecendo uma base sólida para a avaliação probabilística da integridade estrutural utilizando o critério Limit Load (LL), que considera a falha por colapso plástico. A avaliação de integridade estrutural também foi conduzida utilizando o Failure Assessment Diagram (FAD), que combina três conceitos de falha, permitindo uma análise detalhada da severidade de defeitos em condições operacionais variadas. Os resultados da simulação Monte Carlo, aplicados ao FAD, indicaram que a metodologia desenvolvida é eficaz para prever a probabilidade de falha dos tubos em diferentes cenários. Essa abordagem integrada oferece uma ferramenta valiosa para a tomada de decisões relacionadas à manutenção e operação segura das usinas nucleares, contribuindo para a longevidade dos componentes críticos e para a prevenção de falhas catastróficas.

Palavras-chave: Integridade estrutural; Simulação Monte Carlo; Diagrama de Análise de Falhas (FAD); Liga 690 TT.

## ABSTRACT

This dissertation develops a comprehensive methodology for assessing the structural integrity of steam generator tubes in pressurized water reactors (PWR), with a focus on the 690 TT alloy. Due to extreme operational conditions, such as high pressure, temperature, and corrosive environments, these tubes are susceptible to material degradation, including stress corrosion cracking and crack growth, which can compromise the operational safety of the plants. The proposed methodology integrates detailed statistical analyses of the material's mechanical properties with advanced probabilistic methods, especially Monte Carlo simulation, to precisely and realistically quantify the risk of failure. Initially, statistical analyses were performed to characterize the mechanical properties of the 690 TT alloy, using probability distributions such as Normal, Lognormal and Weibull. These analyses allowed for the modeling of uncertainties associated with material properties, establishing a solid foundation for probabilistic structural integrity evaluation was performed using Limit Load (LL) criteria, which account for plastic collapse failure guidelines. Structural integrity assessment was also conducted using the Failure Assessment Diagram (FAD), which combines three failure concepts, enabling a detailed analysis of defect severity under varied operational conditions. The results of the Monte Carlo simulation, applied to the FAD, indicated that the developed methodology is effective in predicting the probability of tube failure across different scenarios. This integrated approach provides a valuable tool for decision-making related to the safe operation and maintenance of nuclear power plants, contributing to the longevity of critical components and the prevention of catastrophic failures.

Keywords: Structural Integrity; Monte Carlo Simulation; Failure Assessment Diagram (FAD);  
690 TT Alloy.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Gerador de vapor em usinas PWR .....	5
Figura 2 - Exemplo de corrosão generalizada em tubos. ....	7
Figura 3 - Exemplo de corrosão por fresta em tubos.....	8
Figura 4 - Como a variância amostral mostra a variabilidade pelos desvios $x_i - \bar{x}$ .....	14
Figura 5 - Relação entre população e amostra .....	15
Figura 6 - Exemplo de tabela de diagrama frequências .....	17
Figura 7 - Exemplo de histograma frequências .....	17
Figura 8 - Descrição de um <i>box plot</i> .....	18
Figura 9 - Exemplo gráfico da distribuição lognormal.....	20
Figura 10 - PDF da distribuição de Weibull .....	21
Figura 11 - Exemplo de comparação gráfica entre uma função de densidade de probabilidade e um histograma de densidade de probabilidade (dados amostrais).....	22
Figura 12 - O valor de $D_n$ .....	25
Figura 13 - Fluxograma da avaliação probabilística da integridade estrutural dos tubos do G.V. ....	48
Figura 14 - <i>Boxplot</i> do limite de escoamento. ....	54
Figura 15 - <i>Boxplot</i> do limite de resistência à tração. ....	55
Figura 16 - Histograma de frequências limite de escoamento à 24 °C.....	56
Figura 17 - Histograma de frequências limite de escoamento à 350 °C .....	57
Figura 18 - Histograma de frequências limite de resistência à tração à 24 °C.....	57
Figura 19 - Histograma de frequências limite de resistência à tração à 350 °C .....	58
Figura 20 - Gráfico comparando a frequência observada com a frequência esperada (distribuição Normal) para limite de escoamento à 24 °C. ....	61
Figura 21 - Gráfico comparando a frequência observada com a frequência esperada (distribuição Lognormal) para limite de escoamento à 24 °C.....	61
Figura 22 - Gráfico comparando a frequência observada com a frequência esperada (distribuição de Weibull) para limite de escoamento à 24 °C.....	62
Figura 23 - Curvas SL e CM para as distribuições de probabilidade à 24 °C. ....	70
Figura 24 - Curvas SL e CM para as distribuições de probabilidade à 350 °C. ....	70
Figura 25 - Curvas SL, CM (simplificado) e CM (Monte Carlo) à 24 °C. ....	71
Figura 26 - Curvas SL, CM (simplificado) e CM (Monte Carlo) à 350 °C. ....	71
Figura 27 - Curvas SL, CM (simplificado) e CM (Monte Carlo) à 24 °C. ....	72
Figura 28 - Curvas SL, CM (simplificado) e CM (Monte Carlo) à 350 °C. ....	72
Figura 29 - Curvas SL, CM (simplificado) e CM (Monte Carlo) à 24 °C. ....	73
Figura 30 - Curvas SL, CM (simplificado) e CM (Monte Carlo) à 350 °C. ....	74
Figura 31 - Curvas SL, CM (simplificado) e CM (Monte Carlo) à 24 °C. ....	77

Figura 32 - Curvas SL, CM (simplificado) e CM (Monte Carlo) à 350 °C. ....	77
Figura 33 - Curvas SL, OA (simplificado) e OA (Monte Carlo) à 24 °C. ....	78
Figura 34 - Curvas SL, OA (simplificado) e OA (Monte Carlo) à 24 °C. ....	78
Figura 35 - Curvas SL, OA (simplificado) e OA (Monte Carlo) à 24 °C. ....	79
Figura 36 - Curvas SL, OA (simplificado) e OA (Monte Carlo) à 24 °C. ....	79
Figura 37 - Diagrama de Avaliação de Falhas SL (FAD-SL) para trincas do tipo axial PTWC às temperaturas ambiente e elevada. ....	85
Figura 38 - Diagrama de Avaliação de Falhas CM Simplificado (FAD-CM) para trincas do tipo axial PTWC às temperaturas ambiente e elevada. ....	85
Figura 39 - Diagrama de Avaliação de Falhas OA Simplificado (FAD-OA) para trincas do tipo axial PTWC às temperaturas ambiente e elevada. ....	86
Figura 40 - Diagrama de Avaliação de Falhas CM utilizando a simulação Monte Carlo (FAD-CM Monte Carlo) para trincas do tipo axial PTWC às temperaturas am- biente e elevada. ....	86
Figura 41 - Diagrama de Avaliação de Falhas OA utilizando a simulação Monte Carlo (FAD-OA Monte Carlo) para trincas do tipo axial PTWC às temperaturas am- biente e elevada. ....	87
Figura 42 - Diagrama de Avaliação de Falhas SL para trincas do tipo circunferencial às temperaturas ambiente e elevada. ....	88
Figura 43 - Diagrama de Avaliação de Falhas CM simplificado para trincas do tipo circun- ferencial às temperaturas ambiente e elevada. ....	88
Figura 44 - Diagrama de Avaliação de Falhas OA simplificado para trincas do tipo circun- ferencial às temperaturas ambiente e elevada. ....	89
Figura 45 - Diagrama de Avaliação de Falhas CM Monte Carlo para trincas do tipo circun- ferencial às temperaturas ambiente e elevada. ....	89
Figura 46 - Diagrama de Avaliação de Falhas OA Monte Carlo para trincas do tipo circun- ferencial às temperaturas ambiente e elevada. ....	90
Figura 47 - Comparação entre as ligas 600, 690, 690 TT e 800 utilizando o FAD às tem- peraturas ambiente e elevada. ....	94

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Limite para composição química da liga 690 TT. ....	11
Tabela 2 - Limite para propriedades da liga 690 TT a 24 °C. ....	11
Tabela 3 - Limite para propriedades da liga 690 TT a 350 °C. ....	11
Tabela 4 - Medidas estatísticas dos limites de escoamento e de resistência à tração. ....	54
Tabela 5 - Tabela de Frequências (Temperatura ambiente).....	55
Tabela 6 - Tabela de Frequências (Temperatura elevada) .....	56
Tabela 7 - Resultado do teste de aderência Qui-Quadrado para limite de escoamento a 24 °C.....	58
Tabela 8 - Resultado do teste de aderência Qui-Quadrado para limite de escoamento a 350 °C .....	58
Tabela 9 - Resultado do teste de aderência Qui-Quadrado para limite de resistência à tração à 24 °C.....	58
Tabela 10 - Resultado do teste de aderência Qui-Quadrado para limite de resistência à tração à 350 °C .....	59
Tabela 11 - Resultado do teste de aderência Kolmogorov-Smirnov para limite de escoamento à 24 °C.....	59
Tabela 12 - Resultado do teste de aderência Kolmogorov-Smirnov para limite de escoamento à 350 °C .....	60
Tabela 13 - Resultados do teste de aderência Kolmogorov-Smirnov para limite de resistência à tração à 24 °C .....	60
Tabela 14 - Resultado do teste de aderência Kolmogorov-Smirnov para limite de resistência à tração à 350 °C.....	60
Tabela 15 - Resultado do teste de aderência Anderson-Darling para limite de escoamento à 24 °C .....	63
Tabela 16 - Resultado do teste de aderência Anderson-Darling para limite de escoamento à 350 °C .....	63
Tabela 17 - Resultado do teste de aderência Anderson-Darling para limite de resistência à tração à 24 °C.....	63
Tabela 18 - Resultado do teste de aderência Anderson-Darling para limite de resistência à tração à 350 °C .....	63
Tabela 19 - Intervalos de confiança para média (limite de escoamento à 24 °C). ....	64
Tabela 20 - Intervalo de confiança para média (limite de escoamento à 350 °C). ....	64
Tabela 21 - Intervalos de confiança para média (limite de resistência à tração à 24 °C). ....	64
Tabela 22 - Intervalos de confiança para limite de resistência à tração à 350 °C. ....	65
Tabela 23 - Resultados da estatística de teste para a média amostral .....	66
Tabela 24 - Geometria e condição operacional dos tubos do GV .....	67

Tabela 25 - Dados estatísticos das variáveis $h$ , $L$ e $\varphi$ .....	68
Tabela 26 - Parâmetros estatísticos das variáveis $S_y$ e $S_u$ .....	69
Tabela 27 - Trincas detectadas pela técnica de ECT .....	73
Tabela 28 - Tabela 1. Probabilidade de falha para trincas do tipo axial à temperatura ambiente .....	75
Tabela 29 - Tabela 2. Probabilidade de falha para trincas do tipo axial à temperatura elevada .....	75
Tabela 30 - Probabilidade de falha por tubo do conjunto de trincas externas do tipo axial para temperatura ambiente e elevada .....	76
Tabela 31 - Probabilidades de falha para diferentes trincas e condições de cálculo à temperatura ambiente .....	80
Tabela 32 - Probabilidades de falha para diferentes trincas e condições de cálculo à temperatura elevada .....	82
Tabela 33 - Probabilidade de falha por tubo do conjunto de trincas externas do tipo circumferencial para temperatura ambiente e elevada .....	84
Tabela 34 - Probabilidade de falha para trincas detectadas do tipo axial utilizando os métodos FAD e LL utilizando o a curva CM. ....	91
Tabela 35 - Probabilidade de falha para trincas detectadas do tipo circumferencial utilizando os métodos FAD e LL utilizando a curva CM. ....	91

**LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS**

PWR	Pressurized Water Reactor
GV	Gerador de vapor
EPRI	Electric Power Research Institute
SL	Limite estrutural
CM	Como Encontrado
OA	Avaliação Operacional
PDF	Função de densidade de probabilidade
CDF	Função de distribuição acumulada
EDF	Função de distribuição empírica
KS	Kolmogorov-Smirnov
SCC	Corrosão sob tensão
ASME	American Society of Mechanical Engineers
NEI	Nuclear Energy Institute
ECT	Eddy Current Test
PWSCC	Corrosão sob Tensão em Água Primária
ODSCC	Corrosão sob Tensão no Diâmetro Externo
SIPC	Critério de Desempenho de Integridade Estrutural
FFS	Aptidão para o Serviço
FAD	Diagrama de análise de falhas
NDE	Ensaio não destrutivo
UT	Ultrassom
MT	Partículas Magnéticas
PT	Líquido Penetrante
LL	Carga limite ( <i>Limit Load</i> )

## LISTA DE SÍMBOLOS

A	Estatística de teste Anderson-Darling
a	Média da distribuição normal
<i>a</i>	Profundidade da trinca
$\alpha$	Nível de significância
b	Desvio padrão da distribuição normal
c	Comprimento da trinca
d	Profundidade real da fissura
$D_n$	Estatística de teste Kolmogorov-Smirnov
$\Delta$	Intervalo de classes
$\Delta_L$	Média do crescimento de comprimento
$\Delta_h$	Média do crescimento de profundidade relativa
$\sigma_{\Delta_L}$	Desvio padrão do crescimento de comprimento
$\sigma_{\Delta_h}$	Desvio padrão do crescimento de profundidade relativa
F	Parâmetro para cálculo do fator de intensidade de tensão
M	Coeficiente da função peso no ponto mais interno da trinca
$M$	Número de classes
$N$	Tamanho da população
$\mu$	Média populacional
n	Número de observações
$np_i$	Densidade de frequência acumulada esperada
P	Pressão
$P_i$	Densidade de frequência acumulada da distribuição testada
$P_B$	Pressão de colapso
$\phi$	Ângulo em radianos
$\lambda$	Parâmetro de taxa exponencial
L	Comprimento real do defeito
$S_y$	Limite de escoamento
$S_u$	Limite de resistência à tração
$\sigma$	Desvio padrão populacional
$\sigma_L$	Desvio padrão do comprimento
$\sigma_h$	Desvio padrão da profundidade relativa
$\sigma_c$	Desvio padrão da correlação descrita por Maneschy
$\theta$	Parâmetro de escala de Weibull
t	Espessura do tubo
$t$	Variável $t$ de Student
Q	Fator de correção de intensidade de tensão

$K_I$	Fator de intensidade de tensão
$G_i$	Coefficiente de influência
$\beta$	Posição angular da trinca
$\pi$	Número Pi
$R_i$	Raio interno do tubo
$\log$	Logaritmo na base $e$
$s$	Desvio padrão amostral
$s^2$	Variância amostral
$\sigma^2$	Variância populacional
$N$	Coefficiente da função peso na superfície da trinca
$N_i$	Densidade de frequência acumulada
$m$	Parâmetro de forma de Weibull
$H_0$	Hipótese nula
$H_1$	Hipótese alternativa

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b> .....	<b>1</b>
<b>1.1</b>	<b>Justificativa</b> .....	<b>1</b>
<b>1.2</b>	<b>Objetivos</b> .....	<b>2</b>
<b>1.2.1</b>	<b>Objetivo geral</b> .....	<b>2</b>
<b>1.2.2</b>	<b>Objetivos específicos</b> .....	<b>2</b>
<b>1.3</b>	<b>Estrutura do Trabalho</b> .....	<b>3</b>
<b>2</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b> .....	<b>4</b>
<b>2.1</b>	<b>Geradores de vapor em usinas nucleares</b> .....	<b>4</b>
<b>2.1.1</b>	<b>Tubos do gerador de vapor</b> .....	<b>5</b>
<b>2.2</b>	<b>Mecanismos de degradação dos tubos do gerador de vapor</b> .....	<b>6</b>
<b>2.2.1</b>	<b>Corrosão generalizada</b> .....	<b>6</b>
<b>2.2.2</b>	<b>Corrosão por frestas</b> .....	<b>7</b>
<b>2.2.3</b>	<b>Corrosão sob tensão</b> .....	<b>9</b>
<b>2.3</b>	<b>Liga 690 TT</b> .....	<b>10</b>
<b>2.4</b>	<b>Caracterização estatística</b> .....	<b>12</b>
<b>2.4.1</b>	<b>Resumo e exibição de dados</b> .....	<b>13</b>
<b>2.4.2</b>	<b>Mediana, Moda e Coeficiente de Variação</b> .....	<b>14</b>
<b>2.4.3</b>	<b>Amostra aleatória</b> .....	<b>15</b>
<b>2.4.4</b>	<b>Distribuições de frequência e histogramas</b> .....	<b>16</b>
<b>2.4.5</b>	<b>Box plots</b> .....	<b>17</b>
<b>2.5</b>	<b>Distribuição de probabilidade e Funções de densidade de probabilidade</b> .....	<b>18</b>
<b>2.5.1</b>	<b>Funções de densidade de probabilidade</b> .....	<b>18</b>
<b>2.5.2</b>	<b>Distribuição normal</b> .....	<b>19</b>
<b>2.5.3</b>	<b>Distribuição Lognormal</b> .....	<b>19</b>
<b>2.5.4</b>	<b>Distribuição de Weibull</b> .....	<b>21</b>
<b>2.6</b>	<b>Método gráfico</b> .....	<b>22</b>
<b>2.7</b>	<b>Testes de aderência</b> .....	<b>22</b>
<b>2.7.1</b>	<b>Teste de aderência Qui-quadrado</b> .....	<b>23</b>
<b>2.7.2</b>	<b>Teste de aderência Kolmogorov-Smirnov</b> .....	<b>24</b>
<b>2.7.3</b>	<b>Teste de aderência Anderson-Darling</b> .....	<b>25</b>
<b>2.7.4</b>	<b>Intervalo de confiança</b> .....	<b>26</b>
<b>2.7.5</b>	<b>Teste de hipóteses</b> .....	<b>28</b>
<b>2.7.6</b>	<b>Teste de hipótese para média com variância conhecida</b> .....	<b>28</b>
<b>2.8</b>	<b>Análise de integridade dos tubos</b> .....	<b>29</b>
<b>2.9</b>	<b>Carga limite</b> .....	<b>30</b>
<b>2.9.1</b>	<b>Condição de limite estrutural</b> .....	<b>30</b>

2.9.2	Condição como encontrado .....	32
2.9.3	Condição de avaliação operacional .....	32
2.10	Simulação Monte Carlo .....	33
2.10.1	Número de Simulações e Convergência .....	34
2.10.2	Estratégias para Determinação do Número de Simulações .....	34
2.10.3	Amostragem das PDFs e Métodos de Rejeição .....	35
2.11	Confiabilidade estrutural de tubos trincados .....	35
2.12	Failure Assessment Diagram .....	37
2.12.1	Dados necessários para análise .....	38
2.12.2	Informações sobre o projeto da estrutura .....	38
2.12.3	Histórico de manutenção e operação .....	39
2.12.4	Medidas de carga e tensões do equipamento .....	39
2.12.5	Propriedades do material .....	41
2.12.6	Recomendações de técnicas de inspeção .....	41
2.12.7	Técnicas de avaliação e critérios de aceitação .....	42
2.12.8	Análise de Tensão .....	43
2.12.9	Trincas do tipo axial .....	43
2.12.10	Trincas do tipo circunferencial .....	46
3	<b>METODOLOGIA</b> .....	48
3.1	Caracterização estatística das propriedades mecânicas .....	49
3.2	Construção de histogramas de frequência e método gráfico .....	49
3.3	Testes de aderência .....	49
3.4	Avaliação probabilística da integridade estrutural dos tubos do G.V. ....	50
3.4.1	Entrada de dados .....	51
3.4.2	Cálculo dos pontos para construção das curvas SL, CM e OA .....	51
3.4.3	Simulação Monte Carlo .....	52
3.4.4	Cálculo da probabilidade de falha .....	52
3.4.5	Geração dos gráficos .....	52
4	<b>RESULTADOS</b> .....	53
4.1	Caracterização estatística das propriedades mecânicas da liga 690 TT .....	53
4.1.1	Resumo e exibição de dados .....	53
4.1.2	Identificação de <i>outliers</i> .....	54
4.1.3	Identificação da distribuição de probabilidade que melhor se adequa aos dados .....	55
4.1.4	Intervalos de confiança para a média .....	64
4.1.5	Teste de hipóteses .....	66
4.2	Método da Carga Limite .....	67
4.2.1	Curva limite: trincas do tipo axial .....	69
4.2.2	Probabilidade de falha para um conjunto de trincas axiais .....	74

4.2.3	Curva limite: trincas do tipo circunferencial .....	76
4.3	Probabilidade de falha para um conjunto de trincas circunferenciais .....	79
4.4	Diagrama de Avaliação de Falhas - FAD .....	84
4.4.1	FAD - Trincas do tipo axial .....	84
4.4.2	FAD - Trincas do tipo circunferencial .....	87
4.5	Probabilidade de falha - FAD x LL .....	90
4.6	Avaliação FAD considerando diversas ligas .....	93
5	CONCLUSÃO .....	95
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	96
	ANEXO A – Código Python .....	99
	ANEXO B – Código Python .....	107

## 1 INTRODUÇÃO

A energia nuclear tem se consolidado como uma das fontes mais estáveis e eficientes para a geração de eletricidade, desempenhando um papel fundamental no fornecimento de energia em diversos países ao redor do mundo. Uma das grandes vantagens desse tipo de geração está no fato de ser uma fonte de baixo carbono, alinhada com os objetivos globais de redução das emissões de gases do efeito estufa e mitigação das mudanças climáticas. Em particular, as usinas nucleares do tipo Pressurized Water Reactor (PWR) destacam-se pela sua capacidade de produção em larga escala, somada à confiabilidade e à estabilidade operacional. Elas representam uma parte significativa da capacidade instalada global para geração de energia nuclear.

Essas usinas, no entanto, enfrentam desafios contínuos no que tange à segurança operacional, especialmente devido aos riscos inerentes ao manuseio de materiais radioativos e à operação em ambientes de alta pressão e temperatura. Dentro desse contexto, um dos componentes mais críticos de uma usina PWR é o gerador de vapor (GV), cuja função principal é transferir o calor gerado no núcleo do reator para o circuito secundário, onde o vapor resultante aciona as turbinas responsáveis pela geração de eletricidade.

Os tubos que compõem o gerador de vapor desempenham um papel vital nesse processo. Eles operam em altos níveis de temperatura e pressão, ao mesmo tempo que são expostos a ambientes bastante corrosivos. A integridade estrutural desses tubos é crucial, uma vez que qualquer falha pode resultar em consequências severas, tanto do ponto de vista da segurança nuclear quanto do impacto econômico. Portanto, o monitoramento contínuo da integridade desses tubos torna-se imperativo para garantir a operação segura e eficiente das usinas nucleares ao longo do tempo.

### 1.1 Justificativa

O desenvolvimento de metodologias que garantam a segurança estrutural dos componentes de usinas nucleares é de extrema importância, considerando o impacto de falhas catastróficas em termos de segurança pública, impactos ambientais e custos econômicos. No caso específico dos tubos do gerador de vapor, sua degradação ao longo do tempo, causada por mecanismos como corrosão sob tensão, fadiga térmica e mecânica, pode comprometer severamente a operação das usinas nucleares. Dada a relevância dessas estruturas, é essencial que existam processos robustos e precisos para a avaliação contínua de sua integridade.

A liga 690 TT, amplamente utilizada na fabricação dos tubos do gerador de vapor, apresenta características que a tornam ideal para suportar as condições adversas de operação dessas usinas. No entanto, mesmo essa liga, que possui alta resistência à corrosão e excelente

desempenho mecânico em temperaturas elevadas, está sujeita a variações em suas propriedades mecânicas ao longo do tempo. Essas variações, se não forem monitoradas de forma adequada, podem aumentar o risco de falha dos tubos e, conseqüentemente, comprometer a segurança da usina.

A justificativa para a presente pesquisa reside na necessidade de integrar métodos probabilísticos avançados e análises estatísticas para avaliar de forma precisa a integridade estrutural dos tubos do gerador de vapor. Essa abordagem busca quantificar o risco de falha de forma mais realista, considerando as incertezas associadas às propriedades dos materiais e às condições operacionais. O desenvolvimento de uma metodologia robusta para essa avaliação tem implicações significativas não apenas para a operação segura das usinas nucleares, mas também para a otimização das estratégias de manutenção e a gestão eficiente dos ativos.

## 1.2 Objetivos

### 1.2.1 Objetivo geral

O objetivo geral deste trabalho é avaliar de forma robusta a integridade estrutural dos tubos do gerador de vapor em usinas nucleares do tipo PWR. Essa metodologia utiliza uma combinação de análises estatísticas detalhadas das propriedades mecânicas da liga 690 TT e métodos probabilísticos, como a simulação Monte Carlo. A proposta visa quantificar de forma precisa o risco de falha dos tubos sob diferentes condições operacionais fazendo uso do método da Carga Limite (LL, do inglês *Limit load*) e do Diagrama de Avaliação de Falhas (FAD, do inglês *Failure Assessment Diagram*).

### 1.2.2 Objetivos específicos

Para alcançar esse objetivo principal, os seguintes objetivos específicos serão perseguidos:

1. **Caracterização estatística das propriedades mecânicas da liga 690 TT:** Realizar uma análise detalhada das propriedades do material, como limite de escoamento e resistência à tração, identificando as distribuições probabilísticas mais adequadas para representar essas propriedades.
2. **Integração de métodos probabilísticos na avaliação estrutural:** Utilizar simulação Monte Carlo na análise LL, para modelar as incertezas associadas às propriedades dos materiais e às condições operacionais, gerando probabilidades de falha mais realista dos tubos.

3. **Utilização do Failure Assessment Diagram (FAD):** Incorporar o FAD na metodologia para uma avaliação detalhada da severidade de defeitos, uma vez que este considera outros modos de falha.

Com essa metodologia, espera-se não apenas melhorar a segurança estrutural dos tubos do gerador de vapor, mas também oferecer uma ferramenta valiosa para a otimização das estratégias de manutenção e operação das usinas nucleares, contribuindo assim para a segurança e a eficiência no setor nuclear.

### 1.3 Estrutura do Trabalho

Este trabalho está organizado em capítulos que abordam diferentes aspectos necessários para o desenvolvimento e aplicação da metodologia proposta para a avaliação da integridade estrutural dos tubos do gerador de vapor em usinas nucleares. Abaixo, é apresentado um breve resumo de cada capítulo:

- **Capítulo 2 - Revisão Bibliográfica:** Aborda os conceitos fundamentais sobre geradores de vapor em usinas nucleares, mecanismos de degradação dos tubos e a liga 690 TT, além de aspectos estatísticos e probabilísticos aplicados à análise estrutural.
- **Capítulo 3 - Metodologia:** Descreve detalhadamente a metodologia empregada para a avaliação probabilística da integridade estrutural dos tubos, incluindo a caracterização estatística das propriedades mecânicas e o uso de métodos como a integração da simulação Monte Carlo aos métodos LL e FAD.
- **Capítulo 4 - Resultados:** Apresenta e discute os resultados obtidos com a aplicação da metodologia, destacando a caracterização estatística das propriedades mecânicas da liga 690 TT e a análise de integridade estrutural dos tubos considerando diferentes tipos de trincas.
- **Capítulo 5 - Conclusão:** Resume as principais conclusões do estudo e apresenta sugestões para trabalhos futuros, enfatizando as contribuições da pesquisa para o aprimoramento da segurança estrutural em componentes de usinas nucleares.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 Geradores de vapor em usinas nucleares

As usinas nucleares com reator de água pressurizada, conhecidas como PWR (*Pressurized Water Reactor*), são uma forma predominante de produção de energia nuclear. O reator PWR é um tipo de reator nuclear que utiliza água sob alta pressão no circuito primário para prevenir a ebulição. Este tipo de reator é o mais comum em usinas nucleares ao redor do mundo, com mais de 230 reatores nucleares globais operando com este sistema. O projeto original do reator PWR foi concebido para uso em submarinos nucleares (NRC, 2023).

O funcionamento do reator PWR ocorre em quatro etapas principais. Primeiro, o núcleo do reator, localizado dentro do vaso do reator, gera calor através de reações de fissão. Em seguida, a água de alta pressão do circuito primário transporta essa energia térmica para um gerador de vapor. Dentro do gerador de vapor, o calor proveniente do circuito primário converte a água do circuito secundário em vapor. Finalmente, o vapor gerado aciona uma turbina que produz eletricidade (NRC, 2023).

Os reatores PWR utilizam urânio enriquecido como combustível nuclear. A água comum, referida como água leve na engenharia nuclear, é usada para resfriar os reatores PWR. Esta água pode atingir temperaturas de até 315 graus Celsius (NRC, 2023).

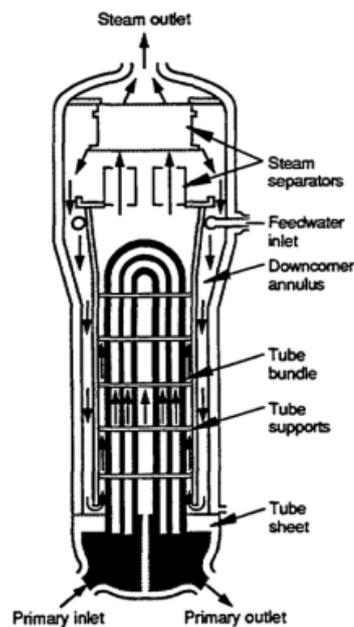
O gerador de vapor (GV) (veja a ilustração da Figura 1), em usinas nucleares com reatores a água pressurizada (PWR) desempenha um papel crucial na produção de energia elétrica. Este componente, um grande trocador de calor, é responsável por utilizar o calor gerado no sistema primário para produzir vapor no sistema secundário. Este vapor, por sua vez, é usado para movimentar as turbinas de um gerador elétrico, convertendo assim a energia térmica em energia elétrica (IAEA, 2011).

Em uma planta nuclear típica, pode haver de dois a seis GVs por reator, embora algumas plantas possam ter até 12 GVs. Cada GV é um tipo de trocador de calor de casco e tubo, contendo milhares de tubos. A água refrigerante do sistema primário passa por esses tubos, fervendo a água no lado do sistema secundário (IAEA, 2011).

O sistema primário opera sob uma pressão maior que o sistema secundário. Isso significa que qualquer defeito nos tubos do GV pode resultar em vazamento de material radioativo para o ambiente externo do reator. Portanto, a integridade dos tubos do GV é de suma importância para a segurança da operação da usina nuclear (IAEA, 2011).

Além disso, é importante notar que o GV é apenas uma parte de um sistema maior. O núcleo do reator, onde ocorrem as reações de fissão, gera uma grande quantidade de energia térmica. Esta energia é transferida para a água do sistema primário, que circula através do núcleo do reator. A água aquecida então passa pelos tubos do GV, transferindo o calor para a água no sistema secundário e convertendo-a em vapor. O vapor gerado aciona uma turbina,

**Figura 1** - Gerador de vapor em usinas PWR



Fonte: (NRC, 2023)

que por sua vez aciona um gerador elétrico (IAEA, 2011).

### 2.1.1 Tubos do gerador de vapor

Os tubos do Gerador de Vapor (GV) em usinas nucleares com reatores a água pressurizada desempenham um papel crucial na segurança e eficiência da usina. Eles atuam como uma barreira física, prevenindo o vazamento de material radioativo do sistema primário para o ambiente (EPRI, 2015). Portanto, é de extrema importância que esses tubos estejam livres de trincas, perfurações ou degradações em geral (EPRI, 2015).

Além de atuar como uma barreira física, os tubos do GV desempenham um papel crucial na transferência de calor do sistema primário para o secundário (SUL, 2023). A integridade dos tubos é vital para a eficiência geral da usina nuclear. Qualquer falha nos tubos pode levar a uma diminuição na eficiência da transferência de calor, o que pode afetar a produção de energia da usina (FIGUEIREDO, 2023).

Os tubos do GV estão submetidos a altas pressões internas, moderadas temperaturas e ambientes agressivos. Com o tempo, é possível que ocorra um mecanismo de degradação conhecido como corrosão sob tensão (EPRI, 2015). Sob esse mecanismo, uma trinca pode se propagar através da parede do tubo ao longo do tempo.

Para garantir a integridade estrutural dos tubos do GV, requisitos regulatórios baseados em desempenho devem ser implementados em reatores a água pressurizada (MURPHY, 2007).

Normalmente, os tubos trincados são mantidos em serviço sem comprometer o desempenho do GV enquanto suas trincas não atingem um tamanho crítico. Nessa condição, a integridade estrutural dos tubos do GV pode ser avaliada adequadamente com base em critérios de aceitação da trinca, que são desenvolvidos satisfazendo uma orientação regulatória existente (FFS-1, 2001).

Para os tubos do GV de material com alta tenacidade à fratura, um desses critérios é baseado na carga limite, assumindo que o colapso plástico é o modo de falha dominante (LEE et al., 2001; TONKOVIC; SKOZRIT; ALFIREVIC, 2008). Embora essa análise seja simples na prática, ela precisa de amplo suporte de dados experimentais, e mais pesquisas são necessárias para validar sua aplicabilidade.

## **2.2 Mecanismos de degradação dos tubos do gerador de vapor**

Existem inúmeros mecanismos de degradação que impactam os tubos dos geradores de vapor. Cada um desses mecanismos é controlado por uma variedade de variáveis, que vão desde detalhes de design até condições operacionais da planta. A manifestação de cada mecanismo pode ser localizada ou generalizada e pode ocorrer isoladamente ou em conjunto com outros mecanismos, contribuindo para a deterioração do equipamento (SILVEIRA, 2002).

Os mecanismos principais, que causam a maior quantidade e frequência de deterioração e falhas, estão relacionados à corrosão. Esses mecanismos são complexos e são fortemente influenciados pelas condições operacionais. Mecanismos mais simples, como desgaste ou fadiga, também são difíceis de controlar, pois envolvem fenômenos de vibração que muitas vezes estão ligados a geometrias e condições locais de fluxo que só podem ser avaliadas por meio de estudos detalhados (SILVEIRA, 2002).

Qualquer um desses mecanismos requer o entendimento das variáveis que o controlam para que critérios de avaliação e medidas preventivas e corretivas possam ser aplicados de maneira eficaz (SILVEIRA, 2002).

### **2.2.1 Corrosão generalizada**

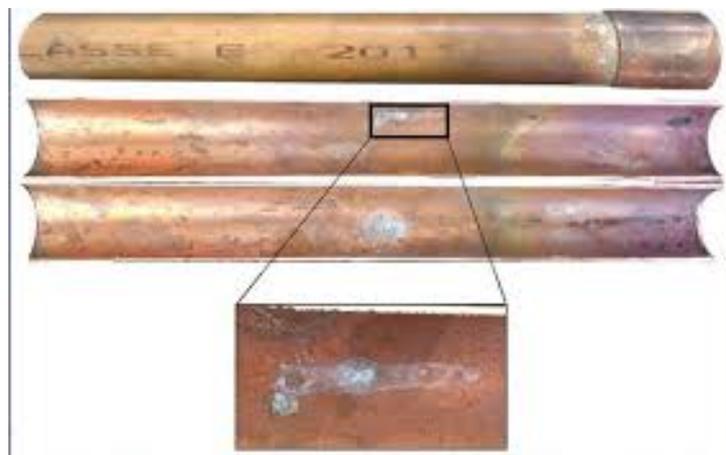
A corrosão é um processo generalizado de deterioração que ocorre em tubos do gerador de vapor (veja as imagens na Figura 2). Este fenômeno, predominantemente observado acima de um componente do gerador de vapor, chamado espelho, é causado pelo acúmulo de lama, resultando em corrosão nos tubos afetados. A deposição de sólidos e precipitados sobre o espelho, localizado na parte inferior do compartimento do casco do gerador de vapor, contribui para a formação de uma camada que pode atingir até 250 mm de espessura, sendo mais pronunciada em áreas de baixo fluxo de água de resfriamento (GORMAN; HARRIS; LOWENS-

TEIN, 1995; GREEN, 1987).

A lama, composta por ácidos e sais como fosfato de sódio, provenientes de produtos de tratamento de água, cria um ambiente propício para a corrosão. Esse processo corrosivo, desencadeado sob a camada de lama, é atribuído à presença de ácido fosfórico ou fosfato de sódio insolúvel (MILLETT, 1995). Além dos componentes nocivos, a lama atua como um isolamento térmico indesejável para os tubos, exacerbando a corrosão em condições ácidas e de altas temperaturas, afetando materiais como 600 e Incoloy 800, com taxas de perda de espessura entre 5 e 20% ao ano (STIEDING et al., 1990).

O controle efetivo desse mecanismo de deterioração vai além da seleção de materiais, incluindo a escolha de tratamentos de água que evitem precipitações, melhorias no fluxo próximo ao espelho para dispersar a lama e manutenção adequada, incluindo a limpeza periódica do espelho (AMAR; SHAH, 1989). Como medida corretiva, a eliminação de tratamentos com fosfato, substituindo-os por tratamentos do tipo AVT (All Volatile Treatment), baseados em reagentes voláteis para controlar o pH, mostrou-se eficaz (NORDMANN; FIQUET, 1996). Segundo a International Atomic Energy Agency (1997), essa abordagem reduziu significativamente a ativação da corrosão generalizada como um mecanismo de deterioração (IAEA, 2011).

**Figura 2** - Exemplo de corrosão generalizada em tubos.



Fonte: Fonte: (MELLO, 2012)

### 2.2.2 Corrosão por frestas

A corrosão por frestas é um fenômeno corrosivo que acontece quando impurezas agressivas se acumulam dentro de pequenos espaços ou frestas, (veja imagem na Figura 3). Este fenômeno está associado à criação de uma área anóxica, ou seja, sem oxigênio, dentro da fresta (FONTANA; GREENE, 1978a).

Este tipo de corrosão é comum em geradores de vapor, especificamente nas lacunas entre os tubos e as placas de suporte, bem como na junção entre o tubo e o espelho, onde os

**Figura 3** - Exemplo de corrosão por fresta em tubos.



**Fonte:** Fonte: (GENTIL, 1996)

tubos se expandem para formar frestas. O processo se desenrola em três fases. Na primeira fase, o oxigênio originalmente presente dentro da fresta é consumido em um processo inicial de corrosão localizada. Devido às restrições de espaço, o interior da fresta não consegue repor o oxigênio (FONTANA; GREENE, 1978b).

