



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
CENTRO TECNOLÓGICO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Jonas Bernardi

**IMPLEMENTAÇÃO DE UMA METODOLOGIA NUMÉRICA PARA A ANÁLISE
DE FADIGA EM JUNTAS SOLDADAS**

Florianópolis
2022

Jonas Bernardi

**IMPLEMENTAÇÃO DE UMA METODOLOGIA NUMÉRICA PARA A ANÁLISE
DE FADIGA EM JUNTAS SOLDADAS**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação
em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de
Santa Catarina para a obtenção do Grau de Mestre em
Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Edison da Rosa, Dr. Eng.

Florianópolis

2022

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor,
através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Bernardi, Jonas

Implementação de uma metodologia numérica para a análise
de fadiga em juntas soldadas / Jonas Bernardi ;
orientador, Edison da Rosa, .
154 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa
Catarina, Centro Tecnológico, Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica, Florianópolis, .

Inclui referências.

1. Engenharia Mecânica. 2. Fadiga. 3. Tensão residual.
4. Integridade estrutural . 5. Trincas curtas. I. Rosa,
Edison da. II. Universidade Federal de Santa Catarina.
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

Jonas Bernardi

**IMPLEMENTAÇÃO DE UMA METODOLOGIA NUMÉRICA PARA A ANÁLISE
DE FADIGA EM JUNTAS SOLDADAS**

O presente trabalho em nível de mestrado foi avaliado e aprovado por banca examinadora composta pelos seguintes membros:

Prof. Eduardo Alberto Fancello, Dr. Sc.
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Carlos Rodrigo de Mello Roesler, Dr. Eng.
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Fábio Comes de Castro, Dr. Sc.
Universidade de Brasília

Certificamos que esta é a **versão original e final** do trabalho de conclusão que foi julgado adequado para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Prof. Henrique Simas, Dr.
Coordenação do Programa de Pós-Graduação

Prof. Edison da Rosa, Dr. Eng.
Orientador

Florianópolis, 2022.

Dedico este trabalho aos meus pais e minha irmã.

AGRADECIMENTOS

A Deus por ter me dado saúde e força para superar as dificuldades e sempre me guiar.

Aos meus pais Oscar e Dirce, por serem um exemplo de superação e por todo o incentivo e apoio.

À minha irmã Cassiane, por ser uma pessoa incrível e me tornar capaz de enfrentar novos desafios a cada nova conversa.

À minha namorada Letícia que sempre me deu força e motivação para continuar. Ela tem sido paciente, gentil e doce mesmo nesses últimos anos longe um do outro.

Ao Professor Carlos Rodrigo de Mello Roesler, gostaria de expressar minha gratidão por ter sido o primeiro Professor, do programa de Pós-Graduação, a ter aberto as portas de seu laboratório para mim.

Ao meu orientador Professor Edison da Rosa, agradeço pelo grande e incansável apoio e pela orientação durante meu mestrado. Conceitos básicos de fadiga e mecânica da fratura sempre foram explicados de maneira elegante. Literalmente, ele demonstrou paciência infinita ao longo de toda a jornada.

Por fim, gostaria de agradecer a todos os meus amigos com quem tive o prazer de compartilhar o laboratório durante o período de mestrado. Em especial, ao meu amigo Vinicius Zanardi, que no início me mostrou que haveria uma luz no fim do túnel. Foi um grande momento e aprendi muito com todos vocês. Muito obrigado.

“Abstenha-se de ilusões, insista em trabalhar e não tanto em falar.”(Dmitri Mendeleiev)

RESUMO

Nos últimos tempos, novos conceitos de projeto para fadiga foram impulsionados pela busca de segurança e redução de custos de manutenção. Esses conceitos são utilizados em diferentes indústrias como de petróleo, gás, nuclear e processos. Nesse contexto, devido à necessidade de expansão energética e restrição econômicas, o regime de trabalho destas estruturas passou a operar com capacidade máxima, sendo necessárias recorrentes avaliações dos componentes mais suscetíveis à falha. Estas falhas observam-se, principalmente, em juntas soldadas causadas por efeitos das tensões térmicas, alterações na microestrutura e deformações plásticas resultantes do processo de soldagem, que contribuem com o surgimento e crescimento de trincas no material. Assim, no presente estudo, buscou-se desenvolver uma metodologia integrada do problema de integridade estrutural em componentes soldados. Tendo essa, ênfase ao problema de tensões residuais e trincas curtas, nas suas diferentes consequências para a previsão da vida de fadiga. Para isso, realizou-se o cálculo das tensões residuais através de técnicas de elementos finitos. O corpo de prova compacto de tração (ASTM E649) e duto foram as geometrias utilizadas, sendo ambas de material do tipo SUS304. A influência das tensões residuais na vida de fadiga foi verificada com as abordagens de superposição e fechamento de trinca, utilizadas nos modelos de Newman e NASGRO. No cálculo de propagação, devido a uma grande sensibilidade quanto ao tamanho inicial do defeito, modelado como trinca, foi necessária uma razoável indicação sobre a ordem de grandeza que os eventuais defeitos, pré-existentes no material, apresentam. Deste modo, foram utilizadas indicações advindas da probabilidade de detecção em ensaios não destrutivos. Além disso, no modelo NASGRO, um limiar de propagação para trincas fisicamente curtas foi inserido, caracterizando tal regime. Estes procedimentos descritos combinados, aplicados em vários casos, resultaram em uma metodologia integrada do problema de integridade estrutural e de seu monitoramento em campo.

Palavras-chave: Fadiga. Tensão residual. Integridade estrutural. Trincas curtas.

ABSTRACT

In recent times, new design concepts for fatigue have been driven by the search for safety and maintenance cost reduction. These concepts are used in different industries such as oil, gas, nuclear, and process. In this context, due to the need for energy expansion and economic constraints, the working regime of these structures began to operate at maximum capacity, requiring recurrent evaluations of the components most susceptible to failure. These failures are mainly observed in welded joints caused by the effects of thermal stresses, changes in the microstructure, and plastic deformations resulting from the welding process, which contribute to the appearance and growth of cracks in the material. Thus, in the present study, we sought to develop an integrated methodology for the problem of structural integrity in welded components. With that in mind, emphasis on the problem of residual stresses and short cracks, in their different consequences for the prediction of fatigue life. For this, the residual stresses were calculated using finite element techniques. The compact tensile test specimen (ASTM E649) and duct were the geometries used, both of material type SUS304. The influence of residual stresses on fatigue life was verified with the superposition and crack closure approaches, used in the Newman and NASGRO models. In the propagation calculation, due to a great sensitivity regarding the initial size of the defect, modeled as a crack, it was necessary to have a reasonable indication of the order of magnitude that any defects, pre-existing in the material, present. Thus, indications arising from the probability of detection in non-destructive tests were used. Furthermore, in the NASGRO model, a propagation threshold for physically short cracks was inserted, characterizing such a regime. These combined described procedures, applied in several cases, resulted in an integrated methodology of the structural integrity problem and its monitoring in the field.

Keywords: Fatigue. Residual stress. Structural integrity. Short cracks.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Representação esquemática dos estágios do fenômeno de fadiga na superfície de uma peça.....	20
Figura 2 - Representação esquemática do crescimento de uma trinca no material.	21
Figura 3 - Representação esquemática do efeito de contorno de grão no crescimento de trinca.	22
Figura 4 - Representação esquemática das diferentes situações para o crescimento de trinca.	23
Figura 5 - Representação esquemática do comportamento de fechamento de trinca.	24
Figura 6 - Diferenças entre as Curvas $\Delta\sigma - N_i$ para os materiais alumínio e aço.	28
Figura 7 - Representação esquemática das condições de escoamento na ponta da trinca.	31
Figura 8 - Efeito de diferentes relações de tensão.	34
Figura 9 - Representação esquemática do comportamento típico de crescimento de trincas longas por fadiga em metais.	36
Figura 10 - Faixa de escalas físicas atribuídas a engenharia.	37
Figura 11 - Representação esquemática do comportamento de crescimento de trincas por fadiga para trincas longas e curtas em função da faixa do fator de intensidade de tensão, ΔK	38
Figura 12 - Esquema mostrando o período de vida total de fadiga.	38
Figura 13 - Representação esquemática da propagação de trinca por fadiga contemplando diferentes regimes.....	42
Figura 14 - Escalas de comprimento de trincas do ciclo de vida de um componente submetido a carregamento cíclico.	43
Figura 15 - Representação esquemática faixa de tensão no limite de crescimento da trinca em função do comprimento da trinca.	44
Figura 16 - Representação esquemática Diagrama de Kitagawa-Takahashi comparação entre modelos.....	50
Figura 17 - Representação esquemática Diagrama de Kitagawa-Takahashi demonstrando os regimes de propagação e não propagação da trinca.	51
Figura 18 - Representação esquemática do limite de propagação de trinca por fadiga de finido em função do comprimento da trinca.	53
Figura 19 - Comparação entre curvas ($\Delta\sigma - N_i$) para diferentes amostras.	54
Figura 20 - Representação esquemática das diferentes regiões formadas em uma junta soldada.	55

Figura 21- Distribuições de tensões residuais de soldagem na superfície em uma junta de topo, esquemático; (a) longitudinal; (b) transversal, (c) transversal normal ao plano.	57
Figura 22 - Efeito da tensão residual de tração no carregamento cíclico.	58
Figura 23 - Efeito da tensão residual de compressão no carregamento cíclico.	58
Figura 24 - Representação esquemática tipos de defeitos em juntas soldadas.	61
Figura 25 - Curvas de probabilidade de detecção de defeitos.	65
Figura 26 - Curva PoD, mostrando valor médio, limite de confiança de 95% e α_d	66
Figura 27 - Representação esquemática da idealização de defeitos.	69
Figura 28 - Representação esquemática das etapas para o cálculo das tensões residuais.	73
Figura 29 - (a) Dimensões do corpo de prova C(T) ASTM E647; (b) Modelo tridimensional; (c) Cordão de solda orientado perpendicular ao entalhe; (d) Cordão de solda orientado paralelo ao entalhe.	74
Figura 30 - Refinamento de malha baseado na máxima temperatura atingida.	75
Figura 31 - (a) Malha com o cordão de solda orientado paralelo aos furos; (b) Malha com o cordão de solda orientado perpendicular aos furos.	76
Figura 32 - Detalhe dos locais de aplicação das condições de contorno para simulação de soldagem 3D.	79
Figura 33 - Modelo da fonte de calor com elipsoide dupla.	80
Figura 34 - Guia de aplicação V&V.	84
Figura 35 - Fluxograma do método MFEL para calcular a vida de propagação.	87
Figura 36 - Informações de entrada e etapas básicas de uma análise de tolerância a danos de um vaso de pressão.	90
Figura 37 - Representação esquemática da análise de tolerância a dano aplicada ao vaso de pressão.	91
Figura 38 - (a) Representação esquemática da amostra de teste C(T); (b) Distribuição de temperatura no momento em a tocha passa pelo ponto T2.	93
Figura 39 - Curva de temperatura x tempo do modelo térmico empregado, especificamente para o ponto T2 da superfície da placa.	94
Figura 40 - Distribuição da tensão residual longitudinal ao longo do plano A-A em uma solda de topo.	95
Figura 41 - Distribuição da tensão residual transversal ao longo do plano B-B em uma solda de topo.	96

Figura 42 - Comparação das taxas de propagação previstas sob carga de amplitude constante.	97
Figura 43 - Comparação da vida de propagação prevista sob carga de amplitude constante: nominal $R = 0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR) e sem a influência do campo de tensão residual (SR).	98
Figura 44 - Comparação das taxas de propagação previstas para $\Delta K_{th,TL}$ e ΔK_{th} sem com a influência das tensões residuais.	100
Figura 45 - (a) Limite estimado de propagação de trinca por fadiga em função do comprimento de trinca;	100
Figura 46 - Vida de propagação prevista para os modelos NASGRO e NASGRO Estendido, para diferentes a_i , sob carga de amplitude constante: nominal $R=0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR).	101
Figura 47 - Vida de propagação prevista para os modelos NASGRO e NASGRO Estendido, para mesmo a_i , sob carga de amplitude constante: nominal $R=0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR).	102
Figura 48 - (a) Representação esquemática da amostra de teste C(T); (b) Distribuição de temperatura no momento em a tocha passa pelo ponto T3.	103
Figura 49 - Curva de temperatura x tempo para o ponto T3 da superfície da placa.	103
Figura 50 - Distribuição da tensão residual longitudinal ao longo do plano A-A em uma solda de topo.	104
Figura 51 - Distribuição da tensão residual transversal ao longo do plano B-B em uma solda de topo.	105
Figura 52 - Comparação das taxas de propagação previstas sob carga de amplitude constante.	106
Figura 53 - Comparação da vida de propagação prevista sob carga de amplitude constante: nominal $R=0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR) e sem a influência do campo de tensão residual (SR).	107
Figura 54 - Comparação da vida de propagação prevista para os modelos NASGRO e NASGRO Estendido sob carga de amplitude constante: nominal $R=0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR).	108
Figura 55 - Vida de propagação prevista para os modelos NASGRO e NASGRO Estendido, para diferentes a_i , sob carga de amplitude constante: nominal $R=0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR).	109

Figura 56 - Vida de propagação prevista para os modelos NASGRO e NASGRO Estendido, para mesmos a_i , sob carga de amplitude constante: nominal $R=0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR).....	109
Figura 57 - Geometria e tensões em um cilindro.	111
Figura 58 – (a) Geometria do duto soldado; (b) Orientação da soldagem.	113
Figura 59 – (a) Condições de contorno mecânicas aplicadas; (b) Discretização da geometria.	114
Figura 60 - (a) Curva de temperatura x tempo do modelo térmico empregado, especificamente para o ponto $\theta = 90^\circ$ na superfície do duto; (b) Distribuição de temperatura no momento em a tocha passa pelo ponto $\theta = 90^\circ$	115
Figura 61 - Distribuição das tensões axiais interna.	116
Figura 62 - Distribuições das tensões axiais externa.	116
Figura 63 - Distribuição de tensões circunferências externas.	117
Figura 64 - Distribuição de tensões residuais circunferências internas.	118
Figura 65 - Representação esquemática do cálculo da vida de propagação de trincas por fadiga.	119
Figura 66 - Representação esquemática de um tubo com uma trinca na orientação axial; a) superfície externa; b) superfície interna.	120
Figura 67 - Comparação da vida de propagação prevista sob carga de amplitude constante: nominal $R=0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR) e sem a influência do campo de tensão residual (SR).	121
Figura 68 - Comparação da vida de propagação prevista sob carga de amplitude constante: nominal $R=0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR) e sem a influência do campo de tensão residual (SR).	122
Figura 69 - Representação esquemática de um tubo com uma trinca na orientação circunferencial; a) superfície externa; b) superfície interna.	123
Figura 70 - Comparação da vida de propagação prevista sob carga de amplitude constante: nominal $R=0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR) e sem a influência do campo de tensão residual (SR).	123
Figura 71 - Comparação da vida de propagação prevista sob carga de amplitude constante: nominal $R=0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR) e sem a influência do campo de tensão residual (SR).	124
Figura 72 - Curva PoD (a) do método de ultrassom obtida em inspeções de dutos.	125

Figura 73 - Plano de inspeção para o duto contendo uma trinca interna superficial com orientação axial.....	126
Figura 74 - Representação esquemática dos regimes de propagação abordados na aplicação do duto.....	127
Figura 75 – Representação esquemática da metodologia integrada para o problema estrutural.	128
Figura 77 - Representação esquemática dos locais de medição de temperatura dos termopares.	141
Figura 78 - (a) Modelo tridimensional da geometria; (b) Discretização da geometria.	142
Figura 79 - Comparativo do ciclo térmico no ponto T1.....	143
Figura 80 - Comparativo tensão residual longitudinal.	144

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Classes de trincas.	42
Tabela 2 - Tamanho mínimo de defeito detectável em amostras polidas em milímetros.	68
Tabela 3 - Tamanho mínimo de defeito detectável em amostras com usinagem fina em milímetros.....	68
Tabela 4 - Tamanho mínimo de trinca detectável em milímetros.	69
Tabela 5 - Comparação dos procedimentos de avaliação estrutural.....	71
Tabela 6 - Propriedades térmicas e mecânicas do SUS304.....	77
Tabela 7 - Parâmetros de simulação da fonte de calor do processo de soldagem.	81
Tabela 8 - Propriedades mecânicas e parâmetros dos modelos de crescimento de trincas NASGRO e Newman [$MPa, MPa\sqrt{m}$] para o SUS304.....	87
Tabela 9 - Parâmetros de simulação da fonte de calor do processo de soldagem.	114
Tabela 10 - Propriedades térmicas e mecânicas do St37.....	141
Tabela 11 - Parâmetros de simulação da fonte de calor do processo de soldagem <i>GTAW</i>	142

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

API	<i>American Petroleum Institute</i>
ASME	<i>American Society of Mechanical Engineers</i>
BS	<i>British Standard</i>
CT	<i>Compact Tension</i>
CTOD	Deslocamento da abertura da ponta da trinca
ETM	<i>Engineering Treatment Model</i>
FIT	Fator de intensidade de tensão
FITNET	<i>Fitness For Service Procedure</i>
FKM	<i>Fracture Mechanics Assessment Guideline</i>
GE-EPRI	<i>General Electric - Electric Power Research Institute</i>
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
MB	Metal base
MFEL	Mecânica da fratura elástica linear
MFEP	Mecânica da fratura elasto-plástica
MS	Metal de solda
SINTAP	<i>Structural Integrity Assessment Procedures for European Industry</i>
TCM	Trincas curtas microestruturais
TFC	Trincas fisicamente curtas
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
TL	Trincas longas
TMC	Trincas mecanicamente curtas
TTL	Temperatura de transformação de estado líquido
TTS	Temperatura de transformação de estado sólido
ZTA	Zona termicamente afetada

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos Gerais

A	Coeficiente de resistência cíclica
A_0	Constante do material equação fechamento de Newman
A_1	Constante do material equação fechamento de Newman
A_2	Constante do material equação fechamento de Newman
A_3	Constante do material equação fechamento de Newman
a_G	Largura da fonte de calor Goldak
a	Tamanho da trinca
a_d	Tamanho tecnicamente detectável de trinca
a_f	Tamanho de fratura da trinca
a_i	Tamanho inicial da trinca
a_s	Tamanho da trinca superficial
$a_{th,l}$	Tamanho limiar do regime de trincas longas
B	Constante do material equação de Coffin-Manson
b	Profundidade da fonte de calor Goldak
\mathbf{b}	Vetor de Burgers
b_m	Constante do material equação de Coffin-Manson
C_c	Constante do material equação de Chan e Lankford
C_f	Parâmetros do material equação de Forman
C_p	Parâmetro do material equação de Paris
C_n	Parâmetros do material Modelo NASGRO
C_2	Constante do material Modelo de Hobson
C_3	Constante do material Modelo de Hobson
c	Calor específico
c_f	Parâmetro de forma fonte de calor Goldak
c_m	Constante do material equação de Coffin-Manson
c_r	Parâmetro de forma fonte de calor Goldak
D	Distância de barreira a barreira
D_1	Limiar de crescimento da trinca Modelo de Hobson
d	Distância barreira microestrutural mais forte para o limite de fadiga simples
da	Incremento do tamanho da trinca
dU	Incremento da energia total
E	Módulo de elasticidade
$f_{ij}(\theta)$	Termo generalizado para a geometria
f_1	Fração de deslocamento da banda de deslizamento
f_f	Fração de calor depositado antes da tocha
f_r	Fração de calor depositado atrás da tocha
G	Energia liberada em um ciclo pelo sistema
h_c	Coeficiente de convecção
I	Corrente elétrica
J	Integral J
J_c	Parâmetro crítico do material da Integral J