Na segunda fase, o metal dentro da fresta continua a ser corroído devido à ação de uma célula galvânica entre a região interna e externa da fresta. A presença de íons metálicos positivos causa um desequilíbrio que leva à migração de íons negativos do meio externo para o interior da fresta. Isso resulta na migração de íons agressivos, como os íons de cloreto e sulfato. Dentro da fresta, a concentração de cloretos resulta na formação de ácido clorídrico, o que reduz drasticamente o pH (FONTANA; GREENE, 1978b).

Com a criação deste ambiente ácido, começa a terceira e mais destrutiva fase da corrosão. A corrosão por frestas pode ser a causa do esmagamento (conhecido como “denting”) e contribui significativamente para mecanismos de corrosão sob tensão e fadiga (MACDONALD et al., 1996).

A melhor maneira de controlar este mecanismo de deterioração não é através da seleção de materiais, mas sim através da escolha de tratamentos de água que não resultem em precipitação, melhorando o fluxo ao redor do espelho para dispersar qualquer lama que possa se acumular, e realizando manutenção adequada com limpeza regular da face do espelho (AMAR; SHAH, 1989).

Para equipamentos já em operação, a principal medida corretiva foi a eliminação de tratamentos com fosfato. Em vez disso, foram adotados tratamentos do tipo AVT (All Volatile Treatment), que utilizam reagentes voláteis para controlar o pH (NORDMANN; FIQUET, 1996). Com a descontinuação dos tratamentos com fosfato, de acordo com a International Atomic Energy Agency (1997), o “wastage” não é mais considerado um mecanismo de deterioração

ativo (IAEA, 2011).

### 2.2.3 Corrosão sob tensão

A corrosão sob tensão (SCC, do inglês *Stress Corrosion Cracking*) refere-se ao fenômeno de formação de trincas em materiais submetidos simultaneamente a uma tensão de tração e a um ambiente corrosivo específico. Este tipo de corrosão é particularmente perigoso porque pode ocorrer sem sinais visíveis de degradação externa até que a falha catastrófica ocorra. As trincas de corrosão sob tensão aparentam ser fraturas mecânicas frágeis, mas são, na verdade, resultado de processos corrosivos locais. Estas trincas podem ser intergranulares ou transgranulares. A trinca intergranular progride ao longo dos limites dos grãos, enquanto a trinca transgranular avança através dos grãos sem preferir os limites. Essas duas formas podem ocorrer no mesmo material, dependendo do ambiente e da estrutura do metal (FONTANA, 1967).

A tensão de tração desempenha um papel crucial na SCC, diminuindo o tempo necessário para que as trincas apareçam. A tensão mínima necessária para evitar a formação de trincas varia com a temperatura, a composição do metal e a do ambiente, podendo ser tão baixa quanto 10% da tensão de escoamento ou tão alta quanto 70% dessa tensão, dependendo da combinação de liga e ambiente. Embora a SCC seja um dos problemas mais importantes de corrosão, seu mecanismo não é bem compreendido. O processo envolve uma complexa interação entre o metal, a interface e as propriedades do ambiente. Em geral, a corrosão inicia trincas em descontinuidades superficiais, como pites, onde a tensão está concentrada. A propagação da trinca ocorre devido à ação conjunta de estresse e corrosão, onde o estresse aumenta a concentração na ponta da trinca, e a corrosão degrada o material ao redor dessa ponta (FONTANA, 1967).

A composição do ambiente, como a presença de cloretos, a temperatura e o pH, afetam significativamente a SCC. Por exemplo, os aços inoxidáveis são suscetíveis a trincas em ambientes contendo cloretos, mas não em ácidos sulfúrico, nítrico ou acético. Da mesma forma, as ligas de cobre-níquel mostram variação na suscetibilidade à SCC dependendo do ambiente corrosivo específico. Diversas estratégias podem ser adotadas para prevenir a SCC. Abaixo de um valor crítico, o estresse pode ser reduzido através de tratamentos térmicos de alívio de tensões, aumento da espessura da seção ou redução da carga aplicada. A eliminação de espécies críticas no ambiente, como cloretos, pode ser feita através de desmineralização ou destilação. Utilizar ligas menos suscetíveis à SCC em ambientes corrosivos específicos pode ser uma solução eficaz. Proteção catódica é um método eficaz para prevenir a SCC em certos metais, como o aço inoxidável, ao reduzir o potencial de corrosão. Revestimentos de barreira, como tintas ou revestimentos metálicos, podem proteger o material base do ambiente corrosivo (FONTANA, 1967).

A SSC é um problema complexo que requer uma compreensão detalhada das intera-

ções entre materiais e seus ambientes de serviço. A escolha correta do material utilizado na construção dos tubos e a aplicação de métodos preventivos adequados pode mitigar significativamente os riscos associados a este tipo de corrosão, garantindo a integridade estrutural e a segurança operacional de componentes e estruturas metálicas (FONTANA, 1967).

### 2.3 Liga 690 TT

A liga 690 TT é um material de alta qualidade amplamente utilizado na fabricação de tubos do gerador de vapor (ASME SB-163, ASME III NB-2000, ASME Code Case N-20-3). A escolha deste material se baseia em suas propriedades mecânicas superiores, que são alcançadas através de um processo de fabricação meticuloso e rigoroso (IAEA, 2011).

O processo de fabricação começa com a fusão do metal em fornos por indução a ar ou a vácuo. A escolha do método de fusão depende principalmente de razões econômicas, pois até o momento não há estudos que provem a superioridade de um método sobre o outro. Após a fusão, o material é laminado a quente para produzir barras, que são então condicionadas superficialmente, cortadas no comprimento adequado e furadas ou trepanadas para produzir tarugos ocos para extrusão (SMITH, 1990).

O processo de extrusão é acompanhado por um processo de trefilação a frio, que geralmente envolve dois ou mais passes. Entre cada passe, é realizado um recozimento intermediário a uma temperatura de 1100°C para melhorar a ductilidade do material. Após a conclusão do trabalho a frio, inicia-se o processo de recozimento final, que é de extrema importância para garantir a qualidade do produto final (SMITH, 1990). Durante o recozimento final, é crucial controlar parâmetros como a temperatura, as taxas de aquecimento e resfriamento, e a atmosfera do forno. A temperatura no interior do forno deve ser de no mínimo 1060°C, e a diferença entre o ponto mais quente e o mais frio no interior do forno não deve exceder 20°C. Todo o processo deve ocorrer em uma fornalha com atmosfera de hidrogênio seco para evitar oxidação ou redução indesejada (EPRI, 2015).

Após o recozimento, os tubos geralmente se encontram deformados e precisam ser endireitados. Este processo é realizado por conformação a frio, o que pode induzir tensões residuais e endurecer o material. Em seguida, os tubos são tratados termicamente para reduzir as tensões residuais resultantes do processo de endireitamento. Finalmente, os tubos passam por ensaios não destrutivos para detectar defeitos superficiais e volumétricos (IAEA, 2011).

A liga 690 TT apresenta excelente resistência à corrosão em uma ampla gama de meios aquosos e atmosféricos de alta temperatura. Sua composição rica em cromo confere uma resistência notável a agentes oxidantes e gases em altas temperaturas, enquanto o alto teor de níquel garante resistência à corrosão sob tensão em ambientes contendo cloretos (Special Metals Corporation, 2009). Além disso, a liga oferece uma boa estabilidade metalúrgica, sem a formação de fases frágeis mesmo após longas exposições a temperaturas elevadas (Special

Metals Corporation, 2009).

A composição química da liga 690 TT deve estar de acordo com os limites especificados na Tabela 1 (ASTM E354, ASTM E38).

**Tabela 1** - Limite para composição química da liga 690 TT.

Elemento	Composição (%)	
	Mínimo	Máximo
Níquel	58,0	-
Cromo	28,5	31,0
Ferro	9,0	11,0
Carbono	0,015	0,025
Silício	-	0,5
Manganês	-	0,5
Cobalto	0,014	-
Cobre	-	0,1
Enxofre	-	0,003
Fósforo	-	0,015
Nitrogênio	-	0,05
Alumínio	-	0,4
Boro	-	0,005
Titânio	-	0,4
Molibdênio	-	0,2
Nióbio+Tântalo	-	0,1

Além disso, um corpo de prova da liga para uso em tubos do GV deve apresentar valores do limite de escoamento e do limite de resistência à tração, a temperaturas ambiente (24 °C) e elevada (350 °C), que estejam dentro dos intervalos permissíveis especificados nas Tabelas 2 e 3 (ASME SB-163).

**Tabela 2** - Limite para propriedades da liga 690 TT a 24 °C.

Propriedade mecânica	Mínimo (MPa)
Limite de escoamento	276
Limite de resistência à tração	586

**Tabela 3** - Limite para propriedades da liga 690 TT a 350 °C.

Propriedade mecânica	Mínimo (MPa)
Limite de escoamento	215
Limite de resistência à tração	530

Mesmo esta liga, que possui alta resistência à corrosão e excelente desempenho mecânico em temperaturas elevadas, está sujeita a variações em suas propriedades mecânicas ao longo do tempo. Essas variações podem ser causadas pela exposição prolongada a ambientes de alta temperatura e pressões elevadas, comuns em geradores de vapor de usinas

nucleares. A exposição contínua a esses fatores pode levar à degradação da microestrutura da liga, resultando na formação de fases secundárias indesejadas ou na precipitação excessiva de carbonetos (CARON, 2014).

Se essas mudanças microestruturais não forem adequadamente monitoradas, há o risco de que as propriedades mecânicas do material, como a ductilidade e a resistência à tração, se deteriorem. Essa degradação pode aumentar a suscetibilidade da liga a fenômenos como a SSC, particularmente em ambientes contendo cloretos ou álcalis. Conseqüentemente, a durabilidade e integridade dos tubos de 690 podem ser comprometidas ao longo de longos períodos de operação.

Dada a criticidade dos tubos de geradores de vapor no funcionamento seguro de usinas nucleares, é fundamental realizar inspeções periódicas e detalhadas das propriedades do material. Técnicas avançadas de ensaios não destrutivos (END), como a inspeção por correntes parasitas (eddy current testing) e a avaliação por ultrassom, são frequentemente usadas para monitorar a integridade dos tubos ao longo do tempo. Essas práticas de manutenção preventiva visam identificar o início de fissuras ou outras formas de dano estrutural antes que possam comprometer a segurança da usina, o que leva a necessidade do desenvolvimento de metodologias precisas e robustas no que diz respeito a identificação da criticidade desses defeitos (NAVAIR, 2017).

## **2.4 Caracterização estatística**

É fundamental realizar uma caracterização estatística detalhada das propriedades mecânicas do material em estudo. No contexto desta dissertação, o foco está na liga 690 TT, amplamente utilizada nas usinas nucleares devido à sua elevada resistência à corrosão e boas propriedades mecânicas em condições extremas de operação, como alta temperatura e pressão. No entanto, é conhecido que as propriedades mecânicas dos materiais podem apresentar variabilidade, influenciada por fatores como o processo de fabricação, tratamentos térmicos, exposição a ambientes corrosivos e o próprio envelhecimento do material (CARON, 2014).

A caracterização estatística torna-se, assim, uma etapa indispensável para modelar adequadamente essa variabilidade. Ao identificar as distribuições probabilísticas que melhor representam o comportamento de propriedades-chave, como o limite de escoamento e a resistência à tração, a análise estatística fornece uma base sólida para as avaliações subsequentes de integridade estrutural. Sem essa etapa, as incertezas inerentes às propriedades dos materiais poderiam ser subestimadas ou superestimadas, levando a conclusões imprecisas sobre a confiabilidade estrutural dos tubos (LEWIS, 1994).

Além disso, a caracterização estatística permite que se explore a variabilidade dos parâmetros do material através de distribuições de probabilidade, tais como Normal, Lognormal ou de Weibull. Isso é crucial para garantir que a análise de integridade estrutural, que será

conduzida utilizando métodos probabilísticos avançados como a simulação Monte Carlo, reflita com precisão as condições operacionais reais da usina (BEICHEL; MONTGOMERY, 2001). Através dessa abordagem, será possível quantificar de forma realista o risco de falha dos tubos, assegurando que as incertezas associadas às propriedades mecânicas sejam devidamente consideradas na modelagem.

#### 2.4.1 Resumo e exibição de dados

Resumos e exibições de dados bem construídos são essenciais para o engenheiro, pois estes podem facilitar seu entendimento sobre o tipo de modelo que deve ser utilizado para resolver problemas (MONTGOMERY, 2002).

É muito útil saber como descrever características dos dados numericamente. Por exemplo, pode-se encontrar a localização, ou tendência, central dos dados pela média aritmética. Como é costumeiro chamarmos os dados de amostra, é comum chamar esta média de média amostral (MONTGOMERY, 2002).

A média amostral é a o valor médio das  $n$  observações presentes em nossos dados, e é dada pela equação 1:

$$\bar{x} = \frac{\sum_{i=1}^n x_i}{n} \quad (1)$$

Se pensar em uma distribuição de probabilidade como um modelo para população, pode-se considerar  $x \approx \bar{\mu}$ , onde  $\mu$  é a média populacional em  $N$  observações na população (MONTGOMERY, 2002).

$$\mu = \frac{\sum_{i=1}^N x_i}{N} \quad (2)$$

Mesmo que a média acabe sendo muito útil, ela acaba não mostrando todas as informações sobre a amostra de dados. A variabilidade, ou dispersão, dos dados, pode ser descrita pela variância amostral, ou, pelo desvio padrão amostral (MONTGOMERY, 2002):

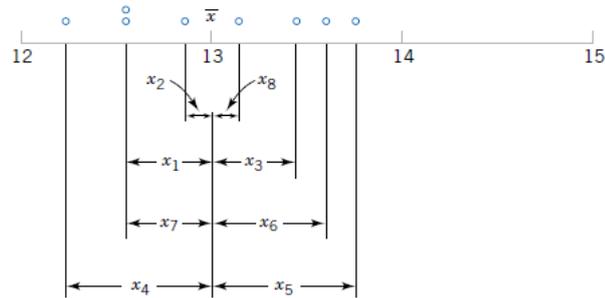
$$s^2 = \frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}{n - 1} \quad (3)$$

onde  $s^2$  é a variância amostral.

A Figura 4 mostra como a variância e o desvio padrão nos a variabilidade, mostrando os desvios  $x_i - \bar{x}$ , quanto maior o valor absoluto do desvio, maior será a variabilidade (MONTGOMERY, 2002).

Analogamente a média, pode-se considerar que a variância amostral ( $s^2$ ), e o desvio padrão amostral ( $s$ ) são uma estimativa do desvio padrão  $\sigma$  e da variância  $\sigma^2$  populacionais (MONTGOMERY, 2002).

**Figura 4** - Como a variância amostral mostra a variabilidade pelos desvios  $x_i - \bar{x}$



**Fonte:** Fonte: (MONTGOMERY, 2002)

$$\sigma^2 = \frac{\sum_{i=1}^N (x_i - \mu)^2}{N} \quad (4)$$

Além do desvio padrão e da variância, outra forte medida de variabilidade é o *range*, ou amplitude, denotado pela equação 5:

$$r = \max(x_i) - \min(x_i) \quad (5)$$

A amplitude é muito fácil de ser calculada, mas, em alguns casos, pode mascarar a variabilidade por ignorar os valores das informações que estão entre o valor máximo e o valor mínimo (MONTGOMERY, 2002).

#### 2.4.2 Mediana, Moda e Coeficiente de Variação

Além da média, outras medidas de tendência central e dispersão são frequentemente utilizadas na análise de dados: a mediana, a moda e o coeficiente de variação. A *mediana* é uma medida de tendência central que divide o conjunto de dados em duas metades, sendo o valor que está no meio da distribuição quando os dados estão ordenados. Se a quantidade de dados for ímpar, a mediana será o valor central. Se for par, a mediana será a média dos dois valores centrais. A mediana é menos sensível a valores extremos (*outliers*) em comparação com a média, sendo uma boa escolha quando se deseja evitar a distorção causada por esses valores extremos (MONTGOMERY, 2002).

Por outro lado, a *moda* é a medida que indica o valor mais frequente em um conjunto de dados. Ao contrário da média e da mediana, a moda pode ser utilizada com dados qualitativos ou quantitativos, sendo útil para identificar a característica mais comum de uma amostra. Em distribuições multimodais, pode haver mais de uma moda, o que indica a presença de múltiplos picos na distribuição dos dados (MONTGOMERY, 2002).

Outra importante medida de dispersão é o *coeficiente de variação* (CV), que é a razão entre o desvio padrão e a média de um conjunto de dados, expresso como uma porcentagem:

$$CV = \frac{s}{\bar{x}} \times 100 \quad (6)$$

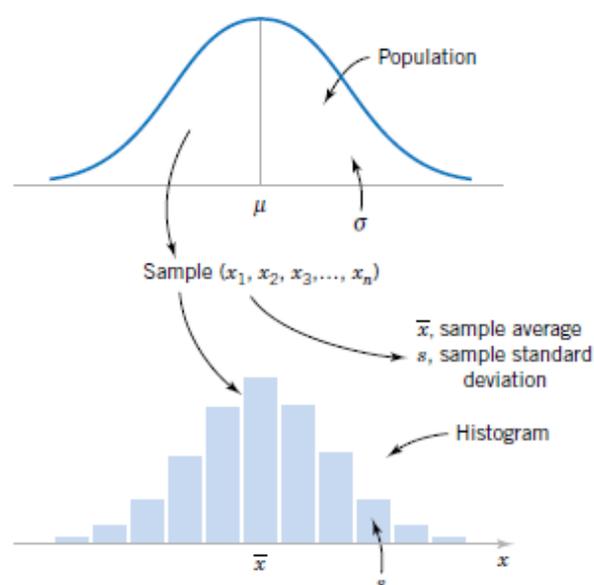
onde  $s$  é o desvio padrão amostral e  $\bar{x}$  é a média amostral. O coeficiente de variação é uma medida relativa de dispersão, permitindo comparar a variabilidade de diferentes conjuntos de dados, independentemente das unidades de medida. Um coeficiente de variação mais alto indica maior variabilidade em relação à média, enquanto um coeficiente de variação mais baixo indica menor dispersão. Essa medida é particularmente útil quando se comparam conjuntos de dados com diferentes escalas ou unidades de medida (MONTGOMERY, 2002).

Em relação à dispersão dos dados, a variância e o desvio padrão, já abordados anteriormente, fornecem uma visão detalhada da dispersão ao redor da média, enquanto a mediana e a moda oferecem informações valiosas sobre o centro e a distribuição dos dados, especialmente em casos de distribuições assimétricas ou com outliers. O coeficiente de variação complementa essas medidas, oferecendo uma maneira padronizada de comparar a variabilidade entre diferentes conjuntos de dados (MONTGOMERY, 2002).

### 2.4.3 Amostra aleatória

Na maioria dos problemas estatísticos, é comum trabalhar com uma amostra de observações selecionadas de uma população (população é a totalidade de observações). A Figura 5 mostra a relação entre população e amostra (MONTGOMERY, 2002).

**Figura 5** - Relação entre população e amostra



Fonte: Fonte: (MONTGOMERY, 2002)

Na maioria das vezes, é impossível, ou pelo menos imprático, observar uma população

inteira, então, é muito comum utilizarmos uma amostra, grande ou pequena, mas finita, de uma população, para então associá-la a um modelo de distribuição probabilístico, como sendo o modelo da população (MONTGOMERY, 2002).

É muito comum que sejam selecionadas apenas as observações que são mais convenientes para a amostra de dados, porém, para que os métodos estatísticos funcionem, a amostra deve ser uma representação da população. Esse procedimento de construção da amostra, frequentemente introduz o *bias*, ou tendência, e, como consequência, o parâmetro vai ser consistentemente subestimado, ou superestimado pela amostra. Para evitar esse tipo de problema, é comum que a escolha de dados para a amostra seja aleatória, desta forma, as observações em uma população determinarão a distribuição de probabilidade da variável aleatória. Considerando que uma amostra é construída de dados aleatórios, selecionados sob as mesmas condições, pode-se relacioná-la a uma função de densidade de probabilidade  $f(x)$  (MONTGOMERY, 2002).

O propósito principal de uma amostra aleatória é obter informações sobre os parâmetros desconhecidos da população, por exemplo, se  $X_1, X_2, \dots, X_n$ , fazem parte de uma amostra aleatória de tamanho  $n$ , a média amostral  $\bar{X}$ , a variância amostral  $s^2$ , e o desvio padrão amostral  $s$  são estatísticos. Embora estatísticas numéricas sejam úteis, representações gráficas de uma amostra de dados são uma maneira poderosa e muito útil de visualizar e examinar os dados (MONTGOMERY, 2002).

#### 2.4.4 Distribuições de frequência e histogramas

Uma distribuição de frequências é uma maneira mais compacta de resumir os dados, se comparado ao diagrama de caule e folha. Para construir uma distribuição de frequências, primeiro precisamos dividir a amplitude em intervalos, que comumente são chamados de classes, que devem ser escolhidas com base em algum parâmetro ou julgamento. Geralmente algo entre 5 e 20 classes é satisfatório para a maioria dos casos (MONTGOMERY, 2002).

O número de intervalo de classes ( $\Delta$ ) pode ser obtido pela equação 7 (LEWIS, 1994):

$$\Delta \approx r[1 + 3.3 \log_{10}(n)^{-1}] \quad (7)$$

As classes devem cobrir a amplitude da amostra de dados, ou seja, partindo do valor mínimo, aumentando de acordo com o valor da classe, até o valor máximo. A primeira linha é referente ao valor da frequência absoluta, ou seja, quantos valores estão presentes em cada intervalo. A segunda linha é referente a frequência relativa, que é obtida dividindo a frequência absoluta pelo número de observações. E por fim, a última linha, é a frequência relativa acumulada, a tabela 6 exemplifica um histograma (MONTGOMERY, 2002):

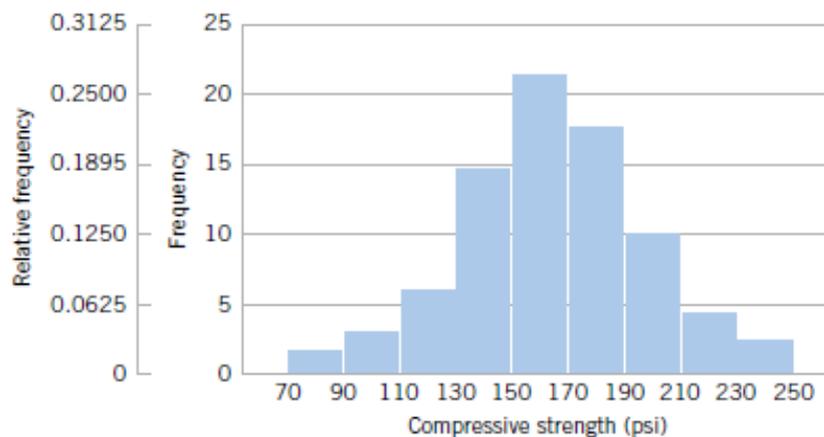
Um histograma mostra visualmente a distribuição de frequências. A construção de um

**Figura 6 - Exemplo de tabela de diagrama frequências**

Class	$70 \leq x < 90$	$90 \leq x < 110$	$110 \leq x < 130$	$130 \leq x < 150$	$150 \leq x < 170$	$170 \leq x < 190$	$190 \leq x < 210$	$210 \leq x < 230$	$230 \leq x < 250$
Frequency	2	3	6	14	22	17	10	4	2
Relative frequency	0.0250	0.0375	0.0750	0.1750	0.2750	0.2125	0.1250	0.0500	0.0250
Cumulative relative frequency	0.0250	0.0625	0.1375	0.3125	0.5875	0.8000	0.9250	0.9750	1.0000

Fonte: Fonte: (MONTGOMERY, 2002)

histograma utilizando o diagrama de frequência pode nos dar uma ideia sobre qual distribuição de probabilidade poderá ser utilizada para representar a população, a Figura 7 mostra um histograma de frequências de corpo simétrico, que nos leva a crer que, provavelmente, uma distribuição normal representará melhor a população (MONTGOMERY, 2002).

**Figura 7 - Exemplo de histograma frequências**

Fonte: Fonte: (MONTGOMERY, 2002)

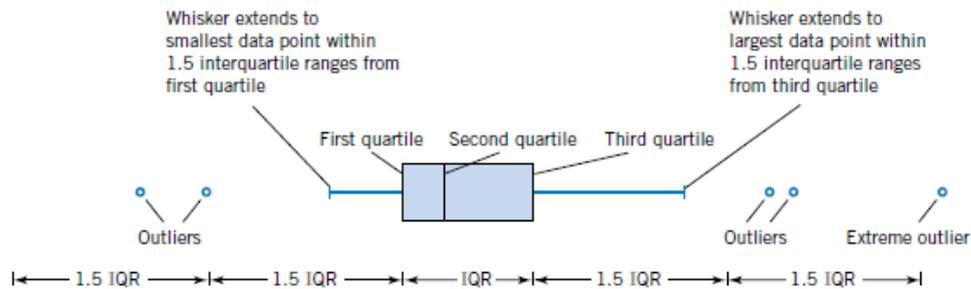
#### 2.4.5 Box plots

O *box plot* é uma representação gráfica que simultaneamente descreve valores importantes sobre a amostra de dados, como centro, propagação, afastamento de simetria, e até mesmo a identificação de dados não usuais, ou outliers.

O *box plot* (veja a Figura 8) mostra os três quartis, os valores máximo e mínimo dos dados em uma caixa retangular, alinhada ao eixo horizontal ou vertical. A caixa mostra a amplitude do quartil, com o lado esquerdo sendo o primeiro quartil,  $q_1$ , e o lado direito sendo o terceiro quartil,  $q_3$ . A linha, ou *whisker*, esquerda parte do primeiro quartil para o menor ponto na amostra de dados, enquanto a linha direita, parte do terceiro quartil para o maior ponto na amostra de dados. Dados além dos *whiskers* são plotados como pontos individuais, chama-

dos de *outliers*. Um ponto além de um *whisker*, por mais de 3 amplitudes interquartis da caixa considerado um *outlier* extremo (MONTGOMERY, 2002).

**Figura 8** - Descrição de um *box plot*



Fonte: (MONTGOMERY, 2002)

*Box plot* é um recurso gráfico muito útil na análise de dados, pois eles tem um alto impacto visual e são fáceis de se entender.

## 2.5 Distribuição de probabilidade e Funções de densidade de probabilidade

Funções de densidade são frequentemente utilizadas na engenharia para descrever sistemas físicos. Já as funções de densidade de probabilidade  $f(x)$  são utilizadas para descrever a distribuição de probabilidade de uma variável contínua  $X$  (MONTGOMERY, 2002).

Existem duas funções probabilísticas em particular, que são mais utilizadas para descrever variáveis aleatórias. A primeira é (LEWIS, 1994):

$$F(x) = P(X \leq x) \quad (8)$$

representando a probabilidade de  $X$  ter um valor menor ou igual a  $x$ , conhecida como função de distribuição acumulada (*CDF*). A segunda é a densidade da probabilidade de  $X$  se encontrar entre  $x$  e  $x + \Delta x$ , onde  $\Delta x$  se torna infinitesimalmente pequena, ou seja (LEWIS, 1994):

$$f(x) = P(x \leq X \leq x + dx)/dx \quad (9)$$

### 2.5.1 Funções de densidade de probabilidade

As funções de densidade de probabilidade normal, lognormal e de Weibull são utilizadas com frequência para representar forças e tensões aplicadas, bem como analisar a variabilidade de limite de escoamento e limite de ruptura, e propriedades dos materiais em geral (LEWIS, 1994).

### 2.5.2 Distribuição normal

A distribuição normal, ou Gaussiana, é o modelo de distribuição mais utilizado para representar variáveis aleatórias. A função de densidade de probabilidade (*PDF*) de uma distribuição normal é dada pela equação ?? (LEWIS, 1994).

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{x - \mu}{\sigma}\right)^2\right] \quad (10)$$

E, sua função de distribuição acumulada (*CDF*) é dada pela equação 11 (LEWIS, 1994).

$$F(x) = \int_{-\infty}^x \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{x' - \mu}{\sigma}\right)^2\right] dx' \quad (11)$$

Também é muito comum a utilização da *CDF* em sua forma padronizada (média e desvio padrão iguais a zero e um, respectivamente), onde a função  $F(x)$  depende da variável  $z$  em termos de  $x$ , por (LEWIS, 1994)

$$z \equiv (x - \mu)/\sigma \quad (12)$$

reescrevendo a equação 11 na forma padrão (LEWIS, 1994):

$$F(x) \equiv \Phi[(x - \mu)/\sigma], \quad (13)$$

se pode encontrar o valor da função  $F(x)$  através da Tabela normal-padrão com base no valor de  $\Phi$  (LEWIS, 1994).

Em função do Teorema do Limite Central (ROSS, 2019), é esperado que se utilize a distribuição normal quando uma variável aleatória  $x$  seja resultado da soma de um número de efeitos randômicos, como por exemplo, o limite de escoamento ( $S$ ), que depende de diversas propriedades do material (LEWIS, 1994).

$$S = S_1 + S_2 + \dots + S_i + \dots + S_n \quad (14)$$

onde  $S_i$  é o  $i$ -ésimo termo amostral, e  $S_n$  representa uma quantidade suficiente maior de dados, obtidos pela distribuição normal, para melhor representar os dados de um limite de escoamento qualquer, por exemplo (LEWIS, 1994).

### 2.5.3 Distribuição Lognormal

Em alguns casos, as variáveis de um sistema seguem uma relação exponencial, por exemplo,  $x = \exp(w)$ , se o expoente for uma variável aleatória,  $W$ , então  $X = \exp(W)$  também é uma variável aleatória. Quando acontece da variável  $W$  possuir distribuição normal, dizemos

que a variável  $W$  possui distribuição lognormal, já que  $\ln(X) = W$ . Isso quer dizer que, o logaritmo natural de  $X$  está normalmente distribuído. Dessa forma, a PDF da distribuição lognormal é dada pela equação 15 (MONTGOMERY, 2002)

$$f(x) = \frac{1}{x\sigma_w\sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{(\ln x - \mu_w)^2}{2\sigma_w^2}\right] \quad (15)$$

onde a média e desvio padrão de  $X$  são representados pelas equações 16 e 17 (MONTGOMERY, 2002).

$$\mu_x = e^{\mu_w + \frac{\sigma_w^2}{2}} \quad (16)$$

$$\sigma_x = e^{2\mu_w + \sigma_w^2} (e^{\sigma_w^2} - 1) \quad (17)$$

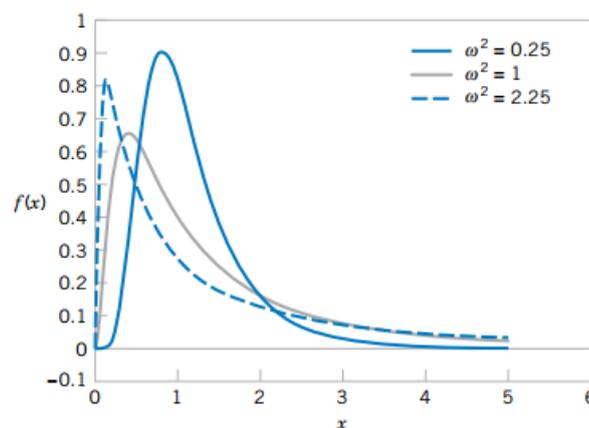
De maneira análoga ao que foi feito na distribuição normal, pode-se encontrar a CDF da distribuição lognormal de maneira padronizada, através da equação 18 (MONTGOMERY, 2002)

$$F(x) = \Phi\left[\frac{\ln(x) - \mu_w}{\sigma_w}\right] \quad (18)$$

Os parâmetros média e desvio padrão da distribuição lognormal são  $\mu_w$  e  $\sigma_w$ , porém, devemos analisar esses parâmetros com cuidado, pois, está sendo calculando a PDF  $f(x)$ , e esses parâmetros são referentes a variável  $W$  (MONTGOMERY, 2002).

A Figura 9 representa como a curva da distribuição lognormal se comporta com a variação de  $\sigma_w$  (MONTGOMERY, 2002).

**Figura 9** - Exemplo gráfico da distribuição lognormal



Fonte: Fonte: (MONTGOMERY, 2002)

### 2.5.4 Distribuição de Weibull

A distribuição de Weibull é constantemente utilizada na análise de confiabilidade, principalmente para descrever falhas e limites de escoamento em materiais frágeis, como as cerâmicas. É uma distribuição extremamente flexível que se adequa em uma grande variedade de fenômenos físicos. A CDF de Weibull é dada pela equação 19 (LEWIS, 1994)

$$F(x) = 1 - \exp[-(\frac{x}{\theta})^m], 0 \leq x \leq \infty \quad (19)$$

onde  $\theta$  é o parâmetro de escala e  $m$  é o parâmetro de forma. Aplicando a derivada na equação 19 pode-se obter a equação (Eq. 20) (LEWIS, 1994)

$$f(x) = \frac{m}{\theta} (\frac{x}{\theta})^{m-1} \exp[-(\frac{x}{\theta})^m], 0 \leq x \leq \infty \quad (20)$$

Os parâmetros de escala e de forma podem ser obtidos através das Equações 21 e 22 (LEWIS, 1994)

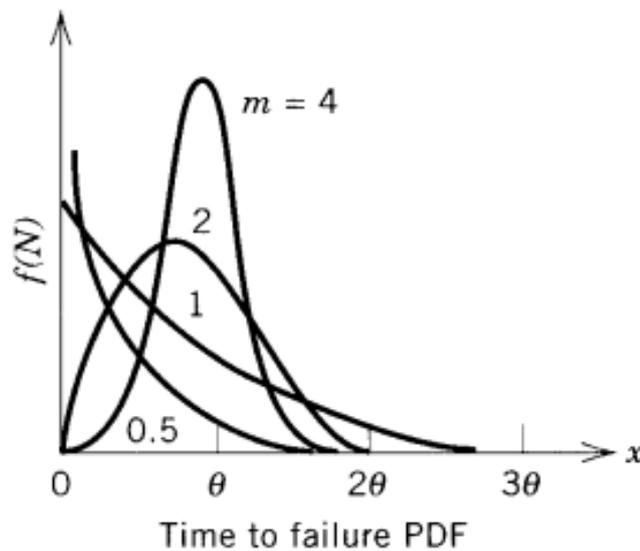
$$\mu = \theta \Gamma(1 + \frac{1}{m}) \quad (21)$$

$$\sigma^2 = \theta^2 [\Gamma(1 + \frac{2}{m}) - \Gamma(1 + \frac{1}{m})^2] \quad (22)$$

onde  $\Gamma$  é a função gama, utilizada para calcular os parâmetros da distribuição de Weibull.

A Figura 10 mostra curvas da distribuição de Weibull para diferentes valores de  $m$  (LEWIS, 1994).

**Figura 10** - PDF da distribuição de Weibull

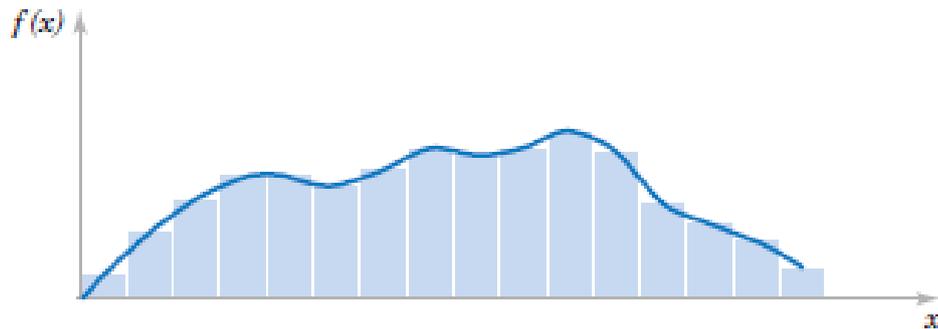


Fonte: Fonte: (LEWIS, 1994)

## 2.6 Método gráfico

Um histograma é uma aproximação de uma função de densidade de probabilidade, na qual um gráfico de barras representa os valores discretos dessa função. A área de cada barra do histograma corresponde à probabilidade de ocorrência do evento dentro do intervalo correspondente (MONTGOMERY, 2002).

**Figura 11** - Exemplo de comparação gráfica entre uma função de densidade de probabilidade e um histograma de densidade de probabilidade (dados amostrais)



Fonte: Fonte: (MONTGOMERY, 2002)

O método gráfico consiste em construir um histograma de densidade de probabilidade com os dados amostrais, e compará-lo com a curva de uma função de densidade de probabilidade. Os valores do razão entre a área de cada barra e o tamanho do intervalo devem ser comparados aos valores da função de densidade de probabilidade no ponto central do intervalo. A curva que melhor se adequar ao histograma, poderá ser utilizada para representar a população total referente a amostra de dados aleatórios utilizada para a construção do histograma (veja exemplo na Figura 11) (MONTGOMERY, 2002).

## 2.7 Testes de aderência

Métodos gráficos têm um grande apelo para decidir se uma amostra aleatória parece vir de uma forma distribucional específica, mas nem sempre fornecem resultados conclusivos. Testes de aderência são usados para avaliar a adequação de uma distribuição teórica a um conjunto de dados observados. Em geral, um teste de aderência envolve comparar uma distribuição empírica (EDF), que é baseada nos dados observados, com uma distribuição teórica que é especificada a priori. O objetivo é determinar se a distribuição teórica fornece um ajuste adequado para os dados. A EDF é uma função de etapas, calculada a partir da amostra, que estima a função de distribuição populacional. As estatísticas do EDF são medidas da discrepância entre o EDF e uma determinada função de distribuição e são usadas para testar o ajuste da amostra à distribuição (SCHOLZ; STEPHENS, 1987).