K	Fator de intensidade de tensão
$K_{app,max}$	Fator de intensidade de tensão máximo total aplicado
$K_{app,min}$	Fator de intensidade de tensão mínimo total aplicado
K_{IC}	Tenacidade a fratura do material
K_{max}	Fator de intensidade de tensão máximo
K_{min}	Fator de intensidade de tensão mínimo
K_{op}	Fator de intensidade de tensão de abertura da trinca
K_t	Condutividade térmica
$K_{tot,max}$	Fator de intensidade de tensão máximo total
$K_{tot,min}$	Fator de intensidade de tensão mínimo total
k	Parâmetro do material Modelo de Chapetti
L	Comprimento
L_r	Comprimento da faixa de deslizamento
l	Largura da placa
l_0	Tamanho intrínseco
M	Constante do material equação de Coffin-Manson
m_c	Constante do material Modelo de Chan e Lankford
m_h	Constante do material Modelo de Hobson
m_n	Parâmetros do material Modelo NASGRO
m_p	Parâmetro do material Modelo Paris
N_i	Número de ciclos de iniciação
$N_{p,d}$	Número de ciclos de propagação do tamanho tecnicamente detectável
$N_{p,f}$	Número de ciclos de propagação para fratura
$N_{p,TC}$	Número de ciclos de propagação regime trincas curtas
$N_{p,TL}$	Número de ciclos de propagação regime trincas longas
$N_{p,thl}$	Número de ciclos de limiar regime trincas longas
N_T	Número de ciclos total
n_d	Número de deslocamentos
n_f	Parâmetro do material equação de Forman
n_w	Parâmetro do material equação de Walker
n_1	Constante do material Modelo de Chan e Lankford
P_i	Pressão interna
P_o	Pressão externa
p	Parâmetro do material Modelo NASGRO
q	Parâmetro do material Modelo NASGRO
\dot{q}	Taxa de geração de calor
q_c	Troca de calor por convecção
q_f	Potência gerada por unidade de volume através da fonte proposta por Goldak
q_i	Energia absorvida durante a transformação de fase
q_r	Potência gerada por unidade de volume através da fonte proposta por Goldak
q_{ra}	Troca de calor por radiação
R_n	Comprimento da banda de deslizamento
R	Razão de tensão
R_{eff}	Razão de tensão de efetiva
R_i	Raio interno

R_o	Raio externo
r	Raio da ponta da trinca
r_0	Raio do núcleo do primeiro deslocamento
r_p	Tamanho da zona plástica raio
T	Temperatura
T_∞	Temperatura ambiente
t	Espessura
U_e	Tensão elétrica
U	Energia da banda de deslizamento
U_{eff}	Fator de fechamento efetivo
u	Expoente de resistência cíclica
ν	Coefficiente de Poisson
w	Parâmetro da amostra
X	Distância da ponta da trinca do limite do grão mais próximo
Y	Fator de correção geométrico

Alfabeto Grego

α	Coefficiente de expansão térmica
α_p	Fator de restrição plástica
β	Constante de Stefan-Boltzmann
γ	Parâmetro do material
ΔK	Faixa do fator de intensidade de tensão
ΔK_{app}	Faixa do fator de intensidade de tensão aplicado
ΔK_e	Comportamento extrínseco de fechamento
ΔK_{ef}	Faixa do fator de intensidade de tensão efetivo
ΔK_{et}	Componente extrínseco total
ΔK_{th}	Limiar de propagação para trincas fisicamente curtas
$\Delta K_{th,ha}$	Limiar de propagação modificado El Haddad
$\Delta K_{th,l}$	Limiar de propagação para trincas longas
$\Delta K_{th,tcm}$	Limite microestrutural para a propagação de trincas
ΔK_{tot}	Faixa total do fator de intensidade de tensão
ΔP	Faixa da carga aplicada
$\Delta \epsilon$	Faixa de deformação
$\Delta \epsilon_p$	Faixa da deformação plástica
$\Delta \sigma$	Faixa da tensão nominal
$\Delta \sigma_f$	Faixa de tensão nominal crítica
δ	Deslocamento de abertura da ponta da trinca
δ_c	Parâmetro crítico do material
ϵ_e	Deformações elásticas
ϵ_p	Deformações plásticas
ϵ_p^*	Valor crítico de deformação plástica
ϵ_r	Emissividade
ϵ_t	Deformação total
ϵ_{th}	Deformações térmicas
ζ	Fator de orientação
η	Rendimento térmico do arco

θ	Ângulo de abertura da trinca
μ	Módulo de cisalhamento
ρ	Massa específica
σ_f	Tensão limite de fadiga para trincas superficiais
σ_{ij}	Tensões locais
σ_{max}	Tensão máxima
σ_{min}	Tensão mínima
σ_N	Tensão de resistência a fadiga
σ_o	Tensão de fluxo
σ_{op}	Tensão de abertura da trinca
σ_r	Tensão residual
σ_u	Tensão limite de resistência
σ_y	Tensão limite de escoamento
τ_A	Tensão cisalhantes de grãos vizinhos A
τ_{app}	Tensão cisalhante aplicada
τ_B	Tensão cisalhantes de grãos vizinhos B
τ_0	Tensão interna de atrito
ϑ	Constante que representa a macro geometria e uma condição de carregamento da soldagem
ω	Tamanho da zona plástica

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	15
1.1	OBJETIVOS	16
1.1.1	Objetivo geral.....	16
1.1.2	Objetivos específicos	17
1.2	ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO	17
2	REVISÃO TÉORICA	19
2.1	FENÔMENO DE FADIGA.....	19
2.1.1	Nucleação e crescimento da trinca	20
2.1.2	Fechamento de trinca	23
2.2	CRITÉRIOS DE PROJETO PARA FADIGA	26
2.2.1	Modelo Tensão Vida	27
2.2.2	Modelo Deformação Vida	29
2.2.3	Mecânica da fratura	29
2.2.3.1	Lei de Paris	33
2.2.3.2	Influência da tensão média na taxa de propagação.....	34
2.2.3.3	Comportamento de propagação do regime das trincas longas.....	35
2.3	TRINCAS CURTAS	36
2.3.1	Classificação do regime das trincas.....	38
2.3.2	Modelos de trincas curtas por fadiga.....	43
2.3.2.1	Diagrama de Kitagawa-Takahashi e Modelo de El Haddad.....	43
2.3.2.2	Modelo de Chan e Lankford	45
2.3.2.3	Modelo de Los Rios, Tang e Miller.....	46
2.3.2.4	Modelo de Navarro e Los Rios	47
2.3.2.5	Modelo de Hobson.....	49
2.3.2.6	Modelo Chapetti	50

2.4	FADIGA EM UNIÕES SOLDADAS	54
2.4.1	Tensões residuais	55
2.4.2	Influência dos campos de tensão residual na propagação	57
2.4.3	Defeitos na solda	60
2.4.3.1	Falta de penetração	60
2.4.3.2	Falta de fusão	61
2.4.3.3	Trincas	61
2.4.3.4	Defeitos de forma	61
2.4.3.5	Inclusões	62
2.4.3.6	Porosidades	62
2.4.4	Tamanho inicial de defeitos modelados como trinca em soldas	62
2.5	DETECÇÃO DE DEFEITOS EM UNIÕES SOLDADAS	63
2.5.1	Confiabilidade em ensaios não destrutivos	64
2.5.2	Probabilidade condicional.....	66
2.5.3	Tamanho mínimo de defeito detectável	67
2.6	CÓDIGOS E NORMAS PARA AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL	70
3	METODOLOGIA.....	72
3.1	CÁLCULO DA TENSÃO RESIDUAL	72
3.1.1	Modelagem da junta soldada	73
3.1.2	Discretização do modelo em elementos finitos	74
3.1.3	Propriedades físicas e mecânicas do material.....	76
3.1.4	Condições de contorno	77
3.1.4.1	Condições de contorno térmicas	77
3.1.4.2	Condições de contorno mecânicas	78
3.1.5	Modelagem da Fonte de calor.....	79
3.1.6	Análise térmica.....	82
3.1.7	Análise mecânica.....	82

3.1.8	Validação e verificação	83
3.2	MÉTODOS DE PREVISÃO PARA A VIDA DE PROPAGAÇÃO	85
3.2.1	Aplicação das Teorias de Superposição e Fechamento na MFEL	85
3.2.2	Modelo NASGRO Estendido	87
3.3	METODOLOGIA DE TOLERÂNCIA AO DANO.....	88
3.4	RESUMO DO CAPÍTULO	91
4	PREVENDO O CRESCIMENTO DE TRINCAS EM CAMPOS DE TENSÕES RESIDUAIS	92
4.1	CASO 1: TRINCA CRESCENDO PERPENDICULAR AO CORDÃO DE SOLDA.....	92
4.1.1	Análise térmica da tensão residual	92
4.1.2	Análise mecânica da tensão residual	94
4.1.3	Vida de propagação: Avaliação K_{res} e ΔK_{eff}	96
4.1.4	Vida de propagação: Avaliação do limiar de propagação trincas longas ΔK_{th}, TL e limiar de propagação para trincas fisicamente curtas ΔK_{th}	99
4.2	CASO 2: TRINCA CRESCENDO PARALELA AO CORDÃO DE SOLDA... 102	
4.2.1	Análise térmica da tensão residual	102
4.2.2	Análise mecânica da tensão residual	104
4.2.3	Vida de propagação: Avaliação K_{res} e ΔK_{eff}	105
4.2.4	Vida de propagação: Avaliação do limiar de propagação trincas longas ΔK_{th}, TL e do limiar de propagação trincas fisicamente curtas ΔK_{th}	107
5	CASO DE ESTUDO: VASO DE PRESSÃO	110
5.1	TENSÕES EM COMPONENTES CILÍNDRICOS.....	110
5.1.1	Tensão na direção circunferencial	111
5.1.2	Tensão na direção axial	111
5.1.3	Tensão na direção radial	112
5.2	ANÁLISE TÉRMICA DA TENSÃO RESIDUAL	112

5.3	ANÁLISE MECÂNICA DA TENSÃO RESIDUAL.....	115
5.4	VIDA DE PROPAGAÇÃO	118
5.4.1	Trincas axiais	120
5.4.2	Trincas circunferências	122
5.5	APLICAÇÃO PROJETO DE TOLERÂNCIA AO DANO	124
6	CONCLUSÃO.....	129
6.1	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	130
	REFERÊNCIAS.....	131
	APÊNDICE A - Validação da metodologia do cálculo das tensões residuais	140

1 INTRODUÇÃO

A demanda de energia aumentou consideravelmente nas últimas décadas e deve dobrar até 2050. Neste contexto, os oleodutos desempenham um papel significativo no transporte de recursos energéticos, como petróleo bruto e gás natural. No ano de 2018, 47,5% da eletricidade no Reino Unido, ainda era gerada a partir de gás, carvão e outras fontes de petróleo, (A. N. S, 2019). Em vista da necessidade de ampliação energética, aliada a restrições econômicas, o regime de trabalho destas estruturas passou a operar com capacidade máxima. Por esta razão, atingem-se condições severas, sendo necessárias recorrentes avaliações da integridade dos componentes mais suscetíveis à falha.

Estas avaliações, utilizadas em diferentes indústrias, mostram-se essenciais em sistemas de tubulações, pois a união dos componentes é realizada por meio do processo de soldagem. Tal método de fabricação é amplamente utilizado em estruturas devido ao seu baixo custo, resistência e flexibilidade. No entanto, os efeitos do aquecimento local da fonte compreendem a formação da poça de fusão fundida, que pode levar à incorporação de imperfeições e defeitos na solda. O aporte de calor é tanto que resulta em campos de temperatura transientes complexos, originando tensões residuais de alta magnitude na peça após o resfriamento, (CUI *et al.*, 2019).

Com isso, tipicamente, as juntas de solda estão entre as partes mais vulneráveis nas avaliações de falhas de integridade estrutural. Soldagens são relatadas como locais privilegiados para falhas prematuras, (LI *et al.*, 2016). Isso ocorre, pois fatores induzidos por soldagem, como a introdução de tensões residuais, alterações na microestrutura e deformações plásticas, comprometem a integridade do componente, (TANNER, 2009). Esses eventos, culminam com o início e crescimento de trincas no material, de modo que a falha por fadiga seja a mais comum observada em oleodutos, (ANTAKI, 2003).

Desta forma, os novos conceitos de projeto de fadiga para estruturas soldadas são impulsionados pela busca de segurança e redução de custos de manutenção. A título de exemplo, a metodologia de tolerância ao dano leva em consideração uma falha pré-existente no componente que cresce até um tamanho crítico, (TAVARES; CASTRO, 2019). Neste caso, o número de ciclos ou o tempo para propagar uma falha, assumidos ou medidos usando técnicas não destrutivas de detecção de falhas, definem a vida útil à fadiga visto que é impossível ter componentes fabricados sem falhas.

Cabe ressaltar que, após nucleada a trinca, as solicitações dinâmicas são as responsáveis pelo seu avanço progressivo que poderá resultar na fratura estrutural. Na prática, o crescimento de trincas é um processo lento e contínuo que ocorre em várias escalas de diferentes tamanhos. Em cada um destes regimes, devido às particularidades, o comportamento de propagação é caracterizado de forma diferente. Logo, para conceitos de controle de fratura tolerantes a danos, em estruturas soldadas, torna-se essencial estimar tais comportamentos em conjunto com a influência das tensões residuais.

Assim, no presente estudo, buscou-se desenvolver uma metodologia integrada do problema de integridade estrutural em componentes soldados. Tendo essa, ênfase ao problema de tensões residuais e trincas curtas, nas suas diferentes consequências para a previsão da vida de fadiga.

Neste contexto, realizou-se o cálculo das tensões residuais através de técnicas de elementos finitos para duas juntas soldadas. A influência destas, na vida em fadiga, foi observada por meio das abordagens de superposição e fechamento de trinca, aplicadas nos modelos de Newman (1984) e NASGRO (1999).

Para o cálculo de propagação, devido a uma grande sensibilidade quanto ao tamanho inicial do defeito, modelado como trinca, foi necessária uma razoável indicação sobre a ordem de grandeza que os eventuais defeitos, pré-existent no material, apresentam. Deste modo, foram utilizadas indicações advindas da probabilidade de detecção em ensaios não destrutivos.

Além disso, no modelo NASGRO, um limiar de propagação para trincas fisicamente curtas, foi inserido, caracterizando tal regime. Após a aplicação e comparação de diferentes casos, a dissertação finaliza com uma visão integrada do problema de integridade estrutural e de seu monitoramento em campo.

1.1 OBJETIVOS

Nas seções abaixo estão descritos o objetivo geral e os objetivos específicos desta dissertação.

1.1.1 Objetivo geral

O objetivo geral deste trabalho é desenvolver uma metodologia integrada do problema de integridade estrutural em componentes soldados. Tendo essa, ênfase ao problema de tensões

residuais e trincas curtas, nas suas diferentes consequências para a previsão da vida de fadiga. Através desta pesquisa, pretende-se que a análise de segurança nestes componentes possa ser melhorada e ajude a otimizar as operações de funcionamento.

1.1.2 Objetivos específicos

Diante do objetivo geral apresentado podem ser sumarizados os seguintes objetivos específicos:

- i) Desenvolver técnicas de modelagem numérica que consigam prever o campo de tensão residual após os processos de soldagem MAG e TIG para geometrias com formato de um corpo prova CT (ASTM E647) e um duto.
- ii) Definir critérios de tamanhos de trincas que representem as fronteiras dos distintos regimes de propagação;
- iii) Analisar os modelos de propagação Newman (1984) e NASGRO (1999) que possam caracterizar a taxa de crescimento de trincas de comprimento arbitrário levando em consideração os efeitos de tensões residuais;
- iv) Propor um plano de manutenção, através de intervalos de inspeções, estimando a vida útil de um duto soldado contendo defeitos, sob influência da solicitação proveniente da pressão interna.

1.2 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

O alcance dos objetivos declarados acompanhados dos resultados de pesquisa realizada é explicado em seis capítulos formados e delineados da seguinte forma:

- O capítulo 1 fornece uma introdução à necessidade de previsão precisa da vida em fadiga de juntas soldadas, objetivos da metodologia proposta juntamente com seus benefícios.

- O capítulo 2 apresenta a revisão teórica, contendo, princípios, equações fundamentais e as leis utilizadas na mecânica da fratura e na previsão da vida em fadiga. Também, proporciona uma discussão envolvendo os conceitos básicos relativos às trincas curtas, tensões residuais e detecção de defeitos em uniões soldadas através de ensaios não destrutivos.
- O capítulo 3 expõe a metodologia utilizada nesta dissertação. Os recursos de modelagem por elementos finitos (EF), implementados para o cálculo das tensões residuais em juntas soldadas são explicados. Além disso, o capítulo apresenta um método de tolerância ao dano como formas para estimar a vida de propagação em estruturas soldadas.
- O capítulo 4 expõe os principais resultados das previsões feitas para um corpo de prova de tração CT. A metodologia é aplicada em dois cenários: trinca crescendo perpendicular e paralela ao cordão de solda. Primeiro, os resultados apresentam a ação das tensões residuais nos modelos de propagação Newman e NASGRO. No modelo NASGRO demonstra-se também a influência ao considerar um limiar de propagação variável com o tamanho de trinca, de modo a abranger o regime de trincas fisicamente curtas.
- O capítulo 5 apresenta o estudo de um duto soldado aplicado na indústria petrolífera. As vidas previstas para diferentes configurações de defeitos no componente proporcionaram uma visão integrada do problema de integridade estrutural e de seu monitoramento em campo.
- O capítulo 6 resume os principais resultados obtidos nesta pesquisa. Também oferece recomendações para trabalhos futuros, a fim de potencial melhorias na metodologia proposta.

2 REVISÃO TEÓRICA

Este capítulo apresenta o conhecimento básico que será discutido e amplamente utilizado ao longo desta dissertação. Na literatura, retoma e revisa os princípios de fadiga e mecânica da fratura. Os efeitos das tensões residuais, no crescimento de trinca por fadiga, também são discutidos e os principais trabalhos encontrados são apresentados.

2.1 FENÔMENO DE FADIGA

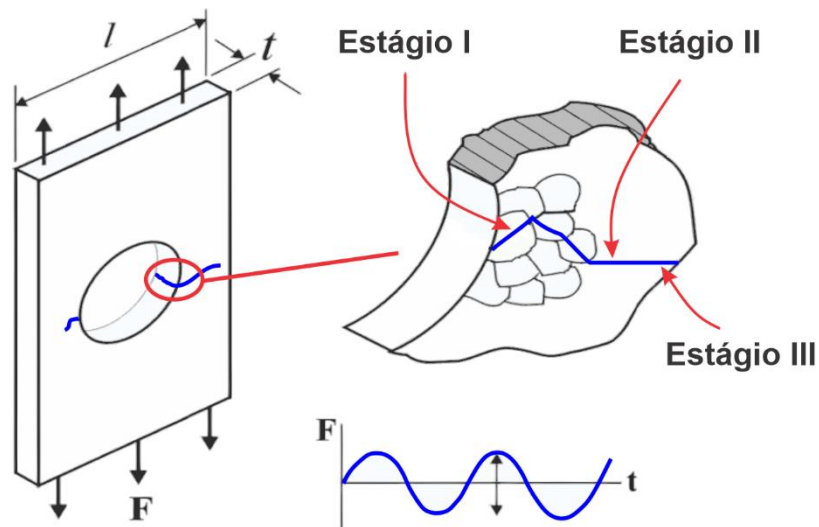
A maior parte dos componentes estruturais de engenharia está submetida em serviço a carregamentos cíclicos. Este tipo de carregamento causa danos físicos microscópicos, que com o passar do tempo, vai acumulando-se e desenvolvendo um dano macroscópico nos materiais envolvidos. Isto provoca o fenômeno de degradação mecânica conhecido como fadiga, que pode levar à fratura catastrófica da estrutura. (BRANCO; FERNANDES; CASTRO, 1999).

A equação (1) representa a vida total de fadiga, N_t , que é definida pelo número de ciclos de iniciação da trinca, N_i , e o número de ciclos de propagação, N_p . O limite entre o início e a propagação de trincas de fadiga não é definido com precisão, pois isso requer um consenso claro sobre o tamanho mínimo da falha que constitui uma trinca; tal consenso não existe. Normalmente, assume-se que um estágio supera o outro, e então é estudado, (STEPHENS; FUCHS; FATEMI, 2001).

$$N_t = N_i + N_p \quad (1)$$

De maneira geral, as falhas por fadiga consistem em três estágios: iniciação, propagação e fratura. O estágio I envolve a formação da fissura, através de intrusões nas bandas de deslizamento, ocasionado a nucleação, que evolui de maneira paralela aos planos atômicos de deslizamento. Quando a trinca começa se propagar no sentido perpendicular à carga, tem início ao estágio II. A falha acontece no estágio III, onde a trinca torna-se instável. Nos estágios II e III, o avanço da trinca, em policristais dúcteis, independe da microestrutura. Ao contrário ocorre em I, o qual mostra-se sensível a microestrutura, (SCHIJVE, 2008). A Figura 1 detalha os três estágios do processo de fadiga.

Figura 1 - Representação esquemática dos estágios do fenômeno de fadiga na superfície de uma peça.



Fonte: Adaptado de (M. ZUBERRUDDIN, 2009).

2.1.1 Nucleação e crescimento da trinca

O início da trinca por fadiga e o crescimento são uma consequência do escorregamento cíclico. Neste sentido, para o regime de alto ciclo, a falha por fadiga ocorre em amplitudes de tensão abaixo do limite de escoamento, a um nível tão baixo de tensão, que a deformação plástica é limitada a um pequeno número de grãos do material. Devido à menor restrição ao deslizamento, essa microplasticidade ocorre em grãos desfavoravelmente orientados na superfície do material, (NEWMAN, 1997).

Essa deformação que surge nos grãos explica a nucleação da trinca, pois quando o corpo se deforma plasticamente, mesmo que a nível microscópico, não retorna ao seu estado natural. Na medida que a deformação plástica ocorre em uma determinada direção e fica alternando de sentido, essa constante movimentação faz com que surjam saliências (extrusões) e sulcos (intrusões). Logo, a deterioração das bandas de deslizamento persistentes origina trincas superficiais, as quais propagam-se para o interior do material, (SCHÜTZ, 1996).

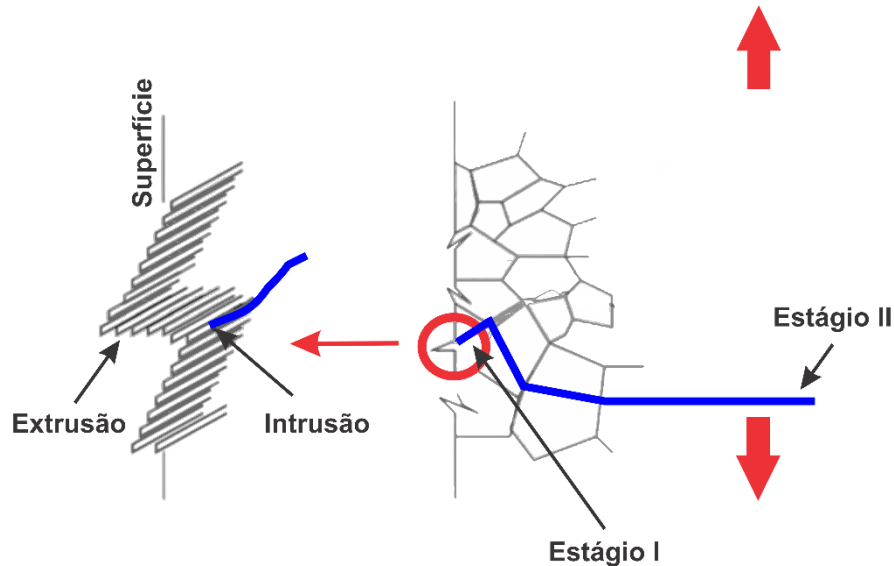
Conforme a deformação plástica aumenta, tornar-se mais difícil acomodar os deslocamentos em apenas um plano deslizante. Com isso, os deslocamentos passam a ocorrer em mais planos, de modo que a direção do crescimento da trinca se desviará da orientação inicial da banda de deslizamento. Em outras palavras, tem início ao estágio II, e a trinca começa a propagar-se no sentido perpendicular às tensões normais, (SURESH, 1998).

Portanto, o processo de crescimento da trinca pode ser explicado por uma abertura na frente de sua ponta e posterior fechamento, durante o ciclo de carregamento e descarregamento,

respectivamente. Ao iniciar um novo ciclo, à frente da trinca recebe um pequeno incremento até que ocorra a fratura do componente, (LEE, 2005).

A Figura 2 mostra o processo de intrusão e extrusão na superfície do material e a propagação da trinca por fadiga.

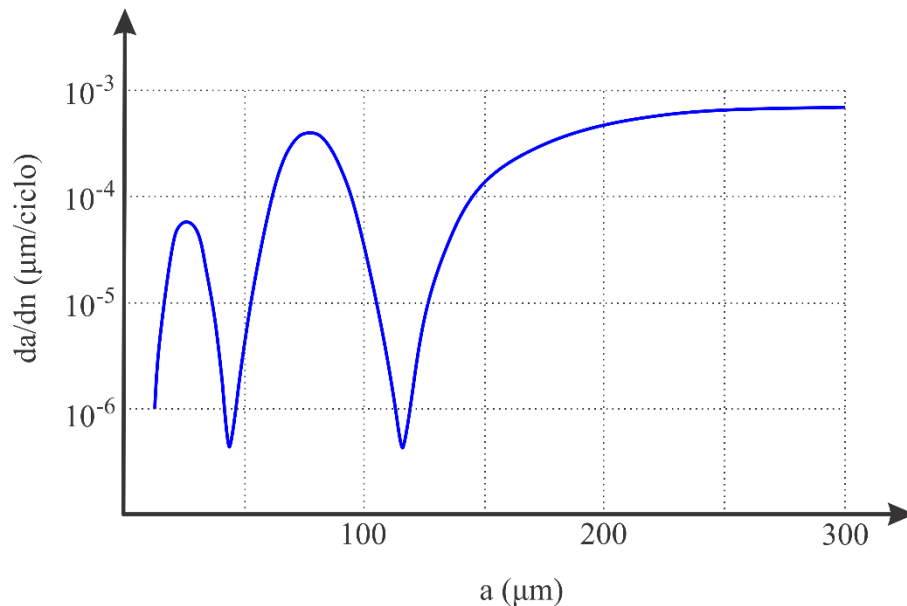
Figura 2 - Representação esquemática do crescimento de uma trinca no material.



Fonte: Adaptado de (LEE, 2005).

A evolução do tamanho de trinca é dependente da plasticidade cíclica, conforme já comentado, deste modo, barreiras como contornos de grãos podem implicar em um limiar para o crescimento. Na Figura 3, percebe-se que a velocidade de propagação no ciclo, diminuiu quando a ponta da trinca se aproxima da primeira barreira microestrutural. Depois de cruzar essa fronteira, a taxa de crescimento aumenta, mas diminuiu novamente ao se aproximar de uma nova barreira microestrutural. Essa oscilação deixa de acontecer no momento em que a trinca percorre um número suficiente de grãos no material, a partir disso, essa taxa tem um seguimento quase contínuo, devido ao nível de deformação plástica envolvida, (MUELLER *et al.*, 2016).

Figura 3 - Representação esquemática do efeito de contorno de grão no crescimento de trinca.



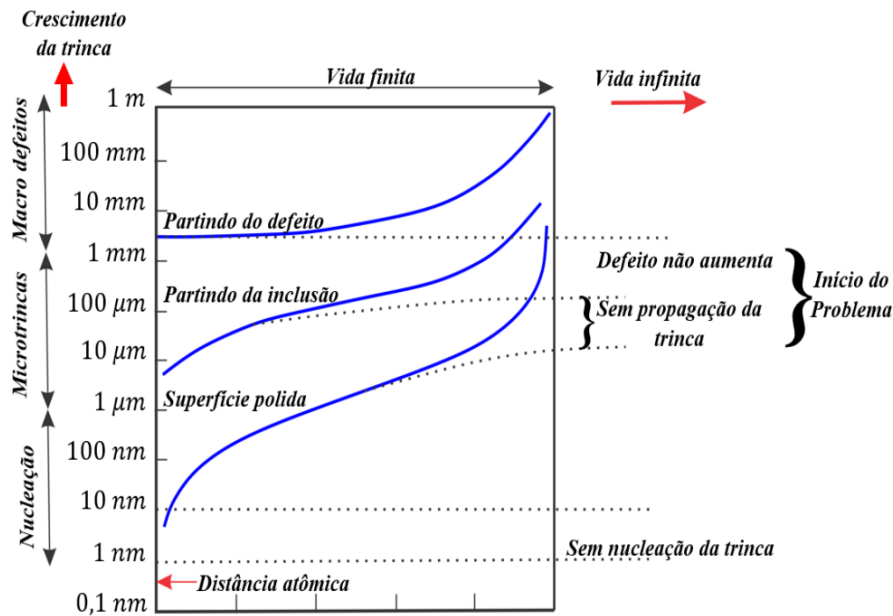
Fonte: Adaptado de (SCHIJVE, 2008).

O período de iniciação da trinca, estágio I, inclui o desenvolvimento inicial em nível microscópico. A Figura 4, demonstra esquematicamente a evolução da trinca em função da porcentagem de vida em fadiga consumida (n/N), sendo n o número de ciclos de fadiga e N número de ciclos vida em fadiga até a falha. As três curvas estão em concordância com o início da trinca no começo da vida em fadiga, no entanto, partem com valores diferentes do comprimento inicial da trinca, (SCHIJVE, 2008).

As duas curvas inferiores de crescimento demonstram que a maior parte da vida à fadiga é gasta com um tamanho abaixo de 1 [mm]. Assim, apenas trincas com início de macro defeitos podem ter um comprimento imediatamente detectável. Isso evidencia que a principal característica de uma trinca por fadiga é a falta de deformação plástica macroscópica antes do colapso, quando ela não tem origem de um defeito, (SCHIJVE, 2008).

As linhas pontilhadas indicam a possibilidade de que as trincas nem sempre crescem até a fratura. Isso implica, segundo Mueller *et al.*, (2016), que deve ter havido barreiras no material que interrompeu o crescimento. A curva inferior corresponde à iniciação de uma trinca microestrutural em uma superfície perfeita do material. A curva do meio representa o início de trinca a partir de uma inclusão e a curva superior está associada a uma trinca com início de um defeito.

Figura 4 - Representação esquemática das diferentes situações para o crescimento de trinca.



Fonte: Adaptado de (SCHIJVE, 2008).

Na situação quando se tem uma trinca pré-existente, elas originam-se devido ao processo de soldagem ou método de fabricação. Ao partir de um tamanho inicial, a_i , a fase de iniciação, estágio I, da trinca é reduzida a zero, $N_i = 0$, de modo que a vida total à fadiga se torna igual à fase de propagação, $N_t = N_p$. Assim, conforme o tipo de problema de fadiga, deve-se escolher um método de avaliação que possa representar o caso de acordo com a realidade. (BRANCO; FERNANDES; CASTRO, 1999).

2.1.2 Fechamento de trinca

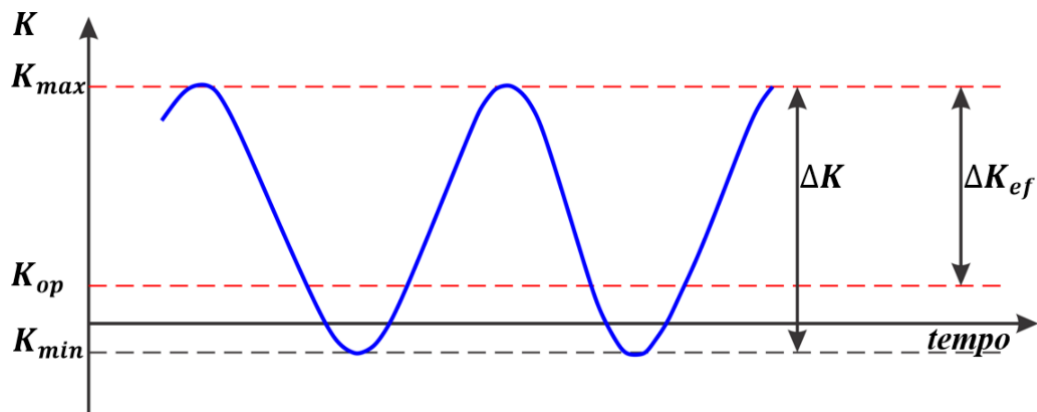
Argumentos de fechamento de trincas são frequentemente usados para explicar o efeito da taxa de tensão da trinca taxas de crescimento, bem como os efeitos ambientais. Desta forma, a teoria de fechamento está incluída em cerca de 95% dos códigos de simulação presentes no mercado. No entanto, na comunidade acadêmica ainda não existe um consenso sobre a utilização de tal teoria.

No início dos anos 1970, Elber (1971) observou que as superfícies de trincas de fadiga fechavam (contato de uma com a outra) quando a carga aplicada remotamente ainda era elástica em um ciclo de descarregamento, ou seja, a trinca fechava antes de a carga aplicada ser nula. No ciclo de carregamento, algo semelhante ocorria, pois a trinca somente abria quando um

determinado de nível de tensão de tração fosse atingido. Elber (1971), ao perceber tal fato, desenvolveu a teoria do fechamento da trinca para explicar esse fenômeno.

A Figura 5 representa o fenômeno denominado de fechamento de trinca. O princípio traz a ideia de que apenas a parte efetiva do fator de intensidade de tensão, ΔK_{ef} , irá contribuir para a propagação. Assim, valores abaixo do FIT de abertura K_{op} , determinam o fechamento da trinca, (SCHMIDT; PARIS, 1972).

Figura 5 - Representação esquemática do comportamento de fechamento de trinca.



Fonte: Adaptado de (ELBER, 1971).

Pippan (2017) destaca que vários mecanismos são responsáveis pela ocorrência de tal fato. Os três mais importantes, segundo o autor, são os induzidos por: plasticidade, rugosidade e por detritos de óxido.

Conforme comentado, os trabalhos de Elber (1971) foram pioneiros no estudo de fechamento de trincas. Desde então, realizaram-se inúmeras tentativas para definir o nível de tensão de abertura σ_{op} . Tal tensão, segundo o autor, é responsável por abrir a trinca durante o ciclo de carregamento. Fato este, que traz a necessidade de a carga mínima aplicada ser alterada, pois a trinca não será aberta em sua carga mínima, mas em uma carga maior. Portanto, uma nova faixa de fator de intensidade de tensão deve ser considerada na previsão da taxa de crescimento da trinca, equação (2),

$$\Delta K_{ef} = (\sigma_{max} - \sigma_{op})Y\sqrt{\pi a} . \quad (2)$$

Neste caso, ΔK_{ef} dependerá da σ_{op} . A não linearidade do fechamento da trinca deve-se ao fato de que pode variar dependendo se a trinca é aberta ou não, o que afeta essencialmente

o termo K_{min} , enquanto o K_{max} permanece o mesmo. Beghini e Bertini (1996) relataram que vários autores indicam o parâmetro K_{op} como sendo o verdadeiro limite inferior da faixa FIT.

Para caracterização de tal faixa, Elber (1971) utilizou uma relação experimental entre as faixas FIT nominal e FIT efetiva, equação (3),

$$\Delta K_{ef} = U\Delta K \quad (3)$$

sendo, U , um coeficiente empírico que depende das propriedades do material.

No entanto, Glinka (1987) comenta que a abordagem de Elber (1971) depende dos resultados experimentais e calibrações, tornando o processo nem sempre sistemático. Devido a tais dificuldades, Newman (1984) propôs um modelo analítico para amplitude de carregamento constante, para definição da σ_{op} . O cálculo depende da relação de carga R , nível de tensão σ_{max} , e fator de restrição plástico, α_p . A equação (4) e equação (5), são utilizadas, respectivamente, para $R \geq 0$ e $R < 0$,

$$K_{op} = K_{max}(A_0 + A_1R + A_2R^2 + A_3R^3) \quad (4)$$

$$K_{op} = K_{max}(A_0 + A_1R). \quad (5)$$

Os parâmetros A_0, A_1, A_2, A_3 são função de α_p e σ_{max} e da tensão de fluxo σ_0 . Esses parâmetros são calculados pela equação (6), equação (7), equação (8) e equação (9),

$$A_0 = (0.825 - 0.34\alpha_p + 0.05\alpha_p^2) \left[\cos\left(\frac{\pi\sigma_{max}}{2\sigma_0}\right) \right]^{\frac{1}{\alpha_p}} \quad (6)$$

$$A_1 = (0.415 - 0.071\alpha_p) \frac{\sigma_{max}}{\sigma_0} \quad (7)$$

$$A_2 = 1 - A_0 - A_1 - A_3 \quad (8)$$

$$A_3 = 2A_0 + A_1 - 1. \quad (9)$$

A equação (10) é uma recomendação de Wang *et al.* (2002) para encontrar a magnitude do fator de restrição plástica, α_p modelando o fechamento de trincas planas sob condições de plastificação em larga escala,

$$\alpha_p = 1,78 - 0,628 \frac{\sigma_{max}}{\sigma_y}. \quad (10)$$

O modelo desenvolvido por Newman (1984) foi baseado no modelo de Dugdale (1963). Assim, para determinar a ΔK_{ef} , o parâmetro U é calculado através da equação (11),

$$U = \frac{1 - K_{op}/K_{max}}{1 - R}. \quad (11)$$

Existem inúmeras filosofias, normas e critérios que auxiliam a prever a vida em fadiga de um componente mecânico. Essas metodologias, por sua vez, visam reduzir a ocorrência de falhas catastróficas e aumentar a vida útil do produto. Nas seções seguintes é explanado sobre esses métodos de dimensionamento à fadiga.

2.2 CRITÉRIOS DE PROJETO PARA FADIGA

Com o desenvolvimento da tecnologia e a conscientização dos problemas de fadiga, os critérios para o projeto também mudaram. Os primeiros componentes mecânicos eram dimensionados pelo critério de projeto para vida infinita. Essa metodologia, ainda hoje utilizada, impõe que as tensões atuantes estejam suficientemente abaixo da tensão limite de fadiga do material. Em contrapartida, os critérios de vida finita aplicam-se a níveis de tensão acima do limite de fadiga do material, fato que exige que a vida escolhida para o projeto inclua um fator de segurança. Os seguintes princípios originaram-se a partir dos critérios de vida infinita e vida finita em fadiga:

- Projeto de vida segura (do inglês, *Safe-live*): A suposição básica nesta abordagem é que a carga de serviço é bem conhecida e fixa. A tensão máxima no ciclo deve ser, de preferência, menor que o limite de fadiga do material para garantir uma vida elevada.

Em alguns casos, conforme especificado pelo código ASME, o projeto é baseado na teoria de máxima tensão de cisalhamento, (STEPHENS; FUCHS; FATEMI, 2001).

- Projeto de falha segura (do inglês, *Fail-safe*): É empregado quando a carga de serviço é de natureza aleatória e contém picos de sobrecarga. Uma vez que as trincas são inevitáveis, a trinca por fadiga pode crescer, mas a estrutura é projetada de forma que a trinca não se torne crítica. Supressores de trinca são implantados em várias posições na estrutura. Em outras palavras, este conceito é baseado na introdução de membros de suporte de carga alternativos, de forma que a falha de um deles possa ser tolerada pela redistribuição do carregamento para os membros restantes, (ZERBST; MÄDLER; HINTZE, 2005).
- Projeto com tolerância ao dano (do inglês, *Damange tolerance*): Parte-se do princípio de que a estrutura possui uma trinca, seja por defeito de fabricação, seja por operação. Com os conceitos da mecânica da fratura são desenvolvidos planos de inspeção periódica, a fim de verificar se o tamanho da trinca está abaixo do valor permitido ou crítico, (ROMANOSKI; PELLOUX, 1990).

Há a possibilidade de utilização de diferentes abordagens em um projeto de componentes mecânicos. Em suma, dependendo da aplicação, realiza-se o dimensionamento para nucleação, N_i , com base nas relações tensão-vida ($\Delta\sigma - N_i$) e deformação-vida ($\Delta\varepsilon - N_i$). Ao tratar-se da parte de propagação utiliza-se a mecânica da fratura para o cálculo de N_p , (ROSA, 2002).

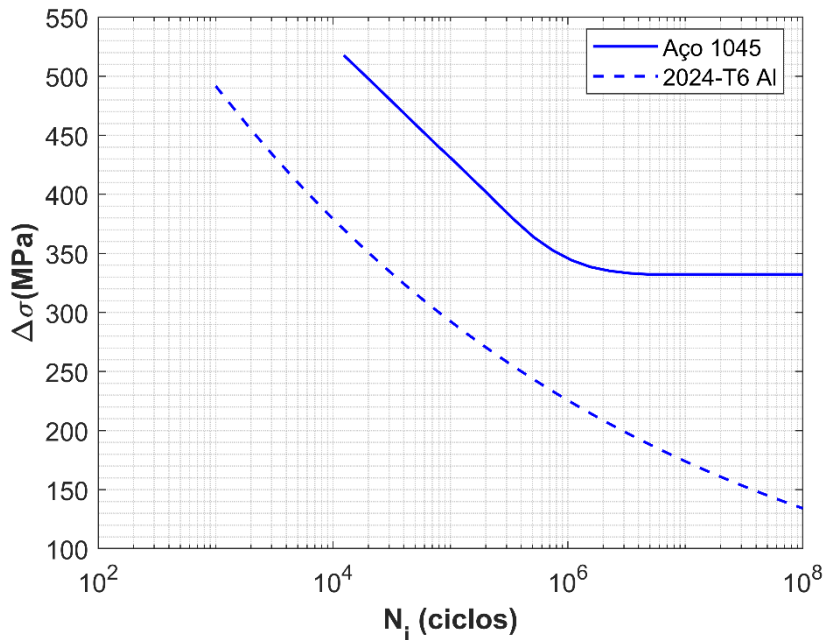
2.2.1 Modelo Tensão Vida

Também conhecido como modelo de Wöhler, este é o mais antigo e aplicado método de análise de fadiga. Essa modelagem é utilizada quando se espera que o sistema tenha uma vida superior à 10^3 ciclos e que as tensões envolvidas não ultrapassem o limite elástico do material. Em vista disso, as deformações plásticas que ocorrem na estrutura são a nível microscópico, (BANNANTINE, 1990).