Existem muitos testes de aderência diferentes, mas um dos mais comuns é o teste qui-quadrado, que é usado para testar a hipótese nula de que a distribuição empírica é igual à distribuição teórica. Outros testes de aderência comuns incluem o teste de Kolmogorov-Smirnov, que é usado para testar a hipótese nula de que a distribuição empírica é igual à distribuição teórica em toda a sua extensão, e o teste de Anderson-Darling, que é uma extensão do teste de Kolmogorov-Smirnov que dá mais peso às diferenças nas caudas da distribuição (SCHOLZ; STEPHENS, 1987).

### 2.7.1 Teste de aderência Qui-quadrado

O teste qui-quadrado é baseado na ideia de que, se a distribuição empírica e a distribuição teórica forem iguais, as frequências esperadas em cada intervalo de dados serão aproximadamente iguais às frequências observadas. O teste qui-quadrado envolve dividir o intervalo dos dados em vários intervalos (ou classes) e calcular as frequências observadas em cada intervalo. As frequências esperadas são então calculadas com base na distribuição teórica, e a estatística de teste é calculada como a soma das diferenças ao quadrado entre as frequências observadas e esperadas, dividida pelas frequências esperadas. A expressão geral do teste de aderência Qui-quadrado é dada pela equação 23 (SCHOLZ; STEPHENS, 1987):

$$X^2 = \sum_{i=1}^M \frac{(N_i - np_i)^2}{np_i} \quad (23)$$

onde:

- $M$  = número de classes;
- $N_i$  = Densidade de frequência acumulada para o  $i$ ésimo intervalo;
- $np_i$  = Densidade de frequência acumulada esperada (CDF da distribuição testada).

Os pressupostos do teste qui-quadrado incluem a independência entre as observações, a igualdade das frequências esperadas para cada classe e o número mínimo de observações em cada classe (SCHOLZ; STEPHENS, 1987).

O teste qui-quadrado é uma ferramenta estatística frequentemente utilizada para testar a hipótese nula de que uma amostra segue uma distribuição específica. Em geral, o valor do teste é comparado a um valor crítico de referência, que é obtido a partir de uma tabela de valores qui-quadrado, considerando um determinado nível de significância e graus de liberdade. Se o valor calculado do teste qui-quadrado for maior do que o valor crítico, a hipótese nula é rejeitada e conclui-se que a amostra não segue a distribuição especificada. Caso contrário, não há evidências suficientes para rejeitar a hipótese nula (SCHOLZ; STEPHENS, 1987).

Um valor  $P_{valor}$  é calculado para indicar a probabilidade de se obter uma estatística de teste tão extremo quanto o observado, assumindo a distribuição nula. Se o valor  $p$  for menor

que o nível de significância escolhido, geralmente 0,05 ou 0,01 (SCHOLZ; STEPHENS, 1987), então a hipótese nula de que a amostra segue a distribuição teórica é rejeitada. Caso contrário, a hipótese nula não é rejeitada. A abordagem clássica envolve a utilização da distribuição qui-quadrado para obter  $P_{valor}$ . A probabilidade de se obter uma estatística de teste tão extremo quanto o observado é calculada como a área sob a curva da distribuição qui-quadrado à direita da estatística de teste observada. Isso é feito usando tabelas estatísticas (Tabela normal-padrão) ou software estatístico (SCHOLZ; STEPHENS, 1987).

### 2.7.2 Teste de aderência Kolmogorov-Smirnov

O teste de Kolmogorov-Smirnov (KS) é um dos testes de aderência mais comuns em estatística não paramétrica e é frequentemente utilizado para avaliar a adequação de uma distribuição teórica para um conjunto de dados observados. O teste é baseado na comparação entre a função de distribuição empírica (EDF) dos dados observados e a função de distribuição cumulativa (CDF) teórica da distribuição proposta. O teste avalia a hipótese nula de que a amostra de dados segue a distribuição teórica proposta (DEGROOT; SCHERVISH, 2012).

O teste de aderência Kolmogorov-Smirnov é formulado a partir da suposição de que a amostra é uma realização de uma variável aleatória contínua com uma distribuição de probabilidade desconhecida. A hipótese nula é que a amostra segue uma distribuição de probabilidade específica, enquanto a hipótese alternativa é que a amostra não segue essa distribuição. A estatística de teste é baseada na distância máxima entre a função de distribuição empírica da amostra e a função de distribuição teórica (DEGROOT; SCHERVISH, 2012).

A estatística de teste para o teste de aderência Kolmogorov-Smirnov é dada pela equação 24 (DEGROOT; SCHERVISH, 2012):

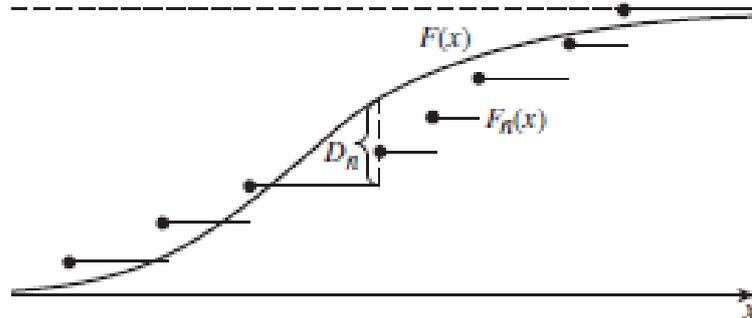
$$D_n = \sup_{x \in \mathbf{R}} |F_n(x) - F(x)| \quad (24)$$

onde  $F_n(x)$  é a função de distribuição empírica da amostra e  $F(x)$  é a função de distribuição teórica. A estatística  $D_n$  é a distância máxima entre as duas funções de distribuição (DEGROOT; SCHERVISH, 2012). O valor de  $D_n$  é ilustrado na Figura 12.

A distribuição assintótica da estatística de teste  $D_n$  é uma distribuição de Kolmogorov-Smirnov. Isso significa que a distribuição da estatística de teste depende apenas da função de distribuição teórica e do tamanho da amostra. A distribuição de Kolmogorov-Smirnov é tabuada e pode ser usada para determinar o valor crítico para um nível de significância escolhido (DEGROOT; SCHERVISH, 2012).

O valor crítico do teste de Kolmogorov-Smirnov depende do tamanho da amostra e do nível de significância  $\alpha$  escolhido. O valor crítico pode ser calculado a partir da equação 25 (DEGROOT; SCHERVISH, 2012):

**Figura 12** - O valor de  $D_n$



**Fonte:** Fonte: (DEGROOT; SCHERVISH, 2012)

$$D_{n,\alpha} = c(\alpha) \sqrt{\frac{n}{2}} \quad (25)$$

onde  $D_{n,\alpha}$  é o valor crítico,  $c(\alpha)$  é o valor crítico da distribuição de Kolmogorov-Smirnov unidimensional com nível de significância  $\alpha$ , e  $n$  é o tamanho da amostra (DEGROOT; SCHERVISH, 2012).

Para calcular  $c(\alpha)$ , pode-se utilizar a equação 26 (DEGROOT; SCHERVISH, 2012):

$$c(\alpha) = \sqrt{\frac{-1}{2} \ln \frac{\alpha}{2}} \quad (26)$$

onde  $\alpha$  é o nível de significância desejado. Para valores comuns de  $\alpha$ , o valor crítico correspondente pode ser encontrado em tabelas específicas. Por exemplo, para um nível de significância de 0,05 e uma amostra de tamanho  $n \geq 35$ , o valor crítico da distribuição de Kolmogorov-Smirnov é de aproximadamente 1,36. É importante notar que a fórmula acima só é válida para amostras de tamanho suficientemente grande (geralmente  $n \geq 30$ ). Para amostras menores, o valor crítico precisa ser encontrado em tabelas ou calculado usando métodos alternativos (DEGROOT; SCHERVISH, 2012).

O teste de Kolmogorov-Smirnov é frequentemente usado em áreas como finanças, economia, engenharia, ciência e tecnologia para análise de dados. Por exemplo, pode ser usado para avaliar a qualidade de ajuste de um modelo de previsão financeira ou para analisar a distribuição de tempos de resposta em um sistema de atendimento ao cliente (DEGROOT; SCHERVISH, 2012).

### 2.7.3 Teste de aderência Anderson-Darling

O teste Anderson-Darling é uma extensão do teste de aderência Kolmogorov-Smirnov, é uma técnica utilizada para avaliar se uma amostra de dados segue uma determinada distribuição teórica. Essa técnica é utilizada para analisar a adequação de uma distribuição de

probabilidade a um conjunto de dados observados (D'AGOSTINO; STEPHENS, 1986).

A estatística de teste  $A^2$  do teste de aderência Anderson-Darling é calculada a partir das diferenças entre as funções de distribuição acumulada (FDA) observada e teórica para os dados analisados. A estatística de teste é definida pela equação 27 (D'AGOSTINO; STEPHENS, 1986)

$$A^2 = - \sum_{i=1}^n [(2i - 1) \{ \log P_i + \log (1 - P_{n+1-i}) \} / n] - n \quad (27)$$

onde:

- $n$  = número de observações;
- $P_i$  = Densidade de frequência acumulada da distribuição testada;
- $\log$  = log de base  $e$ .

A estatística de teste  $A^2$  é comparada com valores críticos tabelados, que dependem do nível de significância desejado e do tamanho da amostra. Valores maiores da estatística de teste  $A^2$  indicam menor aderência dos dados à distribuição teórica, e rejeita-se a hipótese de que os dados seguem a distribuição teórica quando a estatística de teste  $A^2$  ultrapassa o valor crítico (D'AGOSTINO; STEPHENS, 1986).

O teste Anderson-Darling é geralmente mais poderoso do que o teste de Kolmogorov-Smirnov para amostras pequenas e distribuições com caudas pesadas. Isso ocorre porque o teste Anderson-Darling atribui pesos maiores a pontos na cauda da distribuição, o que o torna mais sensível a desvios nessas áreas (D'AGOSTINO; STEPHENS, 1986).

D'Agostino e Stephens propoem uma equação para obter um valor corrigido com maior precisão na obtenção do resultado da estatística do teste Anderson-Darling, dada pela equação 28: (D'AGOSTINO; STEPHENS, 1986)

$$A^* = A^2(1.0 + 0.75/n + 2.25/n^2) \quad (28)$$

#### 2.7.4 Intervalo de confiança

Os intervalos de confiança são ferramentas estatísticas fundamentais para a inferência de parâmetros populacionais a partir de amostras de dados aleatórios. Esses intervalos fornecem uma estimativa de um intervalo em que o valor desconhecido do parâmetro está contido, juntamente com uma medida de incerteza, expressa em termos de um determinado nível de confiança ( $\alpha$ ) (MONTGOMERY, 2002).

A determinação de um intervalo de confiança adequado requer o conhecimento das distribuições amostrais dos estimadores pontuais, bem como a verificação das suposições necessárias para a sua construção. O nível de confiança escolhido deve ser apropriado para a

aplicação em questão, considerando-se as consequências da tomada de decisão e a precisão requerida (MONTGOMERY, 2002).

Interpretar corretamente os intervalos de confiança, levando em consideração a sua natureza probabilística e os limites impostos pelas suposições assumidas. Além disso, a utilização de intervalos de confiança em análises comparativas e em aplicações práticas requer o cuidado de se levar em conta o tamanho da amostra e outros fatores relevantes, como variabilidade e suposição de independência e homogeneidade dos dados amostrais (MONTGOMERY, 2002).

Existem dois métodos principais para o cálculo do intervalo de confiança para a média populacional: um quando a variância populacional é conhecida e outro quando a variância populacional é desconhecida. Abaixo, descrevemos mais detalhes sobre cada um desses métodos (MONTGOMERY, 2002).

Quando a variância populacional é conhecida, pode-se utilizar a distribuição normal padrão para calcular o intervalo de confiança. Desta forma  $\mu$  está contido dentro do intervalo descrito pela equação 29 (MONTGOMERY, 2002):

$$\bar{x} - Z_{\alpha/2} \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \leq \mu \leq \bar{x} + Z_{\alpha/2} \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \quad (29)$$

onde  $\bar{x}$  é a média da amostra,  $\sigma$  é o desvio padrão populacional e  $n$  é o tamanho da amostra. O valor crítico  $z_{\alpha/2}$  é obtido a partir da tabela da distribuição normal padrão ou calculado a partir de um software estatístico. Como já foi dito, escolha do nível de confiança  $\alpha$  é uma decisão importante e depende do risco de erro que se está disposto a assumir (MONTGOMERY, 2002). Em geral, os valores mais comuns para  $\alpha$  são 0,90, 0,95 e 0,99 (LEWIS, 1994).

Quando a variância populacional é desconhecida, pode-se utilizar a distribuição t de Student para calcular o intervalo de confiança. Desta forma  $\mu$  está contido dentro do intervalo descrito pela equação 30 (MONTGOMERY, 2002):

$$\bar{x} - Z_{\alpha/2, n-1} \frac{s}{\sqrt{n}} \leq \mu \leq \bar{x} + Z_{\alpha/2, n-1} \frac{s}{\sqrt{n}} \quad (30)$$

onde  $\bar{x}$  é a média da amostra,  $s$  é o desvio padrão amostral e  $n$  é o tamanho da amostra. O valor crítico  $t_{\alpha/2, n-1}$  é obtido a partir da tabela da distribuição t de Student ou calculado a partir de um software estatístico. Assim como no caso anterior, a escolha do nível de confiança  $\alpha$  é uma decisão importante (MONTGOMERY, 2002).

Em ambos os métodos, é importante verificar se as condições de amostragem foram satisfeitas. Em particular, a distribuição das observações deve ser normal ou, pelo menos, aproximadamente normal. Caso contrário, o intervalo de confiança pode não ser confiável. Outra consideração importante é o tamanho da amostra. Quando o tamanho da amostra é pequeno, é necessário utilizar a distribuição t de Student, para o caso da variância desconhecida, deve-se utilizar a distribuição normal para amostras grandes ( $n > 40$ ). Quando uma amostra de dados é suficientemente grande, pode-se considerar que a variância amostral é igual a variância da população (MONTGOMERY, 2002).

### 2.7.5 Teste de hipóteses

Muitos problemas em engenharia exigem que decidamos se aceitamos ou rejeitamos uma declaração sobre algum parâmetro. A declaração é chamada de hipótese e o procedimento de tomada de decisão sobre a hipótese é chamado de teste de hipóteses. Este é um dos aspectos mais úteis da inferência estatística, pois muitos tipos de problemas de tomada de decisão, testes ou experimentos no mundo da engenharia podem ser formulados como problemas de teste de hipóteses (MONTGOMERY, 2002).

Uma hipótese estatística é uma declaração sobre os parâmetros de uma ou mais populações. Como usamos distribuições de probabilidade para representar populações, uma hipótese estatística também pode ser considerada uma declaração sobre a distribuição de probabilidade de uma variável aleatória. A hipótese geralmente envolverá um ou mais parâmetros desta distribuição (MONTGOMERY, 2002).

O teste de hipóteses estatístico começa formulando a hipótese nula ( $H_0$ ) e a hipótese alternativa ( $H_1$ ). A hipótese nula é a afirmação que se pretende refutar, enquanto a hipótese alternativa é a afirmação que se pretende provar. Por exemplo, a hipótese nula pode ser que o parâmetro da população  $\mu$  é igual a um valor específico  $\mu_0$ , e a hipótese alternativa seria que  $\mu$  é diferente de  $\mu_0$ . Em seguida deve-se escolher o nível de significância ( $\alpha$ ) que é a probabilidade de rejeitar a hipótese nula quando ela é verdadeira. Este erro é conhecido como erro do Tipo I (MONTGOMERY, 2002).

### 2.7.6 Teste de hipótese para média com variância conhecida

Quando a variância da população é conhecida, o teste de hipótese para a média utiliza a distribuição normal padrão ( $Z$ ). A estatística do teste é dada por (MONTGOMERY, 2002):

$$Z = \frac{\bar{X} - \mu}{\sigma/\sqrt{n}} \quad (31)$$

onde  $\bar{X}$  é a média da amostra,  $\mu$  é a média da população sob a hipótese nula,  $\sigma$  é o desvio padrão da população e  $n$  é o tamanho da amostra.

Quando a variância da população é desconhecida, o teste de hipótese para a média utiliza a distribuição  $t$  de Student. A estatística do teste é dada por (MONTGOMERY, 2002):

$$t = \frac{\bar{X} - \mu}{s/\sqrt{n}} \quad (32)$$

onde  $s$  é o desvio padrão da amostra.

Em algumas situações, a variância da amostra pode ser usada como uma estimativa da variância da população. Isso é comum quando o tamanho da amostra é grande (geralmente  $n > 30$  é considerado grande), e a população é normalmente distribuída (MONTGOMERY, 2002).

No entanto, é importante notar que essa é uma aproximação e pode introduzir algum erro. A variância da amostra tende a subestimar um pouco a variância da população porque é calculada usando a média da amostra em vez da média da população (MONTGOMERY, 2002).

Em geral, se a variância da população é desconhecida, é mais correto usar o teste t de Student, que leva em conta o grau de incerteza na estimativa da variância. Mas na prática, para grandes amostras, o teste t e o teste Z darão resultados muito semelhantes porque a distribuição t de Student se aproxima da distribuição normal à medida que o tamanho da amostra aumenta (MONTGOMERY, 2002).

Em ambos os casos, uma vez calculada a estatística do teste, ela é comparada com um valor crítico correspondente ao nível de significância do teste ( $\alpha$ ) e com base nisso decidimos rejeitar ou não rejeitar a hipótese nula (MONTGOMERY, 2002).

## 2.8 Análise de integridade dos tubos

A integridade dos tubos dos Geradores de Vapor (GVs) é avaliada para assegurar que a sua resistência estrutural e estanqueidade sejam mantidas tanto em condições normais de operação quanto em situações de acidente. Esta avaliação é realizada durante a inspeção e é baseada em dois documentos industriais: as Diretrizes do Programa do Gerador de Vapor do NEI (2005) e as Diretrizes de Avaliação da Integridade do Gerador de Vapor do EPRI (2006). O relatório do NEI estabelece o que deve ser feito, enquanto a publicação do EPRI fornece orientações sobre como garantir a operação segura e confiável dos GVs com tubos degradados (MANESCHY, 2014).

O principal propósito das análises é demonstrar que a integridade estrutural e a estanqueidade dos tubos foram mantidas no período anterior à inspeção e continuarão sendo mantidas até a próxima parada para manutenção. As análises propostas pelo NEI e EPRI são conhecidas como monitoramento da condição como encontrado (CM - condition monitoring) e da condição de avaliação operacional (OA - operational assessment) (MANESCHY, 2014).

A análise na condição CM é realizada comparando diretamente os resultados medidos pelo Teste Eddy Current (ECT) com valores aceitáveis. Estes são combinações aceitáveis do comprimento e profundidade do defeito que garantem que a resistência do tubo não seja comprometida. Ou seja, ao longo do período de operação anterior à inspeção atual, a integridade estrutural e a estanqueidade foram mantidas (MANESCHY, 2014).

A curva limite CM é determinada com base nas propriedades geométricas e materiais do tubo, características da degradação, pressões de operação e incertezas envolvidas. A curva limite OA é encontrada com base nos mesmos valores da curva limite CM e no crescimento das trincas num intervalo de tempo. De maneira semelhante ao caso anterior, a curva limite OA estabelece combinações aceitáveis do comprimento e profundidade do defeito que garantem que a integridade do tubo será preservada durante o período de operação até a próxima inspeção

(MANESCHY, 2014).

Satisfazer os limites estabelecidos pelas curvas CM e OA assegura que a integridade estrutural e a estanqueidade do tubo serão preservadas tanto em condições normais de operação quanto em situações de acidente. Se isso não for demonstrado, são realizadas avaliações adicionais para identificar as causas e sugerir ações corretivas, como ajustar os limites de tamponamento e reparo ou até mesmo diminuir o período do ciclo de operação entre as inspeções. As curvas limite CM e OA são aplicadas para todos os tipos de degradação (PWSCC ou ODSKC), orientação (axial ou circunferencial) e localização da trinca (no topo do espelho, na interseção com a placa suporte, na região em U). Para cada uma dessas situações, existem fórmulas disponíveis na literatura que permitem correlacionar todas as variáveis envolvidas para a falha do tubo (MANESCHY, 2014).

## **2.9 Carga limite**

A avaliação da integridade estrutural de tubos degradados pode ser realizada considerando a falha da estrutura por colapso plástico. Esse tipo de avaliação é conhecido como critério da carga limite (LL) (MANESCHY, 2014).

As tensões térmicas, que são secundárias e autolimitantes por natureza, geralmente não causam a ruptura do tubo. A grande quantidade de indicações de corrosão sob tensão encontradas na primeira metade dos anos 1990 incentivou a indústria nuclear a desenvolver um programa de testes e análises para representar de forma mais realista a situação encontrada nos geradores de vapor (MANESCHY, 2014).

Este programa incluiu testes em tubos com trincas artificiais contendo defeitos gerados em serviço, condições de contorno que representavam a montagem do feixe tubular, modelos de cálculo específicos para cada tipo de degradação e materiais usados na fabricação dos tubos. Também foram determinados os erros nas correlações, que dependem da dispersão dos dados medidos e da quantidade de testes realizados (MANESCHY, 2014).

A informação básica do programa de testes é expressa pelas correlações entre o tamanho do defeito e a pressão de ruptura para uma dada degradação. Os resultados estão documentados no manual *Steam Generator Degradation Specific Management Flaw Handbook* (EPRI, 2015).

### **2.9.1 Condição de limite estrutural**

A condição de limite estrutural (SL) é uma avaliação determinística da integridade estrutural que se refere ao ponto crítico além do qual uma estrutura ou material específico não pode manter sua integridade. Este limite é determinado por uma série de fatores, incluindo as propri-

idades físicas do material, as condições de operação e os mecanismos de degradação (EPRI, 2015).

No contexto de um gerador de vapor, o “limite estrutural” pode ser entendido como o ponto em que os tubos do gerador podem começar a falhar devido à degradação ou danos. Este limite é de importância crítica, pois uma falha nos tubos do gerador pode levar a uma série de problemas, incluindo a perda de eficiência e possíveis riscos de segurança (EPRI, 2015).

A determinação do limite estrutural envolve uma análise cuidadosa das condições de operação, bem como um entendimento profundo dos mecanismos de degradação que podem afetar os tubos do gerador. Isso geralmente requer o uso de técnicas de inspeção sofisticadas e modelagem matemática, apresentada na equação 33 para prever o comportamento do material sob diferentes condições de carga e temperatura (EPRI, 2015). A pressão de ruptura do tubo, que possui trincas do tipo axial, é dada por

$$P_B = \Phi 0.58(S_y + S_u) \frac{t}{R_i} \left[ 1.104 - \frac{L}{L + 2t} h \right] \quad (33)$$

onde  $S_y$  e  $S_u$  são respectivamente o limite de escoamento e o limite de resistência à tração do material do tubo,  $t$  e  $R_i$  são a espessura e o raio interno do tubo,  $L$  é o comprimento real do defeito e  $h$  é a profundidade relativa, a relação  $d/t$ , sendo  $d$  a profundidade real da fissura.  $\Phi$  é o fator de ajuste da resistência do tubo para flancos de trinca pressurizados. Para trincas do tipo axial no diâmetro externo,  $\Phi = 1$  e para defeitos na parede interna do tubo, tem-se:

$$\Phi = \frac{(L + 2l)}{(L + 2l + \frac{d}{R})} = \frac{1}{(1 + \frac{l}{h} \cdot \frac{L}{L+2l})} \quad (34)$$

Maneschy sugere que a equação 33 seja reorganizada de modo a encontrar as dimensões do defeito que levam a falha do tubo (MANESCHY, 2014). Dessa forma

$$h = \left( \frac{L + 2t}{L} \right) \left[ 1.104 - \frac{P_B}{0.58\Phi(S_y + S_u)} \frac{R_i}{t} \right] \quad (35)$$

De forma semelhante, a curva limite estrutural determinística também pode ser traçada para trincas do tipo circunferencial com penetração parcial através da parede do tubo, na superfície externa de um tubo de um G.V., localizado entre duas placas de suporte ou entre a primeira placa de suporte e o espelho. Segundo a EPRI (EPRI, 2015), estabelece-se o seguinte critério de carga limite com base na porcentagem de área degradada:

$$p_B = \begin{cases} \frac{t}{R_m}(\sigma_y + \sigma_u)(0,57326 - 0,35281\varepsilon), & \varepsilon \leq 0,75 \\ \frac{t}{R_m}(\sigma_y + \sigma_u)1,2227(1 - \varepsilon), & \varepsilon > 0,75 \end{cases} \quad (36)$$

onde  $R_m$  é o raio médio do tubo e  $\varepsilon$  é a porcentagem de área degradada.

### 2.9.2 Condição como encontrado

A condição como encontrado (CM) é uma avaliação probabilística do estado atual dos tubos do gerador de vapor, realizada logo após cada inspeção do gerador. O objetivo é confirmar que a integridade estrutural e os critérios de desempenho com vazamento acidental foram atendidos durante o intervalo de inspeção anterior. Normalmente, a avaliação envolve uma comparação dos resultados da inspeção com os padrões de aceitação de desempenho para integridade estrutural e vazamento acidental (EPRI, 2015).

O monitoramento da condição como encontrado fornecerá uma avaliação conservadora da condição atual do conjunto de tubos, incluindo as falhas que permanecem não detectadas após a inspeção. Esta análise exige que as falhas detectadas, conforme determinado pela inspeção em serviço, não excedam a curva limite CM apropriado para cada mecanismo de degradação. A determinação da curva limite CM envolve cálculos com os seguintes parâmetros: um modelo de ruptura baseado na análise de regressão dos dados de falha do tubo, informações sobre a resistência do material do tubo, incerteza na medição da técnica de dimensionamento e avaliação de cada local de degradação detectado (EPRI, 2015).

A seguinte equação fornece a pressão de ruptura do tubo degradado considerando incertezas no coeficiente empiricamente determinado 1.104, limite de escoamento,  $S_y$ , limite de resistência à tração,  $S_u$ , comprimento da trinca axial,  $L$ , e profundidade relativa,  $h$ :

$$h = \frac{L + Z\sigma_L + 2t}{L + Z\sigma_L} \left[ 1.104 - Z\sigma_c - \frac{P_B}{0.58\Phi(S_y + S_u - Z\sigma_M)} \frac{R_i}{t} - Z\sigma_h \right] \quad (37)$$

onde  $\sigma_L$  e  $\sigma_h$  são respectivamente os desvios padrão de comprimento e profundidade da trinca e  $\sigma_M$  é o desvio padrão da soma dos limites de escoamento e de resistência.  $\sigma_C$  é o desvio padrão da correlação, e vale 0,0705. O coeficiente  $Z$  é utilizado para definir o 95° percentil associado com a probabilidade de não ocorrer a falha de, no mínimo, 95% (EPRI, 2015).

### 2.9.3 Condição de avaliação operacional

A condição de avaliação operacional (OA) é uma avaliação probabilística que busca antecipar as condições dos tubos do gerador de vapor na próxima inspeção. Essa avaliação exige que as trincas, sejam elas não detectadas ou intencionalmente deixadas em serviço, não ultrapassem a curva limite OA (EPRI, 2015).

A avaliação operacional exige que o grau de degradação de qualquer trinca que permaneça em serviço não ultrapasse o limite apropriado para qualquer mecanismo de degradação. A determinação da curva limite OA envolve cálculos com vários parâmetros, incluindo um modelo de ruptura baseado na análise de regressão dos dados de falha do tubo, informações sobre

a resistência do material do tubo, crescimento da degradação durante a operação futura e incerteza na medição associada à técnica de dimensionamento. Para a avaliação operacional, é necessário que o “tubo mais degradado projetado” atenda ao SIPC (Sistema de Inspeção por Pontos Críticos) apropriado com um nível de confiança de 95%. (EPRI, 2015).

A expressão para a avaliação operacional, segundo Maneschy, é dada pela equação 38:

$$h = \frac{(L + Z\sigma_L + \Delta_L + Z\sigma_{\Delta L} + 2t)}{(L + Z\sigma_L + \Delta_L + Z\sigma_{\Delta L})} \left[ 1.104 - Z\sigma_c - \frac{P_B}{0.58\Phi(S_y + S_u - Z\sigma_M - Z\sigma_{\Delta M})} \frac{R_i}{t} - Z\sigma_h - Z\sigma_{\Delta h} \right] \quad (38)$$

onde  $\Delta_L$  e  $\Delta_h$  são os valores médios de crescimento do comprimento e profundidade relativa entre os intervalos de manutenção dos tubos do gerador de vapor, e  $\sigma_{\Delta L}$  e  $\sigma_{\Delta h}$  são seus respectivos desvios padrão.

## 2.10 Simulação Monte Carlo

A simulação Monte Carlo é uma técnica estatística fundamental que utiliza amostragem aleatória para estimar funções matemáticas e modelar o comportamento de sistemas complexos. Essa abordagem é amplamente utilizada em áreas como física, finanças, engenharia e imagens médicas, devido à sua capacidade de lidar com problemas analiticamente intratáveis ou cujos experimentos reais seriam difíceis ou impossíveis de realizar (RAYCHAUDHURI, 2008b).

A ideia de utilizar eventos aleatórios para obter resultados práticos remonta ao século XVIII, quando Georges Louis LeClerc, o Conde de Buffon, utilizou métodos aleatórios em diversos estudos (ROBERT; CASELLA, 2004). No entanto, a versão moderna da simulação Monte Carlo foi desenvolvida durante o Projeto Manhattan, na Segunda Guerra Mundial, por John von Neumann e Stanislaw Ulam. Eles propuseram o uso desse método para investigar as propriedades de nêutrons em escudos de radiação, e o nomearam em homenagem ao famoso cassino em Mônaco, devido à aleatoriedade envolvida no processo (RAYCHAUDHURI, 2008b).

Embora não exista um único método Monte Carlo, muitas simulações seguem um padrão comum, que inclui a modelagem do sistema como uma ou mais funções de densidade de probabilidade (PDFs), a amostragem repetida dessas PDFs e o cálculo das estatísticas de interesse. A definição do modelo envolve várias considerações, como os resultados desejados, a precisão necessária e a capacidade de representar adequadamente o sistema, considerando ainda o poder computacional disponível (RAYCHAUDHURI, 2008b).

A metodologia matemática da simulação Monte Carlo envolve a realização de um nú-

mero adequado de simulações para obter resultados estatisticamente significativos. O número de simulações necessárias depende de vários fatores, como a precisão desejada e a variabilidade do sistema em questão. Para estimar a precisão dos resultados, é comum utilizar o erro padrão da média das simulações. Esse erro é inversamente proporcional à raiz quadrada do número de amostras realizadas, o que implica que, quanto mais simulações forem feitas, mais precisa será a estimativa, mas também mais recursos computacionais serão necessários (RAYCHAUDHURI, 2008b).

### 2.10.1 Número de Simulações e Convergência

A quantidade de simulações necessárias é determinada pela necessidade de reduzir a variabilidade dos resultados e alcançar uma precisão aceitável. A relação matemática que descreve esse comportamento é dada pelo *Teorema Central do Limite*, que afirma que, à medida que o número de amostras aumenta, a distribuição das estimativas se aproxima de uma distribuição normal. O erro da média da estimativa será proporcional ao desvio padrão da variável de interesse e inversamente proporcional à raiz quadrada do número de simulações  $N$  (RAYCHAUDHURI, 2008b):

$$\text{Erro} \propto \frac{\sigma}{\sqrt{N}}$$

onde  $\sigma$  é o desvio padrão da variável simulada. Assim, para aumentar a precisão, é necessário aumentar o número de simulações, mas a relação é de maneira geral assintótica — ou seja, a precisão melhora mais rapidamente com as primeiras simulações, mas se estabiliza com o aumento do número de amostras.

### 2.10.2 Estratégias para Determinação do Número de Simulações

Na prática, o número de simulações é escolhido com base em um compromisso entre a precisão desejada e os recursos computacionais disponíveis. Algumas abordagens incluem:

- **Cálculo do erro desejado:** Se um erro máximo é aceitável, o número de simulações pode ser determinado pela fórmula  $N = \left(\frac{\sigma}{\epsilon}\right)^2$ , onde  $\epsilon$  é o erro máximo desejado.
- **Teste de convergência:** Realiza-se um número inicial de simulações e observa-se a estabilização dos resultados. Caso os resultados não converjam, mais simulações são realizadas.
- **Amostragem estratificada ou importante:** Técnicas que podem reduzir o número de amostras necessárias ao aumentar a precisão da amostragem.

### 2.10.3 Amostragem das PDFs e Métodos de Rejeição

Os números aleatórios são essenciais na simulação Monte Carlo, pois as PDFs definem o intervalo de possibilidades e as probabilidades associadas a elas. A amostragem das PDFs pode ser feita por métodos como a inversão da função de distribuição acumulada (CDF), que é a integral da PDF. Quando a inversão da CDF é difícil de ser realizada, são usados métodos como a *aceitação-rejeição*, onde uma distribuição fácil de amostrar é ajustada para cobrir a distribuição alvo, e amostras são aceitas ou rejeitadas com base em uma condição probabilística (RAYCHAUDHURI, 2008a).

O passo final na simulação Monte Carlo é a coleta e análise dos resultados. As propriedades dos eventos simulados são registradas, o que permite a análise estatística dos dados obtidos. Uma análise de *convergência estatística* pode ser aplicada para avaliar quando o número de simulações é suficiente para alcançar resultados confiáveis. Em muitos casos, gráficos como o *histograma* e a *função de distribuição empírica acumulada* (ECDF) são usados para verificar a qualidade da amostragem e a aproximação da solução.

Apesar de suas limitações, como a necessidade de recursos computacionais significativos e a dependência de modelos precisos, a simulação Monte Carlo é uma ferramenta poderosa para explorar sistemas complexos e realizar experimentos repetíveis. Ela permite a análise de sistemas em condições que seriam muito difíceis ou caras de testar diretamente, sendo indispensável em muitos campos de pesquisa e aplicações práticas (RAYCHAUDHURI, 2008a).

## 2.11 Confiabilidade estrutural de tubos trincados

A confiabilidade estrutural dos tubos de gerador de vapor em usinas nucleares de água pressurizada (PWR) é um aspecto crucial para assegurar a segurança e a operação eficiente dessas instalações. Esses tubos são fabricados com a liga 690 TT, conhecida por sua alta resistência à corrosão e durabilidade em ambientes nucleares adversos (KARWOSKI; MAKAR; YODER, 2007; MEHTA; MALIK, 2017).

A integridade estrutural dos tubos de gerador de vapor é fundamental para evitar vazamentos de refrigerante primário, que podem resultar em falhas catastróficas (KARWOSKI; MAKAR; YODER, 2007). Avaliações contínuas de confiabilidade estrutural são realizadas para determinar a probabilidade de falha dos tubos sob diferentes condições operacionais e para garantir que as usinas nucleares operem com segurança (MEHTA; MALIK, 2017). Para avaliar a confiabilidade estrutural, são utilizados métodos como o método da Carga Limite e Diagrama de Avaliação de Falhas. Esses métodos consideram variáveis como pressão de operação, presença de defeitos nos materiais e a resistência mecânica da liga 690 TT (MING; ZHANG, 2018). Estudos mostram que a probabilidade de falha dos tubos é baixa em condições normais de operação, mas pode aumentar em ambientes de alta pressão e temperatura (MING; ZHANG, 2018).

Assim, é essencial a implementação de estratégias de manutenção e inspeção proativas para assegurar que os tubos permaneçam em condições seguras durante toda a vida útil da usina (KARWOSKI; MAKAR; YODER, 2007; MEHTA; MALIK, 2017). A confiabilidade estrutural dos tubos de gerador de vapor, portanto, desempenha um papel vital na operação segura e eficaz das usinas PWR.

A avaliação da integridade estrutural por meio das curvas de limite estrutural apresenta algumas restrições significativas que precisam ser consideradas em um contexto de engenharia avançada e análise de risco. Em primeiro lugar, esse método não fornece o valor da probabilidade de falha individual para cada trinca detectada. Isso implica que, ao utilizar apenas as curvas de limite estrutural, não se pode determinar com precisão a probabilidade de falha associada a cada trinca específica, o que limita a capacidade de prever e mitigar falhas de forma eficaz (HUA et al., 2011).

Em segundo lugar, a avaliação baseada nas curvas de limite estrutural não considera a probabilidade de falha global do conjunto de trincas detectadas. Isso é crucial, pois a presença de múltiplas trincas pode interagir de maneiras complexas, afetando o comportamento estrutural do equipamento de maneira que não pode ser capturada adequadamente ao analisar trincas de forma isolada. A falta de consideração dessa probabilidade de falha global pode resultar em uma subestimação ou superestimação do risco de falha do equipamento como um todo, levando a decisões inadequadas em termos de manutenção, operação e segurança (HUA et al., 2011).

A integração de abordagens probabilísticas, como a simulação Monte Carlo, pode fornecer uma estimativa mais precisa das probabilidades de falha tanto individual quanto global, oferecendo uma visão mais completa e confiável do risco associado ao equipamento. Dessa forma, a tomada de decisão pode ser aprimorada, garantindo maior segurança e eficiência na operação de equipamentos críticos (HUA et al., 2011).

Para superar essas limitações, foi realizada uma avaliação detalhada da confiabilidade estrutural, que envolveu o cálculo da probabilidade de falha de cada trinca detectada. Esse cálculo foi conduzido de maneira a considerar diversas variáveis críticas que influenciam a integridade estrutural dos componentes avaliados.

Além disso, as dimensões das trincas foram consideradas na análise. Trincas de diferentes tamanhos apresentam comportamentos distintos sob cargas aplicadas, e a caracterização precisa dessas dimensões é fundamental para uma avaliação acurada da probabilidade de falha (HUA et al., 2011; MANESCHY, 2014).

Por fim, as propriedades de resistência estrutural da liga 690 TT, material do qual os tubos são fabricados, também foram incorporadas no cálculo. Esta liga é conhecida por sua alta resistência à corrosão e excelentes propriedades mecânicas, porém, a variabilidade intrínseca das propriedades do material pode afetar o desempenho estrutural dos tubos (HUA et al., 2011; MANESCHY, 2014).