Dessa forma, o modelo é baseado em tensões e busca definir a tensão de resistência à fadiga ou tensão limite de fadiga (σ_f). No caso de materiais como o aço, com nucleação de uma trinca superficial, a tensão diminui até um certo número de ciclos, após apresenta um patamar, caracterizando o limite de resistência. Caso a trinca tenha nucleação interna para o aço, ou o material seja o alumínio, a σ_f decresce continuamente com a vida, (LASSEN; RECHO, 2010).

As curvas ($\Delta\sigma - N_i$) são diagramas que fornecem a amplitude de tensão em função da vida, conforme mostrado na Figura 6.

Figura 6 - Diferenças entre as Curvas $\Delta\sigma - N_i$ para os materiais alumínio e aço.



Fonte : Adaptado de (MADHUKAR *et al.*, 2018).

Para o aço, na região correspondente entre 10^3 e 10^6 , a curva é tratada como linear em coordenadas logarítmicas, logo pode ser estimada pela equação (12),

$$\sigma_N = AN_i^u \quad (12)$$

sendo, σ_N a tensão de resistência à fadiga para N ciclos. As propriedades do material são caracterizadas por: A , coeficiente de resistência cíclica e u , expoente de resistência cíclica.

2.2.2 Modelo Deformação Vida

Essa abordagem utiliza a deformação local como parâmetro de fadiga governante, mostrando-se eficiente em prever a vida em fadiga de um componente sujeito a deformação plástica como, por exemplo, no caso de entalhes. Pelo fato, do modelo ser baseado em deformação, fornece uma melhor visão do estágio de iniciação da trinca já que envolve escoamento do material, (DOWLING, 2012).

Segundo Rosa (2002), quando o material fica solicitado ciclicamente dentro da região plástica, as deformações são mais significativas para qualificar o material do que as tensões. O equacionamento mais comum aplicado a este modelo é a Equação (13) de Basquin e Coffin-Manson,

$$\Delta\varepsilon = BN_f^{b_m} + MN_f^{c_m} \quad (13)$$

sendo, N_f número de ciclos para a falha; B , M , b_m , e c_m constantes do material; $\Delta\varepsilon$ deformação total.

2.2.3 Mecânica da fratura

A mecânica da fratura modela a fase de propagação da trinca. Os modelos de previsão de vida, desta teoria, são amplamente utilizados em programas de manutenção preventiva. Isso porque, consegue-se prever o estado ou tempo restante de determinado componente, baseando-se no tamanho e condições da trinca. Normalmente, a Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL) é usada para obter a resistência de um componente na presença de trincas. Griffith (1920), foi o primeiro pesquisador a trazer estudos sobre o comportamento de materiais frágeis com a presença de trincas. O conceito demonstra que uma trinca em um componente se propagará se houver uma redução na energia total do sistema. Assim, o critério é dado pela equação (14),

$$\frac{dU}{da} \leq 0 \quad (14)$$

sendo, U , a energia total de um corpo trincado com comprimento de trinca a .

Essa relação criada por Griffith foi modificada por Irwin para abranger os materiais dúcteis. Posteriormente, Irwin (1957) constatou que o campo de tensões em torno da ponta de uma trinca se comportava sempre da mesma maneira. As soluções são sempre singulares na ponta da trinca e o termo que lidera esta singularidade é sempre proporcional a um fator denominado Fator de intensidade de tensão, K , (FIT). Na equação (15) são expostas as tensões locais em sua forma geral,

$$\sigma_{ij} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) + \text{termos de ordem superior} \quad (15)$$

sendo, r e θ coordenadas cilíndricas de um local em relação à ponta da trinca e $f_{ij}(\theta)$ é um termo generalizado para a geometria. Assim, a propagação da trinca ocorrerá se a força motriz da trinca exceder o FIT limiar do material. Em geral, dependendo do tipo de carregamento imposto na estrutura, podem surgir três modos fundamentais que caracterizam o movimento relativo entre as duas faces da trinca. São eles: modo-I, modo de abertura ou tração; modo II, deslizamento ou cisalhamento no plano; e modo III, rasgo ou cisalhamento fora do plano. Para muitas aplicações na engenharia o modo I é predominante. Pela equação (15), observa-se que quando $r \rightarrow 0$, existe uma singularidade para cada valor de θ , ou seja, as tensões tendem para o infinito. No entanto, à medida que o material cede, uma zona plástica se forma perto na ponta da trinca. Esse escoamento em pequena escala é considerado válido para MFEL, desde que esta zona seja menor em comparação com a dimensão geral da trinca, (ANDERSON, 2017).

A magnitude da tensão local ao redor da ponta da trinca é definida por K , dependente do carregamento, tamanho e formato da trinca, (BANNANTINE, 1990). Em sua forma geral, pode ser descrito através da equação (16),

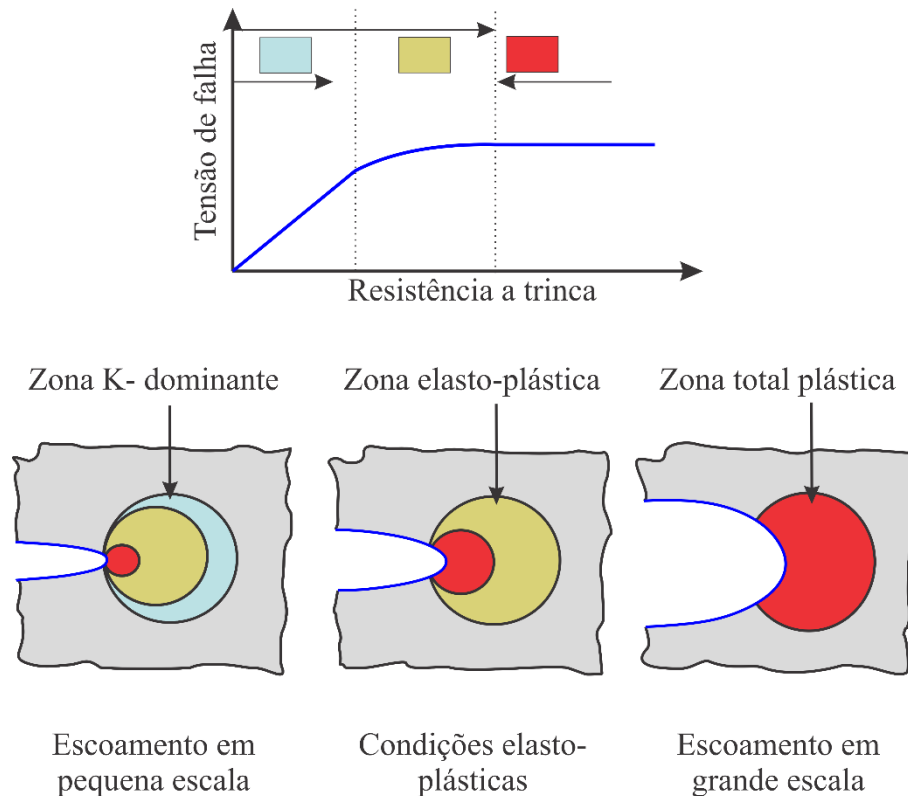
$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (16)$$

onde, σ , a tensão aplicada, a , tamanho da trinca e Y , fator de correção geométrico.

Um dos princípios da MFEL é que o comportamento do material seja predominante elástico. Para a mecânica da fratura, as condições da ponta da trinca são essências. De acordo com Paris (1977), o estado da zona da ponta da trinca, Figura 7, pode ser classificado na seguinte forma:

- Elástico: neste caso, o tamanho da zona plástica é pelo menos uma ordem de magnitude menor que a menor dimensão geométrica do componente;
- Elástico-plástico: refere-se a uma zona plástica significativa na ponta da trinca e pode ser descrita como uma escala intermediária de escoamento plástico
- Escoamento generalizado: nesse caso, a região à frente da ponta da trinca é totalmente plastificada.

Figura 7 - Representação esquemática das condições de escoamento na ponta da trinca.



Fonte: Adaptado de (ANDERSON, 2017).

Interpreta-se a singularidade observada na equação (15), pela formação de um escoamento em pequena escala na ponta da trinca. Utilizando as equações de campo de tensão e um critério de escoamento, obtém-se o tamanho da zona plástica em termos de resistência ao escoamento e fator de intensidade de tensão. De acordo com Irwin (1957), o tamanho da zona plástica, ω , para o modo I, estado plano de tensão e plano de deformação é dado pela equação (17) e equação (18), respectivamente,

$$\omega = \frac{K_I^2}{\pi\sigma_y^2} \quad (17)$$

$$\omega = \frac{K_I^2}{\pi\sigma_y^2} (1 - 2\nu)^2 \quad (18)$$

sendo, σ_y , a tensão limite de escoamento do material e ν , o módulo de Poisson.

A equação (19) demonstra outro modelo em que é possível obter o tamanho da zona plástica para um estado plano de tensão, r_p . Esse estudo foi desenvolvido por Dugdale (1963),

$$r_p = \frac{\pi}{8} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2. \quad (19)$$

Conforme já mencionado, enfatiza-se que a MFEL, é válida apenas enquanto a deformação não linear do material estiver confinada a uma pequena região, em torno da ponta da trinca. Para materiais com a existência de uma zona plástica de tamanho significativo, utiliza-se a Mecânica da Fratura Elasto Plástica (MFEP).

A teoria MFEP apresenta dois parâmetros que são: o deslocamento da abertura da ponta da trinca CTOD e a Integral J. O CTOD (δ), proposto por Wells (1961), caracteriza o comportamento de uma trinca aguda, devido seu deslocamento de abertura da ponta consequência da deformação plástica. Segundo Wells (1961), para uma trinca central em uma placa larga, levando-se em conta o modo I, CTOD está relacionado com K_I via equação (20),

$$\delta = \frac{K_I^2}{E\sigma_y} \quad (20)$$

sendo, E o módulo de elasticidade do material.

A integral J, por sua vez, inicialmente proposta por Rice (1968), caracteriza o campo de tensão-deformação na ponta da trinca por um caminho que está suficientemente longe dessa região. Assim, da mesma forma que o CTOD, emprega-se a Integral J para descrever as características de fratura para materiais com comportamento elástico-plástico. Para o caso linear-elástico (carregamento Modo I), a Integral J é idêntica a taxa de liberação de energia por

unidade de comprimento proposta por Griffith. A equação (21) e equação (22), são utilizadas para os estados plano de deformação e plano de tensão, respectivamente,

$$J = \frac{(1 - \nu^2)K_I^2}{E} \quad (21)$$

$$J = \frac{K_I^2}{E}. \quad (22)$$

Em projeto de componentes, é significativo obter os valores críticos na falha na forma de K_c (tenacidade a fratura), CTOD crítico, δ_c , ou valor da Integral J crítico, J_c . Muitas normas, como *ASTM*, fornecem diretrizes para a obtenção desses parâmetros. Ressalta-se, que as formulações da mecânica da fratura, apresentadas até agora, são adequadas para carregamentos estático, ou seja, modos de falha devido ao colapso plástico do material. Ao se tratar de carregamentos dinâmicos, o método MFEL baseado em valores do fator de intensidade de tensão K , também pode ser adaptado para o problema de fadiga.

2.2.3.1 Lei de Paris

A Lei de Paris foi a primeira equação a relacionar a taxa de crescimento de trinca por fadiga, da/dN , e faixa do FIT, ΔK . A relação empírica encontrada por Paris (1963), é dada pela equação (23),

$$\frac{da}{dn} = C_p (\Delta K)^{m_p} \quad (23)$$

sendo, m_p , a inclinação da linha de crescimento da trinca e C_p , um coeficiente de proporcionalidade. Ambos, m_p e C_p dependem do material. ΔK é a faixa do fator de intensidade de tensão e pode ser obtido por meio da equação (24),

$$\Delta K = K_{max} - K_{min} = \Delta \sigma Y \sqrt{\pi a} \quad (24)$$

sendo, $\Delta \sigma$, a faixa de tensão, ou seja, $\Delta \sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min}$.

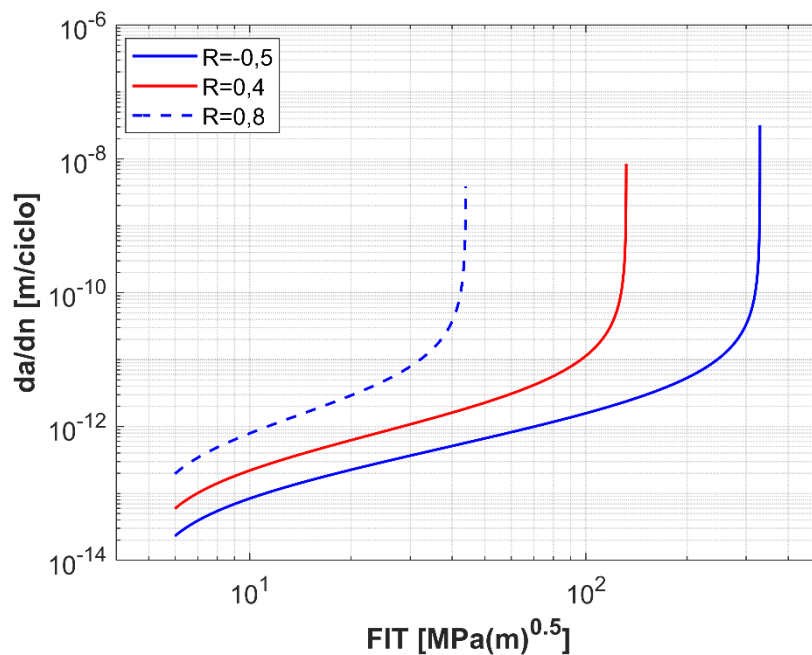
Cabe ressaltar que está lei não leva em consideração a variação da razão de tensão R . Tal efeito influencia na tensão média real da carga aplicada, de modo a alterar a propagação da trinca e vida útil do componente.

2.2.3.2 Influência da tensão média na taxa de propagação

O efeito de R na propagação da trinca de fadiga é mostrado no esboço da Figura 8. Observa-se que, ao aumentar o valor da razão, a taxa de crescimento da trinca segue o mesmo comportamento. Logo, para valores maiores de R a trinca se propaga com maior velocidade.

Conforme já comentado, isso é provocado pela alteração da tensão média. Em caso de carregamento com amplitude variável, campo de tensão residual ou influência de flexão secundária, torna-se relevante considerar tal efeito.

Figura 8 - Efeito de diferentes relações de tensão.



Fonte: Elaborado pelo autor.

De acordo com Golestaneh (2009), a primeira lei que levou em conta o efeito de R foi o modelo de Walker, equação (25),

$$\frac{da}{dn} = C_p (\Delta K_{app} (1 - R)^{n_w})^{m_p} \quad (25)$$

sendo, n_w parâmetro do material. Na sequência, Forman (1967) inclui os efeitos do limiar de propagação para trincas longas $\Delta K_{th,l}$ e tenacidade K_{IC} , equação (26),

$$\frac{da}{dn} = C_f \frac{(\Delta K - \Delta K_{th,TL})^{n_f}}{((1-R)K_{IC} - \Delta K)}. \quad (26)$$

onde, C_f e n_f são os parâmetros do material. No entanto, de acordo com Shrief *et al.* (2021), um dos modelos mais completos é a equação NASGRO (1999), equação (27),

$$\frac{da}{dn} = C_n \left(\left(\frac{1-f}{1-R} \right) \Delta K \right)^{m_n} \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th,TL}}{\Delta K} \right)^p}{\left(1 - \frac{K_{max}}{K_{IC}} \right)^q} \quad (27)$$

sendo que f determina o nível de fechamento e C_n, m_n, p, q , são parâmetros do material.

2.2.3.3 Comportamento de propagação do regime das trincas longas

O comportamento de crescimento da trinca por fadiga, dentro da teoria de trincas longas (TL), pode ser dividido em três regiões distintas, conforme mostrado na Figura 9.

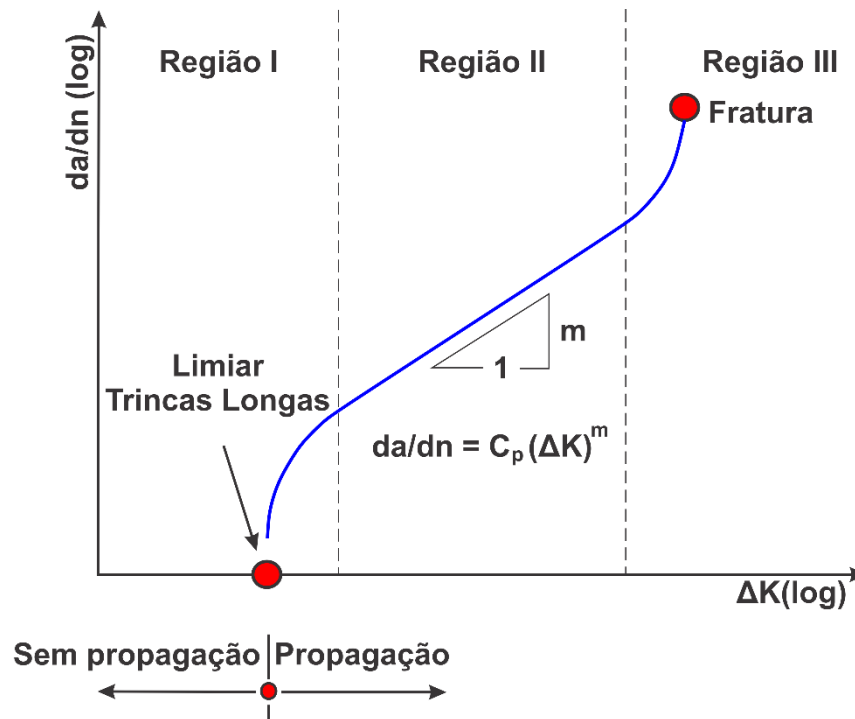
A região I corresponde ao limiar da trinca longa por fadiga $\Delta K_{th,TL}$, abaixo do qual, por suposição da teoria, as trincas não se propagam sob carregamento cíclico. Esse regime é fortemente influenciado pela microestrutura, tensão média, frequência e ambiente (BARSOM; ROLFE, 1999). Na parte central, região II, o crescimento é estável. Neste local, o comportamento do crescimento da trinca pode ser aproximado por uma relação linear no gráfico $\log da/dn \text{ x } \log(\Delta K)$, conforme dado pela equação (23), de Paris (1963).

Na região II, a microestrutura e a tensão média têm menos influência no comportamento de crescimento das trincas por fadiga, em comparação com a região I. A faixa III é formada pela existência de condições fora da plasticidade em pequena escala. Poucos ciclos antecedem à fratura do componente, uma vez que K_{max} se aproxima de K_{IC} , (STEPHENS; FUCHS; FATEMI, 2001).

Os métodos de mecânica da fratura para avaliação de fadiga, demonstrados anteriormente, são baseados no comportamento de trincas longas, incluindo aqueles que

consideram o limiar de propagação. Apesar do fato de que as trincas curtas precedem as trincas longas, foi contundente começar com as últimas. O intuito foi de destacar as diferenças tanto em seu mecanismo intrínseco quanto na forma de modelagem.

Figura 9 - Representação esquemática do comportamento típico de crescimento de trincas longas por fadiga em metais.

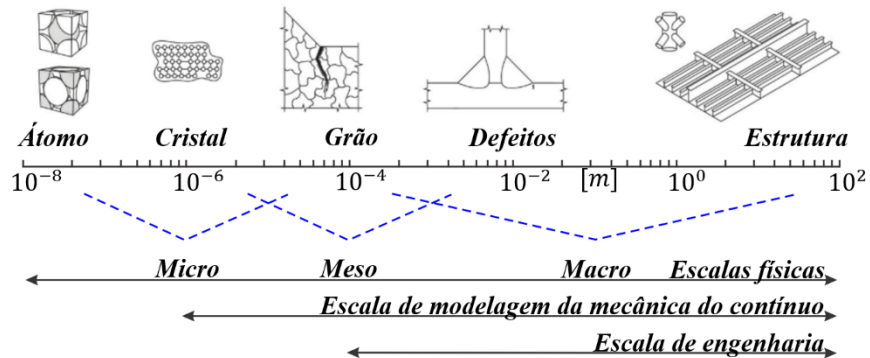


Fonte: Adaptado de (ANDERSON, 2017).