Ao integrar todas essas variáveis - pressão de trabalho, dimensões das trincas e propriedades da liga 690 TT - a avaliação da confiabilidade estrutural forneceu uma estimativa robusta

da probabilidade de falha para cada trinca específica. Essa abordagem não só melhora a precisão das previsões de falha, mas também proporciona uma compreensão mais abrangente dos riscos associados, permitindo uma melhor gestão da integridade estrutural dos equipamentos e a implementação de estratégias de manutenção mais eficazes.

A avaliação da confiabilidade estrutural é baseada na Equação 39 (HUA et al., 2011):

$$\begin{aligned}
 P_f &= P[g(X_1, X_2, \dots, X_n) \leq 0] \\
 &= \int \int \int_{g(X_1, X_2, \dots, X_n) \leq 0} f_{X_1, X_2, \dots, X_n}(x_1, x_2, \dots, x_n) dx_1 dx_2 \dots dx_n
 \end{aligned} \tag{39}$$

onde:

- $P_f$  é a probabilidade de falha.
- $g(X_1, X_2, \dots, X_n)$  é a função de estado limite, que depende das variáveis aleatórias  $X_1, X_2, \dots, X_n$ . Estas variáveis denotam a pressão de trabalho, as dimensões das trincas e as propriedades de resistência estrutural.
- $f_{X_1, X_2, \dots, X_n}(x_1, x_2, \dots, x_n)$  é a função de densidade de probabilidade conjunta das variáveis aleatórias  $X_1, X_2, \dots, X_n$ .

## 2.12 Failure Assessment Diagram

Avaliações de adequação ao serviço (FFS, do inglês *Fitness-For-Service*) são procedimentos de engenharia realizados com o objetivo de evidenciar a integridade estrutural de um componente em serviço. Este componente pode apresentar uma falha ou dano, ou pode estar operando sob uma condição específica que possa provocar uma falha. Estas avaliações são fundamentais para garantir a segurança e eficácia do componente durante seu ciclo de vida operacional (API 579-1, 2016).

Os procedimentos de FFS abrangem tanto a integridade atual do componente, considerando um estado presente de dano, quanto a vida útil remanescente projetada. Orientações qualitativas e quantitativas para estabelecer a vida útil remanescente e as margens em serviço para a continuação da operação do equipamento são fornecidas em relação às futuras condições operacionais e compatibilidade ambiental. Estas orientações são essenciais para planejar e garantir a operação segura e eficiente do equipamento no futuro (API 579-1, 2016).

O Diagrama de Avaliação de Falhas (FAD) é uma ferramenta utilizada para avaliar falhas semelhantes a fissuras em componentes. A abordagem FAD foi adotada por oferecer um método tecnicamente embasado e conveniente para avaliar a aceitabilidade de um componente que apresenta uma falha semelhante a uma fissura (API 579-1, 2016).

A falha de um componente é avaliada com base em três critérios distintos: fratura frágil, colapso elasto-plástico e colapso plástico. A fratura frágil geralmente determina a falha para pequenas imperfeições em componentes fabricados a partir de um material frágil. O colapso elasto-plástico é um critério relevante quando o componente está sujeito a deformações que ultrapassam o limite elástico, mas não chegam ao ponto de colapso total. Por fim, o colapso plástico normalmente controla a falha para grandes imperfeições se o componente for fabricado a partir de um material com alta tenacidade. Cada um desses critérios desempenha um papel crucial na determinação da integridade estrutural do componente (API 579-1, 2016).

Na análise de Aptidão para o Serviço (FFS) de falhas semelhantes a fissuras, os resultados de uma análise de tensão, fator de intensidade de tensão e soluções de carga limite, a resistência do material e a tenacidade à fratura são combinados para calcular uma razão de tenacidade,  $K_r$ , e uma razão de carga,  $L_r$ . Essas duas quantidades representam as coordenadas de um ponto que é plotado em um FAD bidimensional para determinar a aceitabilidade. Se o ponto de avaliação estiver na curva FAD ou abaixo dela, o componente é considerado adequado para operação contínua (API 579-1, 2016).

A margem em serviço para um componente com uma falha semelhante a uma fissura fornece uma medida de quão próximo o componente está da condição limitante no FAD. A margem em serviço é definida pela distância do ponto de avaliação, que representa uma única condição operacional, até o envelope de falha do FAD. Este ponto é determinado com base nos resultados das análises de tensão e mecânica da fratura. A margem em serviço é definida como sendo maior ou igual a um quando o ponto reside abaixo ou na curva de falha do FAD. O valor mínimo recomendado para a margem em serviço é definido como 1,0 (API 579-1, 2016).

As descontinuidades planares são imperfeições que se caracterizam predominantemente por uma extensão e profundidade, com um raio de raiz agudo. Essas descontinuidades podem ser superficiais, internas ou transpassar completamente a parede do componente. Exemplos de descontinuidades planares incluem trincas, falta de fusão e falta de penetração em soldas, corrosão localizada em forma de sulco agudo e trincas ramificadas associadas à fissuração por corrosão sob tensão. Essas descontinuidades podem comprometer a integridade estrutural de um componente e, portanto, devem ser adequadamente avaliadas e gerenciadas (API 579-1, 2016).

### **2.12.1 Dados necessários para análise**

### **2.12.2 Informações sobre o projeto da estrutura**

Os dados da estrutura são fundamentais para calcular o fator de intensidade de tensão e o valor de tensão de referência, levando em consideração a geometria do componente no local da trinca. No caso de equipamentos de pressão com espessura uniforme, como vasos, tubos

e tanques, as dimensões críticas são o diâmetro interno e a espessura da parede. Por outro lado, para equipamentos pressurizados com espessura não uniforme, ou onde estão presentes descontinuidades estruturais, como junções de cabeça e casco de vaso, transições cônicas, bocais, tees de tubulação e corpos de válvulas, é necessário considerar outras dimensões. Estas incluem o diâmetro, a espessura da parede e as variáveis geométricas locais que são necessárias para determinar a distribuição de tensão em uma descontinuidade estrutural. Portanto, uma compreensão completa das dimensões e características do equipamento é essencial para realizar uma avaliação FFS (API 579-1, 2016).

### **2.12.3 Histórico de manutenção e operação**

A entrada de dados de manutenção e operação deve ser fornecida por pessoal familiarizado com os requisitos operacionais e de manutenção do componente que contém a falha semelhante a uma fissura. Esses dados fornecem uma base para determinar o seguinte:

- O mecanismo mais provável da fissuração.
- Se a fissura está ou não crescendo.
- Estimativas razoáveis para o tamanho da falha com base em registros anteriores de fissuração ou experiência com outros componentes em um serviço semelhante.
- O mecanismo mais provável da falha esperada.
- Medidas de remediação potenciais.

Elas permitem uma compreensão mais profunda da condição atual do componente e fornecem orientações para ações futuras necessárias para garantir a segurança e a eficácia contínuas do componente (API 579-1, 2016).

### **2.12.4 Medidas de carga e tensões do equipamento**

A distribuição de tensão na região fissurada do componente deve ser determinada para todas as cargas relevantes com base nas futuras condições operacionais planejadas. É importante que a combinação de pressão e temperatura seja determinada para todos os casos de carga, devido à dependência da tenacidade à fratura do material com a temperatura (API 579-1, 2016).

As distribuições de tensão de cada caso de carga são calculadas com base na geometria do componente não fissurado, usando cargas derivadas das futuras condições operacionais (API 579-1, 2016).

Uma distribuição de tensão não uniforme pode ocorrer através da espessura da parede ou ao longo da superfície do componente. Exemplos incluem as tensões através da parede em um cilindro de parede espessa pressurizado, a atenuação de tensão que ocorre em uma descontinuidade estrutural importante, e a distribuição de tensão causada por um gradiente térmico que normalmente ocorre em uma fixação de saia para vaso. O método usado para determinar o estado de tensão em um componente deve incluir capacidades para calcular distribuições de tensão com base em condições de carga e configuração estrutural (API 579-1, 2016).

Os métodos de análise de tensão baseados em soluções de manuais podem ser usados se essas soluções representarem com precisão a geometria do componente e a condição de carga. Caso contrário, técnicas de análise numérica, como o método dos elementos finitos, devem ser usadas para determinar o campo de tensão no local da trinca (API 579-1, 2016).

Os métodos de análise de tensão são utilizados para avaliar a distribuição de tensões na região de um componente que apresenta uma falha semelhante a uma fissura. Para cada condição de carga considerada, as distribuições de tensão são classificadas em diferentes categorias (API 579-1, 2016).

**Tensão Primária** - Esta é a distribuição de tensão que surge da carga imposta que é necessária para manter o equilíbrio do componente. A tensão primária também inclui quaisquer tensões secundárias que foram recategorizadas. As tensões primárias podem ser de três tipos:

- Tensão de Membrana Primária Geral
- Tensão de Membrana Primária Local
- Tensão de Membrana Primária (Geral ou Local) Mais Tensão de Flexão Primária

**Tensão Secundária** - Esta é uma distribuição de tensão que é desenvolvida pela restrição de partes adjacentes ou pela auto-restrição de um componente. Se for incerto se uma tensão é primária ou secundária, é mais conservador tratá-la como tensão primária. Em alguns casos, tensões secundárias que são auto-equilibrantes em toda a estrutura ou componente ainda podem resultar em colapso plástico na seção líquida local à falha semelhante a uma trinca. Nestes casos, a tensão secundária deve ser tratada como uma tensão primária na avaliação. As Tensões Secundárias podem ser compostas por tensões de membrana e de flexão (API 579-1, 2016).

**Tensão residual** - A extensão da trinca pode ocorrer localmente se a ponta da trinca estiver localizada em um campo de tensão residual de tração. Portanto, as tensões residuais resultantes da soldagem devem ser incluídas na avaliação. Essas tensões podem ter um impacto significativo na propagação da trinca e, portanto, são um fator importante a ser considerado na FFS.

### 2.12.5 Propriedades do material

A avaliação de FFS (Fitness-for-Service) requer a análise das resistências à tração e ao escoamento do material. O uso dos valores mínimos especificados geralmente é conservador, mas ajustes devem ser feitos para considerar tensões residuais e outras formas de degradação (API 579-1, 2016).

A tenacidade à fratura do material mede sua capacidade de resistir à falha pelo início da propagação de trincas até a fratura. Quando a tenacidade específica do material não está disponível, valores mínimos podem ser usados (API 579-1, 2016).

Para estimar a vida remanescente de um componente com uma falha semelhante a uma trinca, baseada em uma abordagem de mecânica da fratura, é necessário um modelo de crescimento de trinca e as constantes associadas. Esses modelos consideram fatores como o ambiente e podem estar relacionados ao comportamento cíclico ou ao tempo de falha (API 579-1, 2016).

A avaliação da integridade estrutural pode exigir a análise de propriedades do material, como o módulo de elasticidade, a razão de Poisson e o coeficiente de expansão térmica (API 579-1, 2016).

### 2.12.6 Recomendações de técnicas de inspeção

A escolha do método de ensaio não destrutivo (NDE) é crucial para dimensionar de forma confiável os defeitos. A profundidade, o comprimento e a orientação das trincas devem ser determinados por técnicas adequadas, como Ultrassom (UT), Partículas Magnéticas (MT) ou Líquido Penetrante (PT). A precisão na medição depende tanto da tecnologia disponível quanto da habilidade do inspetor, e métodos como UT são recomendados para avaliar trincas embutidas. Se a inspeção for inacessível, deve-se considerar a possibilidade de falhas na avaliação (API 579-1, 2016).

O Eddy Current Testing (ECT) também é utilizado na detecção e dimensionamento de defeitos, especialmente em materiais condutores de eletricidade. Esse método funciona através da indução de correntes parasitas (eddy currents) na superfície do material, que são perturbadas pela presença de descontinuidades, como trincas. A principal vantagem do ECT é a sua sensibilidade a pequenas fissuras e a capacidade de inspecionar rapidamente grandes áreas, sem a necessidade de contato direto com a superfície. No entanto, sua precisão pode ser influenciada por fatores como a geometria do material e a proximidade de bordas, o que requer uma calibração cuidadosa e experiência do operador (TO 33B-1-1, NAVAIR 01-1A-16-1, TM 1-1500-335-23, 2017).

### 2.12.7 Técnicas de avaliação e critérios de aceitação

A avaliação de FFS para defeitos tipo trinca é realizada em três níveis, cada um com aplicabilidade específica conforme a complexidade da estrutura e dos defeitos. No Nível 1, são avaliadas trincas, utilizando procedimentos simples e conservadores. O Nível 2 inclui estruturas gerais e trincas próximas a descontinuidades, exigindo informações detalhadas e análise de tensões. O Nível 3 é aplicado a casos mais complexos ou onde os Níveis 1 e 2 não são suficientes. Se a avaliação do Nível 1 não for satisfatória, é possível refinar os dados, alterar as condições de operação, ou avançar para uma avaliação de Nível 2 ou 3 (API 579-1, 2016).

A Avaliação de Nível 2 é aplicada a componentes que atendem às condições específicas e fornece uma estimativa mais precisa da integridade estrutural do que a Avaliação de Nível 1. O procedimento inclui a avaliação das condições operacionais, determinação das distribuições de tensões, e cálculo das propriedades de resistência do material e da tenacidade à fratura. A análise envolve passos detalhados como a determinação das dimensões do defeito, cálculo dos estresses de referência e intensidades de estresse, além da interação com a plasticidade. A avaliação do ponto de falha é realizada usando diagramas FAD (Failure Assessment Diagram). Se o componente não atender aos requisitos, pode-se refiná-lo, reratear, reparar, substituir ou realizar uma Avaliação de Nível 3 (API 579-1, 2016).

A Avaliação de Nível 3 oferece a melhor estimativa da integridade estrutural de um componente com um defeito semelhante a uma trinca e é necessária se houver risco de crescimento subcrítico da rachadura. Os cinco métodos permitidos são:

- **Método A:** Baseia-se na Avaliação de Nível 2 com o FAD padrão.
- **Método B:** Similar ao Método A, mas usa um FAD baseado em propriedades materiais reais, adequado apenas para materiais base e soldas.
- **Método C:** Utiliza um FAD construído com base em condições reais de carga, geometria do componente e propriedades do material.
- **Método D:** Análise de rasgamento dúctil utilizando curvas JR (resistência ao rasgamento). Adequado para materiais que exibem rasgamento dúctil estável.
- **Método E:** Usa procedimentos reconhecidos como BS 7910, R-6, e outros métodos normativos e baseados no J-integral.

Para cada método, deve-se realizar uma análise de sensibilidade, usar fatores de segurança parciais ou uma análise probabilística para avaliar incertezas nos parâmetros.

O Engenheiro deve assegurar que todas as limitações e requisitos do método escolhido sejam cumpridos e que todos os detalhes da análise estejam documentados.

### 2.12.8 Análise de Tensão

Uma análise de tensão utilizando técnicas numéricas é necessária para calcular o estado de tensão no local de uma trinca. A distribuição de tensão utilizada para determinar o fator de intensidade de tensão deve ser baseada na componente de tensão normal à face da trinca, podendo ser linear ou altamente não-linear, dependendo da geometria do componente e das condições de carregamento (API 579-1, 2016).

A distribuição de tensão normal à face da trinca deve ser determinada para condições de carregamento de tensão primária, secundária e residual, com base nos requisitos de serviço aos quais a geometria do componente não trincado é submetida. Se o componente estiver sujeito a diferentes condições operacionais, a distribuição de tensão para cada condição deve ser avaliada, e uma avaliação de Fitness-For-Service separada deve ser realizada para cada condição (API 579-1, 2016).

As soluções de fator de intensidade de tensão são formuladas em termos dos coeficientes de uma distribuição de tensão linear (membrana e flexão) ou de uma distribuição de tensão polinomial de quarta ordem, ou em termos de uma distribuição de tensão geral (funções de peso). Portanto, se o fator de intensidade de tensão necessário para a avaliação for expresso em termos de coeficientes de uma distribuição de tensão, é necessário derivar esses coeficientes a partir dos resultados obtidos de uma análise de tensão (API 579-1, 2016).

Neste trabalho serão analisadas trincas do tipo axial e circunferencial no diâmetro externo dos tubos do gerador de vapor, portanto, serão detalhadas as soluções de fator de intensidade de tensão para estes casos.

### 2.12.9 Trincas do tipo axial

Segundo a API 579-1 (2016), para trincas no diâmetro interno:

$$K_I = \frac{pR_o^2}{Q} \left[ G_0 - \left( \frac{R_i}{R_o} \right)^2 G_1 a - \left( \frac{R_i}{R_o} \right)^3 G_2 a^2 + \left( \frac{R_i}{R_o} \right)^4 G_3 a^3 - \left( \frac{R_i}{R_o} \right)^5 G_4 a^4 \right] \quad (40)$$

Para trincas no diâmetro externo:

$$K_I = \frac{pR_o^2}{Q} \left[ G_0 + \left( \frac{R_i}{R_o} \right)^2 G_1 a + \left( \frac{R_i}{R_o} \right)^3 G_2 a^2 + \left( \frac{R_i}{R_o} \right)^4 G_3 a^3 + \left( \frac{R_i}{R_o} \right)^5 G_4 a^4 \right] \quad (41)$$

onde:

- $A$  e  $Q$ : São parâmetros que influenciam o fator de intensidade de tensão ( $K_I$ ), ajustando os cálculos de acordo com a geometria da trinca e as propriedades do material. O parâmetro  $A$  pode estar relacionado com a carga aplicada, enquanto  $Q$  reflete um fator

geométrico do sistema.

- $R_o$ : Representa o \*\*raio externo\*\* do tubo. Este valor é utilizado para definir as dimensões externas da estrutura tubular.
- $R_i$ : Representa o \*\*raio interno\*\* do tubo. Este valor é crucial para determinar a espessura da parede do tubo e a localização das trincas em relação ao diâmetro.
- $G_0, G_1, G_2, G_3, G_4$ : São os \*\*coeficientes de influência\*\* que dependem da geometria da trinca e do tubo. Eles ajustam a intensidade de tensão para diferentes configurações de trinca (internas ou externas) e posições relativas da trinca ao tubo.

Os coeficientes de influencia  $G_0$  e  $G_1$  para trincas de diâmetro interno e externo podem ser determinados utilizando as equações abaixo:

$$G_0 = A_{0,0} + A_{1,0}\beta + A_{2,0}\beta^2 + A_{3,0}\beta^3 + A_{4,0}\beta^4 + A_{5,0}\beta^5 + A_{6,0}\beta^6 \quad (42)$$

$$G_1 = A_{0,1} + A_{1,1}\beta + A_{2,1}\beta^2 + A_{3,1}\beta^3 + A_{4,1}\beta^4 + A_{5,1}\beta^5 + A_{6,1}\beta^6 \quad (43)$$

onde  $\beta$  é dado por:

$$\beta = \frac{2\phi}{\pi} \quad (44)$$

onde  $\phi$  é o ângulo, em radianos, elíptico para trincas de superficiais, e os parâmetros  $A_{ij}$  podem ser encontrados na tabela 9B.12 da norma API 579-1 para trincas no diâmetro interno e na tabela 9B.13 da norma API 579-1 para trincas no diâmetro externo. Já os coeficientes  $G_2$ ,  $G_3$  e  $G_4$  podem ser calculados conforme as equações abaixo:

Para o ponto mais profundo em uma trinca no diâmetro externo ( $\phi = \frac{\pi}{2}$ ):

$$G_2 = \frac{16}{15\pi Q} \left( 1 + \frac{16}{3}M_1 + \frac{16}{105}M_2 + \frac{1}{12}M_3 \right) \quad (45)$$

$$G_3 = \frac{32}{35\pi Q} \left( 1 + \frac{32}{4}M_1 + \frac{32}{315}M_2 + \frac{1}{20}M_3 \right) \quad (46)$$

$$G_4 = \frac{256}{315\pi Q} \left( 1 + \frac{256}{5}M_1 + \frac{256}{3465}M_2 + \frac{1}{30}M_3 \right) \quad (47)$$

Para pontos na superfície externa ( $\phi = 0$ ):

$$G_2 = \frac{4}{5\pi Q} \left( 2 + \frac{4}{3}N_1 + \frac{4}{7}N_2 + \frac{1}{2}N_3 \right) \quad (48)$$

$$G_3 = \frac{1}{7\pi Q} \left( 4 + \frac{1}{2}N_1 + \frac{4}{9}N_2 + \frac{2}{5}N_3 \right) \quad (49)$$

$$G_4 = \frac{4}{9\pi Q} \left( 2 + \frac{4}{5}N_1 + \frac{4}{11}N_2 + \frac{1}{3}N_3 \right) \quad (50)$$

onde M e N são os coeficientes da função de peso, que são obtidos através de equações que utilizam os coeficientes de influência  $G_0$  e  $G_1$  da solução do fator de intensidade de tensão de referência, avaliados em  $\phi = \frac{\pi}{2}$  para o ponto mais profundo da trinca.

$$M = \frac{\pi}{Q} (G_0 - G_1) \quad (51)$$

$$M_2 = 3 \quad (52)$$

$$M_3 = \frac{\pi}{Q} \left( \frac{6}{5}G_0 - \frac{8}{5}G_1 \right) \quad (53)$$

No ponto superficial da trinca, os coeficientes da função de peso são dados pelas seguintes equações, onde os coeficientes de influência da solução do fator de intensidade de tensão de referência,  $G_0$  e  $G_1$ , são avaliados em  $\phi = 0$ :

$$N_1 = \frac{\pi}{Q} \left( \frac{3}{2}G_0 - 5G_1 - 8 \right) \quad (54)$$

$$N_2 = \frac{\pi}{15Q} (15 - 3G_1 + G_0) \quad (55)$$

$$N_3 = \frac{\pi}{Q} \left( \frac{3}{8}G_0 - \frac{3}{10}G_1 \right) \quad (56)$$

O fator  $Q$  é dado pelas seguintes expressões:

$$Q = 1.0 + 1.464 \left( \frac{a}{c} \right)^{1.65} \quad \text{para} \quad \frac{a}{c} \leq 1.0 \quad (57)$$

$$Q = 1.0 + 1.464 \left( \frac{c}{a} \right)^{1.65} \quad \text{para} \quad \frac{a}{c} > 1.0 \quad (58)$$

As equações acima são válidas para trincas que atendam as seguintes condições:

1.  $0.0 \leq \frac{a}{t} \leq 0.8$
2.  $0.03125 \leq \frac{a}{c} \leq 2.0$
3.  $\varphi \leq \pi/2$ ; para  $\pi/2 < \varphi \leq \pi$   $K_I(\varphi) = K_I(\pi - \varphi)$
4.  $0.0 \leq \frac{t}{R_i} \leq 1.0$

Os coeficientes de influência podem ser encontrados na norma API 579-1 para valores de  $0.03125 \leq \frac{a}{c} \leq 2.0$ . Para trincas longas onde  $\frac{a}{c} < 0.03125$ , os coeficientes de influência podem ser determinados por interpolação utilizando os valores nas Tabelas presentes na API 579-1 e os seguintes valores para  $G_0$  e  $G_1$ .

$$G = G_L \left( \frac{2\varphi}{\pi} \right)^6 \quad (59)$$

$$G_1 = G_L \left( \frac{2\varphi}{\pi} \right)^6 \quad (60)$$

### 2.12.10 Trincas do tipo circunferencial

Para trincas no diâmetro interno:

$$K_I = G_0 \left( \frac{pR_o^2}{R_o^2 - R_i^2} + \frac{F}{\pi(R_o^2 - R_i^2)} \right) \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \quad (61)$$

Para trincas no diâmetro externo:

$$K_I = G_0 \left( \frac{pR_i^2}{R_o^2 - R_i^2} + \frac{F}{\pi(R_o^2 - R_i^2)} \right) \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \quad (62)$$

O coeficiente de influência,  $G_0$ , para trincas nas superfícies interna e externa pode ser obtido através da equação abaixo (API 579-1, 2016).

$$G_0 = A_{0,0} + A_{1,0}\beta + A_{2,0}\beta^2 + A_{3,0}\beta^3 + A_{4,0}\beta^4 + A_{5,0}\beta^5 + A_{6,0}\beta^6 \quad (9B.196) \quad (63)$$

$$(64)$$

onde  $\beta$  é dado por:

$$\beta = \frac{2\phi}{\pi} \quad (65)$$

Os parâmetros  $A_{ij}$  (ou seja, os valores da linha correspondente a  $G_i$  e coluna  $A_j$ ) são fornecidos na norma API 579-1 para trincas no diâmetro interno e externo dos tubos.

O fator  $Q$  é dado pelas seguintes expressões:

$$Q = 1.0 + 1.464 \left( \frac{a}{c} \right)^{1.65} \quad \text{para} \quad \frac{a}{c} \leq 1.0 \quad (66)$$

$$Q = 1.0 + 1.464 \left( \frac{c}{a} \right)^{1.65} \quad \text{para} \quad \frac{a}{c} > 1.0 \quad (67)$$

Os limites dimensionais para trincas e geometria são:

$$1. \quad 0.0 \leq \frac{a}{t} \leq 0.8$$

$$2. \quad 0.03125 \leq \frac{a}{c} \leq 2.0$$

3.  $G_0, G_1, G_2, G_3, G_4$ :  $\frac{\pi}{2} \leq \varphi < \pi$ , para  $K_I(\varphi) = K_I(\pi - \varphi)$

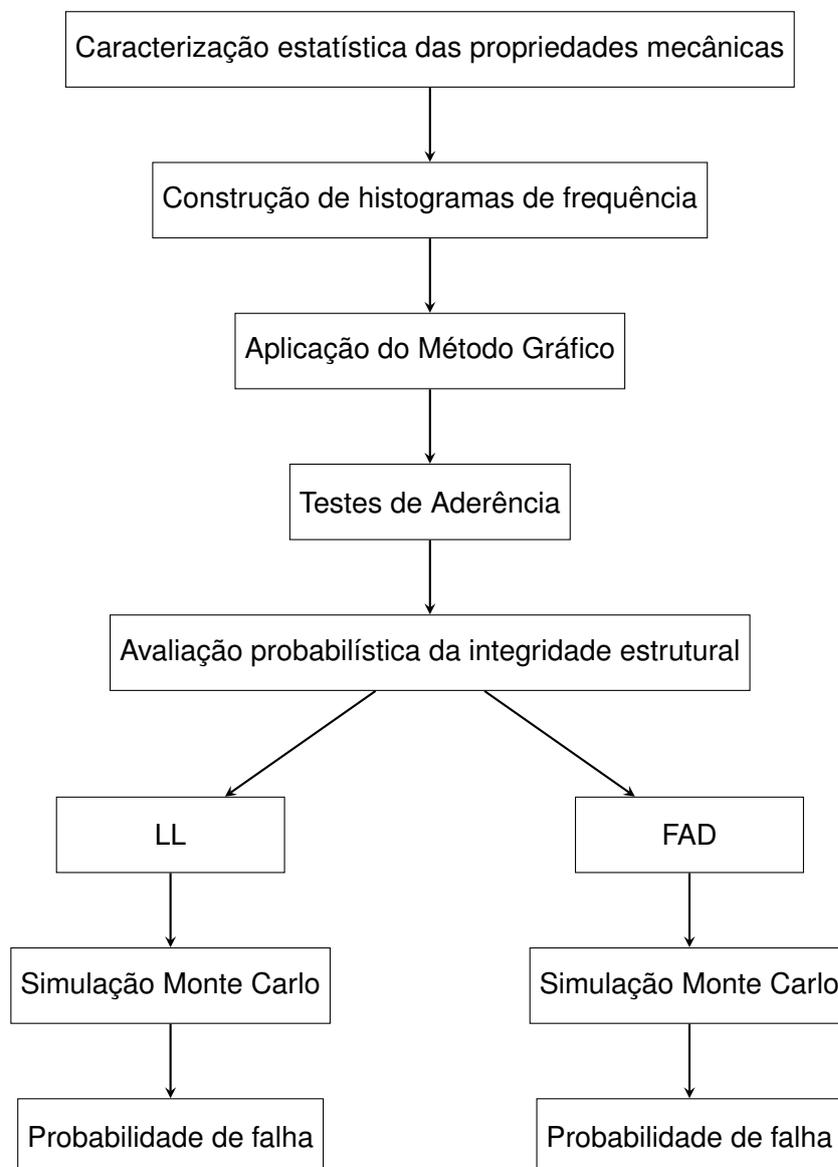
4.  $G_5, G_6$ :  $0 \leq \varphi \leq \pi$

5.  $0.0 \leq \frac{t}{R_i} \leq 1.0$

### 3 METODOLOGIA

Esta seção apresenta a metodologia utilizada para a avaliação probabilística da integridade estrutural dos tubos do gerador de vapor (G.V.). O fluxograma apresentado na Figura 13 ilustra o processo metodológico adotado para a avaliação probabilística da integridade estrutural dos tubos do G.V.. Ele detalha cada etapa do procedimento, desde a entrada de dados até a geração dos resultados finais.

Com base nos dados provenientes de ensaios de tração, são aplicados métodos de análise estatística e probabilística, que incluem simulações Monte Carlo e a construção de curvas para os métodos LL e FAD.



**Figura 13** - Fluxograma da avaliação probabilística da integridade estrutural dos tubos do G.V.

### 3.1 Caracterização estatística das propriedades mecânicas

Para a caracterização estatística das propriedades da liga Inconel 690 TT, os dados foram obtidos através de 102 ensaios de tração realizados por uma empresa de engenharia de alta tecnologia, em corpos de prova da liga 690 TT, às temperaturas ambiente e elevada, sendo esses dados fornecidos a uma empresa confidencial. Posteriormente, os resultados foram tratados estatisticamente para calcular medidas de localização e dispersão, utilizando ferramentas como o software Excel e a linguagem de programação Python para análises computacionais rápidas.

### 3.2 Construção de histogramas de frequência e método gráfico

Para construção dos histogramas de frequência os dados foram divididos em classes de acordo com as recomendações do capítulo 2. Um programa em Python foi escrito para a construção dos histograma. Este programa recebe os dados de limite de escoamento e resistência à tração às temperaturas ambiente e elevada, e, com base nas distribuições teóricas testadas, constrói as curvas sobre o histograma.

O ajuste visual foi analisado para determinar qual distribuição representava melhor os dados observados.

### 3.3 Testes de aderência

Foram utilizados testes estatísticos como:

- **Teste Qui-Quadrado:** O teste Qui-Quadrado também é amplamente utilizado para verificar a aderência entre uma amostra de dados e uma distribuição teórica, especialmente quando os dados são categorizados em classes. Neste teste, a frequência observada de dados em cada classe é comparada com a frequência esperada, calculada com base na distribuição teórica. Quanto menor for a diferença entre essas frequências, melhor é o ajuste. Este teste é particularmente útil para grandes amostras de dados e pode ser aplicado tanto a distribuições contínuas quanto a discretas.
- **Teste de Kolmogorov-Smirnov (K-S):** O teste de Kolmogorov-Smirnov é amplamente utilizado para avaliar a aderência de uma amostra de dados a uma distribuição teórica contínua. Ele calcula a diferença máxima entre a função de distribuição acumulada (CDF) dos dados amostrais e a CDF da distribuição teórica que se deseja testar. Quanto menor essa diferença, melhor o ajuste da distribuição teórica aos dados observados. Esse teste é particularmente útil para verificar a aderência de distribuições simétricas, como a

Normal, e para comparar distribuições sem fazer suposições sobre os parâmetros.

- **Teste de Anderson-Darling (A-D):** O teste de Anderson-Darling é uma extensão do teste de Kolmogorov-Smirnov, porém com maior sensibilidade nas extremidades da distribuição. Isso o torna especialmente eficaz para identificar desvios em regiões de cauda, ou seja, nos valores extremos dos dados. Esse teste é particularmente relevante quando se trabalha com distribuições assimétricas, como a distribuição Lognormal ou Weibull, que são frequentemente usadas para descrever propriedades mecânicas que apresentam grande variabilidade.

Os testes foram implementados através da construção de um programa em Python que aplica as equações descritas nas respectivas seções das distribuições para obter os valores estatísticos, utilizados na obtenção do  $P_{valor}$ .

### 3.4 Avaliação probabilística da integridade estrutural dos tubos do G.V.

A avaliação probabilística da integridade estrutural dos tubos do gerador de vapor (G.V.) tem como objetivo avaliar o risco de falha desses componentes críticos sob diferentes condições operacionais, considerando as incertezas associadas às suas propriedades mecânicas e às condições geométricas do tubo. Para isso, são utilizados modelos probabilísticos avançados, como a simulação Monte Carlo, que permitem quantificar a probabilidade de falha de forma realista e precisa.

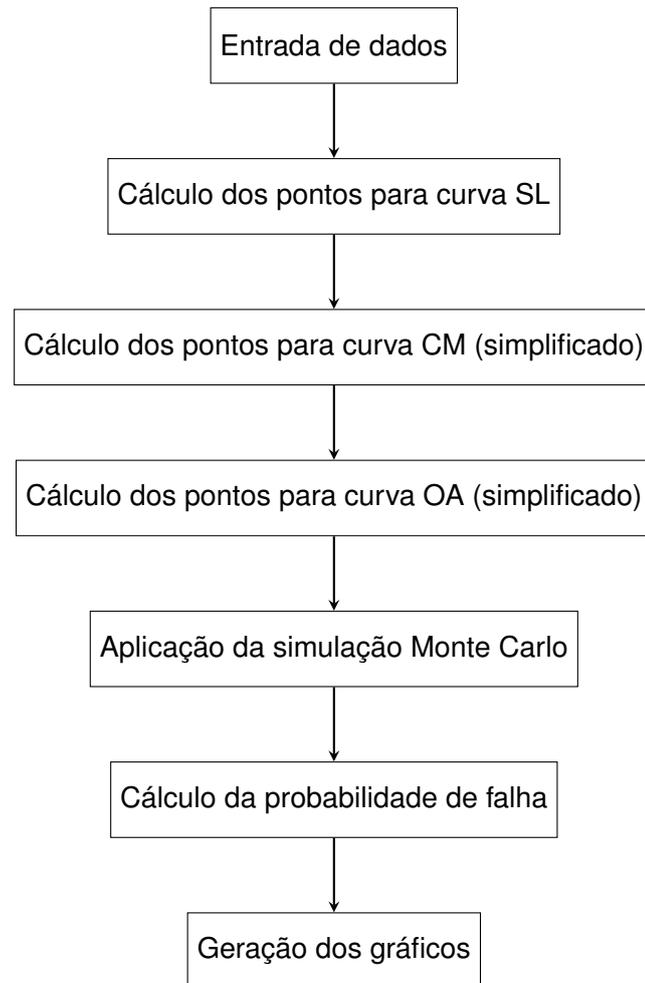
Dois métodos principais são utilizados nessa análise: o método de carga limite, seguindo as diretrizes do Electric Power Research Institute (EPRI) e o Diagrama de Avaliação de Falhas (Failure Assessment Diagram - FAD).

Foi construído um programa em Python que recebe os dados das propriedades mecânicas da liga 690 TT, aplica a simulação Monte Carlo através de 10.000 simulações para a construção das curvas dos métodos Carga Limite e FAD, bem como para o cálculo da probabilidade de falha das trincas. No Anexo I-A encontra-se a função utilizada para gerar as curvas do método carga limite para temperatura ambiente, esta função pode ser utilizada para construção da curva para temperatura elevada com a alteração dos dados das propriedades mecânicas da liga 690 TT.

No Anexo I-B encontra-se a função utilizada para gerar as curvas do FAD para temperatura ambiente, esta função pode ser utilizada para construção da curva para temperatura elevada com a alteração dos dados das propriedades mecânicas da liga 690 TT.

De maneira análoga, essas funções podem ser alteradas para obter a probabilidade de falha para cada trinca detectada.

O fluxograma abaixo ilustra o funcionamento do programa para construção dos gráficos e cálculos das probabilidades de falha.



### 3.4.1 Entrada de dados

São inseridos os dados das propriedades mecânicas do material para início do cálculo dos pontos para construção das curvas SL, CM e OA. Também são importados os dados em relação as dimensões das trincas de um arquivo .xlsx.

### 3.4.2 Cálculo dos pontos para construção das curvas SL, CM e OA

As equações descritas ao longo da revisão bibliográfica são utilizadas para obter os pontos necessários para a construção dos gráficos, estes pontos são armazenados em variáveis que serão chamadas ao final da função para construção dos gráficos.

### **3.4.3 Simulação Monte Carlo**

Uma função é criada para aplicar a simulação Monte Carlo às curvas CM e OA e gerar resultados mais precisos e realistas.

### **3.4.4 Cálculo da probabilidade de falha**

A função criada para a simulação Monte Carlo é chamada novamente para o cálculo da probabilidade de falha para cada trinca detectada em tubos trincados.

### **3.4.5 Geração dos gráficos**

Por fim, os gráficos são gerados e exportados no formato ".png" para as temperaturas ambiente e elevada.

## 4 RESULTADOS

### 4.1 Caracterização estatística das propriedades mecânicas da liga 690 TT

A caracterização estatística dos dados das propriedades mecânicas da liga 690 TT, de origem confidencial, é realizada sob duas condições distintas, à temperatura ambiente e à temperatura elevada de 350 °C.

A análise estatística das propriedades mecânicas permite a identificação da distribuição de probabilidade que melhor se ajusta aos dados. Para tal, são empregados métodos gráficos e testes de aderência, nomeadamente o teste do qui-quadrado, o teste de Kolmogorov-Smirnov e o teste de Anderson-Darling.

A distribuição de probabilidade selecionada é fundamental para representar as incertezas inerentes ao processo. Com base nesta distribuição, é realizada uma análise da integridade estrutural dos tubos do gerador de vapor, utilizando as curvas SL, CM, OA e FAD, como recomenda a EPRI (EPRI, 2015). Esta análise proporciona uma avaliação valiosa da integridade estrutural dos tubos do gerador de vapor, contribuindo para a segurança e eficiência do sistema.

#### 4.1.1 Resumo e exibição de dados

Nesta seção, é realizada a caracterização estatística dos dados das propriedades mecânicas da liga 690 TT. Optou-se por calcular medidas de localização e dispersão estatísticas, que forneceram uma visão abrangente da distribuição dos dados. Com base nessas medidas, construiu-se em *box plot*, uma ferramenta gráfica eficaz para visualizar a distribuição dos dados e identificar possíveis outliers.

As medidas de localização estatística, fornecem informações sobre o centro da distribuição dos dados. As medidas de dispersão estatística, que incluem o desvio padrão, o coeficiente de variação e a variância, fornecem informações sobre a propagação dos dados em torno da média.

A Tabela 4 apresenta algumas medidas estatísticas importantes em relação aos dados dos limites de escoamento e de resistência à tração a 24 °C e 350 °C. Esses dados de propriedades mecânicas foram obtidos a partir de ensaios de tração em corpos de prova de uma empresa fabricante da liga 690 TT.

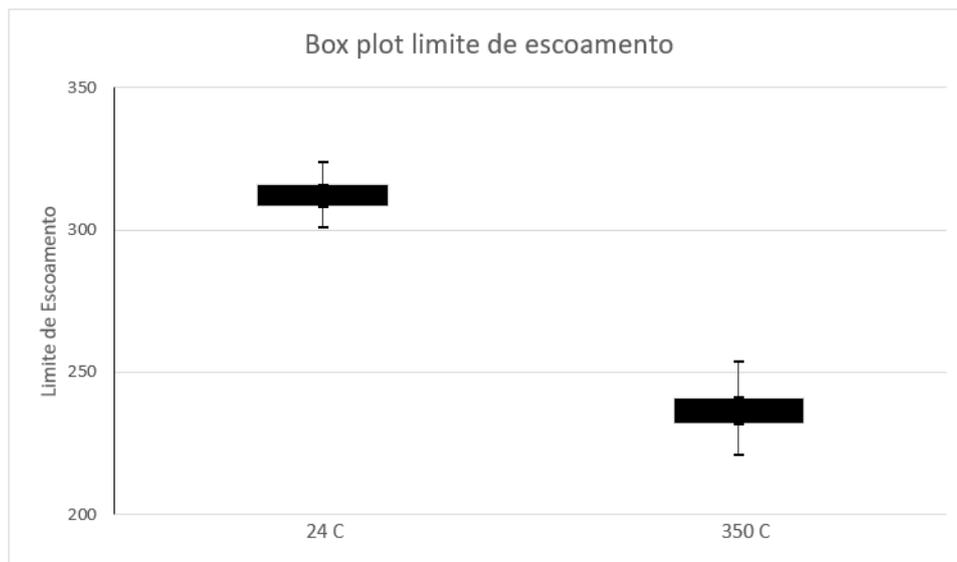
As medidas de localização e dispersão fornecem uma visão abrangente da distribuição dos dados, permitindo uma análise detalhada das propriedades mecânicas da liga. A variação observada nas medidas à medida que a temperatura aumenta fornece informações valiosas sobre o comportamento do material sob diferentes condições de temperatura.

**Tabela 4** - Medidas estatísticas dos limites de escoamento e de resistência à tração.

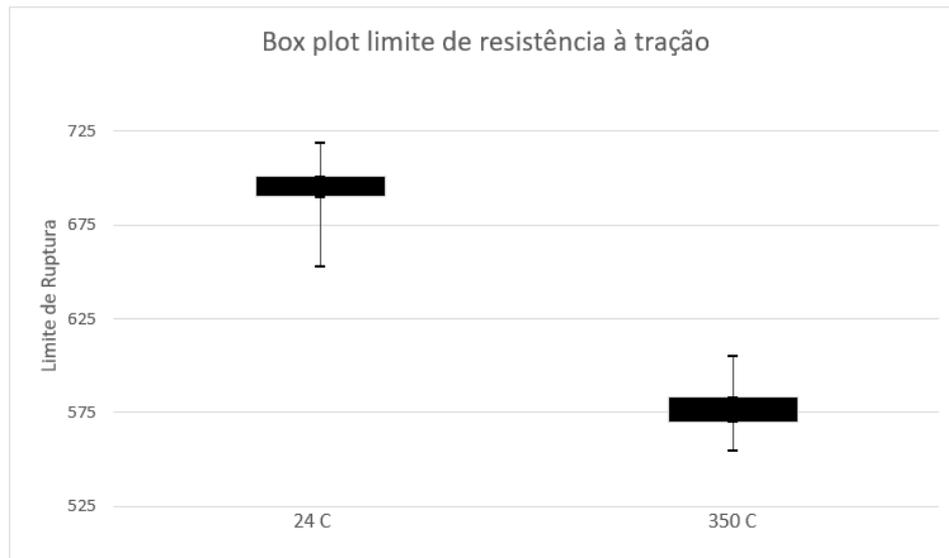
Medidas de Localização	Limite de escoamento		Limite de resistência à tração	
	24 °C	350 °C	24 °C	350 °C
Tamanho da Amostra (-)	102	102	102	102
Média Aritmética (MPa)	312,58	236,56	695,66	576,73
Moda (MPa)	310	236	698	583
Medidas de Dispersão	24 °C	350 °C	24 °C	350 °C
Desvio Padrão (MPa)	5,52	6,63	9,05	10,06
Coeficiente de Variação	2%	3%	1%	2%
Variância (MPa <sup>2</sup> )	30,44	43,99	81,87	101,11

#### 4.1.2 Identificação de *outliers*

Antes de determinar a distribuição de probabilidade que melhor se adequa aos dados das propriedades mecânicas, é crucial realizar uma análise preliminar em busca de possíveis *outliers* que possam gerar resultados não realistas em relação aos dados das propriedades mecânicas da liga 690 TT. Dois *boxplots* foram construídos para as temperaturas 24 °C e 350 °C com o intuito de encontrar possíveis *outliers*, representados pelas Figuras 14 e 15.

**Figura 14** - *Boxplot* do limite de escoamento.

Fonte: Autor

**Figura 15 - Boxplot do limite de resistência à tração.**

Fonte: Autor

#### 4.1.3 Identificação da distribuição de probabilidade que melhor se adequa aos dados

Após a caracterização estatística das propriedades mecânicas, foram construídas tabelas de frequências (Tabela 5 e Tabela 6), é um passo crucial para determinar a distribuição de probabilidade que melhor se adequa aos dados. O histograma oferece uma visualização gráfica da distribuição dos valores, facilitando a identificação de padrões e tendências.

O intervalo de classes ( $\Delta$ ), como descrito por (LEWIS, 1994), desempenha um papel fundamental nesse processo, pois define como os dados serão agrupados em diferentes categorias. A escolha adequada do  $\Delta$  permite um equilíbrio entre a granularidade da análise e a clareza da visualização. Um  $\Delta$  muito pequeno pode resultar em um histograma com muitos detalhes, dificultando a identificação de padrões. Já um  $\Delta$  muito grande pode mascarar a distribuição real dos dados.

**Tabela 5 - Tabela de Frequências (Temperatura ambiente)**

Classe	Frequencia	Freq. Relativa	Densidade de Freq. relativa
[301, 304[	6	0,0588	0,0195
[305, 308[	20	0,1961	0,0650
[309, 312[	24	0,2353	0,0780
[313, 316[	27	0,2647	0,0878
[317, 320[	18	0,1765	0,0585
[321, 324[	7	0,0686	0,0228

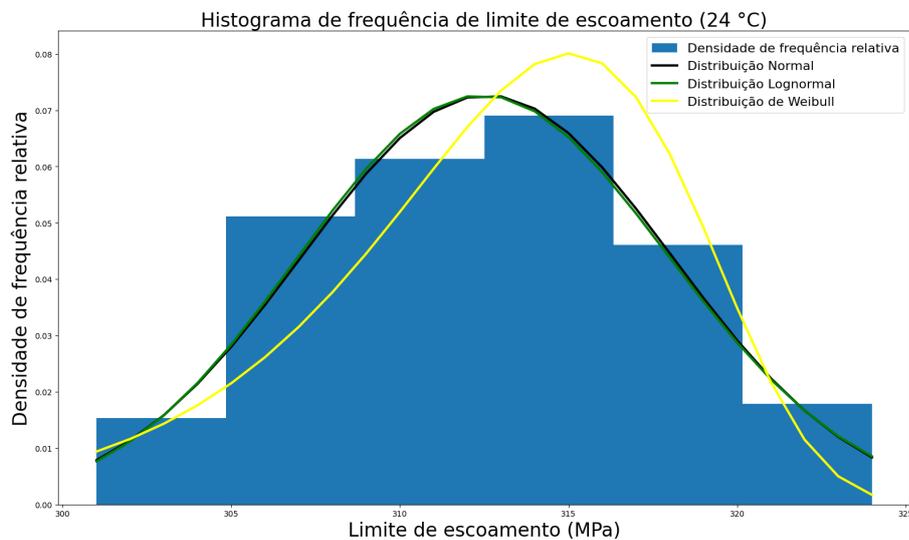
A partir das tabelas de frequências, foram construídos histogramas de frequências para as temperaturas de 24 °C e 350 °C, com o intuito de comparar a distribuição dos dados com

**Tabela 6** - Tabela de Frequências (Temperatura elevada)

Classe	Frequência	Freq. Relativa	Densidade de Freq. Relativa
[221, 225[	4	0,0392	0,0098
[226, 230[	12	0,1176	0,0294
[231, 235[	29	0,2843	0,0711
[236, 240[	30	0,2941	0,0735
[241, 245[	15	0,1471	0,0368
[246, 250[	8	0,0784	0,0196
[251, 255[	4	0,0392	0,0098

diferentes distribuições de probabilidade. Neste trabalho foram utilizadas as distribuições de probabilidade Normal, Lognormal e de Weibull. Essa comparação pode ser feita visualmente, através do método gráfico, sobrepondo a curva da distribuição de probabilidade aos histogramas.

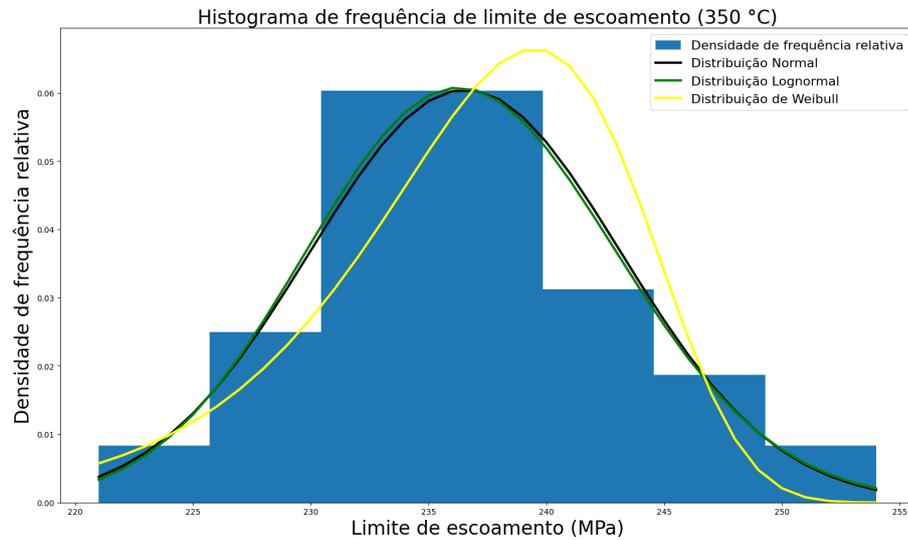
Foram construídos histogramas de frequências para limite de escoamento e limite de resistência a tração para ambas as temperaturas descritas, representados nas Figuras 16, 17, 18 e 19.

**Figura 16** - Histograma de frequências limite de escoamento à 24 °C

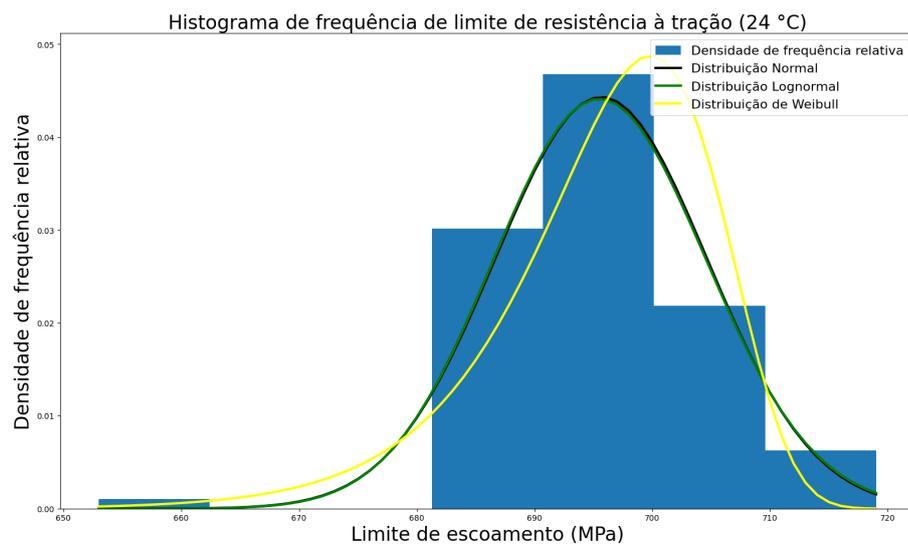
**Fonte:** Fonte: Autor

Com base na análise realizada, os resultados obtidos pelo método gráfico indicam que as distribuições Normal e Lognormal se ajustaram melhor aos dados, seguidas pela distribuição de Weibull.

Foi observado que as curvas das distribuições Normal e Lognormal estavam muito próximas, o que tornou difícil distinguir qual delas se ajustava melhor aos dados apenas pela análise visual. Portanto, foi necessário realizar testes de aderência para obter resultados mais conclusivos sobre qual distribuição probabilística melhor se adequa aos dados dos limites de escoamento e de resistência à tração da liga 690 TT, às temperaturas de 24 °C e 350 °C, fo-

**Figura 17** - Histograma de frequências limite de escoamento à 350 °C

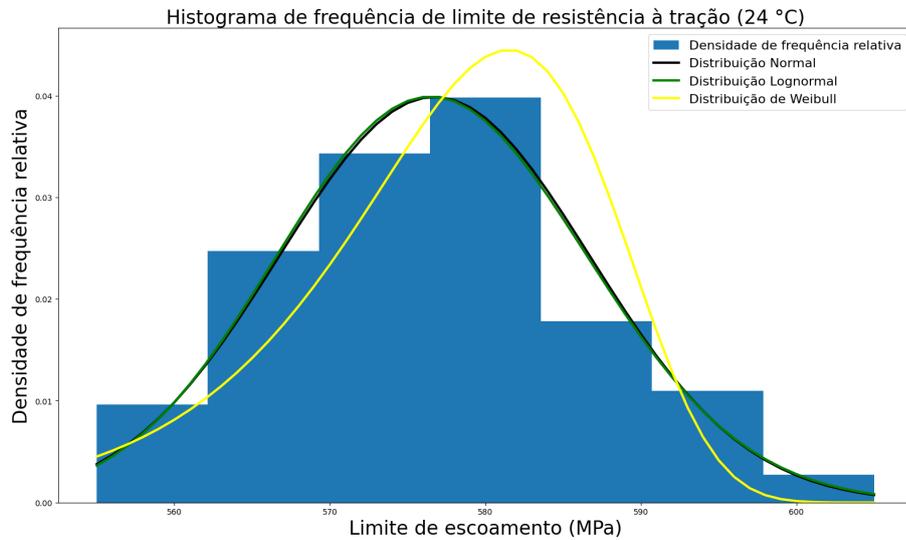
Fonte: Fonte: Autor

**Figura 18** - Histograma de frequências limite de resistência à tração à 24 °C

Fonte: Fonte: Autor

ram realizados três testes de aderência, são eles: Anderson-Darling, Kolmogorov-Smirnov e Qui-quadrado.

Os resultados serão apresentados por meio de tabelas e gráficos. Na representação tabular, a primeira coluna representa o valor da estatística do teste calculado a partir dos dados amostrais, a segunda coluna representa o valor da estatística do teste com base em um nível de confiança de 95%, e a última coluna das tabelas contém os valores de  $P_{valor}$ , os quais expressam a probabilidade de ocorrência do erro tipo I. Este tipo de erro é o mais comum, consistindo na rejeição da hipótese nula, que, neste contexto, seria a rejeição do modelo de distribuição probabilística quando este é o modelo correto. Assim, quanto maior o valor de  $P_{valor}$ , maior é a probabilidade de o modelo de distribuição ser adequado para representar a

**Figura 19** - Histograma de frequências limite de resistência à tração à 350 °C

Fonte: Fonte: Autor

população dos dados amostrais. O  $P_{valor}$  é tabulado, considerando os resultados dos testes de aderência e o grau de liberdade da amostra de dados.

O primeiro teste de aderência realizado foi o Qui-quadrado, com seus resultados apresentado nas Tabelas 7, 8, 9 e 10 para os limites de escoamento e de resistência a tração.

**Tabela 7** - Resultado do teste de aderência Qui-Quadrado para limite de escoamento a 24 °C

Distribuição	$X_0$	$X_\alpha$	$P_{valor}$
Normal	0,02	7,81	98,40%
Weibull	38,84	7,81	0,00%
Lognormal	0,16	7,81	98,76%

**Tabela 8** - Resultado do teste de aderência Qui-Quadrado para limite de escoamento a 350 °C

Distribuição	$X_0$	$X_\alpha$	$P_{valor}$
Normal	0,12	9,49	90,29%
Weibull	0,113	9,49	91,00%
Lognormal	0,11	9,49	91,24%

**Tabela 9** - Resultado do teste de aderência Qui-Quadrado para limite de resistência à tração à 24 °C

Distribuição	$X_0$	$X_\alpha$	$P_{valor}$
Normal	1,03	9,49	30,11%
Weibull	0,157	9,49	87,52%
Lognormal	1,34	9,49	18,06%

**Tabela 10** - Resultado do teste de aderência Qui-Quadrado para limite de resistência à tração à 350 °C

<b>Distribuição</b>	$X_0$	$X_\alpha$	$P_{valor}$
Normal	0,61	7,81	54,12%
Weibull	0,119	7,81	90,52%
Lognormal	0,05	7,81	96,01%

Ao analisar os resultados do teste Qui-quadrado para os limites de escoamento a 24 °C e 350 °C, observou-se que as distribuições Normal, Weibull e Lognormal apresentaram resultados promissores, com valores de  $P_{valor}$  indicando uma probabilidade significativa de adequação desses modelos aos dados amostrais. Especificamente, para o limite de escoamento a 24 °C, a distribuição Normal obteve um  $P_{valor}$  de 98,40%, seguida pela Lognormal com 98,76%, sugerindo um ajuste confiável dessas distribuições aos dados. De maneira similar, a 350 °C, tanto a distribuição Normal quanto a Lognormal apresentaram  $P_{valor}$  elevados, indicando uma boa adequação aos dados observados.

Em relação aos resultados do teste Qui-quadrado para os limites de resistência à tração à 24 °C e à 350 °C, observou-se uma tendência semelhante. As distribuições Normal, de Weibull e Lognormal demonstraram ajustes mais satisfatórios. Em particular, para o limite de resistência à tração à 24 °C, a distribuição Lognormal apresentou um  $P_{valor}$  de 18,06%, indicando uma probabilidade razoável de adequação, embora menor em comparação com os resultados anteriores.

Diante dos resultados obtidos a partir do teste Qui-quadrado, torna-se essencial complementar a análise com os resultados do teste Kolmogorov-Smirnov. Esta análise adicional permitirá validar e reforçar as conclusões sobre a adequação das distribuições probabilísticas aos dados amostrais. Portanto, nos parágrafos subsequentes, serão abordados os resultados do teste Kolmogorov-Smirnov para os mesmos conjuntos de dados, com o objetivo de obter uma compreensão mais abrangente e robusta da distribuição dos limites de escoamento e resistência à tração da liga 690 TT.

Os resultados do teste Kolmogorov-Smirnov serão discutidos nas Tabelas 11, 12, 13 e 14, complementando a análise atual e enriquecendo a compreensão sobre a distribuição dos dados em estudo.

**Tabela 11** - Resultado do teste de aderência Kolmogorov-Smirnov para limite de escoamento à 24 °C

<b>Distribuição</b>	$D_n$	$D_{crit}$	$P_{valor}$
Normal	0,072	0,135	94,26%
Weibull	0,129	0,135	89,74%
Lognormal	0,061	0,135	95,14%

**Tabela 12** - Resultado do teste de aderência Kolmogorov-Smirnov para limite de escoamento à 350 °C

<b>Distribuição</b>	$D_n$	$D_{crit}$	$P_{valor}$
Normal	0,121	0,135	90,37%
Weibull	0,185	0,135	85,32%
Lognormal	0,115	0,135	90,84%

**Tabela 13** - Resultados do teste de aderência Kolmogorov-Smirnov para limite de resistência à tração à 24 °C

<b>Distribuição</b>	$D_n$	$D_{crit}$	$P_{valor}$
Normal	0,065	0,135	94,82%
Weibull	0,128	0,135	89,81%
Lognormal	0,063	0,135	94,98%

**Tabela 14** - Resultado do teste de aderência Kolmogorov-Smirnov para limite de resistência à tração à 350 °C

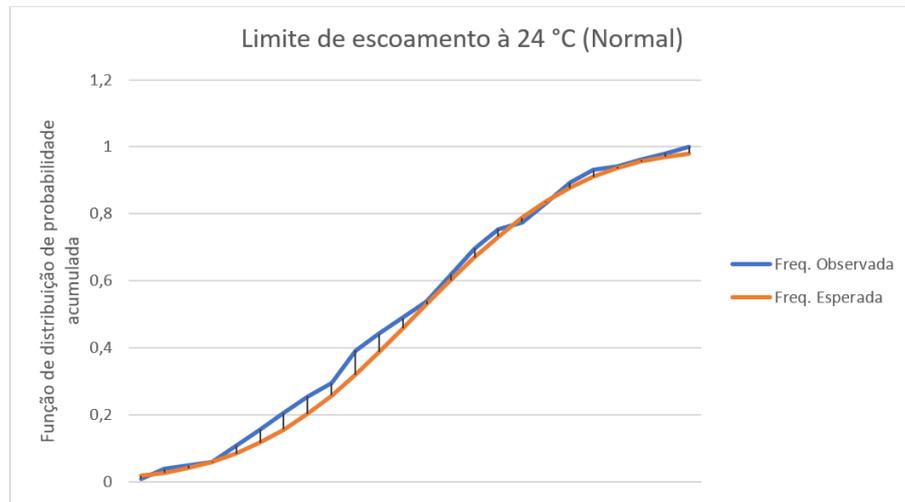
<b>Distribuição</b>	$D_n$	$D_{crit}$	$P_{valor}$
Normal	0,052	0,135	95,85%
Weibull	0,093	0,135	92,60%
Lognormal	0,051	0,135	95,93%

Para enriquecer ainda mais a compreensão dos dados, foram construídos gráficos para cada distribuição, tanto para os limites de escoamento quanto para os limites de resistência à tração, considerando as temperaturas de 24 °C e 350 °C. Esses gráficos proporcionam uma visualização mais clara da distribuição dos dados e da forma como cada distribuição probabilística se ajusta aos mesmos.

Ao observar os gráficos para cada distribuição, é possível identificar padrões e tendências que complementam os resultados quantitativos dos testes de aderência. Por exemplo, pode-se analisar a simetria e a forma das curvas de distribuição em relação aos dados observados, bem como verificar se existem discrepâncias significativas entre os valores previstos pelas distribuições e os valores reais.

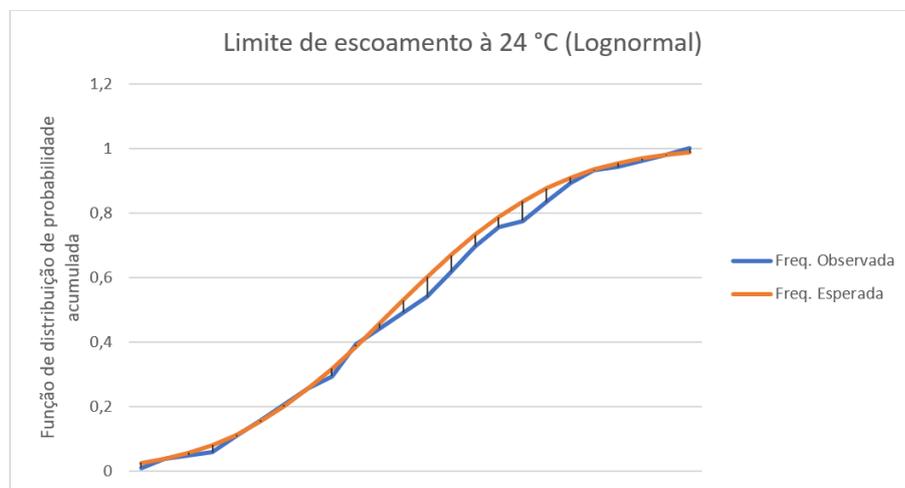
Além disso, os gráficos representados nas figura 20, 21 e 22 permitem uma comparação visual entre as diferentes distribuições probabilísticas, facilitando a identificação daquela que melhor se ajusta aos dados em estudo. Essa abordagem visual é complementar à análise estatística quantitativa proporcionada pelos testes de aderência, fornecendo uma perspectiva mais abrangente sobre a qualidade do ajuste de cada modelo probabilístico.

**Figura 20** - Gráfico comparando a frequência observada com a frequência esperada (distribuição Normal) para limite de escoamento à 24 °C.



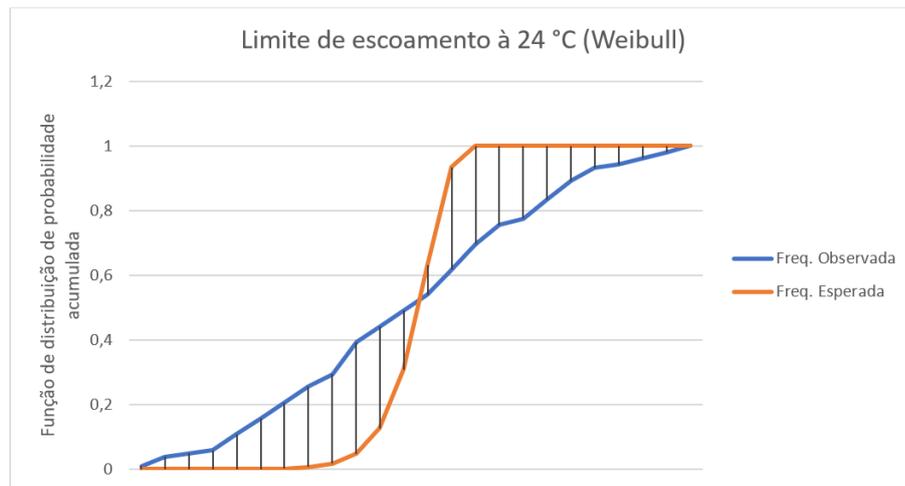
Fonte: Fonte: Autor

**Figura 21** - Gráfico comparando a frequência observada com a frequência esperada (distribuição Lognormal) para limite de escoamento à 24 °C.



Fonte: Fonte: Autor

**Figura 22** - Gráfico comparando a frequência observada com a frequência esperada (distribuição de Weibull) para limite de escoamento à 24 °C.



Fonte: Fonte: Autor

As linhas pretas verticais entre as curvas representam a máxima distância ( $D_n$ ) entre os pontos das curvas das frequências observada e esperada.

Os resultados do teste Kolmogorov-Smirnov para o limite de escoamento à 24 °C (Tabela 11) indicam que as distribuições Normal, Weibull e Lognormal são adequadas para modelar os dados, uma vez que o valor de  $D_n$  é menor que  $D_{crit}$  para todas elas.

Para o limite de escoamento à 350 °C (Tabela 12), as distribuições Normal e Lognormal parecem ser adequadas, enquanto a distribuição de Weibull não. Isso sugere que a temperatura pode ter um impacto significativo na adequação das distribuições.

Quanto ao limite de resistência à tração à 24 °C (Tabela 13), todas as distribuições, parecem ser adequadas.

Finalmente, para o limite de resistência à tração à 350 °C (Tabela 14), todas as distribuições parecem ser adequadas.

Após a análise dos resultados obtidos a partir dos testes Qui-quadrado e Kolmogorov-Smirnov, foi realizado o teste Anderson-Darling para reforçar a robustez da análise. Este teste adicional, conhecido por sua sensibilidade na detecção de desvios da hipótese nula, permite uma avaliação mais precisa da aderência das distribuições probabilísticas aos dados amostrais.

Os resultados do teste Anderson-Darling serão discutidos nas tabelas 15, 16, 17 e 18, complementando a análise atual e enriquecendo a compreensão sobre a distribuição dos dados em estudo. Esta análise adicional permitirá validar e reforçar as conclusões sobre a adequação das distribuições probabilísticas aos dados amostrais.

**Tabela 15** - Resultado do teste de aderência Anderson-Darling para limite de escoamento à 24 °C

<b>Distribuição</b>	$A^*$	$A_{crit}$	$P_{valor}$
Gaussiano	0,415	0,7520	67,81%
Weibull	23,06	0,7520	0,00%
Lognormal	1,850	0,7520	6,43%

**Tabela 16** - Resultado do teste de aderência Anderson-Darling para limite de escoamento à 350 °C

<b>Distribuição</b>	$A^*$	$A_{crit}$	$P_{valor}$
Gaussiano	0,903	0,7520	36,65%
Weibull	14,06	0,7520	0,00%
Lognormal	0,795	0,7520	42,66%

**Tabela 17** - Resultado do teste de aderência Anderson-Darling para limite de resistência à tração à 24 °C

<b>Distribuição</b>	$A^*$	$A_{crit}$	$P_{valor}$
Gaussiano	0,601	0,7520	54,78%
Weibull	10,24	0,7520	0,00%
Lognormal	0,609	0,7520	54,25%

**Tabela 18** - Resultado do teste de aderência Anderson-Darling para limite de resistência à tração à 350 °C

<b>Distribuição</b>	$A^*$	$A_{crit}$	$P_{valor}$
Gaussiano	0,234	0,7520	81,49%
Weibull	1,72	0,7520	0,00%
Lognormal	0,232	0,7520	81,65%

Os testes de aderência Qui-quadrado, o Kolmogorov-Smirnov e Anderson-Darling mostraram consistentemente que a distribuição Normal apresentou os maiores valores de  $P_{valor}$  em comparação com as outras distribuições consideradas (Weibull e Lognormal). Esses altos valores de  $P_{valor}$  indicam uma maior probabilidade de que a distribuição Normal seja adequada para modelar os dados amostrais.

Portanto, com base nos resultados dos testes estatísticos realizados, conclui-se que a distribuição Normal é a que melhor se ajusta aos dados dos limites de escoamento e resistência à tração da liga 690 TT à temperatura ambiente e elevada.

#### 4.1.4 Intervalos de confiança para a média

Após identificar a distribuição normal como sendo a que melhor se adequa aos dados experimentais, procedeu-se ao cálculo do nível de confiança para determinar se a média amostral ( $\bar{x}$ ) das propriedades mecânicas se encontra dentro dos limites estabelecidos pelas normas ASME SB-163 e ASME N-474.

A determinação do intervalo de confiança depende do tamanho da amostra, do desvio padrão e do nível de confiança desejado para o intervalo. Em situações onde se conhece o tamanho da amostra e um intervalo específico, calcula-se o nível de confiança para um determinado intervalo conhecido. Como os intervalos são conhecidos, ou pelo menos o limite inferior (na maioria dos casos), é possível obter o nível de confiança ( $\alpha$ ) com base nesses dados.

Em intervalos de confiança que consideram valores práticos de propriedades mecânicas, obteve-se níveis de confiança muito baixos, tão baixos a ponto de não constarem em uma tabela da distribuição Normal-padrão. Para entender melhor o que estava ocorrendo, optou-se por utilizar outra abordagem para saber com qual nível de confiança a média amostral se encontra dentro dos intervalos estabelecidos.

Nessa nova abordagem, foram considerados os valores de 90%, 95% e 99% como níveis de confiança para a obtenção de um intervalo a ser analisado. Os resultados dos cálculos sugerem os intervalos apresentados nas Tabelas 19, 20, 21 e 22.

**Tabela 19** - Intervalos de confiança para média (limite de escoamento à 24 °C).

Nível de confiança	Limite de escoamento (MPa)	Amplitude (MPa)
90%	$311,68 < \mu < 313,48$	1,79
95%	$311,51 < \mu < 313,65$	2,14
99%	$311,17 < \mu < 313,99$	2,82

**Tabela 20** - Intervalo de confiança para média (limite de escoamento à 350 °C).

Nível de confiança	Limite de escoamento (MPa)	Amplitude (MPa)
90%	$235,47 < \mu < 237,64$	2,17
95%	$235,27 < \mu < 237,85$	2,58
99%	$234,86 < \mu < 238,26$	3,40

**Tabela 21** - Intervalos de confiança para média (limite de resistência à tração à 24 °C).

Nível de confiança	Limite de resistência à tração (MPa)	Amplitude (MPa)
90%	$694,18 < \mu < 697,14$	2,96
95%	$693,90 < \mu < 697,42$	3,52
99%	$693,34 < \mu < 697,98$	4,64

**Tabela 22** - Intervalos de confiança para limite de resistência à tração à 350 °C.

Nível de confiança	Limite de resistência à tração (MPa)	Amplitude (MPa)
90%	$575,08 < \mu < 578,37$	3,29
95%	$574,76 < \mu < 578,69$	3,93
99%	$574,15 < \mu < 579,30$	5,15

Os resultados obtidos para os intervalos de confiança das propriedades mecânicas, como o limite de escoamento e a resistência à tração em diferentes temperaturas, oferecem percepções valiosas sobre a precisão das estimativas das médias amostrais. Esses intervalos de confiança foram calculados para validar todos os cálculos realizados acerca da caracterização estatística das propriedades mecânicas da liga 690 TT. Abaixo cada tabela será analisada individualmente.

Na Tabela 19, ao examinar o limite de escoamento a 24 °C, observa-se que para um nível de confiança de 90%, o intervalo de 311,68 a 313,48 MPa sugere que a verdadeira média ( $\mu$ ) está contida neste intervalo, com uma amplitude de 1,79 MPa. Aumentando o nível de confiança para 95% e 99%, é visível que o intervalo se expande para 311,51 a 313,65 MPa e 311,17 a 313,99 MPa, respectivamente. Esta expansão do intervalo é esperada, pois quanto maior o nível de confiança desejado, maior será a amplitude do intervalo estimado.

Ao examinar a Tabela 20, que se refere ao limite de escoamento a 350 °C, observa-se resultados semelhantes. Para um nível de confiança de 90%, o intervalo de 235,47 a 237,64 MPa indica uma faixa na qual a verdadeira média ( $\mu$ ) provavelmente se encontra, com uma amplitude de 2,17 MPa. Este intervalo se expande para 235,27 a 237,85 MPa para um nível de confiança de 95%, e para 234,86 a 238,26 MPa para um nível de confiança de 99%.

De maneira análoga, ao analisar a Tabela 21, que se refere ao limite de resistência à tração a 24 °C, notamos que os intervalos de confiança de 90%, 95% e 99% seguem o padrão anterior, com amplitudes de 2,96 MPa, 3,52 MPa e 4,64 MPa, respectivamente.

Por fim, na Tabela 22, que se refere ao limite de resistência à tração a 350 °C, os resultados seguem a mesma tendência, onde os intervalos de confiança se ampliam à medida que se aumenta o nível de confiança desejado, indicando uma maior incerteza associada às estimativas com níveis de confiança mais elevados.

Os resultados apresentados fornecem uma compreensão elucidativa sobre a variação das estimativas da média amostral em função do nível de confiança selecionado. É imperativo considerar tais intervalos na interpretação dos dados, uma vez que eles não somente sugerem a localização provável da verdadeira média, mas também a confiabilidade dessas estimativas em conformidade com contextos normativos, exemplificados pela norma ASME SB-163. Essas informações são vitais para assegurar a conformidade dos materiais com os requisitos de engenharia exigidos.

#### 4.1.5 Teste de hipóteses

No contexto da engenharia, frequentemente se faz necessário avaliar a validade de uma conjectura relativa a um parâmetro estatístico. Este estudo conduziu um teste de hipóteses para a média amostral. O teste de hipóteses possibilita determinar se deve ser descartada a suposição de que a média amostral das propriedades mecânicas atende ao critério definido por uma norma técnica específica (MONTGOMERY, 2002).

Considerando que os dados experimentais das propriedades mecânicas do 690 TT se ajustam a uma distribuição Normal, aplicou-se o teste estatístico ( $Z_0$ ) para calcular a probabilidade de ocorrência de um valor específico nas amostras analisadas do material. Esta probabilidade é confrontada com um valor de significância ( $\alpha$ ) estabelecido previamente, para julgar a rejeição ou não da hipótese nula. Comumente, adota-se ( $\alpha = 0.05$ ). Neste estudo, o valor observado de ( $Z_0$ ), derivado dos parâmetros dos dados experimentais, é confrontado com os valores críticos ( $Z_\alpha$ ), que consideram o nível de significância.

Duas hipóteses são propostas: uma hipótese nula ( $H_0$ ) e uma alternativa ( $H_1$ ), referentes à média amostral dos limites de escoamento e resistência à tração, às temperaturas de 24 °C e 350 °C, visando verificar se esses valores superam um limiar mínimo preconizado pela norma técnica. As hipóteses são expressas da seguinte maneira:

$$\begin{cases} H_0 : \mu = \mu_0, \\ H_1 : \mu > \mu_0. \end{cases}$$

onde  $\mu_0$  representa o valor presumido correto para a propriedade mecânica em questão.

Os resultados apresentados na Tabela 23 indicam os valores do teste estatístico. Visto que os valores de ( $Z_0$ ) excedem o valor crítico ( $Z_{0.05} = 1.645$ ), conclui-se pela rejeição da hipótese nula para todas as propriedades mecânicas examinadas. Assim sendo, existe substancial evidência estatística para afirmar que as médias amostrais dos limites de escoamento e resistência à tração do 690 TT ultrapassam os valores mínimos determinados pela norma técnica.