2.3 TRINCAS CURTAS

Dentro da faixa física das escalas, Figura 10, trincas de fadiga podem variar de uma fração de milímetro a vários milímetros. As abordagens clássicas para dimensionamento contra fadiga pressupõem que os componentes estejam livres de defeitos. No entanto, muitos componentes de engenharia contêm falhas, seja na forma de inclusões, porosidade ou imperfeições de fabricação. O trabalho inicial de Paris (1963), equação (23), levou à utilização de ΔK para a avaliação da propagação de trincas por fadiga. Desde então, inúmeras outras teorias foram criadas com o objetivo de descrever tal taxa, acima do limiar $\Delta K_{th,TL}$.

Figura 10 - Faixa de escalas físicas atribuídas a engenharia.

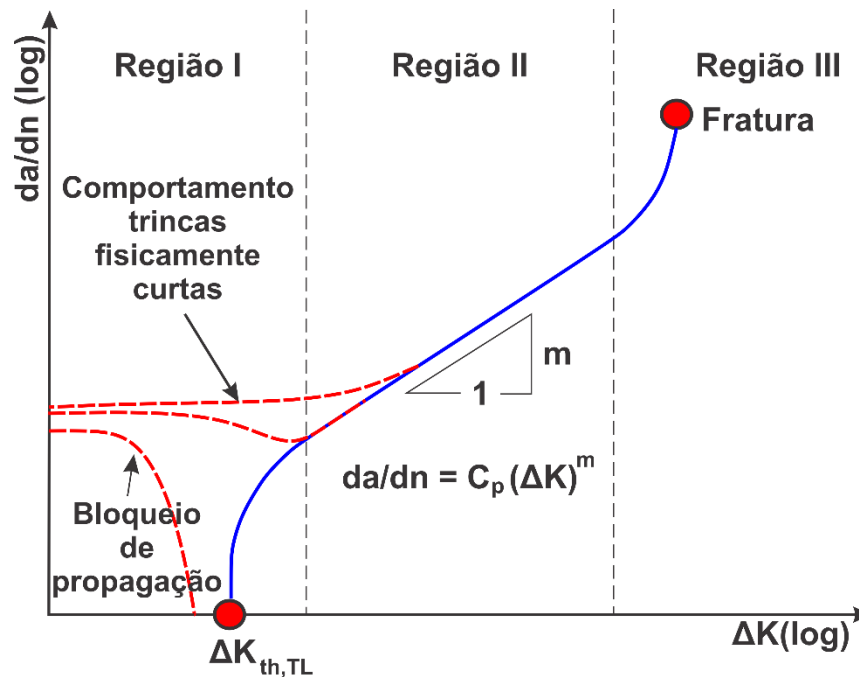


Fonte: Adaptado de (BESTEN, 2018).

Conforme já comentado, todas essas relações são válidas para trincas que excedam um determinado comprimento mínimo, para a teoria de trincas longas. No entanto, para as trincas curtas, devido a microestrutura, plasticidade e efeitos de fechamentos, essas relações perdem a eficácia, uma vez que estas apresentam um comportamento distinto, quando comparadas com as trincas longas, (NEWMAN, 1997).

Pearson (1975) e Kitagawa (1976) foram os primeiros a mostrar essa diferença de comportamento de propagação entre as trincas, Figura 11. Em seguida, Stolarz (1997), relatou que o regime de propagação das trincas curtas prevalece durante 65 - 90% da vida à fadiga, enquanto a faixa das trincas longas abrange apenas os últimos 5 - 10% da vida tratada pela MFEL. Os restantes 5 - 25% estão atrelados pelos mecanismos de iniciação da trinca. Tal fato, evidencia que somente o uso da teoria MFEL, em cálculos da vida em fadiga, pode levar a consideráveis erros. A Figura 12 demonstra os períodos da vida total de fadiga, com a inserção do regime de trincas curtas.

Figura 11 - Representação esquemática do comportamento de crescimento de trincas por fadiga para trincas longas e curtas em função da faixa do fator de intensidade de tensão, ΔK .



Fonte: Adaptado de (KURODA; MARROW; SHERRY, 2006).

Figura 12 - Esquema mostrando o período de vida total de fadiga.



Fonte: Adaptado de (KAYNAK; ANKARA; BAKER, 1996).

2.3.1 Classificação do regime das trincas

Primeiramente, antes de mais nada, ressalta-se que, em grande parte da literatura, existe uma confusão entre os termos trincas curtas (“*short crack*”) e trincas pequenas (“*small crack*”). Neste trabalho optou-se por utilizar o termo trincas curtas sendo mais geral. O termo trincas pequenas apenas será utilizado para citar os trabalhos de outros autores.

Por definição, segundo Bang (2019), uma trinca curta é uma descontinuidade física em um material que exibe um comportamento de crescimento anômalo em comparação com uma trinca longa, quando analisadas pela MFEL. O limite superior da trinca curta não é comparável com o aquele comprimento para o qual os parâmetros MFEL de trinca longa descrevem o comportamento. O limite inferior da trinca curta será o comprimento para o qual o evento de iniciação é considerado completo, dependendo de critérios.

A faixa concreta de comprimento que caracteriza o regime de trincas curtas dependerá dos critérios adotados. Esses critérios podem ser uma função do material (tamanho do grão, propriedades mecânicas, espaçamento do precipitado), temperatura, ambiente e condições de carregamento. Na literatura, existem inúmeras classificações quanto ao regime de trincas, cada um com seus respectivos critérios. Miller (1993), por exemplo, adotou como classificação três regimes distintos de trincas que são:

- Trincas curtas microestruturais (do inglês, *Microstructurally Short Crack*): tamanho de trinca $a = 2 [\mu m]$, ($a < 1$ grão).
- Trincas fisicamente pequenas (do inglês, *Physically Small Crack*): tamanho de trinca $a = 0,1$ até $a = 1 [mm]$, ($a < 10$ grãos);
- Trincas longas (do inglês, *Long Crack*): tamanho de trinca $a = 10 [mm]$, ($a > 100$ grãos).

Ritchie (2003), optou por uma abordagem alternativa, classificando as trincas curtas de acordo com os fatores responsáveis pelo desvio do comportamento de trincas longas. O autor definiu o regime trincas curtas, nas seguintes categorias:

- Trincas pequenas microestruturais (do inglês, *Microstructurally Small Crack*): têm comprimentos comparáveis à escala da microestrutura (tamanho de grão), implicando limitações na utilização da mecânica do contínuo;

- Trincas mecanicamente pequenas (do inglês, *Mechanically Small Crack*): têm comprimentos comparáveis à escala de plasticidade local; por exemplo, uma pequena trinca embutida na zona plástica de um entalhe;
- Trincas fisicamente pequenas (do inglês, *Physically Small Crack*): são trincas simplesmente pequenas, com tamanho $a < 1$ [mm];
- Trincas quimicamente pequenas (do inglês, *Chemically Small Crack*): são pequenas em relação ao ambiente local da ponta da trinca.

Neste trabalho, o autor se baseou nos estudos de Miller (1993) e Ritchie (2003), para adotar uma classificação quanto ao tamanho de trincas. Abaixo, uma descrição das características de cada regime pertencentes à classificação utilizada:

- Trincas curtas microestruturais, TCM (do inglês, *Microstructurally Short Crack*): a trinca e a zona plástica à frente de sua ponta estão embutidas em um único ou em alguns grãos. Consequentemente, afeta-se o crescimento da trinca pela microestrutura local. Essa situação, causa as fases de aceleração e desaceleração (temporárias), ou mesmo o bloqueio da trinca. As barreiras de crescimento típicas são contornos de grãos, entre grãos adjacentes com orientação de cristal diferente, onde se dificulta a geração da zona plástica, (SANTUS; TAYLOR, 2009).
- Trincas mecanicamente curtas, TMC (do inglês, *Mechanically Short Crack*): uma trinca curta que não sofre mais os efeitos de bloqueio no crescimento, torna-se uma trinca mecanicamente curta. A definição geral disso é uma trinca com tamanho da ordem da sua zona plástica a frente da ponta. Como consequência, o conceito da MFEL, com base na faixa do fator ΔK , não é aplicável, devido à predominância da região plástica. Logo, utiliza-se a teoria MFEP, com os parâmetros CTOD (δ) e a Integral J, para caracterização de tal comportamento, (ZERBST *et al.*, 2019).
- Trincas fisicamente curtas, TFC (do inglês, *Physically Small Crack*): o termo trinca fisicamente curta refere-se à observação de que, durante essa fase, o fenômeno de fechamento de trinca está sendo construído. Tal efeito, não possui predomínio no início,

mas depois se intensifica com o aumento do tamanho da trinca e atinge um estado estável, que independe do tamanho, quando a trinca se torna longa. Observe que a diferença nos termos de trincas curtas “mecanicamente” e “fisicamente” não são os diferentes tamanhos, mas os distintos fenômenos, (FUKUMURA *et al.*, 2017).

- Trincas longas, TL (do inglês, *Long Crack*): uma trinca fisicamente curta torna-se longa quando o fenômeno de fechamento se estabiliza. Assim, o efeito independe do tamanho da trinca e os conceitos da MFEL são aplicáveis. O início do regime é dado pelo limiar de propagação, $\Delta K_{th,TL}$, que considera um tamanho mínimo $a_{th,TL}$. Por sua vez, o fim do estágio ocorre pela fratura da estrutura, mas também pode haver outros critérios de falha associados à perda de funcionalidade, (NEWMAN, 1997).

A Tabela 1 apresenta as principais características dos regimes. Observa-se, que para as TCM, o limite superior do estágio é o parâmetro d , sendo a barreira microestrutural mais forte, (tamanho de grão). O mecanismo que caracteriza o comportamento, segundo Lankford (1984), é a blindagem da ponta da trinca (*crack tip shielding*), esse efeito é responsável por uma redução da força efetiva nesta região. Em termos de solução potencial, utiliza-se abordagem probabilística para caracterização das TCM.

De acordo com, Zerbst *et al.* (2019), a definição do regime TMC envolve a situação quando $a < r_p$, ou seja, o tamanho da trinca é menor que o raio da zona plástica a frente da ponta, sendo r_p dado pela equação (19). Em vista disso, o mecanismo atuante é plasticidade excessiva, logo a solução envolve os parâmetros da MFEP, ΔJ e $CTOD$.

No caso das TFC, o limite superior do regime é subordinado ao efeito de fechamento da trinca. A solução envolve o cálculo FIT efetivo ΔK_{ef} , conforme estudo proposto por Newman (1984). Aqui, o limite inferior é definido por meio do limiar de propagação dependente do comprimento da trinca, ΔK_{th} , sendo sua formulação apresentada na seção 2.3.2.6.

O regime das trincas longas, por sua vez, caracteriza-se quando o tamanho da trinca é superior ao vinculado do limiar $\Delta K_{th,TL}$, ou seja, $a \geq a_{th,TL}$. O mecanismo responsável é o deslizamento duplo e a solução potencial torna-se ΔK , com a aplicação da Lei de Paris, (BANG; INCE; NOBAN, 2019).

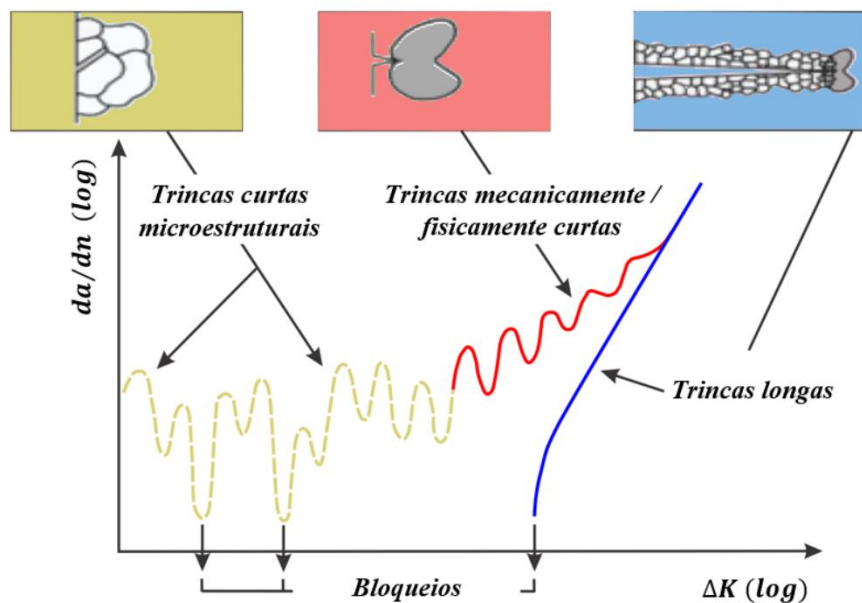
A Figura 13 é uma representação esquemática da taxa de crescimento dos sucessivos e distintos estágios de propagação da trinca após seu início no material.

Tabela 1 - Classes de trincas.

Tipo da trinca	Tamanho	Mecanismo responsável	Solução potencial
Trincas curtas microestruturais (TCM)	d	<i>Crack tip shielding</i>	Abordagem probabilística
Trincas mecanicamente curtas (TMC)	$a < r_p$	Plasticidade excessiva	ΔJ , $CTOD$
Trincas fisicamente curtas (TFC)	$d \leq a < a_{th,TL}$	Fechamento da trinca	ΔK_{ef}
Trincas longas (TL)	$a \geq a_{th,TL}$	Deslizamento duplo	ΔK

Fonte: Elaborado pelo autor.

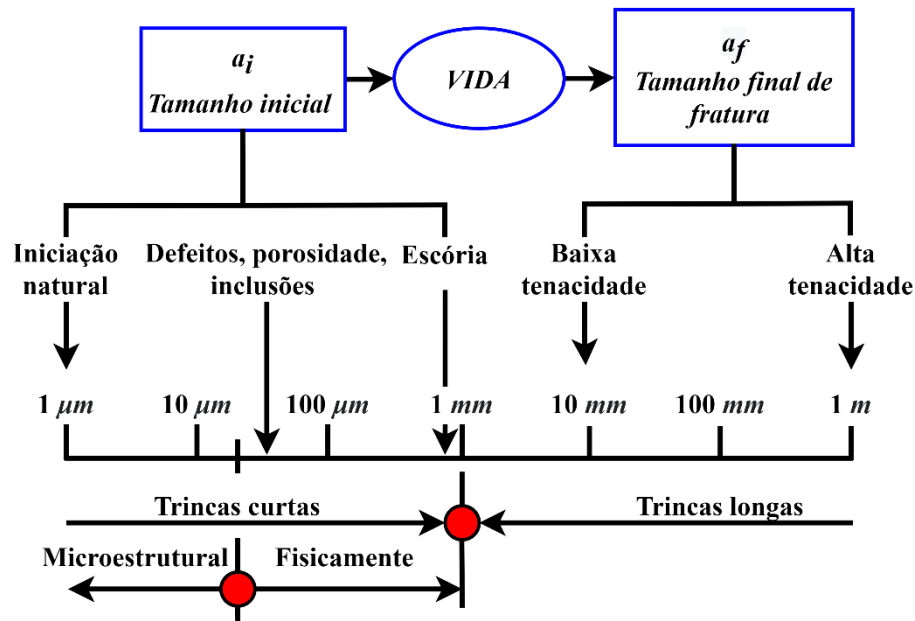
Figura 13 - Representação esquemática da propagação de trinca por fadiga contemplando diferentes regimes.



Fonte: Adaptado de (MILLER, 1993).

Uma estrutura dos tamanhos de trincas referentes aos regimes discutidos acima é fornecida na Figura 14. Cabe ressaltar, que os números dependem das propriedades do material. Portanto, considera-se a Figura 14 apenas como uma primeira impressão que descreve as relações para um material do tipo aço carbono.

Figura 14 - Escalas de comprimento de trincas do ciclo de vida de um componente submetido a carregamento cíclico.



Fonte: Adaptado de (TANAKA; OKAJIMA; KOIBUCHI, 2002).

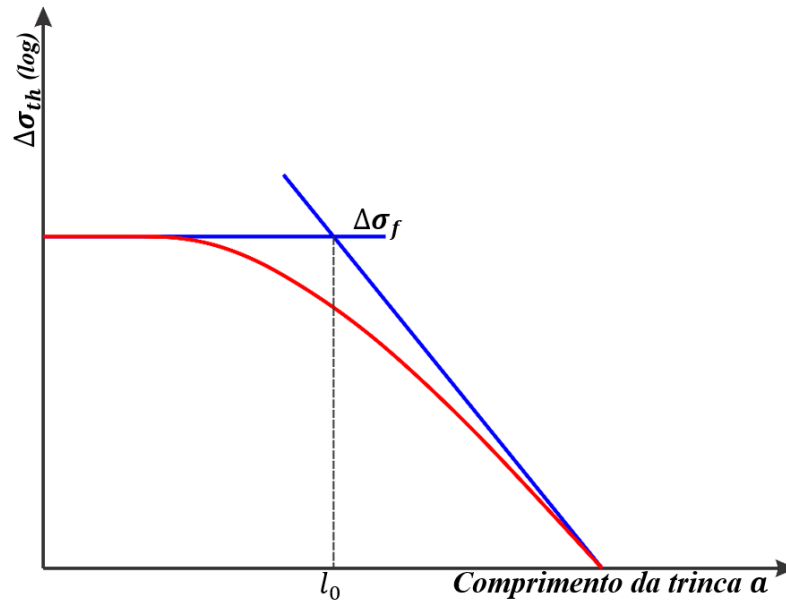
2.3.2 Modelos de trincas curtas por fadiga

Conforme discutido nas seções anteriores, as trincas curtas têm características únicas em comparação com as trincas longas em termos de crescimento e comportamento limite. Muitos estudos foram realizados para modelar tal comportamento. A seguir apresenta-se de forma sucinta, alguns desses trabalhos.

2.3.2.1 Diagrama de Kitagawa-Takahashi e Modelo de El Haddad

O diagrama de Kitagawa-Takahashi, (K-T), foi uma das primeiras maneiras de caracterizar quantitativamente o comportamento do limiar das trincas curtas. De acordo com os autores, existe um comprimento de transição, abaixo do qual o limiar de propagação para as trincas curtas é menor que para as trincas longas. Este parâmetro de comprimento depende da microestrutura do material. Assim, o comportamento é descrito por uma faixa de limite de tensão, $\Delta\sigma_{th}$ versus comprimento da trinca, a , vide representação esquemática Figura 15, (KITAGAWA; TAKAHASHI, 1976).

Figura 15 - Representação esquemática faixa de tensão no limite de crescimento da trinca em função do comprimento da trinca.



Fonte: Adaptado de (KITAGAWA; TAKAHASHI, 1976)

Este comprimento da transição l_0 , foi aproximado por El Haddad (1978), definido como um tamanho intrínseco. Ao incluir l_0 na teoria MFEL convencional, equação (28), modifica-se o diagrama K-T. Isso é chamado de conceito de comprimento efetivo da trinca que é a soma do comprimento real, a , e do tamanho intrínseco, l_0 . O resultado é uma transição suave entre o limite de fadiga do material, $\Delta\sigma_f$, e o princípio da MFEL,

$$\Delta K_{th,ha} = \Delta\sigma_{th} Y \sqrt{\pi(a + l_0)} \quad (28)$$

onde, $\Delta K_{th,ha}$ representa a faixa do limiar de propagação modificado por l_0 ; $\Delta\sigma_{th}$ denota a tensão limiar para propagação de uma trinca de fadiga; Y fator geométrico.

No entanto, a equação MFEL original, equação (29), deve ser usada em conjunto, com um valor dependente do comprimento da trinca, para demarcar os limites do regime das trincas curtas,

$$\Delta K_{th,TL} = \Delta\sigma_{th} Y \sqrt{\pi a}. \quad (29)$$

Combinando equação (28) e equação (29), obtém-se a equação (30),

$$\Delta K_{th,ha} = \frac{\Delta K_{th,TL}}{\sqrt{1 + \frac{l_0}{a}}} \quad (30)$$

sendo, $\Delta K_{th,TL}$ o limiar de propagação para trincas longas. O tamanho intrínseco da trinca, l_0 , pode ser estimado a partir de $\Delta K_{th,TL}$ e do limite de fadiga $\Delta\sigma_{th}$ para uma amostra lisa, definindo $a = 0$, conforme equação (31),

$$l_0 = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th,TL}}{Y\Delta\sigma_{th,0}} \right)^2 \quad (31)$$

Similarmente para a tensão limiar de propagação, equação (32),

$$\Delta\sigma_{th} = \frac{\Delta K_{th,TL}}{Y\sqrt{\pi(a + l_0)}} \quad (32)$$

2.3.2.2 Modelo de Chan e Lankford

Modelo baseado na deformação na ponta da trinca, o qual foi obtido considerando a variação na orientação dos grãos e os efeitos dos contornos. Chan e Lankford (1983), fundamentaram-se na suposição de que perto do limiar $\Delta K_{th,TL}$, o *CTOD* é maior para trincas curtas do que para trincas longas. Assim, a faixa de deformação plástica associada, para tal classe, também se mostra superior.