**Tabela 23** - Resultados da estatística de teste para a média amostral

Propriedade mecânica	24 °C	350 °C
Limite de escoamento	66,92	32,84
Limite de resistência à tração	122,38	46,91

## 4.2 Método da Carga Limite

Na condução de uma avaliação probabilística da integridade estrutural dos tubos do Gerador de Vapor (GV), é imperativo considerar um espectro abrangente de incertezas. Essas incertezas podem emanar de uma variedade de fontes, incluindo, mas não se limitando a, variáveis geométricas, propriedades dos materiais e resultados experimentais. Tais variáveis são intrínsecas ao critério da carga limite e desempenham um papel crucial na determinação da confiabilidade estrutural.

Ao incorporar essas incertezas no processo de avaliação, busca-se assegurar que a integridade estrutural de um tubo do GV, mesmo na presença de trincas, seja mantida. Isso é alcançado garantindo que a probabilidade de falha sob condições de pressão que levariam ao colapso seja extremamente reduzida. De acordo com as diretrizes estabelecidas pelo Electric Power Research Institute (EPRI) em 2001, a probabilidade acumulada de falha por colapso em um tubo do GV que contenha trincas não deve exceder o limiar de 5%.

É importante ressaltar que a metodologia empregada para a quantificação dessa probabilidade deve ser rigorosa e baseada em modelos estatísticos robustos. A aplicação de tais modelos permite uma análise detalhada das implicações das incertezas mencionadas e facilita a tomada de decisões informadas com relação à gestão da integridade dos tubos do GV.

Os tubos do Gerador de Vapor (GV) estão inerentemente expostos a um fenômeno conhecido como trincamento por corrosão sob tensão. Este processo é caracterizado pela formação de trincas axiais com penetração parcial ou passantes e se manifestam predominantemente na superfície externa dos tubos. A presença dessas trincas é uma preocupação significativa, pois pode comprometer a integridade estrutural dos componentes e, por extensão, do sistema como um todo.

A gênese e a progressão dessas trincas estão intimamente ligadas às condições operacionais às quais os tubos do GV são submetidos, bem como às suas características geométricas. Para uma análise precisa do estado atual e potencial de degradação dos tubos, é essencial dispor de dados geométricos detalhados e compreender plenamente o ambiente operacional. Essas informações são cruciais para o desenvolvimento de modelos preditivos confiáveis e para a implementação de estratégias proativas de manutenção.

Informações pertinentes sobre as dimensões dos tubos, bem como as condições sob as quais operam estão apresentados na Tabela 24.

**Tabela 24** - Geometria e condição operacional dos tubos do GV

$R_i$ (mm)	$t$ (mm)	$p_B$ (MPa)
8,4327	1,0923	28,26

A detecção de trincas nos tubos do Gerador de Vapor (GV) é um processo crítico que ocorre durante as inspeções não destrutivas, as quais são rotineiramente realizadas em in-

tervalos programados de manutenção das usinas nucleares. O objetivo dessas inspeções é identificar e avaliar quaisquer defeitos ou irregularidades que possam comprometer a operação segura da usina.

Uma das técnicas mais prevalentes empregadas para essa finalidade é o Teste de Correntes Parasitas (*Eddy Current Test* - ECT), que se destaca por sua eficácia na detecção de descontinuidades superficiais, como trincas axiais. O ECT é uma metodologia não invasiva que permite uma avaliação detalhada da integridade dos tubos sem causar danos ou alterações em sua estrutura.

Os dados estatísticos sobre as incertezas nas variáveis  $h$ ,  $L$  e  $\varphi$  são mostrados na Tabela 25 (MANESCHY, 2014). As incertezas nas variáveis  $h$  e  $L$  são provenientes da inspeção em tubos do gerador de vapor de uma usina nuclear pela técnica ECT, e a incerteza em  $\varphi$  é devida ao modelo matemático do critério da carga limite. Todas essas incertezas são representadas pela distribuição Normal. A pressão aplicada é levada em conta como um valor determinístico.

**Tabela 25** - Dados estatísticos das variáveis  $h$ ,  $L$  e  $\varphi$

Variável	Média	Desvio padrão
$h(\%TW)$	$0,01h_{ECT}$	11,0
$L(mm)$	$L_{ECT}$	2,54
$\phi$	1,104	0,0705

Neste trabalho, as incertezas nos limites de escoamento e resistência à tração são representadas pelas distribuições Normal, Lognormal e Weibull. Os dados estatísticos sobre essas incertezas foram obtidos utilizando o método da Máxima Verossimilhança e são apresentados na Tabela 26.

Tabela 26 - Parâmetros estatísticos das variáveis  $S_y$  e  $S_u$ 

Variável	Distribuição	Parâmetros estatísticos (MPa)	
		24 °C	350 °C
$S_y$	Normal	$\mu_{S_y} = 312,58$ MPa $\sigma_{S_y} = 5,52$ MPa	$\mu_{S_y} = 236,56$ MPa $\sigma_{S_y} = 6,63$ MPa
	Lognormal	$\mu_0 = 5,74$ MPa $\sigma_0 = 0,018$ MPa	$\mu_0 = 5,47$ MPa $\sigma_0 = 0,028$ MPa
	Weibull	$m = 68,60$ MPa $\theta = 315,12$ MPa	$m = 43,26$ MPa $\theta = 239,63$ MPa
$S_u$	Normal	$\mu_{S_u} = 695,66$ MPa $\sigma_{S_u} = 9,05$ MPa	$\mu_{S_u} = 576,73$ MPa $\sigma_{S_u} = 21,73$ MPa
	Lognormal	$\mu_0 = 6,54$ MPa $\sigma_0 = 0,013$ MPa	$\mu_0 = 6,36$ MPa $\sigma_0 = 0,017$ MPa
	Weibull	$m = 92,76$ MPa $\theta = 699,94$ MPa	$m = 70,35$ MPa $\theta = 581,36$ MPa

#### 4.2.1 Curva limite: trincas do tipo axial

A avaliação determinística da integridade estrutural para trincas do tipo axial é realizada por meio de uma curva sob limite estrutural (SL), que é uma ferramenta que permite avaliar a resistência residual de uma estrutura que contém uma trinca ou um defeito. A curva SL é traçada em um diagrama onde a profundidade relativa da trinca e o comprimento da trinca são as coordenadas. A curva SL representa o limite entre as regiões onde a estrutura pode suportar ou não a carga aplicada, considerando um critério de falha adequado (MANESCHY, 2014).

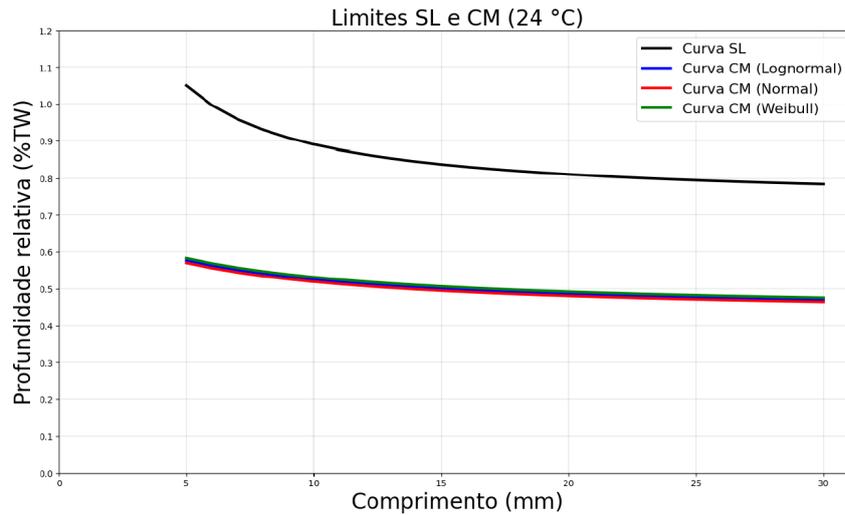
Conforme descrito neste trabalho, a curva de limite estrutural pode ser traçada considerando as incertezas nas diversas variáveis presentes no critério da carga limite. Essa nova curva é chamada de curva sob condição de como encontrado (CM) (MANESCHY, 2014).

A curva de limite estrutural também pode ser modificada para incluir o termo do crescimento do defeito para um intervalo específico de tempo. Esse termo leva em conta as médias das variações no comprimento e profundidade da trinca e dos correspondentes desvios padrões. Essa nova curva é chamada de curva da avaliação operacional (OA). A curva OA representa o nível máximo de carga que a estrutura pode suportar sem atingir o estado limite último durante o período considerado, nesse caso de adotado como um ano (MANESCHY, 2014).

Nas Figuras 23 e 24, são exibidas as curvas de limite estrutural (SL) e de limite CM, elaboradas sob as premissas das distribuições probabilísticas Normal, Lognormal e Weibull para as temperaturas ambiente e elevada. A distribuição Normal resultou em uma curva CM mais conservadora do que a curva SL, revelando-se como a mais apropriada para a modelagem dos

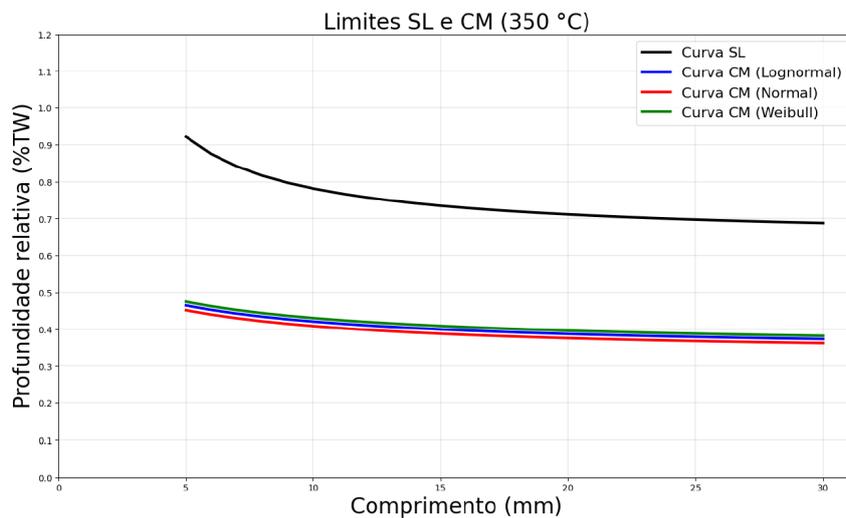
dados relativos às propriedades mecânicas da liga 690 TT, bem como aos dados concernentes às trincas. Em virtude disso, decidiu-se dar continuidade ao estudo com o emprego exclusivo da curva limite CM fundamentado na distribuição Normal. As curvas CM foram estabelecidas empregando um método simplificado, o qual leva em consideração as incertezas inerentes às diversas variáveis que compõem o critério LL.

**Figura 23** - Curvas SL e CM para as distribuições de probabilidade à 24 °C.



Fonte: Autor

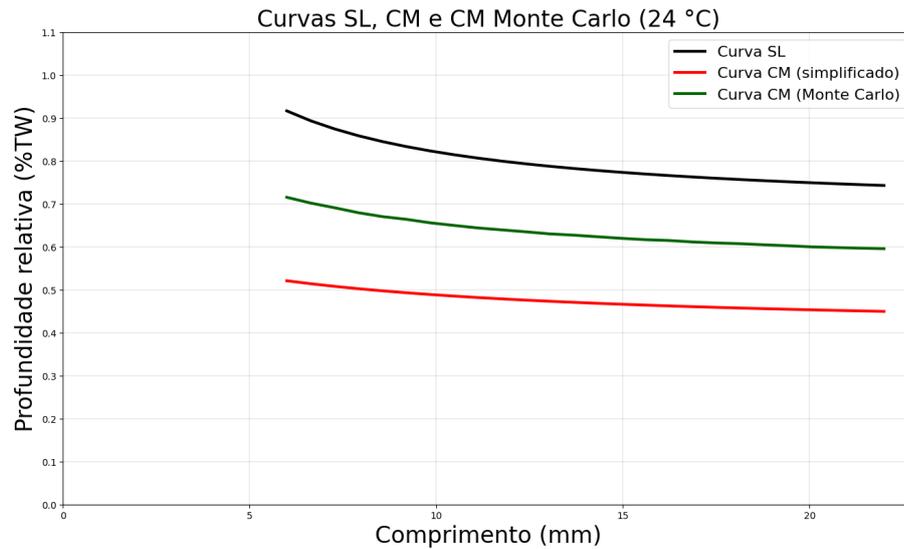
**Figura 24** - Curvas SL e CM para as distribuições de probabilidade à 350 °C.



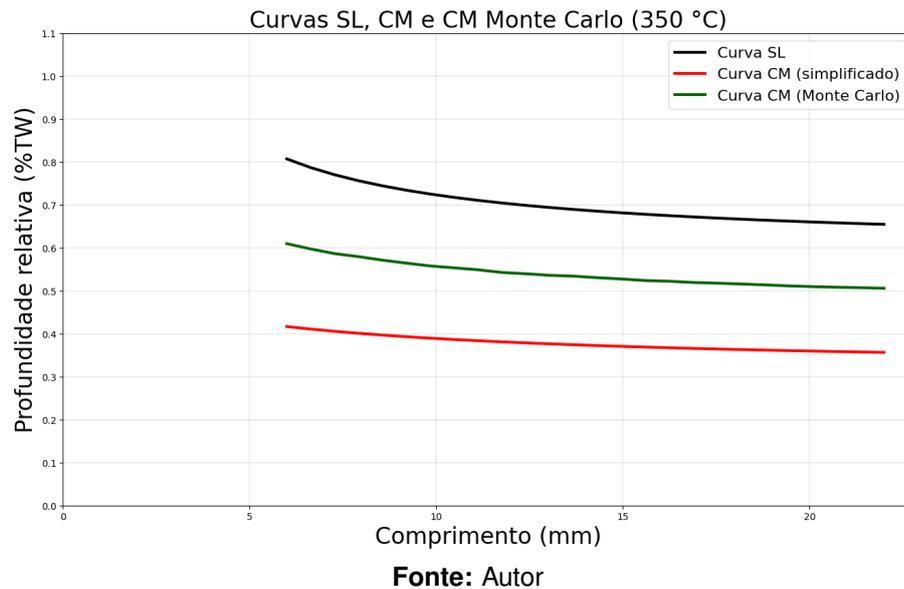
Fonte: Autor

Em seguida, realizou-se uma simulação Monte Carlo com base na distribuição Normal para traçar as curvas CM para as temperaturas ambiente e elevada. Nas Figuras 25 e 26, apresentam-se as curvas SL, CM (simplificado) e CM (Monte Carlo) para ambas as temperaturas descritas. A simulação Monte Carlo foi implementada de modo que para cada valor de comprimento fossem realizadas 10.000 simulações por ponto de profundidade relativa.

**Figura 25** - Curvas SL, CM (simplificado) e CM (Monte Carlo) à 24 °C.



**Figura 26** - Curvas SL, CM (simplificado) e CM (Monte Carlo) à 350 °C.

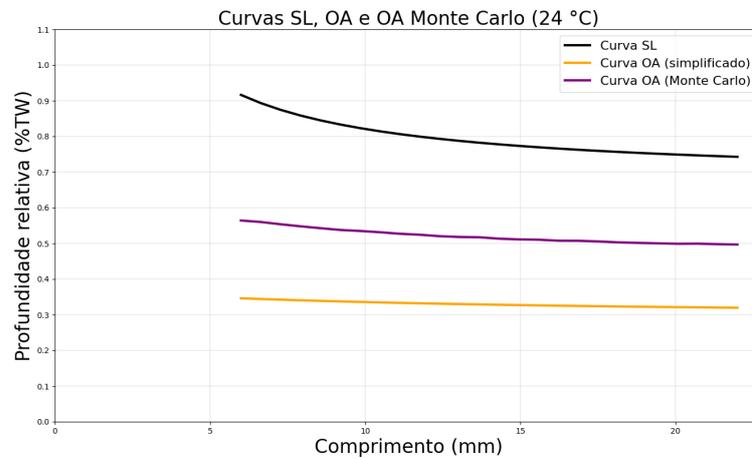


Nas Figuras 27 e 28, mostram-se as curvas SL, OA (simplificado) e OA (Monte Carlo) para às temperaturas ambiente e elevada.

As curvas CM e OA utilizando a simulação Monte Carlo são considerados os mais realistas porque essa técnica permite a incorporação de incertezas associadas às variáveis do modelo. Ela permite a modelagem de fenômenos complexos e incertos, fornecendo uma distribuição de possíveis resultados (ROBERT; CASELLA, 2004).

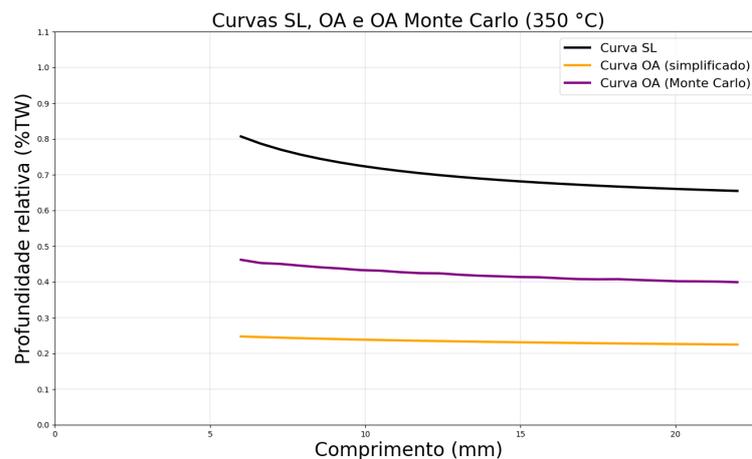
A simulação Monte Carlo permite considerar as incertezas nas propriedades mecânicas da liga 690 TT, nas características das trincas e no crescimento do defeito ao longo do tempo. Isso resulta em uma representação mais realista e robusta da integridade estrutural dos tubos.

**Figura 27** - Curvas SL, CM (simplificado) e CM (Monte Carlo) à 24 °C.



Fonte: Autor

**Figura 28** - Curvas SL, CM (simplificado) e CM (Monte Carlo) à 350 °C.



Fonte: Autor

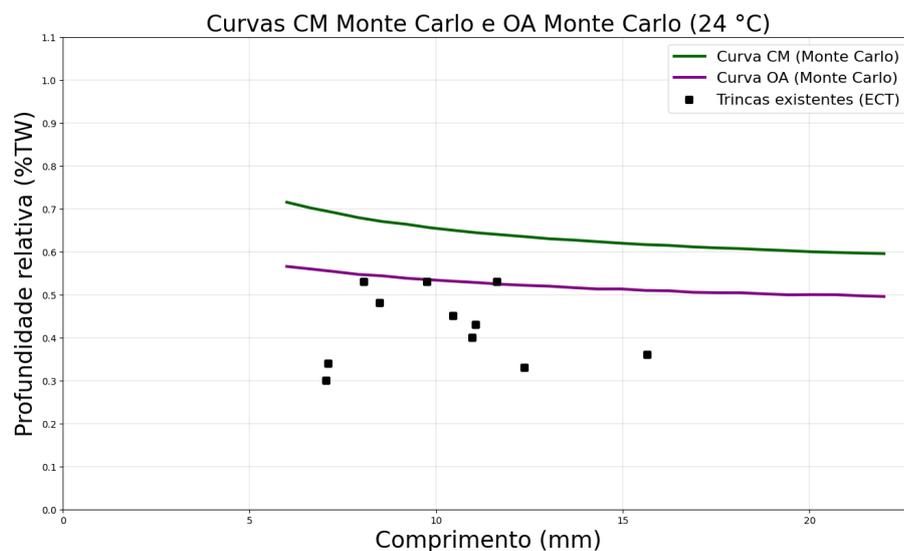
Nas Figuras 29 e 30, mostram-se os resultados das simulações Monte Carlo com base na distribuição Normal para as curvas CM e OA. Esses resultados fornecem uma visão mais precisa da avaliação da integridade estrutural dos tubos, levando em conta as incertezas inerentes ao processo. Em adição, os pontos que representam as trincas (Tabela 27) também apresentam a severidade das trincas nos tubos.

Relatórios gerados a partir de inspeções em tubos do gerador de vapor de uma usina nuclear, obtidos pelo ECT são fundamentais para documentar e analisar as condições dos tubos do GV. Um desses relatórios pode ser observado na Tabela 27, que detalha as trincas axiais (AXI) localizadas no lado externo (OD) dos tubos. Essa tabela não apenas fornece uma visão clara da extensão e da severidade das trincas detectadas, mas também serve como um registro essencial para futuras referências e comparações durante inspeções subsequentes.

Tabela 27 - Trincas detectadas pela técnica de ECT

Usina nuclear PWR						Tamanho de trinca	
GV	Fila	Coluna	Local	Origem	Tipo	$L_{ECT}$ (mm)	$h_{ECT}$ (% TW)
2	10	9	01H	OD	AXI	8,49	48
2	21	32	01H	OD	AXI	11,05	43
2	10	45	01H	OD	AXI	15,66	36
2	46	49	01H	OD	AXI	8,06	53
2	40	52	01H	OD	AXI	12,36	33
2	8	60	01H	OD	AXI	9,76	53
2	47	60	01H	OD	AXI	11,63	53
2	40	63	01H	OD	AXI	7,05	30
2	46	63	01H	OD	AXI	10,97	40
2	8	76	01H	OD	AXI	10,45	45
2	10	80	01H	OD	AXI	7,10	34

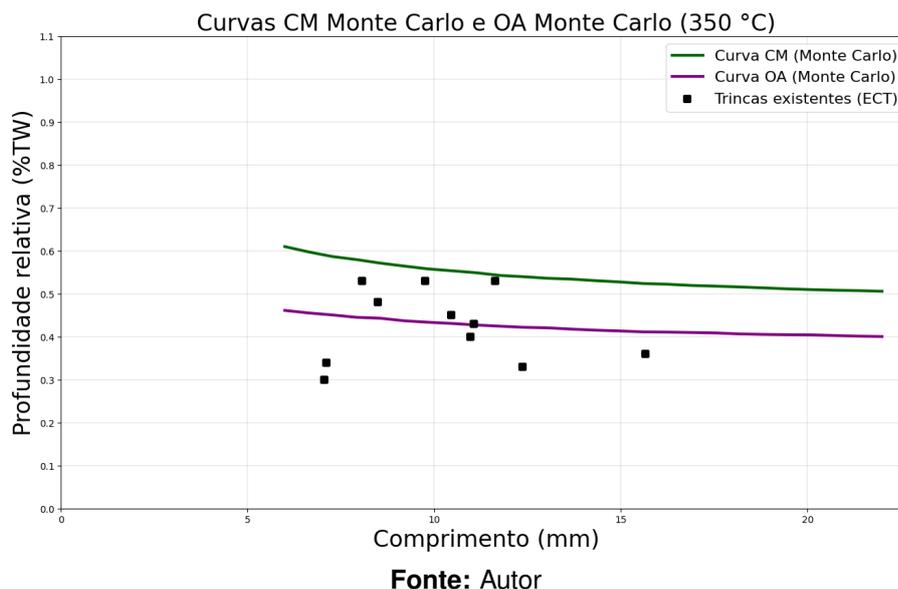
Figura 29 - Curvas SL, CM (simplificado) e CM (Monte Carlo) à 24 °C.



A capacidade dos metais de se deformar, conhecida como plasticidade, é geralmente atribuída ao movimento de discordâncias na estrutura cristalina e à translocação dos limites dos grãos. Com o aumento da temperatura, esses movimentos se intensificam, facilitando a superação de obstáculos pelas discordâncias. Isso resulta em uma diminuição na capacidade do metal de endurecer e uma expansão na região plástica. É comum que a resistência e o módulo de elasticidade do metal ou da liga diminuam, enquanto a ductilidade aumenta quando a temperatura do teste ultrapassa a temperatura ambiente (SOUZA, 1982; DIETER, 1961)

Isso pode ser um dos motivos para a redução das propriedades mecânicas da liga 690

**Figura 30 -** Curvas SL, CM (simplificado) e CM (Monte Carlo) à 350 °C.



TT com o aumento da temperatura, o que reduz a pressão de colapso à temperatura elevada (350 °C), como mostrado na Figura 30.

#### 4.2.2 Probabilidade de falha para um conjunto de trincas axiais

Para calcular a probabilidade de falha levando em consideração os critérios estabelecidos pela Electric Power Research Institute (EPRI) para trincas do tipo axial externa (AXI OD), utilizou-se o método Monte Carlo. Este método é amplamente reconhecido por sua eficácia na avaliação de incertezas e na simulação de processos complexos, sendo particularmente adequado para análises de confiabilidade estrutural (EPRI, 2015; HUA et al., 2011).

Inicialmente, foi calculada a probabilidade de falha para cada trinca detectada, utilizando como base as curvas CM e OA, uma vez que estas incorporam incertezas que não estão presentes no método de limite estrutural (SL). Este cálculo foi realizado para duas condições de temperatura distintas: a temperatura ambiente, fixada em 24 °C, e uma temperatura elevada, fixada em 350 °C. O conjunto de trincas utilizado para esses cálculos é o mesmo empregado na construção das curvas de limite estrutural. Este conjunto foi selecionado de maneira a garantir a representatividade estatística e a relevância prática dos resultados obtidos.

Os resultados detalhados dessas simulações, incluindo as probabilidades de falha calculadas para cada trinca em ambas as condições de temperatura, estão apresentados nas Tabelas 28 e 29.

Essa validação é crucial para assegurar a precisão e a confiabilidade dos métodos empregados na análise de risco e na tomada de decisões relacionadas à integridade estrutural. Ao demonstrar que os resultados da simulação Monte Carlo estão alinhados com os obtidos por

**Tabela 28** - Tabela 1. Probabilidade de falha para trincas do tipo axial à temperatura ambiente

Fila	Coluna	Profundidade relativa (%)	Probabilidade de falha - CM (%)	Probabilidade de falha - OA (%)
10	9	0,48	0,00	0,00
21	32	0,43	0,00	0,00
10	45	0,36	0,00	0,00
46	49	0,53	0,00	1,44
40	52	0,33	0,00	0,00
8	60	0,53	0,00	2,84
47	60	0,53	0,00	3,82
40	63	0,30	0,00	0,00
46	63	0,40	0,00	0,00
8	76	0,45	0,00	0,00
10	80	0,34	0,00	0,00

**Tabela 29** - Tabela 2. Probabilidade de falha para trincas do tipo axial à temperatura elevada

Fila	Coluna	Profundidade relativa (%)	Probabilidade de falha - CM (%)	Probabilidade de falha - OA (%)
10	9	0,48	0,00	23,18
21	32	0,43	0,00	4,27
10	45	0,36	0,00	0,00
46	49	0,53	0,01	62,68
40	52	0,33	0,00	0,00
8	60	0,53	0,73	70,49
47	60	0,53	3,67	77,33
40	63	0,30	0,00	0,00
46	63	0,40	0,00	0,11
8	76	0,45	0,00	10,60
10	80	0,34	0,00	0,00

métodos tradicionais como as curvas de limite estrutural, reforça-se a robustez da abordagem adotada e a confiança nos resultados obtidos. Essa concordância também sugere que as previsões de falha são confiáveis e podem ser utilizadas para orientar estratégias de manutenção preventiva e otimização do desempenho operacional de componentes críticos.

Uma vez que os resultados da avaliação da confiabilidade estrutural foram validados, foi realizado o cálculo da probabilidade de falha por tubo do conjunto de trincas detectadas, levando em consideração todas as trincas externas do tipo axial (AXI OD). O resultado dessa avaliação pode ser encontrado na Tabela 30.

**Tabela 30** - Probabilidade de falha por tubo do conjunto de trincas externas do tipo axial para temperatura ambiente e elevada

<b>Temperatura (°C)</b>	<b>Probabilidade de falha (%)</b>
24	0,00
350	0,03

#### **4.2.3 Curva limite: trincas do tipo circunferencial**

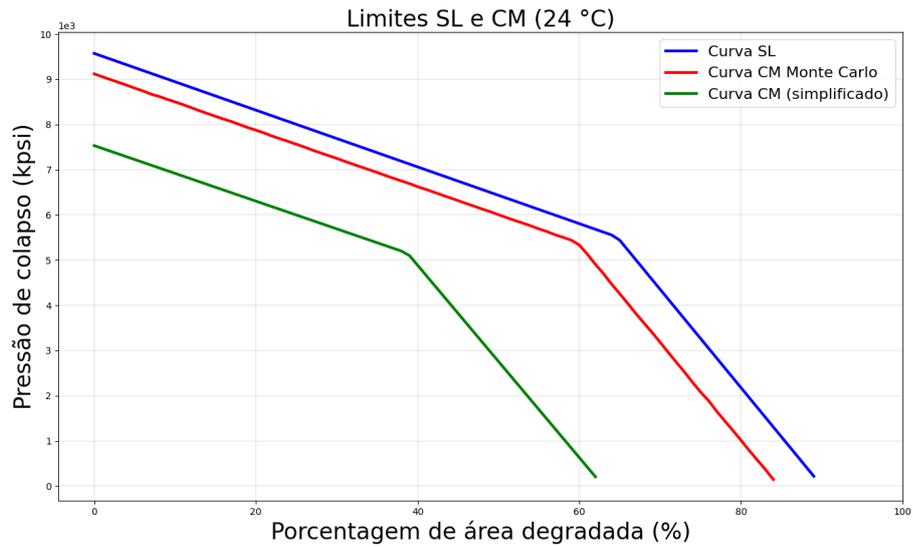
Utilizando a mesma metodologia empregada na análise das trincas detectadas do tipo axial e as mesmas variáveis aleatórias, também foi realizada uma análise para trincas detectadas do tipo circunferencial.

As trincas do tipo circunferencial são uma categoria crítica de defeitos que podem ocorrer em diferentes componentes e estruturas industriais. A compreensão completa de seu comportamento é essencial para garantir a segurança, a integridade e o desempenho dos elementos estruturais. Ao investigar a evolução das trincas do tipo circunferencial, pode-se desenvolver estratégias preventivas mais eficazes e tomar decisões fundamentadas em relação à operação contínua dos elementos estruturais.

Seguindo o que já foi feito para as trincas do tipo axial, foram construídas curvas SL, CM e OA para trincas do tipo circunferencial. Essas curvas fornecem uma visão abrangente do comportamento desses defeitos, permitindo identificar padrões e tendências que podem ser cruciais para a prevenção de falhas catastróficas e para a otimização do ciclo de vida dos tubos do gerador de vapor.

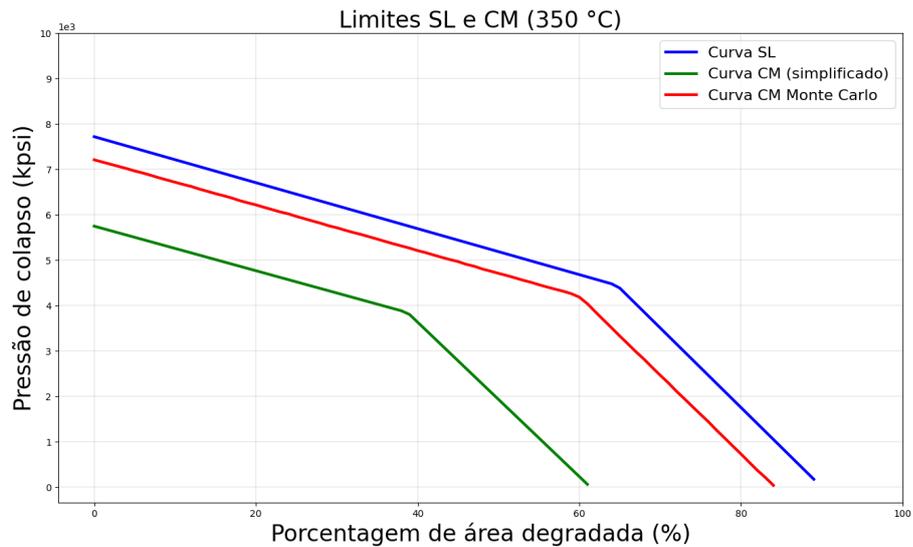
A Figura 31 mostra a relação entre a pressão de colapso e a porcentagem de área degradada (PDA) por meio das curvas SL, CM (simplificado) e CM (Monte Carlo) para a liga 690 TT à temperatura ambiente (24 °C). E a Figura 32 mostra a relação à temperatura elevada (350 °C).

**Figura 31** - Curvas SL, CM (simplificado) e CM (Monte Carlo) à 24 °C.



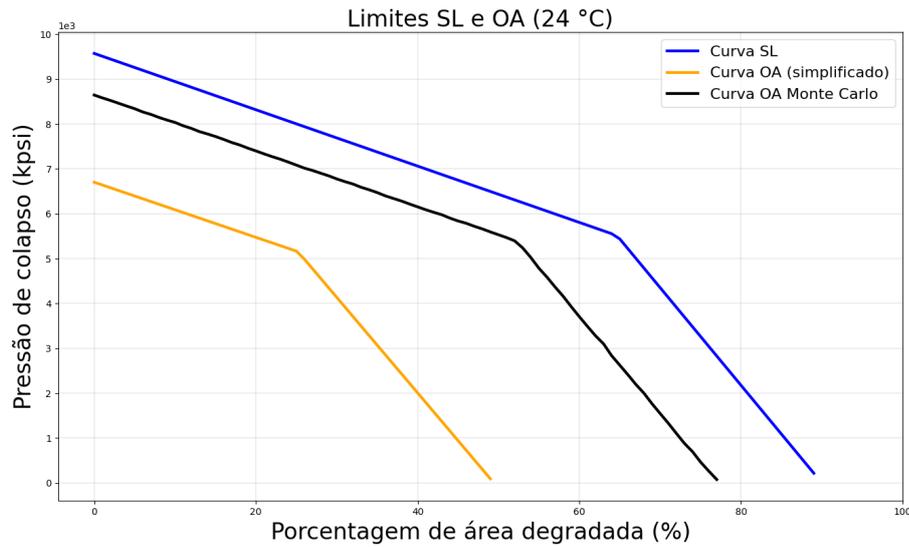
Fonte: Autor

**Figura 32** - Curvas SL, CM (simplificado) e CM (Monte Carlo) à 350 °C.

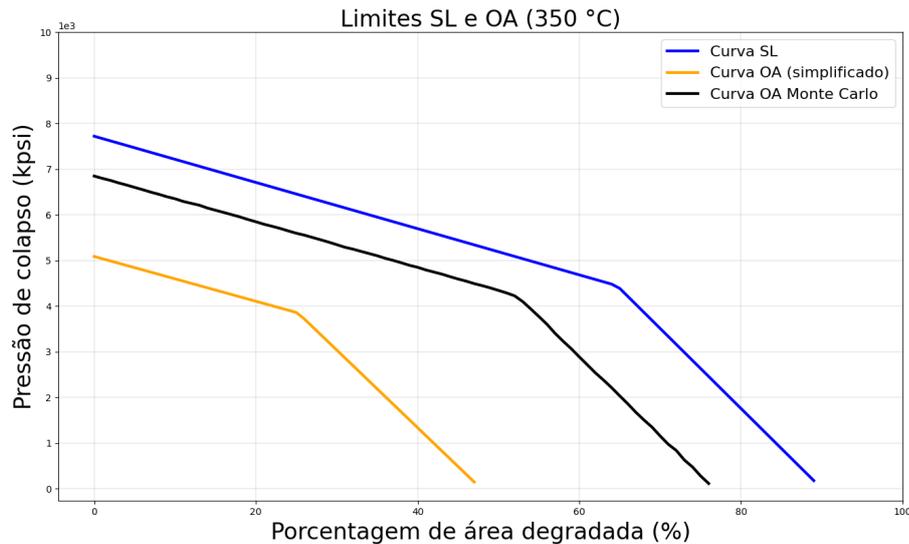


Fonte: Autor

Em seguida foi construído o gráfico que mostra as curvas SL, OA (simplificado) e (OA Monte Carlo) para a liga 690 TT às temperaturas de 24 °C e 350 °C, que estão apresentadas nas Figuras 33 e 34 respectivamente.

**Figura 33** - Curvas SL, OA (simplificado) e OA (Monte Carlo) à 24 °C.

Fonte: Autor

**Figura 34** - Curvas SL, OA (simplificado) e OA (Monte Carlo) à 24 °C.

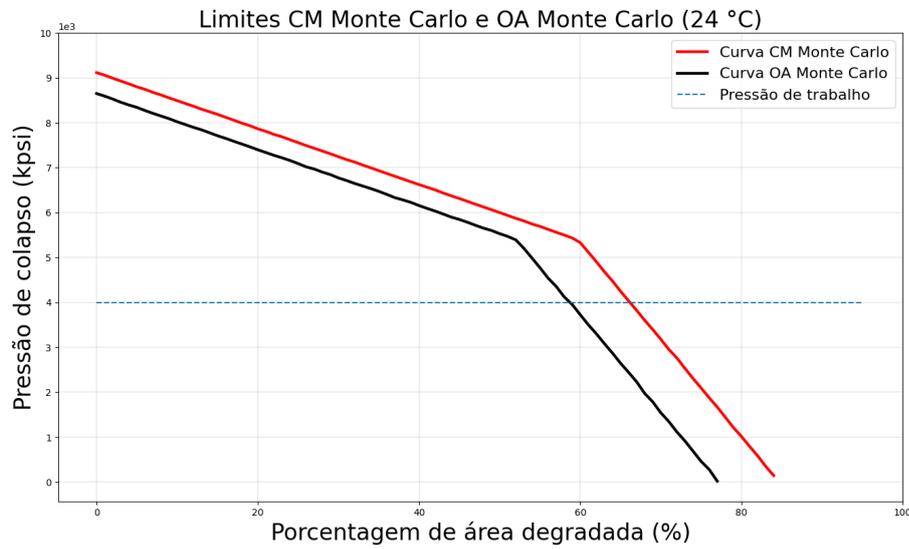
Fonte: Autor

Foi utilizada uma pressão de trabalho de 27,5 kPa para traçar uma linha que define o limite máximo admissível da porcentagem de área degradada das trincas. Esse limite foi determinado com base nas curvas geradas. Como discutido anteriormente, a simulação Monte Carlo proporciona maior acurácia na representação dos limites estruturais, pois considera um número maior de amostras, obtidas por meio de dados gerados aleatoriamente.