Considerando a influência das orientações cristalográficas dos grãos vizinhos e a distância da ponta da trinca do contorno de grão mais próximo, os autores definiram a faixa de deformação plástica na ponta da trinca por meio da equação (33),

$$\Delta\varepsilon_p = C_c \Delta K^{n_1} \left[1 - K(\Phi) \left(\frac{D - 2X}{D} \right)^{m_c} \right] \quad (33)$$

sendo, C_c , m_c e n_1 são constantes do material; D , é a distância de barreira a barreira; X , é a distância da ponta da trinca do contorno do grão mais próximo; $K(\Phi)$, é uma função que depende da orientação cristalográfica dos grãos vizinhos.

A função $K(\Phi)$ pode ser formulada em termos de tensão cisalhantes de grãos vizinhos, grão A, τ_A , e grão B, τ_B , conforme equação (34),

$$K(\Phi) = 1 - \frac{\tau_B}{\tau_A}. \quad (34)$$

Nesta abordagem, a faixa de deformação plástica local na ponta da trinca foi usada como uma medida de dano por fadiga. O avanço da trinca pela falha de um elemento de trinca de tamanho, $\Delta X'$, ocorre quando a deformação plástica local acumulada excede um valor crítico, ε_p^* . O número de ciclos ΔN necessários para falha do elemento de ponta de trinca foi dado pela equação (35),

$$\Delta N = \frac{\varepsilon_p^*}{\varepsilon_p} \quad (35)$$

sendo a taxa de crescimento da trinca definida pela equação (36),

$$\frac{da}{dn} = \frac{\Delta X' C_c}{\varepsilon^*} \Delta K^{n_1} \left[1 - \left(1 - \frac{\tau_B}{\tau_A} \right) \left(\frac{D - 2X}{D} \right)^{m_c} \right]. \quad (36)$$

Segundo Hussain (1997), do ponto de vista da física e da mecânica, o modelo de Chan e Lankford é uma aproximação grosseira da realidade. O modelo prevê pouca ou nenhuma desaceleração na taxa de crescimento no caso de orientação semelhante dos grãos.

2.3.2.3 Modelo de Los Rios, Tang e Miller

O modelo de Los Rios *et.al* (1984) foi baseado na resistência da banda de deslizamento, propondo que a taxa de crescimento da trinca é proporcional a resistência desta banda. A tensão de cisalhamento é dada pela equação (37),

$$\tau = \frac{\mu n_d \mathbf{b}}{L_r} \quad (37)$$

ou equação (38),

$$\tau = \zeta \tau_{app} - \tau_0 \quad (38)$$

sendo, L_r o comprimento da faixa de discordâncias; $(n_d \mathbf{b})$ a resistência; ζ um fator de orientação; τ_{app} a tensão cisalhante aplicada; n_d número de deslocamento; \mathbf{b} é o vetor de Burgers; τ_0 , tensão interna de atrito. A taxa de crescimento é dada pela equação (39),

$$\frac{da}{dN} = f_1 \frac{\tau(L - a)}{\mu} \quad (39)$$

sendo, μ , o módulo de cisalhamento e f_1 , a fração de deslocamento da banda de discordâncias que participa do processo de extensão da trinca.

2.3.2.4 Modelo de Navarro e Los Rios

O Modelo de Navarro e Los Rios (1987) é fundamentado na taxa de liberação de energia, com base em considerações de carga e energia total. Os autores assumiram que a energia local, energia na banda de discordâncias, deve ser igual à energia de extensão da trinca para propagação da mesma. Uma segunda consideração do modelo é a natureza da força das barreiras que devem ser superadas para dar continuidade à propagação da trinca. A taxa G , equação (40), refere-se a energia liberada em um ciclo pelo sistema a fim de propagar a trinca,

$$G = \frac{dU}{dR} \quad (40)$$

sendo, U a energia da banda de discordâncias e $\frac{dU}{dR}$, a taxa de mudança da energia entre a banda de discordâncias com o comprimento da própria. Durante um ciclo, a banda de discordâncias associada à trinca foi simulada para uma distribuição linear, sendo definida pela equação (41),

$$U = \frac{1}{2} \int_{r_0}^R \frac{\mu(n_d \mathbf{b})^2}{r} dr \quad (41)$$

onde, μ o módulo de cisalhamento; n_d número de discordâncias; \mathbf{b} é o vetor de Burgers; r_0 o raio do núcleo da primeira discordância; R_n o comprimento da banda de discordância; r o

comprimento variável na frente da trinca ao longo da banda de discordância. A equação (41), pode ser escrita por meio da equação (42),

$$U = \frac{\mu(n_d \mathbf{b})^2}{2} [\ln R_n - \ln r_0]. \quad (42)$$

A mudança de energia do sistema assemelha-se com a abordagem de Griffith, pois à medida que o comprimento da trinca, a , aumenta, R_n diminui, conforme equação (43) e equação (44),

$$\frac{dU}{dR} = \frac{\mu(n_d \mathbf{b})^2}{2R_n} = G = \frac{\tau^2}{\mu} \pi a \quad (43)$$

$$n_d \mathbf{b} = (2\pi a R_n)^{0.5} \frac{\tau}{\mu}. \quad (44)$$

A taxa de crescimento da trinca pelo modelo é dada pela equação (45),

$$\frac{da}{dn} = f_1 (2\pi a R_n)^{0.5} \frac{\tau}{\mu}. \quad (45)$$

O valor de R_n depende da distância até a próxima barreira e também da resistência que, por sua vez, depende da razão das tensões de cisalhamento. Estas são resolvidas ao longo do plano da banda de discordância nos dois grãos separados pela barreira. O argumento utilizado por Chan e Lankford (1983), para definir a mudança na deformação plástica serviu para definição de R_n , por meio da equação (46),

$$R_n = D \left[1 - K(\Phi) \left(\frac{D - X}{D} \right) \right]^m \quad (46)$$

onde, D , é a distância de barreira a barreira e $K(\Phi)$, uma função relacionada à orientação cristalográfica relativa dos dois grãos, equação (34). Quando $K(\Phi) = 1$, a orientação de deslizamento do próximo grão é mais desfavorável e a trinca irá parar. Se $K(\Phi) = 0$, a

orientação dos grãos é semelhante, ou seja, $\tau_A = \tau_B$. A combinação da equação (46) com a equação (34), resulta na equação (47),

$$\frac{da}{dn} = f_1(2\pi aD)^{0.5} \left(1 - \frac{\phi(D-X)}{D}\right)^m \frac{\tau}{\mu}. \quad (47)$$

2.3.2.5 Modelo de Hobson

O Modelo proposto por Hobson (1982), é baseado no efeito do contorno de grão. O autor utilizou uma abordagem estatística para caracterizar o crescimento de trincas curtas microestruturais. A equação (48), demonstra a taxa de crescimento do modelo,

$$\frac{da_s}{dn} = C_2(d - a_s) \quad (48)$$

onde, a_s é a profundidade da trinca superficial; C_2 , constante do material para o modelo de trincas curtas microestruturais e d , representa a distância até a primeira barreira microestrutural que afeta o crescimento da trinca, que pode ser um contorno de grão ou qualquer outro obstáculo metalúrgico.

Ao se tratar de trincas fisicamente curtas, tamanho de trincas maiores que d , o autor propõe outra formulação, equação (49),

$$\frac{da_s}{dn} = C_3 a_s - D_1 \quad (49)$$

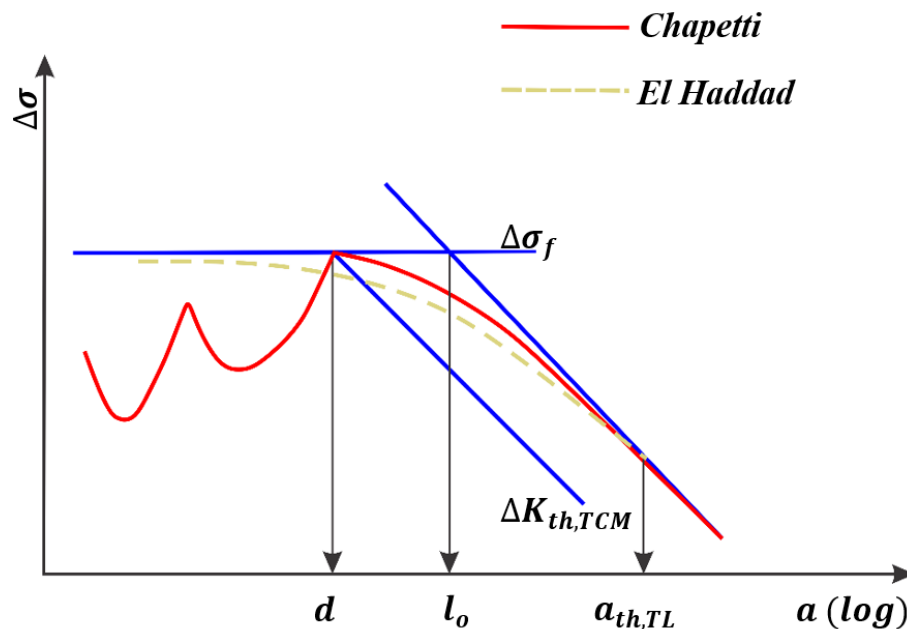
onde, C_3 , é uma constante do material, sendo função da tensão/deformação e D_1 representa o limiar de crescimento da trinca. Para o cálculo de D_1 assume-se o valor do limite de fadiga, σ_F , de modo que $\frac{da_s}{dN} = 0$. Isso acontece quando o tamanho da trinca, a_s , é igual a distância da barreira microestrutural d , obtém-se a equação (50),

$$D_1 = C_3(\sigma_F)^{m_h} d. \quad (50)$$

2.3.2.6 Modelo Chapetti

O modelo apresenta um limiar de propagação de trinca por fadiga em função do comprimento, o qual é definido pela distância d , barreira microestrutural mais forte à propagação, que define o limite de fadiga σ_f . Conforme comentando anteriormente, a ferramenta mais eficaz para descrever o limiar de propagação para o regime de trincas de curtas é o diagrama de Kitagawa-Takahashi. A Figura 16 representa este diagrama com as formulações propostas por El Haddad e Chapetti.

Figura 16 - Representação esquemática Diagrama de Kitagawa-Takahashi comparação entre modelos.



Fonte: Adaptado de (CHAPETTI, 2003).

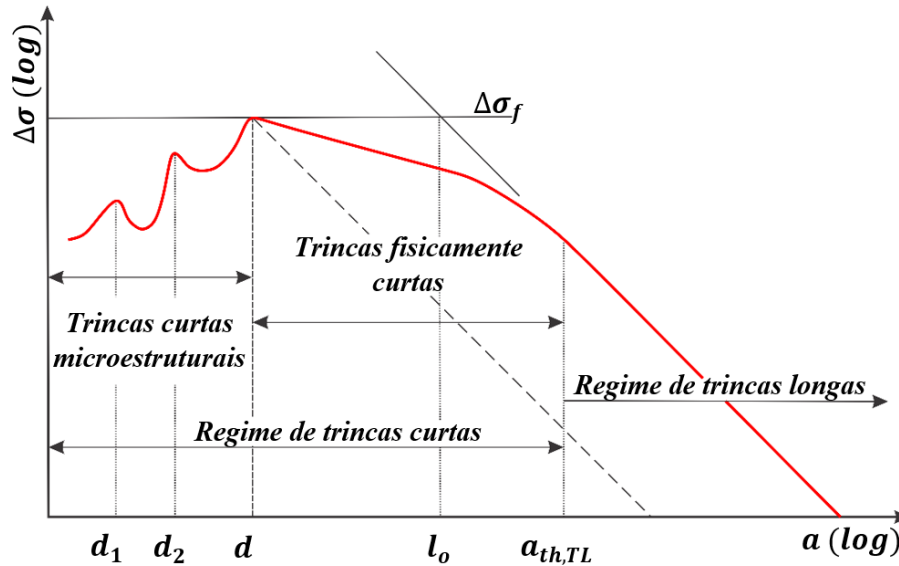
Para o regime de trincas curtas microestruturais, o limite de fadiga é dado por uma razão de tensão R , $\Delta\sigma_f$ define a faixa de tensão nominal crítica necessária para o crescimento contínuo da trinca. Caso a tensão nominal aplicada $\Delta\sigma_{app}$, seja menor que $\Delta\sigma_f$, as trincas são presas em barreiras microestruturais, com profundidade menores que d . No entanto, para o regime de trincas longas, o limite de propagação diminui com o aumento do tamanho e as TL só podem crescer se a faixa do fator de intensidade de tensão ΔK_{app} , for maior que o limiar $\Delta K_{th,TL}$.

O regime de trinca fisicamente curta está entre os regimes de trinca curta microestrutural e longa, sendo que o limite está abaixo de $\Delta\sigma_f$ e $\Delta K_{th,TL}$. Embora, a influência

da microestrutura ainda seja importante, o desenvolvimento de fechamento de trinca governa o limiar neste regime, (CHAPETTI, 2003).

A Figura 17 representa o Diagrama de Kitagawa-Takahashi mostrando o limite entre trinca de propagação e não propagação para o modelo proposto por Chapetti.

Figura 17 - Representação esquemática Diagrama de Kitagawa-Takahashi demonstrando os regimes de propagação e não propagação da trinca.



Fonte: Adaptado de (MILLER, 1993).

Uma resistência intrínseca à propagação do regime TCM pode ser definida utilizando a posição d , da barreira microestrutural mais forte e o limite de fadiga $\Delta\sigma_f$. Esta resistência intrínseca é considerada um limite microestrutural para a propagação de trincas, sendo definida pela equação (51),

$$\Delta K_{th,TCM} = Y \Delta\sigma_f \sqrt{\pi d}. \quad (51)$$

No momento em que a trinca entra para o regime TL, $a \geq a_{th,l}$, o fechamento atinge um nível de estado estacionário, com isso, o componente extrínseco total, ΔK_{et} , pode ser definido como a diferença entre o limiar mecânico para TL, $\Delta K_{th,TL}$, e o microestrutural, $\Delta K_{th,TCM}$, conforme equação (52),

$$\Delta K_{et} = \Delta K_{th,TL} - \Delta K_{th,TCM}. \quad (52)$$

No entanto, a trinca ao entrar na faixa de tamanho $d < a < a_{th,TL}$, tem a caracterização do seu comportamento extrínseco de fechamento, ΔK_e , proposta por McEvily e Minakawa (1987), equação (53),

$$\Delta K_e = \Delta K_{et}(1 - e^{-ka}) \quad (53)$$

sendo, k a constante do material que define o desenvolvimento de tal componente.

O limiar de propagação do material em função do comprimento da trinca, ΔK_{th} , é definido pela equação (54),

$$\Delta K_{th} = \Delta K_{th,TCM} + \Delta K_e; \quad a \geq d \quad (54)$$

com a equação (52) e equação (54), obtém-se a equação (55),

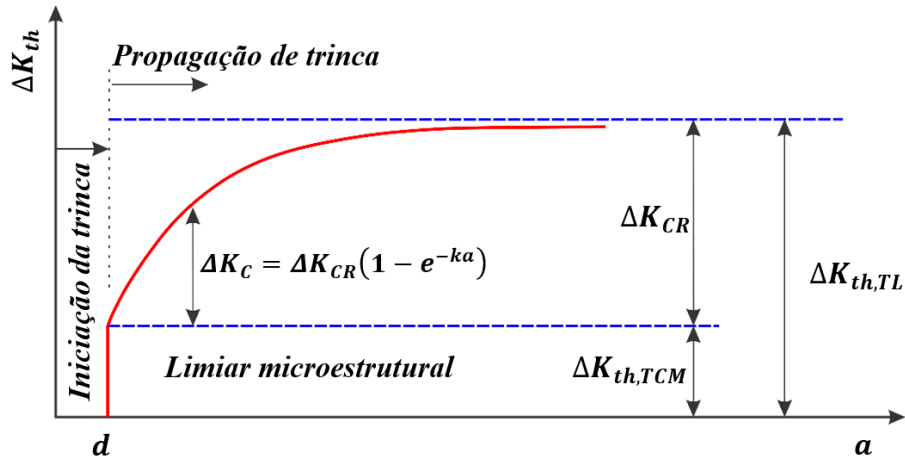
$$\Delta K_{th} = \Delta K_{th,TCM} + (\Delta K_{th,TL} - \Delta K_{th,TCM})[1 - e^{-k(a-d)}]; \quad a \geq d \quad (55)$$

A Figura 18 mostra esquematicamente a curva de limiar dada pela equação (55). Para um comprimento de trinca $a = d$, $\Delta K_{th} = \Delta K_{th,TCM}$, e ΔK_{th} tende para $\Delta K_{th,TL}$ no regime de trincas longas. Em termos da tensão limiar, tem-se a equação (56) e equação (57),

$$\Delta \sigma_{th} = \frac{\Delta K_{th,TCM} + (\Delta K_{th,TL} - \Delta K_{th,TCM})[1 - e^{-k(a-d)}]}{Y\sqrt{\pi a}}; \quad a \geq d \quad (56)$$

$$\Delta \sigma_{th} = \Delta \sigma_f; \quad a < d. \quad (57)$$

Figura 18 - Representação esquemática do limite de propagação de trinca por fadiga definido em função do comprimento da trinca.



Fonte: adaptado de (CHAPETTI, 2003).

Para encontrar uma expressão para o parâmetro do material k , que define o desenvolvimento da componente extrínseca de ΔK_{th} , ΔK_e , Chapetti (2003) utilizou do fato que o limite de fadiga simples σ_f é dado pela resistência da barreira microestrutural mais forte, e que a tensão limite de propagação diminui à medida que o comprimento da trinca aumenta para $a = d$. Derivando a equação (56), igualando a zero e resolvendo para k , obtém-se a equação (58),

$$k \leq \frac{1}{2d} \frac{\Delta K_{th,TCM}}{(\Delta K_{th,TL} - \Delta K_{th,TCM})}. \quad (58)$$

O valor de k é dividido por dois para manter boa concordância com os resultados experimentais encontrados por Chapetti (2003), conforme equação (59),

$$k = \frac{1}{4d} \frac{\Delta K_{th,TCM}}{(\Delta K_{th,TL} - \Delta K_{th,TCM})} = \frac{1}{4d} \frac{\Delta K_{th,TCM}}{\Delta K_{et}}. \quad (59)$$

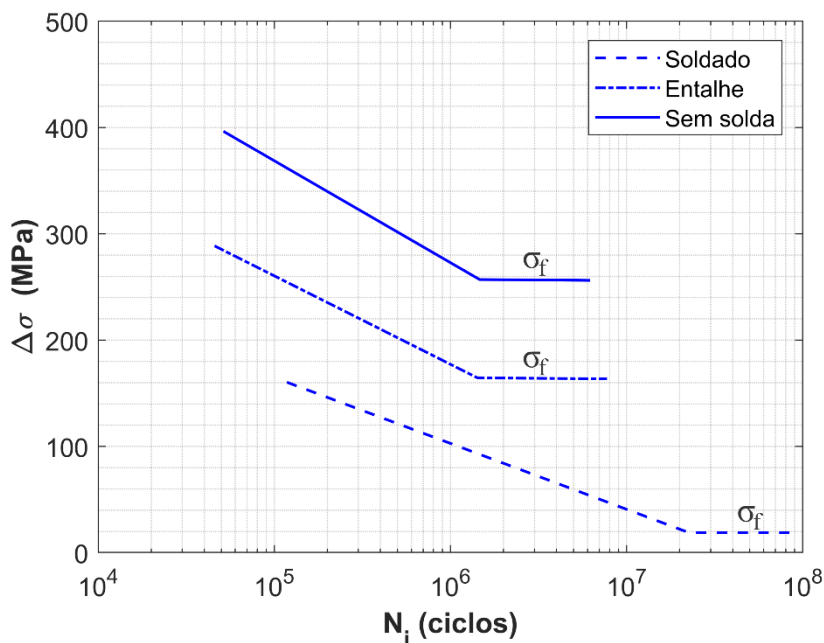
Assim, análise quantitativa do crescimento da trinca da / dn , torna-se uma função do ΔK_{app} , e uma função do limiar de toda a trinca ΔK_{th} , incluindo o regime de trincas fisicamente curtas. Os modelos de propagação que englobam tal regime são de grande importância, pois a preexistência de trincas curtas, em estruturas e componentes, antes mesmo de entrar em

operação é muito comum. Um exemplo típico onde ocorre essa situação são as juntas soldadas, em virtude dos gradientes de temperaturas advindo do processo de soldagem.

2.4 FADIGA EM UNIÕES SOLDADAS

A vida à fadiga de uma junta soldada é afetada por fatores diferentes como: geometria, direção da carga, faixa de tensões, tensões residuais e defeitos de solda. As características únicas e os impactos dos fatores tornam a avaliação da vida à fadiga de soldas uma questão complexa, sendo afetada a resistência da junta afetada. Para evidenciar esse fato, a Figura 19, mostra uma comparação entre curvas ($\Delta\sigma - N_i$) de amostras sem solda, com entalhe e soldada. Percebe-se que, a resistência à fadiga σ_f , de um componente soldado é menor do que um componente não soldado, sendo ambos, feito do mesmo material, (SCHIJVE, 2008).

Figura 19 - Comparação entre curvas ($\Delta\sigma - N_i$) para diferentes amostras.



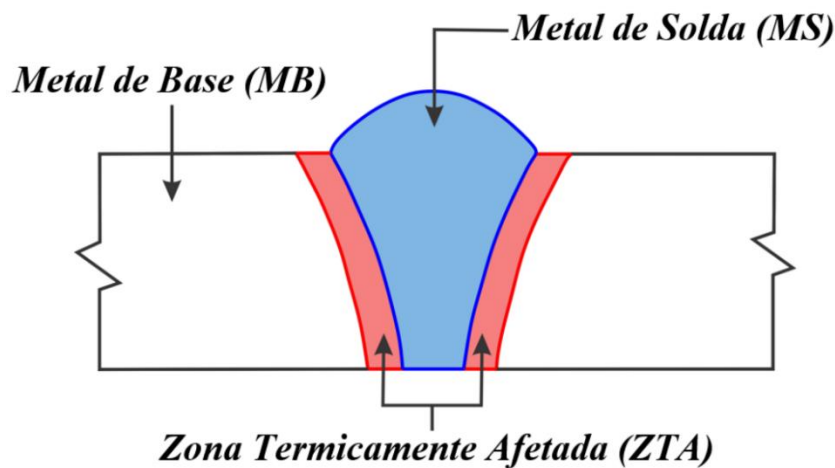
Fonte: adaptado de (SCHIJVE, 2008).

De acordo com Schork (2018), a menor resistência a iniciação e propagação de trincas por fadiga ocorre devido a geometria do cordão de solda ou por defeitos presentes. O cordão de solda provoca uma descontinuidade geométrica, resultando em regiões com concentração de tensão. Em qualquer um dos casos, cordão ou defeitos de solda, existe sempre um aumento de

tensões localizada e a trinca preferencialmente irá se iniciar na zona em que as tensões sejam máximas, (SAVAIDIS; VORMWALD, 2000).

A zona termicamente afetada (ZTA), também é uma região suscetível a presença de trincas. Nesse local, em razão do aquecimento e subsequente resfriamento do processo de soldagem, surgem as tensões residuais. Essas tensões, estão ligadas com a vida útil de fadiga do componente soldado, pois influenciam na resistência do material à fratura, iniciação e ao crescimento da trinca, (FRICKE, 2003). A Figura 20 é uma representação esquemática de diferentes regiões que são formadas no material em uma junta soldada.

Figura 20 - Representação esquemática das diferentes regiões formadas em uma junta soldada.



Fonte: Elaborado pelo autor.

2.4.1 Tensões residuais

As tensões residuais, por definição, referem-se a uma distribuição de tensão, que está presente em uma estrutura, componente, placa ou chapa, enquanto não houver carga externa aplicada. Uma vez que as tensões residuais existem na ausência de uma solicitação externa, pode-se afirmar, segundo Masubuchi (1982), que o sistema é auto equilibrado, sendo a força e o momento nulos.

Na soldagem, as tensões residuais induzidas pelo processo têm sido consideradas, após anos de pesquisa, como um dos fatores mais críticos, que podem influenciar as propriedades de fadiga das juntas soldadas. Muitos pesquisadores, Glinka (1979), Kostea (1988), Radaj (1992), Webster (1992), Berkovis *et al.* (1998), relataram com base em seus experimentos, que a magnitude da tensão residual de tração pode se aproximar da resistência ao escoamento do

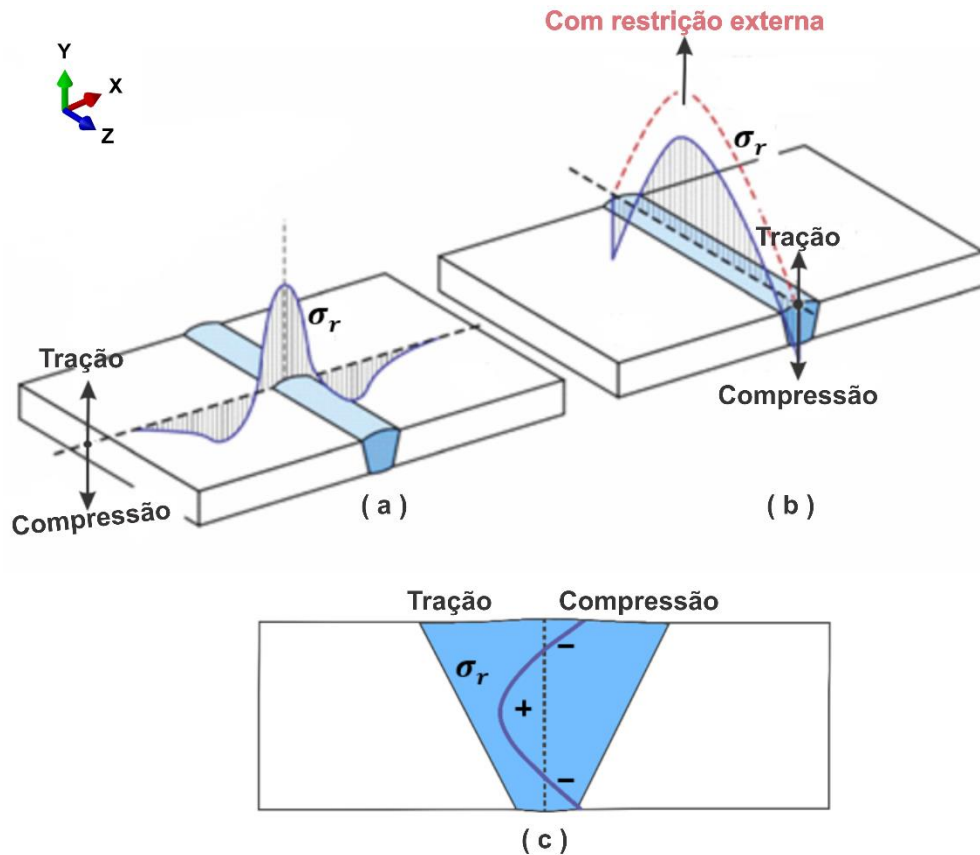
material base, em alguns locais críticos de soldagens, diminuindo consideravelmente a resistência à fadiga. Em contrapartida, tensões compressivas na superfície das soldagens podem melhorar essa resistência.

Stone *et al.*(2007) também comentam que a ocorrência de falha é mais suscetível em componentes que estão sujeitos a elevados níveis de tensões residuais de tração, pois a magnitude dessas tensões estão próximas à tensão de escoamento do material. Estas falhas estão associadas a perda de resistência mecânica, por diversos fatores, podendo se citar: baixa rigidez, escoamento localizado e global, escoamento por fluência, instabilidade dimensional, formação de trincas em peças soldadas, processo de fratura frágil e dúctil, fratura por fadiga, corrosão sob tensão e desgaste superficial.

A formação do campo de tensão residual, segundo Radaj (1992), é baseada na mudança volumétrica dos elementos da estrutura. Esta mudança ocorre em virtude do comportamento elástico-plástico do metal, condições de temperatura não estacionárias e elevados gradientes. Zerbst (2020), comenta que com a propagação do calor pelo corpo e a equalização da temperatura, a redistribuição do metal contínua, de modo que, ocorre a formação de tensões. Estas classificam-se, Figura 21, de acordo com sua direção em:

- Tensões longitudinais em relação ao cordão de solda: são tensões resultantes da contração longitudinal do cordão de solda devido ao mecanismo de resfriamento.
- Tensões transversais em relação ao cordão de solda: São tensões no plano da chapa e são geralmente resultantes da contração transversal do cordão de solda devido ao resfriamento.
- Tensão transversal normal ao plano da chapa: são encontradas no interior da chapa, sendo a espessura suficientemente grande.

Figura 21- Distribuições de tensões residuais de soldagem na superfície em uma junta de topo, esquemático; (a) longitudinal; (b) transversal, (c) transversal normal ao plano.



Fonte: adaptado de (ZERBST, 2020).

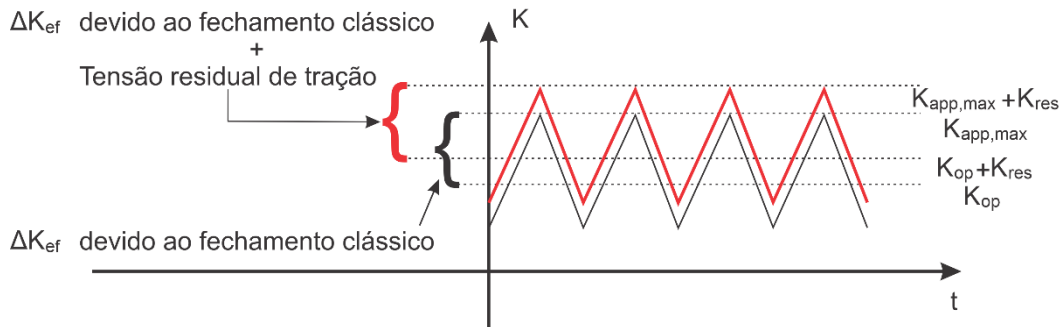
Ressalta-se que as tensões residuais introduzidas pelo processo de soldagem podem aumentar o campo total de tensões aplicadas, muito maiores do que aquelas causadas pelas cargas em serviço. Assim, a determinação das tensões residuais é de extrema importância quando se deseja avaliar o risco de nucleação e propagação de defeitos em uma peça. No capítulo 3 apresenta-se, em detalhes, uma metodologia para o cálculo destas.

2.4.2 Influência dos campos de tensão residual na propagação

Em inúmeros estudos, foi identificado que a tensão residual térmica é o fator que mais influência nas taxas de propagação. Isso foi demonstrado nas soldas por atrito e arco elétrico, conforme Bussu (2002), Ghidini (2007) e Liljedahl *et al.* (2008). Tal constatação, desencadeou esforços dedicados a investigação do efeito da tensão residual na vida de propagação, vide estudos de Pouget (2008), Servetti *et al.* (2009), Zhang (2018) e Van Den Berg (2021).

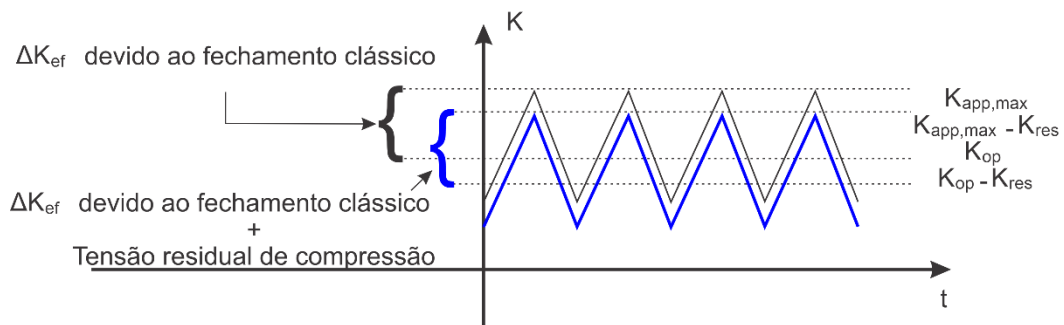
Por meio destas pesquisas, constata-se que a tensão residual altera a tensão média, enquanto os efeitos de fechamento alteram a faixa de tensão. A σ_r de tração aumenta a tensão média, ao passo que a faixa FIT é alterada pela σ_{op} . A Figura 22 e Figura 23 mostram, respectivamente, como as σ_r de tração e compressão podem alterar a ΔK_{ef} aplicada.

Figura 22 - Efeito da tensão residual de tração no carregamento cíclico.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 23 - Efeito da tensão residual de compressão no carregamento cíclico.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Em ambos os casos as tensões residuais induzidas pelo processo de soldagem, alteram a tensão média que afetam a ΔK_{ef} , sendo este o parâmetro central para a previsão da vida de crescimento da trinca. Neste contexto, dois métodos têm sido amplamente utilizados para calcular as taxas de propagação em campos de tensão residual. Um proposto por Parker (1981), baseado na regra de superposição, de modo a determinar a razão de tensão efetiva R_{eff} . O outro, fundamentado no conceito de fechamento de trinca, originalmente proposto por Elber (1971).

No método de superposição, Glinka (1979) e Parker (1981) propuseram a imposição de duas soluções do FIT, conforme equação (60) e equação (61),

$$\Delta K_{tot} = K_{tot,max} - K_{tot,min} = K_{app,max} + K_{res} - (K_{app,min} + K_{res}) \quad (60)$$

$$\Delta K_{tot} = K_{app,max} - K_{app,min} = \Delta K_{app} , \quad (61)$$

sendo, ΔK_{app} a faixa do FIT atuante na ponta da trinca.

Observa-se, que ΔK_{app} não é influenciado pelo campo de tensão residual, mas a razão efetiva R_{eff} , modifica-se, vide equação (62),

$$R_{eff} = \frac{K_{tot,min} + K_{res}}{K_{tot,max} + K_{res}}, \quad (62)$$

com isso, a taxa de crescimento de trinca por fadiga é afetada por R_{eff} e logo pela σ_r .

No método de fechamento da trinca, por sua vez, a previsão do crescimento de trinca é feita por meio da ΔK_{eff} . A faixa FIT é principalmente influenciada pelo fechamento da trinca. Em amostras soldadas, para integrar o problema de fechamento em conjunto com as tensões residuais, utiliza-se o modelo analítico de Newman (1984), de modo a alterar a R por R_{eff} e K_{op}/K_{max} por $K_{op}/K_{tot,max}$, sendo utilizadas as equações (63) e (64), respectivamente, para $R_{eff} \geq 0$ e $R_{eff} < 0$,

$$K_{op} = K_{tot,max}(A_0 + A_1 R_{eff} + A_2 R_{eff}^2 + A_3 R_{eff}^3) \quad (63)$$

$$K_{op} = K_{tot,max}(A_0 + A_1 R_{eff}) \quad (64)$$

$$U_{eff} = \frac{1 - K_{op}/K_{tot,max}}{1 - R_{eff}} \quad (65)$$

No capítulo 3, demonstra-se como as teorias de superposição e de fechamento foram inseridas em modelos de propagação para previsão de vida. As seções a seguir são dedicadas a uma discussão sobre os defeitos presentes em estruturas soldadas.

2.4.3 Defeitos na solda

Em determinado nível de exame, todas as estruturas soldadas contêm defeitos, trincas pré-existentes, falhas semelhantes a trincas e outras imperfeições. Os defeitos mais significativos estão associados a concentrações de tensão geométrica, como mudanças abruptas na seção. A forma ou dimensões de descontinuidades aceitáveis são descritas em códigos de fabricação ou especificações aplicáveis à construção de um componente específico, (por exemplo, ANSI / AWS D 1.1, Código de Soldagem Estrutural - Aço e Código ASME para Caldeiras e Vasos de Pressão). Assim, classifica-se os defeitos em função da forma, dimensão e natureza, surgindo, portanto, dois grandes grupos que são:

- Defeitos não planares
 - Porosidade;
 - Inclusões sólidas;

- Defeitos planares
 - Trincas;
 - Defeitos de forma (mordeduras, sulcos, concavidades na raiz);
 - Falta de fusão;
 - Falta de penetração.

De acordo com o tipo do defeito, este poderá ocorrer na zona de fusão, na ZTA ou no metal base. Existe uma variedade de defeitos que podem comprometer a utilidade de uma junta soldada. Os defeitos mais recorrentes no processo de soldagem, segundo a AWS (do inglês, *American Welding Society*), (AWS, 2015), são mostrados na Figura 24 e explicados de forma sucinta nas seções seguintes.

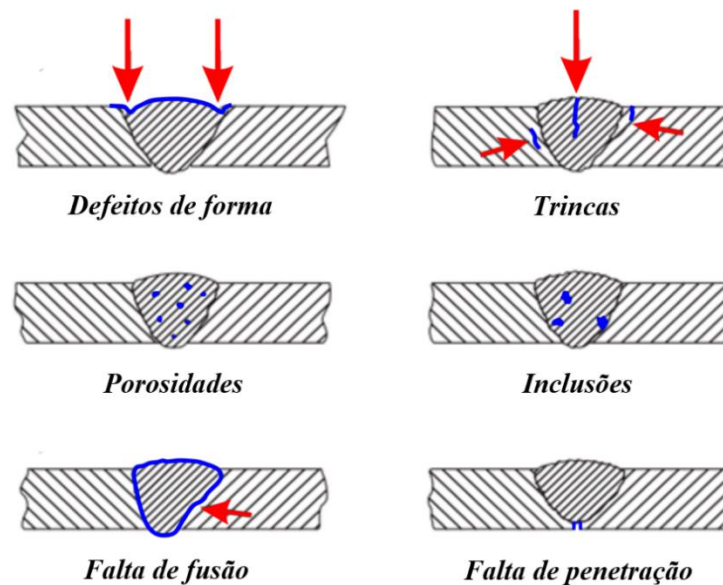
2.4.3.1 Falta de penetração

A falta de penetração de uma junta é definida como uma condição que acontece geralmente na raiz da junta, dando origem a um espaço vazio entre duas bordas. Ocorre quando a adição de metal de adição é inferior à espessura das placas a unir, criando uma zona de concentração de tensões que, em grande parte dos casos, dá origem a uma trinca, (ASM, 1992).

2.4.3.2 Falta de fusão

A falta de fusão, definida pela AWS (2015), como uma descontinuidade de solda em que a fusão não ocorreu entre o material de adição e o material base ou caso não exista material de adição entre as duas peças a soldar. A região de concentração de tensão criada, acaba por facilitar a iniciação de trincas, além de reduzir a seção efetiva do cordão de solda.

Figura 24 - Representação esquemática tipos de defeitos em juntas soldadas.



Fonte: Adaptado de (SINGH, 2016).

2.4.3.3 Trincas

As trincas são defeitos que podem ocorrer no material de adição ou no material base. Este tipo de descontinuidade geométrica, é considerado o mais prejudicial para uma junta soldada. Segundo Schork *et al.*, (2020), trata-se de fortes concentradores de tensão podendo se formar durante e após a soldagem.

2.4.3.4 Defeitos de forma

Os defeitos de forma estão relacionados com uma falha de conformidade geométrica do cordão para um perfil da própria peça a soldar. Neste tipo de defeitos encontram-se as mordeduras, os sulcos, excessos de metal de adição, excesso de penetração, convexidade

excessiva, concordância imperfeita, desbordo, escorrimento, desalinhamento axial, desalinhamento angular, rechupe na raiz e recomeço imperfeito, (ASM, 1992).

2.4.3.5 Inclusões

Inclusões de escória são partículas não metálicas presas no metal de solda ou na interface. Entalhes agudos nos limites da junta ou entre os passes de solda promovem o aprisionamento da escória, (ASME BOILER & PRESSURE VESSEL CODE, 2019) .

2.4.3.6 Porosidades

A porosidade é o resultado do gás aprisionado no metal de solda em solidificação, possuindo formato esférico ou alongado. Trata-se de vazios na zona do cordão de solda, presentes na superfície ou no interior do cordão, (ASME BOILER & PRESSURE VESSEL CODE, 2019) .

Em síntese, para avaliar a resistência à fadiga de juntas com defeitos não planares, (porosidades e inclusões), utiliza-se o método baseado nas curvas ($\Delta\sigma - N_i$), enquanto que para o caso de defeitos planares, em especial para trincas, os conceitos da Mecânica da Fratura são utilizados e aplicados para análise destes defeitos, (BRANCO; FERNANDES; CASTRO, 1999).

2.4.4 Tamanho inicial de defeitos modelados como trinca em soldas

Com o passar do tempo surgiram vários métodos para determinar a resistências à fadiga de juntas soldadas. Tal abordagem, já apresentam uma padronização ou incluem-se em recomendações internacionalmente aceitas. A maioria das regras de projeto para obtenção da vida de nucleação, consistem em séries de curvas $\Delta\sigma - N_i$, obtidas a partir de vários testes de fadiga em soldagens reais. Os dados obtidos, são processados estatisticamente e ajustados empiricamente. As soldas são então classificadas e relacionadas a uma curva de projeto específica, caracterizadas pela resistência a fadiga em um determinado número de ciclos, N_i , onde $\Delta\sigma$ refere-se à faixa de tensão nominal que atua sobre a junta.