Neste estudo, serão utilizadas as curvas CM (Monte Carlo) e OA (Monte Carlo) para realizar a análise das trincas do tipo circunferencial, assim como foi feito para as trincas do tipo axial. As Figuras 35 e 36 mostram a linha de pressão de trabalho traçada sobre as curvas CM (Monte Carlo) e OA (Monte Carlo), aplicadas à liga 690 TT, considerando tanto a temperatura

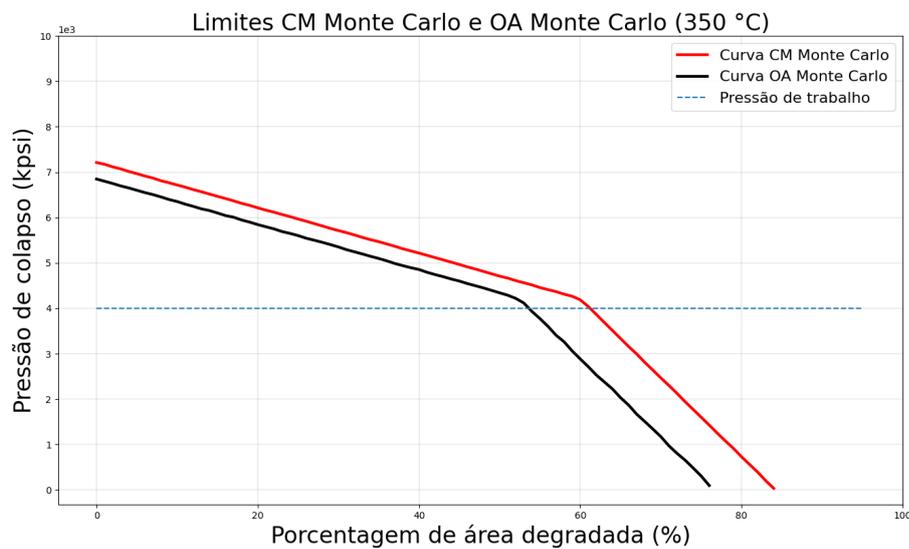
ambiente quanto a temperatura elevada.

**Figura 35** - Curvas SL, OA (simplificado) e OA (Monte Carlo) à 24 °C.



Fonte: Autor

**Figura 36** - Curvas SL, OA (simplificado) e OA (Monte Carlo) à 24 °C.



Fonte: Autor

#### 4.3 Probabilidade de falha para um conjunto de trincas circunferenciais

Foi feita uma análise da probabilidade de falha para cada trinca apresentada na Tabela 27 do tipo circunferencial, com base nos métodos nas curvas CM e OA. Esses métodos incorporam incertezas que não estão presentes com a condição de limite estrutural (SL). O cálculo foi

realizado considerando duas condições de temperatura, ambiente (24 °C) e elevada (350 °C). Os resultados detalhados dessas simulações, incluindo as probabilidades de falha calculadas para cada trinca em ambas as condições de temperatura, estão apresentados nas Tabelas 31 e 32.

Os resultados das probabilidades de falha foram confirmados por meio da comparação com os resultados obtidos na avaliação utilizando as curvas de limite estrutural. A consistência entre as probabilidades de falha calculadas para cada trinca detectada e os resultados da análise das curvas de limite estrutural indica que a avaliação da confiabilidade estrutural está em conformidade com as expectativas teóricas e práticas estabelecidas.

**Tabela 31** - Probabilidades de falha para diferentes trincas e condições de cálculo à temperatura ambiente

<b>Fila</b>	<b>Coluna</b>	<b>Porcentagem de área degradada (PDA) (%)</b>	<b>Probabilidade de falha CM (%)</b>	<b>Probabilidade de falha OA (%)</b>
48	30	0,1059	0	0
48	30	0,0948	0	0
20	40	0,2088	0	0
20	40	0,2825	0	0
42	44	0,1107	0	0
42	44	0,096	0	0
41	82	0,1487	0	0
41	82	0,133	0	0
34	21	0,1509	0	0
34	21	0,0635	0	0
34	21	0,0995	0	0
34	21	0,1121	0	0
19	22	0,13	0	0
43	26	0,0718	0	0
43	26	0,2127	0	0
27	28	0,2645	0	0
27	28	0,1429	0	0
27	28	0,3108	0	0
47	30	0,2406	0	0
30	32	0,1465	0	0
46	62	0,1838	0	0
43	66	0,2317	0	0

*Continua na próxima página*

Tabela 31 - Continuação da Tabela 31

<b>Fila</b>	<b>Coluna</b>	<b>Porcentagem de área degradada (PDA) (%)</b>	<b>Probabilidade de falha CM (%)</b>	<b>Probabilidade de falha OA (%)</b>
17	94	0,1605	0	0
49	50	0,1118	0	0
26	82	0,1344	0	0
41	82	0,1521	0	0
28	45	0,2072	0	0
47	35	0,2452	0	0
12	3	0,0358	0	0
15	4	0,0409	0	0
7	6	0,2233	0	0
14	8	0,03	0	0
12	9	0,104	0	0
6	12	0,1575	0	0
29	14	0,1119	0	0
26	16	0,086	0	0
7	17	0,1653	0	0
13	17	0,1184	0	0
33	17	0,0928	0	0
12	18	0,0386	0	0
14	18	0,0316	0	0
20	25	0,0675	0	0
4	27	0,3175	0	0
44	27	0,1048	0	0
16	28	0,096	0	0
44	29	0,0659	0	0
8	33	0,1659	0	0
2	39	0,0499	0	0
42	42	0,3024	0	0
3	44	0,061	0	0
24	47	0,0111	0	0
38	50	0,0694	0	0
40	52	0,1508	0	0
42	52	0,0838	0	0

*Continua na próxima página*

**Tabela 31** - Continuação da Tabela 31

<b>Fila</b>	<b>Coluna</b>	<b>Porcentagem de área degradada (PDA) (%)</b>	<b>Probabilidade de falha CM (%)</b>	<b>Probabilidade de falha OA (%)</b>
39	53	0,0952	0	0
42	57	0,0557	0	0
4	64	0,0711	0	0
4	64	0,0354	0	0
17	94	0,0237	0	0
1	1	0,6	0	10,05

**Tabela 32** - Probabilidades de falha para diferentes trincas e condições de cálculo à temperatura elevada

<b>Fila</b>	<b>Coluna</b>	<b>Porcentagem de área degradada (PDA) (%)</b>	<b>Probabilidade de falha CM (%)</b>	<b>Probabilidade de falha OA (%)</b>
48	30	10,59	0	0
48	30	9,48	0	0
20	40	20,88	0	0
20	40	28,25	0	0
42	44	11,07	0	0
42	44	9,60	0	0
41	82	14,87	0	0
41	82	13,30	0	0
34	21	15,09	0	0
34	21	6,35	0	0
34	21	9,95	0	0
34	21	11,21	0	0
19	22	13,00	0	0
43	26	7,18	0	0
43	26	21,27	0	0
27	28	26,45	0	0
27	28	14,29	0	0
27	28	31,08	0	0
47	30	24,06	0	0
30	32	14,65	0	0

*Continua na próxima página*

Tabela 32 - Continuação da Tabela 32

<b>Fila</b>	<b>Coluna</b>	<b>Porcentagem de área degradada (PDA) (%)</b>	<b>Probabilidade de falha CM (%)</b>	<b>Probabilidade de falha OA (%)</b>
46	62	18,38	0	0
43	66	23,17	0	0
17	94	16,05	0	0
49	50	11,18	0	0
26	82	13,44	0	0
41	82	15,21	0	0
28	45	20,72	0	0
47	35	24,52	0	0
12	3	3,58	0	0
15	4	4,09	0	0
7	6	22,33	0	0
14	8	3,00	0	0
12	9	10,40	0	0
6	12	15,75	0	0
29	14	11,19	0	0
26	16	8,60	0	0
7	17	16,53	0	0
13	17	11,84	0	0
33	17	9,28	0	0
12	18	3,86	0	0
14	18	3,16	0	0
20	25	6,75	0	0
4	27	31,75	0	0
44	27	10,48	0	0
16	28	9,60	0	0
44	29	6,59	0	0
8	33	16,59	0	0
2	39	4,99	0	0
42	42	30,24	0	0
3	44	6,10	0	0
24	47	1,11	0	0
38	50	6,94	0	0

*Continua na próxima página*

**Tabela 32** - Continuação da Tabela 32

<b>Fila</b>	<b>Coluna</b>	<b>Porcentagem de área degradada (PDA) (%)</b>	<b>Probabilidade de falha CM (%)</b>	<b>Probabilidade de falha OA (%)</b>
40	52	15,08	0	0
42	52	8,38	0	0
39	53	9,52	0	0
42	57	5,57	0	0
4	64	7,11	0	0
4	64	3,54	0	0
17	94	2,37	0	0
1	1	60,00	0,4	40,13

Depois de validar os resultados da avaliação da confiabilidade estrutural, foi calculada a probabilidade de falha por tubo do conjunto de trincas detectadas, considerando todas as trincas externas do tipo circunferencial (CIR OD). O resultado dessa análise está apresentado na Tabela 33.

**Tabela 33** - Probabilidade de falha por tubo do conjunto de trincas externas do tipo circunferencial para temperatura ambiente e elevada

<b>Temperatura (°C)</b>	<b>Probabilidade de falha (%)</b>
24	0,00
350	0,00

#### **4.4 Diagrama de Avaliação de Falhas - FAD**

##### **4.4.1 FAD - Trincas do tipo axial**

Buscando aumentar a robustez e confiabilidade dos resultados, será construído o Diagrama de Avaliação de Falhas (FAD), tornando possível a comparação de resultados entre os dois métodos, aumentando a precisão dos resultados.

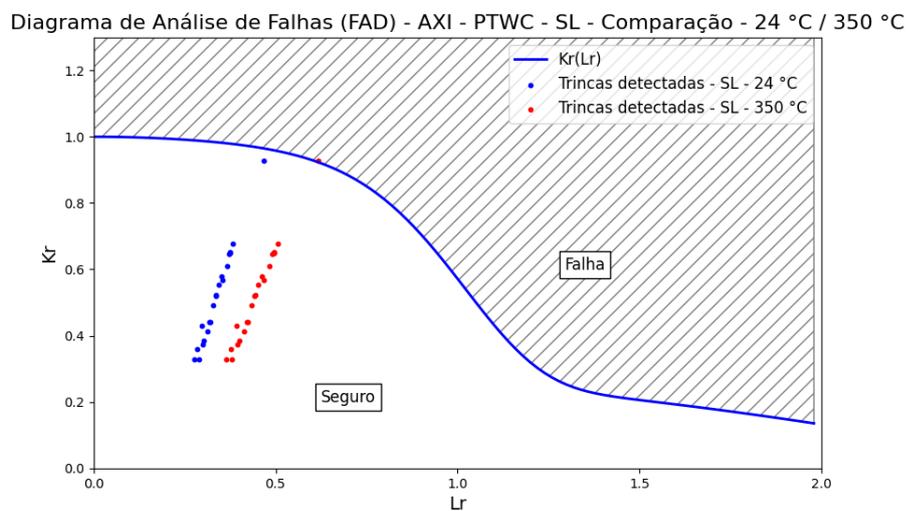
Além disso, o FAD leva em consideração três modos de falha predominantes: Colapso Plástico, Falha Elasto-plástica e Fratura Frágil, o que o torna mais robusto quando comparado ao método da carga limite, avaliando uma gama maior de possibilidades de falha.

Para manter os resultados padronizados e visando facilitar a comparação entre eles, o FAD foi construído para trincas do tipo axial e circunferencial, às temperaturas ambiente e elevada. As condições SL, CM e OA foram implementadas ao FAD para tornar a comparação entre

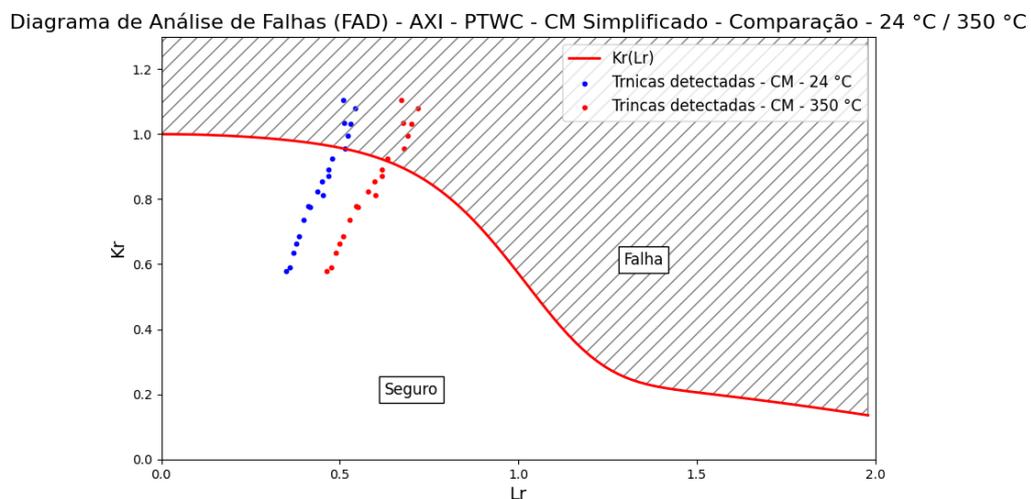
os métodos a mais justa possível. A implementação foi feita incluindo as incertezas relacionadas às condições CM e OA.

A curva do FAD foi construída sobre os pontos das trincas apresentadas na Tabela 26, os mesmos pontos foram utilizados no método da carga limite. As Figuras 37, 38 e 39 mostram as curvas FAD para as condições SL, CM e OA (simplificado), respectivamente. Os resultados das curvas FAD seguem o mesmos comportamentos observados pelas curvas da Carga Limite, com o FAD para condição SL sendo o menos conservador, seguido do FAD para condição CM. O FAD para condição OA é o mais conservador dentre os três métodos.

**Figura 37** - Diagrama de Avaliação de Falhas SL (FAD-SL) para trincas do tipo axial PTWC às temperaturas ambiente e elevada.

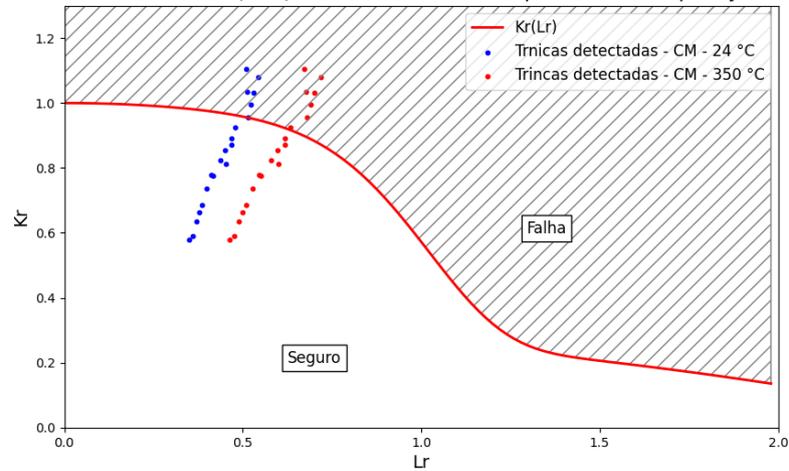


**Figura 38** - Diagrama de Avaliação de Falhas CM Simplificado (FAD-CM) para trincas do tipo axial PTWC às temperaturas ambiente e elevada.



**Figura 39** - Diagrama de Avaliação de Falhas OA Simplificado (FAD-OA) para trincas do tipo axial PTWC às temperaturas ambiente e elevada.

Diagrama de Análise de Falhas (FAD) - AXI - PTWC - CM Simplificado - Comparação - 24 °C / 350 °C

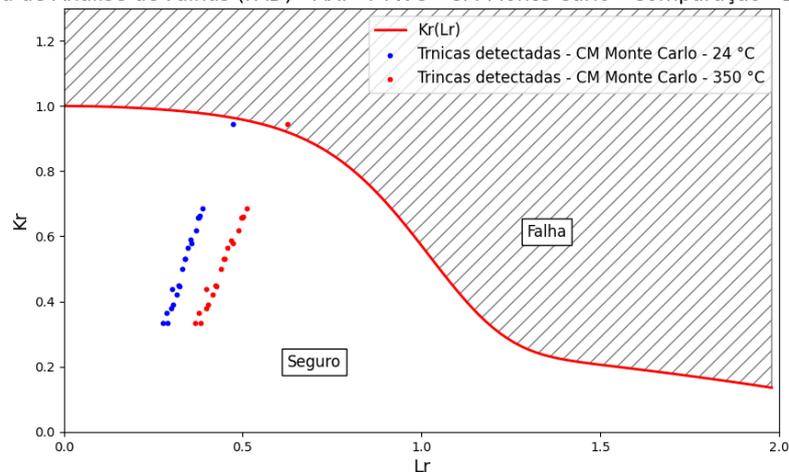


Fonte: Autor

Como já foi dito e demonstrado neste trabalho, a simulação Monte Carlo gera resultados mais precisos e robustos, reduzindo o conservadorismo excessivo pelo uso de variáveis aleatórias. Por este motivo, a simulação Monte Carlo também foi implementada ao FAD para as condições CM e OA, os resultados estão representados nas figuras 40 e 41.

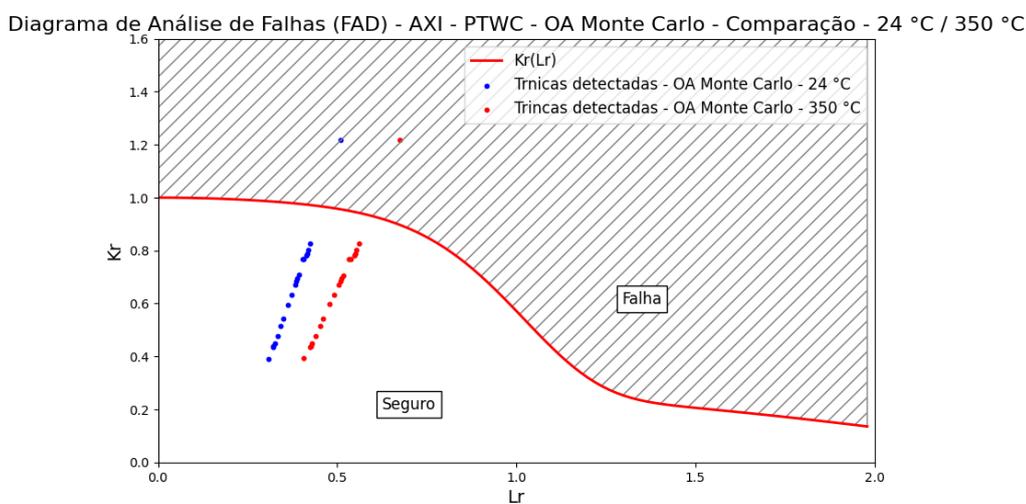
**Figura 40** - Diagrama de Avaliação de Falhas CM utilizando a simulação Monte Carlo (FAD-CM Monte Carlo) para trincas do tipo axial PTWC às temperaturas ambiente e elevada.

Diagrama de Análise de Falhas (FAD) - AXI - PTWC - CM Monte Carlo - Comparação - 24 °C / 350 °C



Fonte: Autor

**Figura 41** - Diagrama de Avaliação de Falhas OA utilizando a simulação Monte Carlo (FAD-OA Monte Carlo) para trincas do tipo axial PTWC às temperaturas ambiente e elevada.



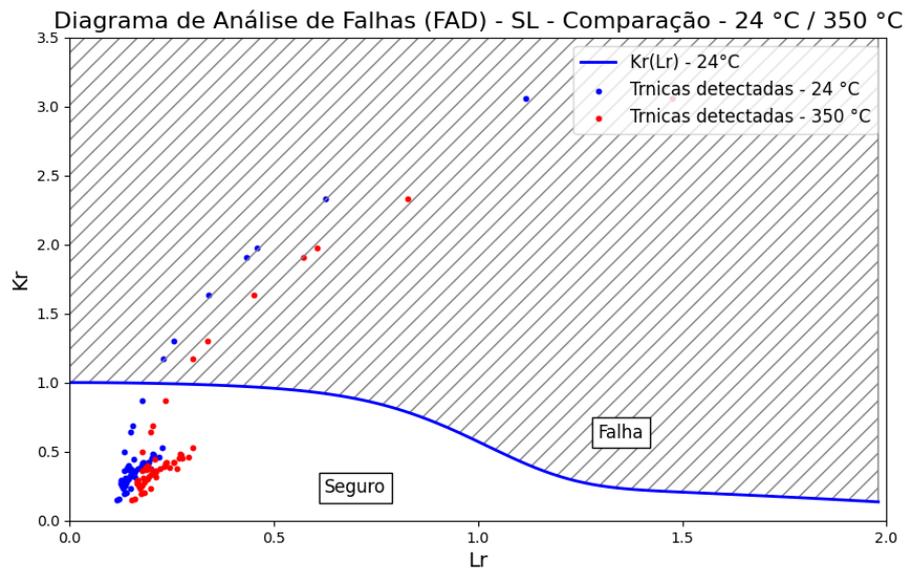
#### 4.4.2 FAD - Trincas do tipo circunferencial

Assim como na análise das trincas axiais, as trincas do tipo circunferencial foram avaliadas utilizando o Diagrama de Avaliação de Falhas (FAD). O procedimento considerou os três modos de falha predominantes: Colapso Plástico, Falha Elasto-plástica e Fratura Frágil. Esta abordagem oferece uma avaliação mais abrangente e robusta quando comparada ao método da carga limite.

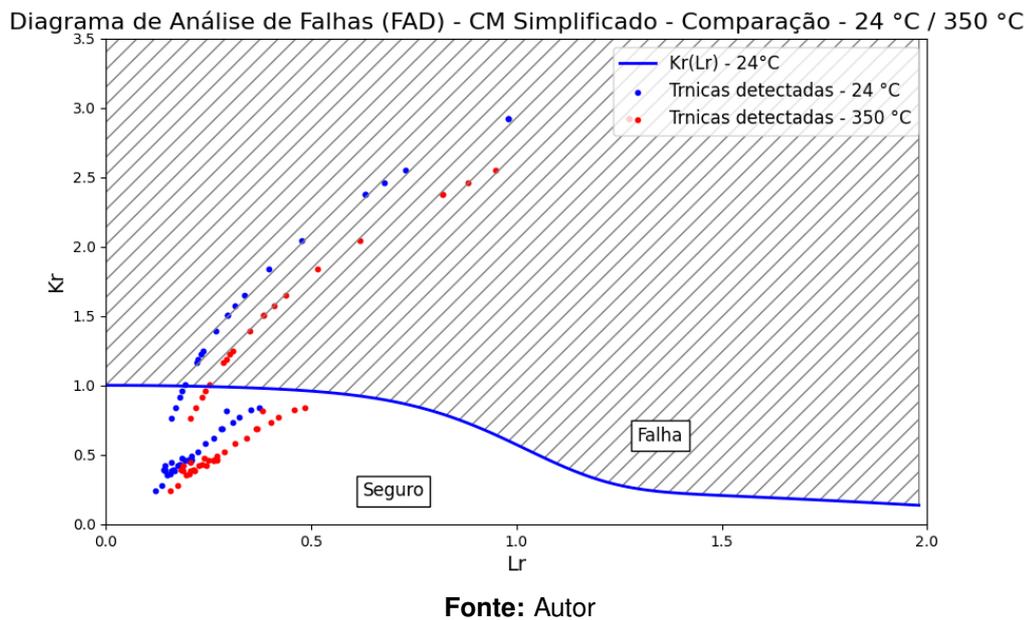
Para as trincas circunferenciais detectadas nos tubos do gerador de vapor, também foram consideradas as condições SL, CM e OA. Os resultados obtidos para o FAD mostraram que, da mesma forma que nas trincas axiais, o FAD para as trincas circunferenciais é mais conservador na condição OA, principalmente quando incorporada a simulação Monte Carlo para uma análise mais precisa.

As Figuras 42, 43 e 44 apresentam os Diagramas de Avaliação de Falhas (FAD) para trincas circunferenciais nas condições SL, CM e OA (simplificado), respectivamente. Observa-se que o comportamento segue a mesma tendência das trincas axiais, onde a condição OA é a mais conservadora e a condição SL a menos conservadora.

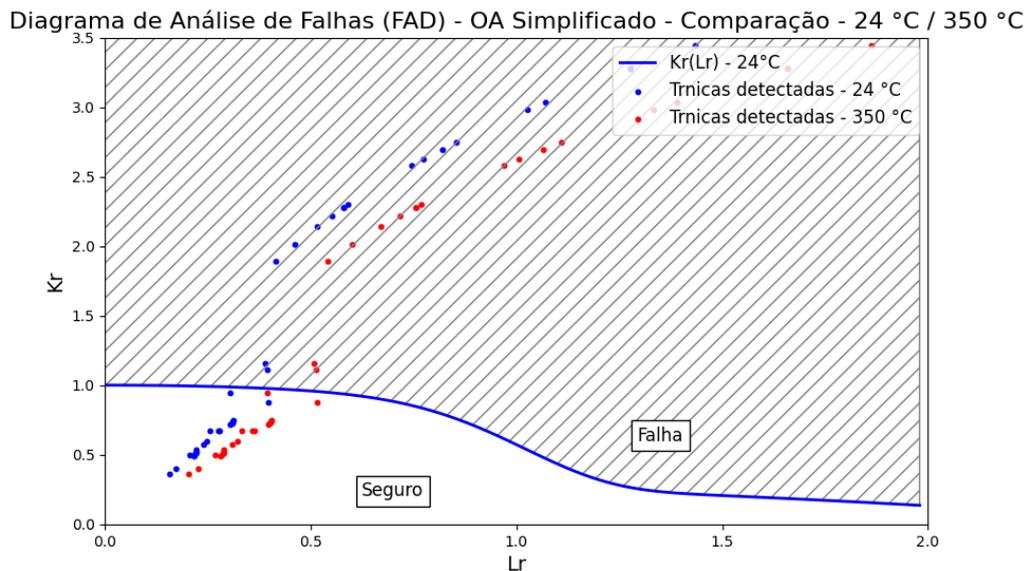
**Figura 42 - Diagrama de Avaliação de Falhas SL para trincas do tipo circunferencial às temperaturas ambiente e elevada.**



**Figura 43 - Diagrama de Avaliação de Falhas CM simplificado para trincas do tipo circunferencial às temperaturas ambiente e elevada.**

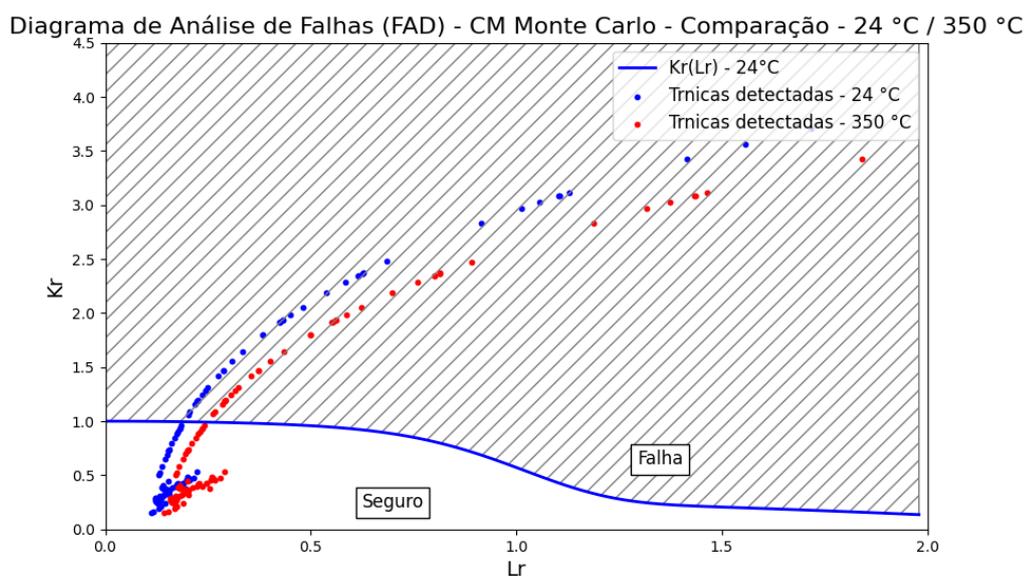


**Figura 44** - Diagrama de Avaliação de Falhas OA simplificado para trincas do tipo circunferencial às temperaturas ambiente e elevada.

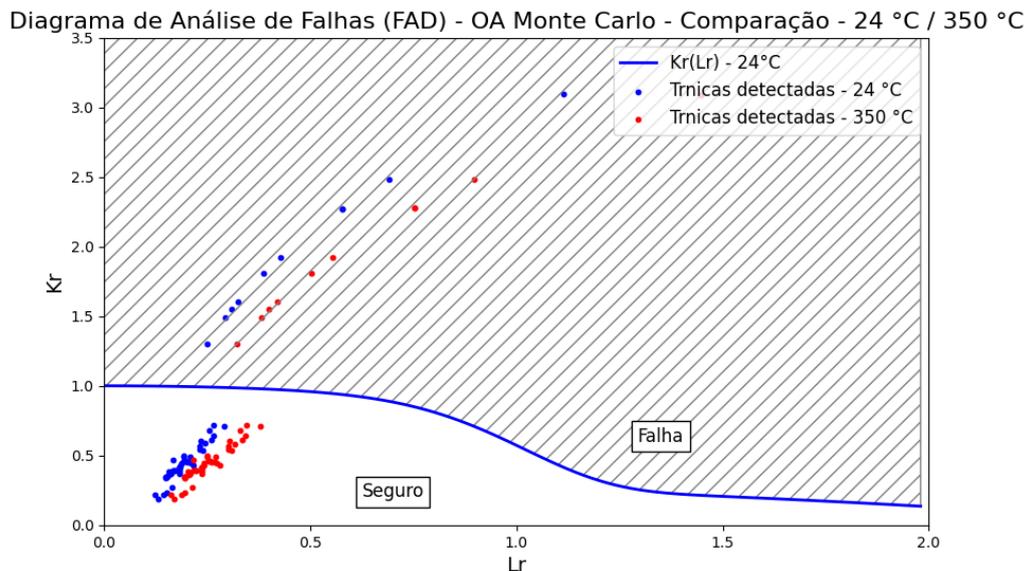


A simulação Monte Carlo foi implementada para trincas circunferenciais, como nas trincas axiais, resultando em um FAD mais robusto, conforme ilustrado nas Figuras 45 e 46 para as condições CM e OA, respectivamente. A inclusão desta técnica permitiu a consideração da variabilidade material e das condições operacionais reais, proporcionando uma avaliação mais confiável da integridade estrutural.

**Figura 45** - Diagrama de Avaliação de Falhas CM Monte Carlo para trincas do tipo circunferencial às temperaturas ambiente e elevada.



**Figura 46** - Diagrama de Avaliação de Falhas OA Monte Carlo para trincas do tipo circunferencial às temperaturas ambiente e elevada.



Fonte: Autor

Esses resultados reforçam a robustez da metodologia FAD ao incluir diferentes modos de falha e incertezas, oferecendo uma análise mais precisa para trincas do tipo circunferencial, e permitindo comparações mais detalhadas com o critério LL.

#### 4.5 Probabilidade de falha - FAD x LL

Nesta seção será apresentada uma comparação entre as probabilidades de falha, utilizando os métodos FAD e LL, para um conjunto de trincas detectadas do tipo axial com penetração parcial, assim como para trincas circunferenciais. O objetivo é determinar qual dos dois modelos apresenta a probabilidade de falha mais conservadora em relação às trincas nos tubos do gerador de vapor.

Para calcular a probabilidade de falha em ambos os casos, foi utilizada a curva limite CM em conjunto com a simulação Monte Carlo. A incerteza foi inserida apenas para a variável aleatória limite de escoamento utilizando a distribuição Normal, a fim de assegurar que a comparação se dê sobre a mesma base, uma vez que o método de carga limite possui variáveis aleatórias que não estão presentes na construção da curva FAD, como profundidade relativa, comprimento e limite de resistência à tração, é impossível calcular a probabilidade de falha utilizando a curva limite OA, e obter resultados sobre a mesma base.

Um programa em linguagem Python foi desenvolvido para realizar 10.000 simulações e obter a probabilidade de falha para cada trinca detectada, tanto do tipo axial quanto do tipo circunferencial. Para aumentar a confiabilidade, a média de cinco resultados foi calculada para

cada trinca. A comparação das probabilidades de falha das trincas do tipo axial com as trincas do tipo circunferencial é feita na Tabela 35.

**Tabela 34** - Probabilidade de falha para trincas detectadas do tipo axial utilizando os métodos FAD e LL utilizando o a curva CM.

<b>Probabilidade de falha AXI - CM</b>						
<b>N°</b>	<b>H (%)</b>	<b>L (mm)</b>	<b>L.L. 24 °C</b>	<b>FAD 24 °C</b>	<b>L.L. 350 °C</b>	<b>FAD 350 °C</b>
1	48%	8,49	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
2	43%	11,05	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
3	36%	15,66	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
4	53%	8,06	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
5	33%	12,36	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
6	53%	9,76	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
7	53%	11,63	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
8	30%	7,05	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
9	40%	10,97	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
10	45%	10,45	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
11	34%	7,10	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
12	64%	18,88	0,00%	0,00%	0,00%	85,14%
13	54%	12,32	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
14	48%	11,31	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
15	51%	13,45	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
16	50%	17,89	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
17	47%	10,36	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
18	50%	4,56	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
19	29%	12,97	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
20	34%	13,09	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
21	38%	16,53	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%

**Tabela 35** - Probabilidade de falha para trincas detectadas do tipo circunferencial utilizando os métodos FAD e LL utilizando a curva CM.

<b>Probabilidade de falha CIR - CM</b>					
<b>N°</b>	<b>P.D.A.</b>	<b>L.L. 24 °C</b>	<b>FAD 24 °C</b>	<b>L.L. 350 °C</b>	<b>FAD 350 °C</b>
1	10,59 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
2	9,48 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
3	20,88 %	0,00 %	100,00 %	0,00 %	100,00 %
4	28,25 %	0,00 %	100,00 %	0,00 %	100,00 %
5	11,07 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
6	9,60 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
7	14,87 %	0,00 %	100,00 %	0,00 %	100,00 %
8	13,30 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %

<b>Probabilidade de falha CIR - CM (continuação)</b>					
<b>N°</b>	<b>P.D.A.</b>	<b>L.L. 24 °C</b>	<b>FAD 24 °C</b>	<b>L.L. 350 °C</b>	<b>FAD 350 °C</b>
9	15,09 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
10	6,35 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
11	9,95 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
12	11,21 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
13	13,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
14	7,18 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
15	21,27 %	0,00 %	100,00 %	0,00 %	100,00 %
16	26,45 %	0,00 %	100,00 %	0,00 %	100,00 %
17	14,29 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
18	31,08 %	0,00 %	100,00 %	0,00 %	100,00 %
19	24,06 %	0,00 %	100,00 %	0,00 %	100,00 %
20	14,65 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
21	18,38 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
22	23,17 %	0,00 %	100,00 %	0,00 %	100,00 %
23	16,05 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
24	11,18 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
25	13,44 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
26	15,21 %	0,00 %	64,38 %	0,00 %	76,21 %
27	20,72 %	0,00 %	100,00 %	0,00 %	100,00 %
28	24,52 %	0,00 %	100,00 %	0,00 %	100,00 %
29	3,58 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
30	4,09 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
31	22,33 %	0,00 %	100,00 %	0,00 %	100,00 %
32	3,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
33	10,40 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
34	15,75 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
35	11,19 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
36	8,60 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
37	16,53 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
38	11,84 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
39	9,28 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
40	3,86 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
41	3,16 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
42	6,75 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
43	31,75 %	0,00 %	100,00 %	0,00 %	100,00 %
44	10,48 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %

<b>Probabilidade de falha CIR - CM (continuação)</b>					
<b>N°</b>	<b>P.D.A.</b>	<b>L.L. 24 °C</b>	<b>FAD 24 °C</b>	<b>L.L. 350 °C</b>	<b>FAD 350 °C</b>
45	9,60 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
46	6,59 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
47	16,59 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
48	4,99 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
49	30,24 %	0,00 %	100,00 %	0,00 %	100,00 %
50	6,10 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
51	1,11 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
52	6,94 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
53	15,08 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
54	8,38 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
55	9,52 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
56	5,57 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
57	7,11 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
58	3,54 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
59	2,37 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
60	60,00 %	0,00 %	100,00 %	40,13 %	100,00 %

Os resultados mostram que algumas das trincas detectadas, tanto do tipo axial quanto do tipo circunferencial, apresentam probabilidades de falha elevadas ao se utilizar o FAD. Isso se deve ao fato de que o FAD considera três modos de falha estrutural predominantes (fratura frágil, colapso elasto-plástico e colapso plástico). Conforme observado nos gráficos anteriores, as trincas detectadas indicam a ocorrência de colapso elasto-plástico, que não é contemplado no método LL, o que pode resultar em previsões menos conservadoras em relação à probabilidade de falha dos tubos trincados.

#### **4.6 Avaliação FAD considerando diversas ligas**

Além da análise da probabilidade de falha associada à trinca detectada, também foi conduzida uma comparação detalhada entre as ligas 600, 690, 800 e 690 TT, os valores das propriedades mecânicas utilizadas foram os valores mínimos presentes na norma ASTM B166 (ASTM INTERNATIONAL, 2008). O objetivo central desta comparação foi determinar qual dessas ligas oferece as melhores características para serem aplicadas nos tubos de geradores de vapor, levando em consideração as exigências e condições operacionais severas enfrentadas por esses componentes. Os geradores de vapor, ao operarem sob altas pressões, temperaturas elevadas e em ambientes corrosivos, exigem materiais que combinem resistência mecânica, durabilidade e resistência à corrosão para garantir a integridade estrutural e a segurança ao longo

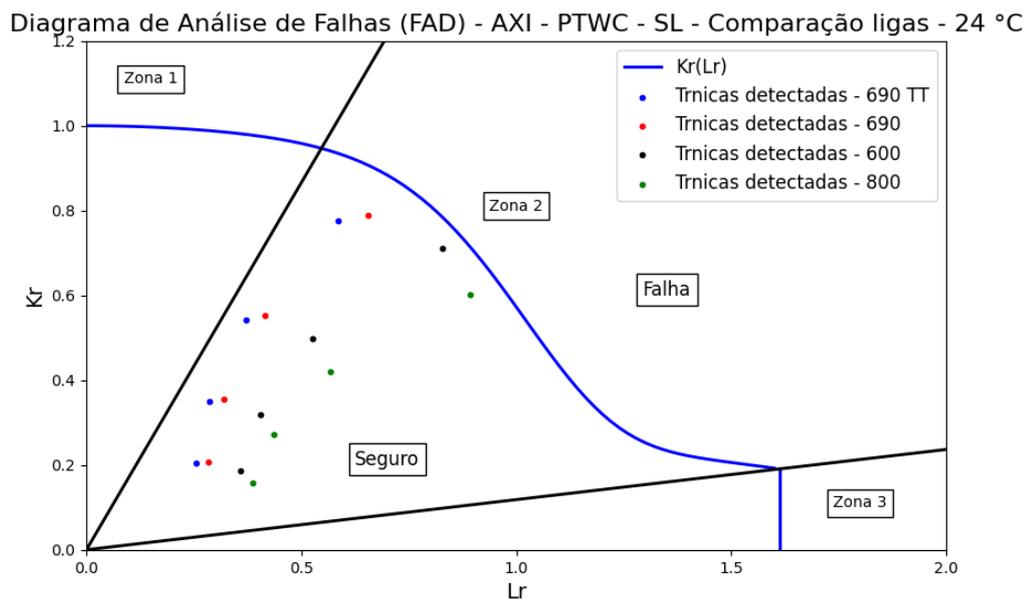
de sua vida útil.

O uso do FAD oferece uma visão abrangente sobre o comportamento das ligas sob diversos cenários de estresse, fornecendo assim uma base técnica sólida para a tomada de decisão quanto à seleção do material mais adequado.

Os resultados obtidos a partir do FAD para trincas axiais, à temperatura ambiente, estão apresentados de forma detalhada na Figura 47, onde é possível visualizar o desempenho relativo de cada uma das ligas analisadas. A análise gráfica dos resultados revelou que a liga 690 TT apresentou um desempenho superior em relação às demais. Essa superioridade foi evidenciada pela maior distância observada até a curva limite do FAD, indicando uma maior margem de segurança contra falhas estruturais. Essa maior margem de segurança sugere que a liga 690 TT é capaz de suportar tensões mais elevadas e resistir melhor aos mecanismos de degradação típicos encontrados nos geradores de vapor, como corrosão sob tensão e fluência, o que a torna a escolha mais adequada para aplicações que exigem alta confiabilidade e resistência em condições adversas.

Portanto, com base nas análises realizadas e nos resultados obtidos, conclui-se que a liga 690 TT é a opção mais indicada para a fabricação de tubos de geradores de vapor, garantindo não apenas maior segurança operacional, mas também maior longevidade do equipamento, reduzindo assim a necessidade de manutenções frequentes e aumentando a eficiência global do sistema.

**Figura 47** - Comparação entre as ligas 600, 690, 690 TT e 800 utilizando o FAD às temperaturas ambiente e elevada.



Fonte: Autor

## 5 CONCLUSÃO

A presente dissertação desenvolveu uma metodologia robusta e integrada para a avaliação da integridade estrutural dos tubos do gerador de vapor em usinas nucleares à água pressurizada (PWR), com foco na liga 690 TT. A partir da análise detalhada das propriedades mecânicas da liga e da aplicação de métodos probabilísticos avançados, como a simulação Monte Carlo, foi possível quantificar, de maneira precisa e realista, os riscos de falha estrutural desses componentes críticos.

Os resultados obtidos nas simulações demonstraram que a distribuição Normal é adequada para modelar o comportamento das propriedades mecânicas, tais como o limite de escoamento e a resistência à tração, tanto em temperaturas ambientes quanto elevadas, como 350 °C. Essas informações serviram de base para o desenvolvimento das curvas de condição como encontrado (CM) e avaliação operacional (OA), cujas análises permitiram prever com maior acurácia os cenários de falha e definir as margens de segurança dos tubos do gerador de vapor.

A utilização do Failure Assessment Diagram (FAD) destacou-se como uma ferramenta crucial para a avaliação dos defeitos presentes nos tubos, proporcionando uma visão mais detalhada da severidade de trincas e outros tipos de falhas estruturais. A abordagem integrada entre o FAD e a simulação Monte Carlo forneceu uma análise confiável sobre a confiabilidade dos componentes, indicando a eficácia da metodologia desenvolvida para prevenir falhas catastróficas em diferentes cenários operacionais.

Essa dissertação, além de contribuir de forma significativa para a segurança operacional de usinas nucleares, também sugere uma ferramenta prática para escolha das estratégias de manutenção. A ferramenta usada permite avaliar a necessidade de inspeções mais frequentes e planejar intervenções de forma preventiva, prolongando a vida útil dos tubos sem comprometer a segurança da usina.

Para trabalhos futuros, sugere-se a consideração da incerteza da tenacidade à fratura no cálculo da probabilidade de falha, uma vez que essa propriedade mecânica tem importante papel no FAD. Também pode-se considerar a dependência entre as variáveis aleatórias envolvidas na avaliação de integridade estrutural.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- AMAR, A.; SHAH, V. N. Remedies for pwr recirculating steam generator tube failures. In: **INTERNATIONAL CONFERENCE ON STRUCTURAL MECHANICS IN REACTOR TECHNOLOGY**. [S.l.: s.n.], 1989. D, p. 189–194.
- API 579-1. **Fitness-For-Service, API 579-1/ASME FFS-1**. [S.l.]: API/ASME, 2016. API 579-1.
- ASTM INTERNATIONAL. **Standard Specification for Nickel-Chromium-Iron Alloys (UNS N06600, N06601, N06603, N06690, N06025, and N06045), Nickel-Iron-Chromium Alloy (UNS N08120), and Nickel-Cobalt-Chromium-Iron Alloy (UNS R30035) Rod, Bar, and Wire**. West Conshohocken, PA, 2008. Available at: <https://www.astm.org>.
- BEICHELT, F.; MONTGOMERY, D. C. **Statistical methods for reliability data**. [S.l.]: Chapman & Hall/CRC, 2001.
- CARON, P. High temperature materials for power generation in gas turbines and nuclear plants. **Journal of Materials Science and Technology**, 2014.
- D'AGOSTINO, R. B.; STEPHENS, M. A. **Goodness-of-Fit Techniques**. New York: Marcel Dekker, 1986.
- DEGROOT, M. H.; SCHERVISH, M. J. **Probability and Statistics**. 4th. ed. Boston, MA: Pearson, 2012. ISBN 9780321500465.
- DIETER, G. E. **Metalurgia Mecânica**. [S.l.]: Editora Guanabara Koogan S.A, 1961.
- EPRI. **Steam Generator Management Program: Steam Generator Degradation Specific Management Flaw Handbook**. 2. ed. [S.l.]: Electric Power Research Institute (EPRI), 2015.
- FFS-1, A. -A. **Fitness-For-Service, API 579-1/ASME FFS-1**. [S.l.]: API/ASME, 2001.
- FIGUEIREDO, M. F. R. M. P. **OS GERADORES DE VAPOR DA USINA DE ANGRA1: De REJEITO A REGISTRO**. [S.l.]: Museu de Astronomia e Ciências Afins – MAST, 2023.
- FONTANA; GREENE. **Title of the book**. [S.l.]: Publisher, 1978.
- FONTANA, M.; GREENE, N. Corrosion engineering. **McGraw-Hill**, v. 2, 1978.
- FONTANA, M. G. The eight forms of corrosion. **Corrosion Engineering**, McGraw-Hill, 1967.
- GENTIL, V. **Corrosão**. 3. ed. Rio de Janeiro-RJ: Editora LTC Livros Técnicos e Científicos S/A, 1996.
- GORMAN, J.; HARRIS, J.; LOWENSTEIN, D. **Steam generator tube fitness-for-service guidelines**. [S.l.]: Canada Atomic Energy Control Board (INFO-0572), 1995.
- GREEN, S. J. Solving chemical and mechanical problems of pwr steam generators. **Chemical Engineering Progress**, p. 31–45, July 1987.
- HUA, J. et al. Life prediction of steam generator tubing due to stress corrosion crack using monte carlo simulation. **Nuclear Engineering and Design**, 2011.

IAEA, I. A. E. A. **Report on the Assessment and management of ageing of major nuclear power plant components important to safety: steam generators**. [S.I.]: IAEA-TECDOC-1668, International Atomic Energy Agency, Vienna, 2011.

KARWOSKI, K.; MAKAR, G.; YODER, M. U.s. operating experience with thermally treated alloy 690 steam generator tubes. **NUREG-1841**, U.S. Nuclear Regulatory Commission, 2007. Accessed: 2024-11-18. Disponível em: <<https://www.nrc.gov/reading-rm/doc-collections/nuregs/staff/sr1841/>>.

LEE, J. et al. Determination of equivalent single crack based on coalescence criterion of colinear axial cracks. **Nuclear Engineering and Design**, v. 205, p. 1–11, 2001.

LEWIS. **Introduction to reliability engineering**. [S.I.]: John Wiley & Sons, Inc., 1994.

MACDONALD, P. et al. Steam generator tube failures. **Idaho National Engineering Laboratory**, INEL-95/0383, NUREG/CR-6365, 1996.

MANESCHY, J. E. **Mecânica da Fratura na Indústria Nuclear**. [S.I.]: Eletrobras, 2014.

MEHTA, C.; MALIK, S. **Reliability Assessment of Nuclear Components**. 1st. ed. Berlin: Springer, 2017. ISBN 978-3-319-56710-1.

MELLO, E. T. P. V. de. Corrosão em tubulações em cobre – pite (pitting). In: IBAPE/MG. **XVIII COBREAP – Congresso Brasileiro de Engenharia de Avaliações e Perícias**. [S.I.], 2012.

MILLETT, P. Steam generator degradation: current mitigation strategies for controlling corrosion. In: **CNRA/CSNI WORKSHOP ON STEAM GENERATOR TUBE INTEGRITY IN NUCLEAR POWER PLANTS**. [S.I.]: NUREG/CP-0154, Argonne National Laboratory, USA, 1995. p. 151–170.

MING, X.; ZHANG, Y. Reliability analysis of the steam generator tubes in pressurized water reactors. **Nuclear Engineering and Design**, v. 338, p. 69–77, 2018.

MONTGOMERY, R. **Applied Statistics and Probability for Engineers**. [S.I.]: John Wiley & Sons, Inc., 2002.

MURPHY, E. New requirements for ensuring steam generator tube integrity in pressurized water reactors in the united states. **Transactions of the SMIRT 19**, August 2007.

NAVAIR. **Eddy Current Inspection (ET) Method**: Eddy current inspection (et) method. [S.I.], 2017. Technical Manual, Section I.

NORDMANN, F.; FIQUET, J.-M. Selection criteria for the best secondary water chemistry. **Nuclear Engineering and Design**, v. 160, p. 193–201, 1996.

NRC, U. N. R. C. **Reactor Concepts Manual Pressurized Water Reactor Systems**. [S.I.]: Technical Training Center, 2023.

RAYCHAUDHURI, D. **Introduction to Nonlinear Dynamics and Chaos**. 2nd. ed. Oxford, UK: Oxford University Press, 2008.

RAYCHAUDHURI, S. Introduction to monte carlo simulation. In: MASON, S. J. et al. (Ed.). **Proceedings of the 2008 Winter Simulation Conference**. Piscataway, NJ, USA: IEEE Press, 2008. p. 91–100. 390 Interlocken Crescent, Suite 130, Broomfield, CO 80021, U.S.A.

ROBERT, C.; CASELLA, G. **Monte Carlo Statistical Methods**. [S.l.]: Springer-Verlag, 2004.

ROSS, S. M. **A First Course in Probability**. 10th. ed. Boston, MA: Pearson, 2019. ISBN 978-0134753119. Disponível em: <<https://www.pearson.com/store/p/a-first-course-in-probability/P100000734205>>.

SCHOLZ, F. W.; STEPHENS, M. A. **Goodness-of-Fit Techniques**. New York, NY: Marcel Dekker, 1987.

SILVEIRA, H. C. K. da. **Análise de integridade estrutural de tubos de geradores de vapor deteriorados por corrosão sob tensão pelo primário na região de transição de expansão junto ao espelho**. [S.l.]: Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, 2002.

SMITH, A. J. **The microstructure and precipitation effects in Inconel alloy 690**. Tese (Doutorado) — Sheffield Hallam University, 1990. Disponível em: <<http://shura.shu.ac.uk/20371/>>.

SOUZA, S. A. d. **Ensaio Mecânicos de Materiais Metálicos: fundamentos teóricos e práticos**. 5. ed. [S.l.]: Editora E. Blucher, 1982.

Special Metals Corporation. **INCONEL Alloy 690 - Revised**. [S.l.], 2009. Publication SMC-079.

STIEDING, L. et al. Steam generator tubing and associated operating performance. **Kerntechnik**, v. 55, n. 6, p. 340–345, 1990.

SUL, U. F. do Rio Grande do. **Funcionamento de um reator nuclear**. [S.l.]: UFRGS, 2023.

TO 33B-1-1, NAVAIR 01-1A-16-1, TM 1-1500-335-23. **Eddy Current Inspection Method: Eddy current inspection (et) method**. [S.l.], 2017. Technical Manual, Section I.

TONKOVIC, Z.; SKOZRIT, I.; ALFIREVIC, I. Influence of flow stress choice on the plastic collapse estimation of axially cracked steam generator tubes. **Nuclear Engineering and Design**, v. 238, p. 1762–1770, 2008.

## ANEXO A – Código Python

Código utilizado para a criação das curvas de limite estrutural do método Carga Limite:

```
def func1():
##### incertezas da ECT (artigo 14214) #####
a1 = 0.64
b1 = 0.11

ah = 1.116
bh = (-2.27 / 100)

##### Propriedades mecanica #####

S = 1008.24
SiM = 13.41
t = 1.0923
Ri = 19.05
L = np.arange(5,31)
L = L * 0.0393701      # CORREÇÃO POLEGADA ARTIGO 14214 (ELETRON.
↳ INGLES)
L = ((a1 * L) + b1)
L = L / 0.0393701      # VOLTANDO PRA MM
Pb = 9.42
Pa = 16.8

##### Variacao das trincas 15a - 14a #####

deltaH = (10.85714 / 100)
deltaL = (2.475714 / (10 ** 3))

SigmaDL = (8.173709 / (10 ** 3))
SigmaDH = (1.807286 / 100)

##### Convert to I.S. #####

S = S * (10 ** 6)
t = (t / (10 ** 3))
Ri = Ri/2
```

```

Ri = (Ri / (10 ** 3))
Ri = (Ri - t)
L = (L / (10 ** 3))
Pb = (3 * (Pb * (10 ** 6)))
Pa = 1.4 * (Pa * (10 ** 6))

##### Checando qual das pressões é a maior #####

if Pb > Pa:
    P = Pb
if Pa > Pb:
    P = Pa

##### Trinca é externa #####

phi = 1

##### Sigmas #####

SigmaL = (2.54 / (10 ** 3))
SigmaH = 0.11
SigmaC = 0.0705
SigmaM = (SiM * (10 ** 6))

##### Parametro Z #####

Z = 1.645

##### Equações das curvas
↳ #####

##### Curva SL #####

SL = (((L + (2 * t)) / L) * (1.104 - ((P/(0.58 * phi * (S))) *
↳ (Ri/t))))
SL = ((SL / ah) - bh)

##### Curva CM Normal #####

```

```

Um = (S)
Sm = (Um - (Z * SigmaM))

A = (L + (SigmaL * Z) + (2 * t))
B = (L + (Z * SigmaL))
C = (1.104 - (Z * SigmaC) - ((P/(0.58 * phi * (Sm))) * (Ri/t)))
D = (Z * SigmaH)

CM1 = (((A / B) * C) - D)
CM1 = (CM1 / ah) - bh

##### Curva OA Probabilistica (lognormal)
↪ #####
# Obs.: Precisei trabalhar com MPa e mm por conta do overflow na
↪ exp(Número mto grande (10^6))
# MPa = N/mm²

x0 = 1006.5728986220155 # MPa # Media lognormal (Esc + rupt)
sd = 0.0034424534385256575 # MPa # Desv pad lognormal (Esc + rupt)
Sm2 = exp(log(x0) - (Z * sd))

S2 = S / (10 ** 6) # MPa
t2 = (t * (10 ** 3)) # mm
Ri2 = Ri * (10 ** 3) # mm
L2 = np.arange(5,31) # mm
P2 = (Pb / (10 ** 6)) # MPa
deltaH = (10.85714 / 100)
deltaL2 = (2.475714)

SigmaDL2 = (8.173709)
SigmaDH = (1.807286 / 100)

SigmaL2 = 2.54 # mm
SigmaH2 = 0.11 # %
SigmaC2 = 0.0705
SigmaM2 = SiM # MPa

A_OA = ((L2 + (SigmaL2 * Z) + (deltaL2 + (SigmaDL2 * Z))) + (2 *
↪ t2))

```

```

B_OA = ((L2 + (Z * SigmaL2)) + (deltaL2 + (SigmaDL2 * Z)))
C_OA = (1.104 - (Z * SigmaC2) - ((P2/(0.58 * phi * (Sm2))) *
↪ (Ri2/t2)))
D_OA = (Z * SigmaH2)

CM_OA_P = (((A_OA / B_OA) * C_OA) - D_OA) - (deltaH + (Z *
↪ SigmaDH))

##### Curva CM Normal Monte Carlo #####

def simular_MonteCarlo(L_MC):
    num_simulations = 10000 # Número de simulações desejadas
    results = [] # Lista para armazenar os resultados

    for _ in range(num_simulations):
        Z1 = round(random.random(), 3)
        Z2 = round(random.random(), 3)
        Z3 = round(random.random(), 3)
        Z4 = round(random.random(), 3)

        # Substitua as variáveis no código com os valores gerados
        ↪ (Z1 a Z4)
        Um = S
        Sm = Um - (Z1 * SigmaM)
        A = L_MC + (SigmaL * Z2) + (2 * t)
        B = L_MC + (Z2 * SigmaL)
        C = 1.104 - (Z3 * SigmaC) - ((P / (0.58 * phi * Sm)) * (Ri /
        ↪ t))
        D = Z4 * SigmaH

        CM1_MC = ((A / B) * C) - D
        CM1_MC = (CM1_MC / ah) - bh

        results.append(CM1_MC) # Armazena o resultado na lista

# Cálculo da densidade de probabilidade acumulada (CDF)
results.sort()

return results[499] # Retorna o valor da posição 499 da CDF

```

```

MC_CM = [] # Vetor para armazenar os resultados para cada valor de
↳ L

for L_MC in L:
    result = simular_MonteCarlo(L_MC)
    MC_CM.append(result)

##### Curva OA Lognormal 24 °C Monte Carlo
↳ #####

def simulate_MonteCarlo(L_OA):
    num_simulations1 = 10000 # Número de simulações desejadas
    results1 = [] # Lista para armazenar os resultados

    for _ in range(num_simulations1):
        Z1 = round(random.random(), 3)
        Z2 = round(random.random(), 3)
        Z3 = round(random.random(), 3)
        Z4 = round(random.random(), 3)
        Z5 = round(random.random(), 3)
        Z6 = round(random.random(), 3)

        A_OA1 = ((L_OA + (SigmaL2 * Z1) + (deltaL2 + (SigmaDL2 *
↳ Z2))) + (2 * t2))
        B_OA1 = ((L_OA + (Z1 * SigmaL2)) + (deltaL2 + (SigmaDL2 *
↳ Z2)))
        C_OA1 = (1.104 - (Z3 * SigmaC2) - ((P2/(0.58 * phi * (Sm2)))
↳ * (Ri2/t2)))
        D_OA1 = (Z4 * SigmaH2)

        CM_OA_P1 = (((A_OA1 / B_OA1) * C_OA1) - D_OA1) - (deltaH +
↳ (Z5 * SigmaDH))

        results1.append(CM_OA_P1)

    results1.sort()
    return results1[499]

```

```

MC_OA = [] # Vetor para armazenar os resultados para cada valor de
↳ L

for L_OA in L2:
    result1 = simulate_MonteCarlo(L_OA)
    MC_OA.append(result1)

↳ #####
##### Pontos 'h' #####

h_trincas = np.loadtxt('Max_Depth_Trincas_01H_SG2_P15a.txt')
L_trincas = np.loadtxt('Length_Trincas_01H_SG2_P15a.txt')
h_trincas = h_trincas / 100

##### Voltando L pra mm pra plotar o grafico
↳ #####

L = L * (10 ** 3)

# Função para criar e salvar um gráfico
def criar_e_salvar_grafico(nome_arquivo, titulo, curvas,
↳ plotar_trincas=False):
    f, ax = plt.subplots(1)

    for curva in curvas:
        ax.plot(L, curva[0], label=curva[1], linewidth=3,
↳ color=curva[2])

    # Pontos das trincas
    if plotar_trincas:
        ax.scatter(L_trincas, h_trincas, label='Trincas existentes
↳ (ECT)', linewidth=3, color='black', marker='s',
↳ zorder=10)

##### Titulo e legenda #####

```

```

plt.title(titulo, fontsize=24)
plt.xlabel('Comprimento (mm)', fontsize=24)
plt.ylabel('Profundidade relativa (%TW)', fontsize=24)
plt.legend(loc="upper right", fontsize=16)

##### Grade #####

# Proporção do gráfico (16:9)
width = 16
height = 9
f.set_size_inches(width, height)

# Mudando os limites de X e Y para a legenda ficar numa posição
↳ boa
ax = f.gca()
ax.set_xticks(np.arange(0, 25, 5)) # Limite X
ax.set_yticks(np.arange(0, 1.2, 0.1)) # Limite Y
plt.grid(color='k', linestyle='-', linewidth=0.1) # Cor da grade

##### BG Color #####
ax.set_facecolor("white")

##### Salvar gráfico #####
plt.savefig(f"Imagens JPEG/Portuguese/24C/{nome_arquivo}.png")

##### Mostrar gráfico #####
plt.show(f)

# Crie e salve os gráficos
criar_e_salvar_grafico("SL-CM-CMMC", 'Curvas SL, CM e CM Monte Carlo
↳ (24 °C)', [(SL, 'Curva SL', 'black'), (CM1, 'Curva CM
↳ (simplificado)', 'red'), (MC_CM, 'Curva CM (Monte Carlo)',
↳ 'darkgreen')])
criar_e_salvar_grafico("SL-OA-OAMC", 'Curvas SL, OA e OA Monte Carlo
↳ (24 °C)', [(SL, 'Curva SL', 'black'), (CM_OA_P, 'Curva OA
↳ (simplificado)', 'orange'), (MC_OA, 'Curva OA (Monte Carlo)',
↳ 'purple')])

```

```
criar_e_salvar_grafico("CMMC-OAMC", 'Curvas CM Monte Carlo e OA
↳ Monte Carlo (24 °C)', [(MC_CM, 'Curva CM (Monte Carlo)',
↳ 'darkgreen'), (MC_OA, 'Curva OA (Monte Carlo)', 'purple')],
↳ plotar_trincas=True)
```

**ANEXO B – Código Python**

Código utilizado para a criação das curvas de limite estrutural do método Carga Limite:

```
def FAD24C():
# Variáveis:

Sy = 312.58

p = 9.42

t = 1.0923

Ri = 8.4327

R0 = Ri + t

hp = [0.48, 0.43, 0.36, 0.53, 0.33, 0.53, 0.53, 0.30, 0.40, 0.45,
↵ 0.34, 0.64, 0.54, 0.48, 0.51, 0.50, 0.47, 0.50, 0.29, 0.34, 0.38]

Lp = [8.49, 11.05, 15.66, 8.06, 12.36, 9.76, 11.63, 7.05, 10.97,
↵ 10.45, 7.1, 18.88, 12.32, 11.31, 13.45, 17.89, 10.36, 4.56,
↵ 12.97, 13.09, 16.53]

a = np.multiply(hp, t)

c = np.divide(Lp, 2)

ac = np.divide(a, c)

at = np.divide(a, t)

# Dicionário tabela 9B.13 API 579-1 ASME FSS-1

for i in ac:
    if i >= 0.03125:
        conditions = {
            (0.03125, 0): {
```

```

'A0j': [0.1965046, 2.9373464, -5.2582823, 7.4889153,
↪ -6.9282667, 3.3673349, -0.6677966],
'A1j': [0.0051780, 0.1750280, 2.7718680, -4.6457154,
↪ 4.6780502, -3.2768090, 0.9840994]
},
(0.03125, 0.2): {
'A0j': [0.2114908, 2.4425792, -1.0853387, -4.3244076,
↪ 10.821413, -9.9682430, 3.2163776],
'A1j': [0.0066363, 0.2226202, 2.5052241, -3.7606471,
↪ 3.8258183, -3.0282477, 0.9830947]
},
(0.03125, 0.4): {
'A0j': [0.2246500, 2.9397340, -3.0871500, 2.4310320,
↪ 4.8690240, -9.5429900, 4.0540600],
'A1j': [0.0148750, 0.3763240, 1.5876360, -0.2147600,
↪ -0.6979300, -0.3343000, 0.2518400]
},
(0.03125, 0.6): {
'A0j': [0.2495210, 3.4159580, -4.9404800, 13.042320,
↪ -8.3791000, -3.1660100, 2.7863600],
'A1j': [0.0200470, 0.6258430, -0.0433000, 5.9592140,
↪ -8.1321500, 3.8137330, -0.8504100]
},
(0.03125, 0.8): {
'A0j': [0.3404240, 2.7101300, 5.4741060, -20.271800,
↪ 65.828770, -78.807600, 29.760500],
'A1j': [0.0306660, 0.6856860, 0.6916680, 2.5535420,
↪ 5.9341450, -13.208000, 5.4184600]
},
(0.0625, 0): {
'A0j': [0.2695332, 2.1626001, -1.6551569, -1.2970208,
↪ 4.5604304, -4.3163876, 1.4010655],
'A1j': [0.0138667, 0.1827458, 2.5749608, -3.9044679,
↪ 3.3556301, -2.1772209, 0.6420134]
},
(0.0625, 0.2): {
'A0j': [0.2834411, 2.0560718, -0.8751298, -1.5432422,
↪ 3.0228355, -2.2245268, 0.5558294],

```

```

      'A1j': [0.0182016, 0.2072911, 2.5921978, -4.2023608,
      ↪ 4.5304917, -3.5646673, 1.1564770]
    },
    (0.0625, 0.4): {
      'A0j': [0.3137750, 2.3258560, -0.8579900, -0.9040300,
      ↪ 4.2766520, -5.1745700, 1.8051000],
      'A1j': [0.0243570, 0.3072050, 2.1814360, -1.9816300,
      ↪ 1.1663170, -1.1678700, 0.4025600]
    },
    (0.0625, 0.6): {
      'A0j': [0.3600610, 2.8884850, -2.6105300, 8.0008110,
      ↪ -6.6659700, -0.3626000, 1.1229800],
      'A1j': [0.0371430, 0.4201240, 2.0068380, -1.0550900,
      ↪ 2.0695720, -3.6421800, 1.4368800]
    },
    (0.0625, 0.8): {
      'A0j': [0.4694430, 3.3305190, -1.8346900, 11.806850,
      ↪ -5.5419600, -10.763600, 6.8425000],
      'A1j': [0.0598490, 0.7065030, 0.7632970, 4.4319820,
      ↪ -3.1569500, -2.8592200, 1.8893100]
    },
    (0.125, 0): {
      'A0j': [0.4065238, 0.7772483, 3.8861644, -12.573943,
      ↪ 16.760207, -11.014593, 2.8706957],
      'A1j': [0.0320270, 0.1825342, 2.2670449, -2.7076615,
      ↪ 1.2088194, -0.3777430, 0.0763155]
    },
    (0.125, 0.2): {
      'A0j': [0.4146617, 1.1413375, 1.8316706, -6.3486958,
      ↪ 7.9232241, -5.0205478, 1.2773760],
      'A1j': [0.0480559, 0.0160274, 3.9258710, -9.0346145,
      ↪ 12.528263, -9.7913648, 3.0207677]
    },
    (0.125, 0.4): {
      'A0j': [0.4883450, 1.4676440, 1.4043140, -4.4990000,
      ↪ 5.3634750, -3.4240300, 0.8052400],
      'A1j': [0.0579240, 0.3954930, 1.4085140, 0.3793750,
      ↪ -3.3794500, 2.8735190, -0.8740400]
    },
  },

```

```

(0.125, 0.6): {
  'A0j': [0.6140930, 1.8274410, 1.0767420, -0.6119200,
    ↪ -0.6954000, -0.1405600, 0.2139800],
  'A1j': [0.0956370, 0.4497680, 1.7875670, -0.2859900,
    ↪ -1.5203300, 0.5472650, 0.0260000]
},
(0.125, 0.8): {
  'A0j': [0.8606090, 1.8707420, 3.9998690, -2.2213500,
    ↪ -1.4990000, -1.4366100, 1.6902100],
  'A1j': [0.1643640, 0.4633370, 2.6664580, -1.0454000,
    ↪ -0.4337900, -1.3064500, 0.9429600]
},
(0.25, 0): {
  'A0j': [0.6152816, -0.3348694, 6.2955620, -15.590618,
    ↪ 19.299508, -12.488107, 3.3010035],
  'A1j': [0.0703566, 0.2828152, 1.4036169, -0.6511596,
    ↪ -1.2076596, 1.0318656, -0.2423741]
},
(0.25, 0.2): {
  'A0j': [0.6292130, -0.2336322, 7.0478667, -19.982397,
    ↪ 27.848411, -19.690368, 5.5375234],
  'A1j': [0.0904740, 0.1857128, 2.4363430, -4.7462460,
    ↪ 5.8199075, -4.5017004, 1.4053473]
},
(0.25, 0.4): {
  'A0j': [0.7474850, 0.0425110, 4.3717980, -8.1944800,
    ↪ 6.2538030, -1.6898700, -0.1427300],
  'A1j': [0.1180950, 0.2484880, 1.9064220, -1.9057300,
    ↪ 0.5526770, -0.2448400, 0.1107400]
},
(0.25, 0.6): {
  'A0j': [0.9661540, -0.1353200, 5.7466490, -9.3625200,
    ↪ 4.9078280, 0.7588490, -1.1390900],
  'A1j': [0.1830270, 0.2407950, 2.0333670, -1.2883400,
    ↪ -1.3714400, 1.6503570, -0.5396800]
},
(0.25, 0.8): {
  'A0j': [1.3341440, -0.9392800, 11.458550, -22.447500,
    ↪ 20.248040, -9.5095100, 1.9907200],

```

```

        'A1j': [0.2907130, 0.0222280, 3.5382670, -4.2976700,
        ↪ 1.5378660, 0.1623560, -0.1962600]
    },
}

# Função para calcular Gi
keys = list(conditions.keys())
values_A0j = [conditions[key]['A0j'] for key in keys]
values_A1j = [conditions[key]['A1j'] for key in keys]

# Convertendo as chaves do dicionário para uma matriz numpy
↪ 2D para interpolação
points = np.array(keys)

# Convertendo os valores A0j e A1j para uma matriz numpy 2D
values_A0j = np.array(values_A0j)
values_A1j = np.array(values_A1j)

# Criando um interpolador para A0j e A1j
interpolator_A0j = LinearNDInterpolator(points, values_A0j)
interpolator_A1j = LinearNDInterpolator(points, values_A1j)

phi = (np.pi / 2)

# Função para calcular Gi
def calculate_Gi(a_c, a_t):
    beta = (2 * phi) / np.pi
    A0j = interpolator_A0j(a_c, a_t)
    A1j = interpolator_A1j(a_c, a_t)
    G0 = np.sum([(A0j[j] * (beta**j)) for j in range(7)])
    G1 = np.sum([(A1j[j] * (beta**j)) for j in range(7)])
    return G0, G1

G0_values = []
G1_values = []

for ac_value, at_value in zip(ac, at):
    G0, G1 = calculate_Gi(ac_value, at_value)
    G0_values.append(G0)

```

```

    G1_values.append(G1)

G0 = G0_values
G1 = G1_values

Q = (1 + (1.464 * ((ac) ** 1.65)))

M1 = ((2 * np.pi) / (np.sqrt(2 * Q))) * ((np.multiply(3,
↪ G1)) - G0) - (24 / 5)

M2 = 3

M3 = (6 * np.pi) / (np.sqrt(2 * Q)) * (G0 - (np.multiply(2,
↪ G1))) + (8/5)

G2 = (np.sqrt(2 * Q) / np.pi) * ((16/15) * ((1/3) * M1) +
↪ ((16/105) * M2) + ((1/12) * M3))

G3 = (np.sqrt(2 * Q) / np.pi) * ((32/35) * ((1/4) * M1) +
↪ ((32/315) * M2) + ((1/20) * M3))

G4 = (np.sqrt(2 * Q) / np.pi) * ((256/315) * ((1/5) * M1) +
↪ ((256/3465) * M2) + ((1/30) * M3))

if i < 0.03125:
    dados = {
        '0': {
            'G0': 1.120000,
            'G1': 0.682000,
            'G2': 0.524500,
            'G3': 0.440400,
            'G4': 0.379075
        },
        '0.2': {
            'G0': 1.338976,
            'G1': 0.765213,
            'G2': 0.570770,
            'G3': 0.471069,
            'G4': 0.401850
        }
    }

```

```

    },
    '0.4': {
        'G0': 1.964321,
        'G1': 1.004607,
        'G2': 0.703748,
        'G3': 0.557628,
        'G4': 0.468296
    },
    '0.6': {
        'G0': 3.270363,
        'G1': 1.483681,
        'G2': 0.963144,
        'G3': 0.724069,
        'G4': 0.590347
    },
    '0.8': {
        'G0': 5.839919,
        'G1': 2.403771,
        'G2': 1.452694,
        'G3': 1.034485,
        'G4': 0.812508
    }
}

keys = list(dados.keys())
values_G0 = [dados[key]['G0'] for key in keys]
values_G1 = [dados[key]['G1'] for key in keys]
values_G2 = [dados[key]['G2'] for key in keys]
values_G3 = [dados[key]['G3'] for key in keys]
values_G4 = [dados[key]['G4'] for key in keys]

# Convertendo as chaves do dicionário para uma matriz numpy
↔ 1D para interpolação
points = np.array([float(key) for key in keys])

# Criando um interpolador para G0 a G4
interpolator_G0 = interp1d(points, values_G0)
interpolator_G1 = interp1d(points, values_G1)
interpolator_G2 = interp1d(points, values_G2)

```

```

interpolator_G3 = interp1d(points, values_G3)
interpolator_G4 = interp1d(points, values_G4)

def calculate_Gi(a_c):
    G0 = interpolator_G0(a_c)
    G1 = interpolator_G1(a_c)
    G2 = interpolator_G2(a_c)
    G3 = interpolator_G3(a_c)
    G4 = interpolator_G4(a_c)

    return G0, G1, G2, G3, G4

G0_values = []
G1_values = []
G2_values = []
G3_values = []
G4_values = []

for ac_value in ac:
    G0, G1, G2, G3, G4 = calculate_Gi(ac_value)
    G0_values.append(G0)
    G1_values.append(G1)
    G2_values.append(G2)
    G3_values.append(G3)
    G4_values.append(G4)

G0 = G0_values
G1 = G1_values
G2 = G2_values
G3 = G3_values
G4 = G4_values

# Curva FAD:

Lr = np.arange(0, 2, 0.02)

Kr = (1 - (0.14 * (Lr ** 2))) * (0.3 + (0.7 * np.exp(-0.65 * (Lr **
↪ 6))))

```

```
# Pontos FAD SL:
```

```
# Pag 537
```

```
G12 = np.multiply(G1, 2)
```

```
K1 = (p * (Ri ** 2)) / ((R0 ** 2) - (Ri ** 2)) * (((np.multiply(2,
↪ G0)) + (np.multiply(G12, (a / R0))) + (3 * G2 * ((a / R0) ** 2))
↪ + (4 * G3 * ((a / R0) ** 3)) + ((5 * G4) * ((a / R0) ** 4))) *
↪ (np.sqrt((np.pi * a) / Q)))
```

```
Kmat = 319
```

```
Krp = np.divide(K1, Kmat)
```

```
# Pag 867, 747
```

```
alpha = alpha = (at) / (1 + (np.divide(t, c)))
```

```
g = 1 - ((20 * ((a / (2 * c)) ** 0.75)) * (alpha ** 3))
```

```
Pm = (p * Ri) / t
```

```
Pb = (-p / 2)
```

```
lbda = (1.818 * c) / np.sqrt(Ri * t)
```

```
Mt = (1.02 + (0.4411 * (lbda ** 2)) + 0.006124 * (lbda ** 4)) / (1 +
↪ (0.02642 * (lbda ** 2)) + ((1.533 * (10 ** (-6))) * (lbda ** 4)))
```

```
C = 0.85 # Pag 735
```

```
# Pag 735
```

```
Ms = (1 - (C * (at * (1 / Mt)))) / (1 - (C * at))
```

```
Sref = ((g * Pb) + (np.sqrt(((g * Pb) ** 2) + (9 * (Ms * Pm * ((1 -
↪ alpha) ** 2)) ** 2)))) / (3 * ((1 - alpha)**2))
```

```
Lrp = Sref / Sy
```

```
title = "Diagrama de Análise de Falhas (FAD) - AXI - PTWC- SL - (24  
↪ °C)"
```

```
return Lr, Kr, Lrp, Krp, hp, Lp
```