No entanto, a soldagem cria defeitos no material. Essas imperfeições reduzem o período de iniciação da trinca e, em alguns casos, o eliminam completamente. Diferentes estudos mostraram que os defeitos iniciais originados na superfície do material se assemelham

a trincas com $a_i = 20 - 150 [\mu m]$, Baker *et al.* (1967), ou $a_i = 10 - 400 [\mu m]$, Watkinson *et al.*, (1971), dependendo das condições de soldagem. Nas recomendações do IIW (2016), é sugerido $a_i = 50 - 150 [\mu m]$, para aplicações de mecânica da fratura. Em contraste, Radaj *et al.*, (2013) recomendaram um $a_i = 100 - 250 [\mu m]$, para previsão de vida em estruturas soldadas. Uma revisão de Grover (1987), apontou que mesmo soldas de alta qualidade contêm falhas até uma profundidade de $100 [\mu m]$. Cabe ressaltar que, estes tamanhos de defeitos situam-se dentro do regime de trincas curtas.

Assim, dificilmente uma técnica de inspeção possui capacidade de detecção para estes a_i , apresentados. Dessa forma, a análise fica restrita ao tamanho mínimo de defeito detectável, a_d , proveniente de cada método. Tal tamanho, mostra-se maior ou igual à dimensão inicial do defeito, ou seja, $a_d \geq a_i$, conforme descrito por Tavares e De Castro (2019).

2.5 DETECÇÃO DE DEFEITOS EM UNIÕES SOLDADAS

Durante a fabricação, construção, montagem e manutenção de equipamentos e peças são realizados ensaios para localização de avarias. A utilização de ensaios destrutivos ou não destrutivos é comum na indústria moderna, tendo em vista a garantia da qualidade dos produtos e a sua confiabilidade em uso. Os ensaios não destrutivos (END), consistem na aplicação de métodos e técnicas, afim de analisar a sanidade de vários tipos de materiais, peças ou mesmo equipamentos soldados, fundidos, forjados e laminados.

De forma geral, são denominados ensaios não destrutivos, qualquer tipo de ensaio praticado a um material que não altere de modo permanente suas características sejam elas físicas, químicas, mecânicas ou dimensionais e que somente impliquem em danos que são imperceptíveis ou nulos. São técnicas que possuem o propósito de medir, detectar propriedades ou verificar o desempenho de materiais metálicos (ferrosos ou não ferrosos) e materiais não metálicos, na forma de peças ou componentes acabados ou semiacabados, utilizados em equipamentos ou estruturas metálicas, (ASM, 1992).

O conhecimento das limitações de aplicação e da eficiência de cada técnica na detecção de defeitos mostram-se centrais para a adoção de uma metodologia de projeto, baseada na Mecânica da Fratura, com tolerância ao dano, uma vez que, necessita-se da aplicação de métodos de inspeção capazes de garantir a detecção de defeitos em um componente tanto na produção quanto em serviço. Conforme já comentado, tal metodologia de projeto assume a existência de defeitos estruturais, entretanto, admite a operação segura desde que a evolução do

crescimento dos defeitos seja de alguma forma conhecida. Cabe ressaltar que, em muitos elementos críticos de engenharia, existe um tamanho crítico do defeito que levará o componente ou sistema à falha sob a ação dos carregamentos em serviço.

2.5.1 Confiabilidade em ensaios não destrutivos

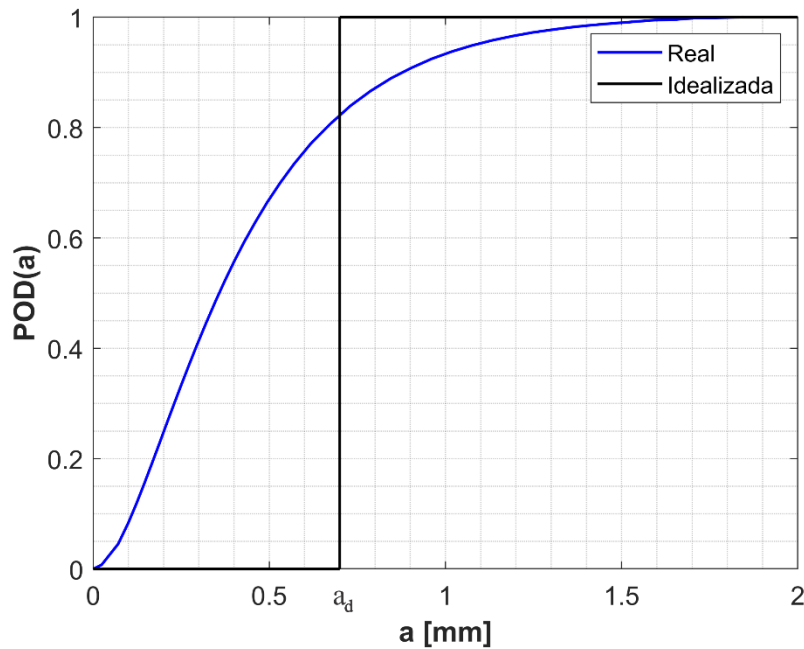
A confiabilidade em END é uma medida quantitativa da eficiência desse procedimento (inspeção ou ensaio), em encontrar defeitos de um determinado tipo e tamanho. Um conceito fundamental na área de confiabilidade de END é a função de probabilidade de detecção (PoD), (do inglês, *Probability of Detection*). A probabilidade de detecção está associada com a probabilidade de encontrar defeitos iguais ou maiores do que o tamanho a_d , limite de detecção do método END utilizado, (GEORGIU, 2006).

Por outro lado, sendo $g_a(x)$ a função densidade de probabilidade da distribuição do tamanho dos defeitos existentes no cordão de solda, a probabilidade de detecção de um defeito de tamanho igual ou maior que a_d será dado pela equação (66),

$$PoD(a_d) = P(x > a_d) = \int_{a_d}^{\infty} g_a(x) dx \quad (66)$$

A título ilustrativo, apresenta-se uma curva PoD de um sistema de detecção ideal, por meio da Figura 25. Neste sistema ideal, todos os defeitos com comprimento maior que a_d serão detectados, em contrapartida, os defeitos de menor comprimento não serão detectados. Condições ideais dificilmente ocorrem e, na prática as funções de PoD costumam ser curvas contínuas, tal como exemplificado na Figura 25.

Figura 25 - Curvas de probabilidade de detecção de defeitos.

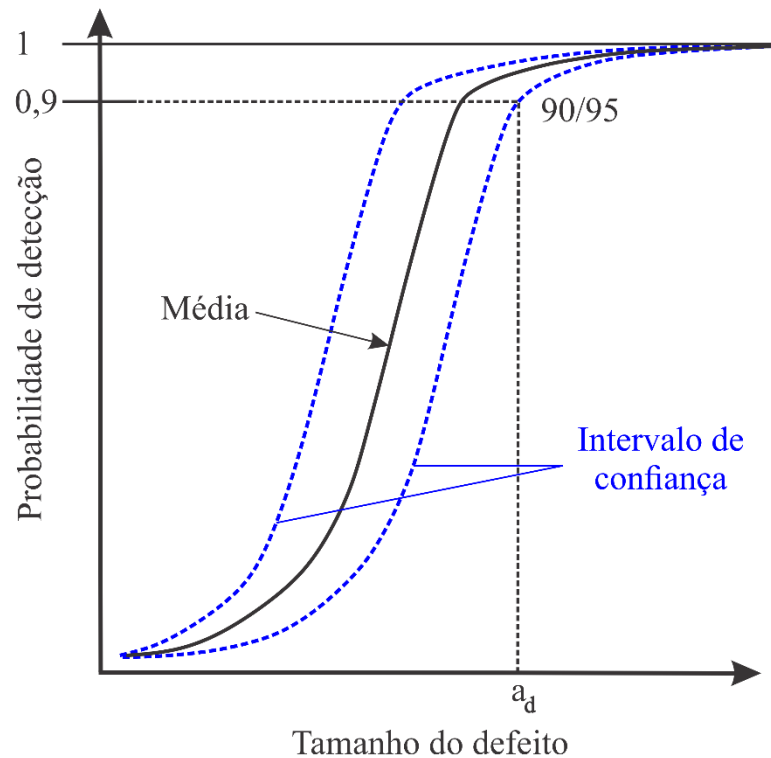


Fonte: Elaborado pelo autor.

Segundo Klemmt e Tober (1995), as inspeções em serviço por meio de END devem ser capazes de detectar pequenos defeitos com elevada probabilidade, alto nível de confiança e com reduzida taxa de alarmes falsos (< 3%). Tipicamente, o menor comprimento de defeito é aquele que, para um nível de confiança de 95%, pelo menos 90% de todos os defeitos de maior comprimento serão detectados. Em geral, referencia-se esse comprimento como sendo $a_{90/95}$ ou a_d que corresponde ao ponto destacado no gráfico da Figura 26. O menor comprimento de defeito a_d é a principal métrica quantitativa da confiabilidade em END.

Em geral, defeitos de menor tamanho apresentam uma PoD inferior se comparados aos defeitos de maior tamanho. Esse comportamento pode ser justificado pela limitação do próprio método ou pela menor sensibilidade de distinção entre o que seria um defeito e um ruído, por exemplo. Como regra geral, a facilidade de detecção amplia-se com o aumento do tamanho, seja qual for a técnica de inspeção empregada.

Figura 26 - Curva PoD, mostrando valor médio, limite de confiança de 95% e a_d .



Fonte: Adaptado de (GÓMEZ; CASTEJÓN; GARCÍA-PRADA, 2016).

2.5.2 Probabilidade condicional

De acordo com Zhao (2002) e Fronthaler (2013) a avaliação de defeitos por END envolve uma série de variáveis, como exemplo, o método END, fatores humanos, ambiente de teste e tamanho do defeito. O resultado desse processo pode ser analisada como um problema de probabilidade condicional. Assim, existem quatro saídas possíveis para o processo de inspeção de defeitos por meio dos END:

- Verdadeiro positivo: uma trinca existe e ela foi detectada, sendo $M(A, a)$ o número total de resultados verdadeiro-positivos e $P(A, a)$ a probabilidade de verdadeiro-positivo;
- Falso positivo: nenhuma trinca existe, mas houve a indicação, sendo $M(A, n)$ o número de falso - positivo e $P(A, n)$ a probabilidade de um falso-positivo;
- Falso negativo: uma trinca existe, porém ela não foi detectada, sendo $M(N, a)$ o número de falso - negativos e $P(N, a)$ a probabilidade de um falso negativo;

- Verdadeiro negativo: nenhuma trinca existe e nem foi identificada sendo $M(N, n)$ o número de verdadeiro-negativo e $P(N, n)$ a probabilidade de se obter um verdadeiro-negativo.

A probabilidade de detecção de se obter um resultado verdadeiro-positivo $P(A, a)$ de falhas é calculada pela equação (67),

$$P(A, a) = \frac{M(A, a)}{M(A, a) + M(N, a)} \quad (67)$$

sendo $M(A, a) + M(N, a)$ o número total de defeitos possíveis. Analogamente, a probabilidade de se obter um resultado que leve a um alarme falso PoFa (*Probability of False Alarm*), portanto, um falso-positivo, é dado pela equação (68),

$$P(A, n) = \frac{M(A, n)}{M(A, n) + M(N, n)}, \quad (68)$$

sendo $M(A, n) + M(N, n)$ o número total de alarmes falsos possíveis. Assim, dentre as saídas possíveis de um processo, o pior cenário é um falso negativo, pois a trinca está presente, mas por algum motivo não é detectada.

2.5.3 Tamanho mínimo de defeito detectável

A escolha por um determinado procedimento em detrimento de outros é realizada através das possibilidades de detecção que este ensaio é capaz de fornecer e do seu a_d . Caso mais de um método possua essa capacidade, pode-se escolher o que melhor se adapte à realidade de inspeção. Os métodos mais utilizados de ensaios não destrutivos em soldas são: inspeção visual, líquidos penetrantes, partículas magnéticas, correntes parasitas, ultrassom e radiografias, (SUNDARARAJAN, 1995).

Packman *et al.* (1975), apresentaram um estudo sobre a probabilidade e confiabilidade de detecção de defeitos em uniões soldadas. Neste trabalho, os autores, utilizaram a técnica de líquidos penetrantes para inspeção das ligas de alumínio e titânio. Os resultados demonstraram que para as ligas de alumínio, a PoD para um tamanho de trinca na faixa de 0,942 a 1,125

[mm] foi de 51% com um nível de confiança de 90%. Já para um tamanho de trinca na faixa de 1,526 a 2,260 [mm] a PoD foi de 94,7% com fator de confiança 90%. Resultados similares, também foram encontrados para as ligas de titânio e ligas de aço.

Em um estudo mais recente, Antaki (2003) demonstra, Tabela 2 e Tabela 3, as capacidades de detecção de diferentes técnicas de END, em função do tipo de defeito e do a_d , em amostras polidas e com usinagem fina, respectivamente. A Tabela 4 informa o tamanho mínimo de trinca detectável com as limitações de cada método.

Tabela 2 - Tamanho mínimo de defeito detectável em amostras polidas em milímetros.

Técnica	Defeito Superficial	Trinca por fadiga	Vazios	Trinca interna	Falta de penetração
Visual	1,27	0,76	x	x	x
Ultrassom	0,13	0,13	0,38	2,03	0,76
Partículas magnéticas	0,76	0,76	7,62	7,62	x
Fluido penetrante	0,25	0,51	x	x	x
Radiografia	0,51	0,51	0,25	0,76	0,76
Correntes parasitas	0,25	0,25	x	x	x

Fonte: Adaptado de (ANTAKI, 2003).

Tabela 3 - Tamanho mínimo de defeito detectável em amostras com usinagem fina em milímetros.

Técnica	Defeito Superficial	Trinca por fadiga	Vazios	Trinca interna	Falta de penetração
Visual	2,54	1,52	x	x	x
Ultrassom	0,25	0,25	0,76	4,06	1,52
Partículas magnéticas	1,52	1,52	15,24	7,62	x
Líquido penetrante	0,51	1,02	x	x	x
Radiografia	1,02	1,02	0,51	1,52	1,52
Correntes parasitas	0,51	0,51	x	x	x

Fonte: Adaptado de (ANTAKI, 2003).

Em consonância com estes defeitos, códigos e normas surgem com o intuito de analisar a falha ou danos provocados pelos mesmos. O princípio básico de todos os códigos de avaliação de tolerância ao dano é a presença ou suposição de uma falha inicial. O tamanho desta, na maioria das vezes, corresponde ao tamanho mínimo de defeito detectável, a_d .

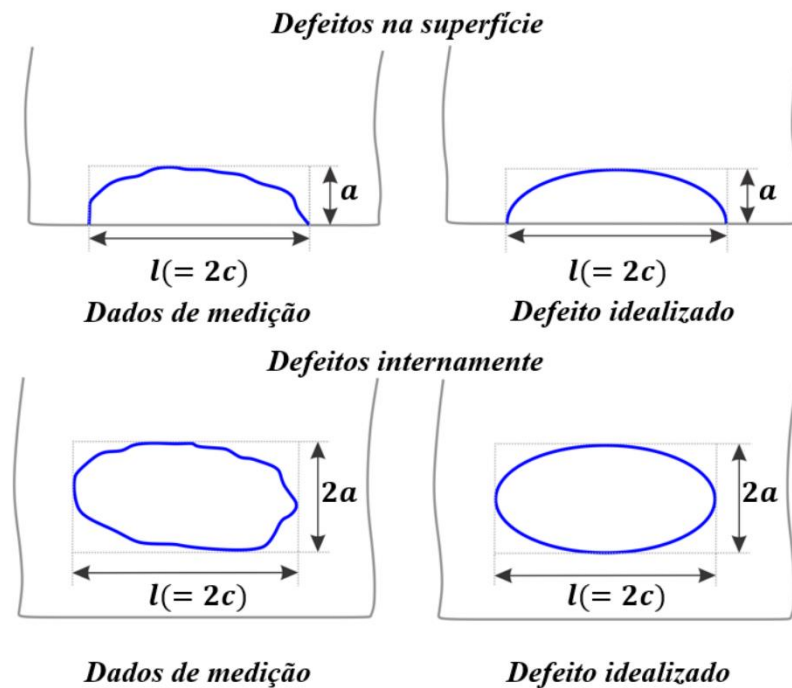
Outro ponto, diz respeito a sua geometria, que na forma real pode ser considerada complexa, dificultando a avaliação. Os procedimentos de idealização da falha contornam essa situação, transformando uma geometria complicada em uma forma simplificada. A Figura 27 representa uma idealização de falhas.

Tabela 4 - Tamanho mínimo de trinca detectável em milímetros.

Técnica	Largura da trinca	Comprimento da trinca	Profundidade da trinca	Comentário
Visual	0,10	2,03	x	Superfície limpa e dispositivos ópticos, forma simples.
Ultrassom	0,001	1,01	1,01	Trinca superficial ou volumétrica. Geometria simples.
Partículas magnéticas	0,001	1,01	0,01	Materiais ferromagnéticos, defeito de superfície ou subsuperfície.
Fluido penetrante	0,01	1,01	0,51	Material não poroso com trincas abertas na superfície.
Radiografia	0,10	1,01	2% espessura	Trincas superficiais ou volumétricas, espessura limitada.
Correntes parasitas	0,01	1,01	0,10	Materiais eletricamente condutores.

Fonte: Adaptado de (ANTAKI, 2003).

Figura 27 - Representação esquemática da idealização de defeitos.



Fonte: adaptado de (LACROIX, 2016).

2.6 CÓDIGOS E NORMAS PARA AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL

Os códigos de projeto de engenharia tradicionalmente trabalham com a filosofia de comparar a tensão aplicada com determinado nível de tensão limite, como o limite de elasticidade do material e, desde que o último seja maior do que o anterior, considera-se o componente seguro. Essa abordagem assume duas coisas; O material é homogêneo e isento de defeitos.

No entanto, Zerbst (2017) comenta que se uma descontinuidade estrutural (por exemplo, uma trinca) estiver presente, o princípio de comparar tensões não é válido, sendo necessário aplicar avaliações de parâmetros com base na ponta da trinca. Em resumo, se assumido que o material não possui defeitos leva ao uso de abordagens de vida segura, seja para vida finita ou para vida infinita. Todavia, na presença de falhas, o projeto deve ser baseado no método de projeto tolerante a danos (DTD), que garante que os defeitos inerentes não cresçam até o ponto de falha, seja durante toda a vida do projeto ou durante os períodos de inspeção.

Uma variedade de códigos existe para a avaliação da integridade estrutural de componentes que contêm falhas semelhantes a trincas. Entre outros, estes incluem API 579, R6, BS 7910, GE-EPRI, SINTAP, FITNET, FKM e o ASME BPV *Code Section XI*. Alguns desses códigos são puramente para carregamento estático. Outros fornecem também diretrizes para carregamento de fadiga. Uma comparação geral dos procedimentos mais utilizados para avaliação estática e de fadiga pode ser encontrada na Tabela 5.

Na prática, obtém-se a garantia dos requisitos da integridade estrutural de um componente com a utilização de códigos e normas publicados. Numerosos trabalhos foram formulados e credenciados pelos principais grupos de interesse da indústria. Cabe ao engenheiro escolher o código ou norma que melhor combina com suas necessidades de projeto e construção.

Tabela 5 - Comparação dos procedimentos de avaliação estrutural.

Código de projeto	Modo de falha		Observações
	Fratura	Fadiga	
R6	✓	✓	Indústria britânica de geração de energia.
SINTAP	✓	-	Procedimento geral europeu.
FITNET	✓	✓	Procedimento geral europeu, seguido pela SINTAP.
GE-EPRI	✓	-	Metodologia de trabalho geral.
API 579	✓	✓	Vasos de pressão, tubos, tanques.
ETM	✓	-	Geral.
ASME XI	✓	✓	Plantas nucleares.
BS 7910	✓	✓	Offshore, vasos de pressão, tubos.
FKM	✓	✓	Industria geral, compilado da BS 7910 e SINTAP.

Fonte: Adaptado de (GOYAL *et al.*, 2018).

3 METODOLOGIA

Este capítulo explica as metodologias desenvolvidas e os aspectos de modelagem por elementos finitos (EF) que foram implementados neste trabalho. A metodologia visa prever a vida útil de crescimento de trincas por fadiga, uma vez que o foco desta pesquisa foi obter este conhecimento em estruturas soldadas. A primeira seção 3.1 apresenta um modelo EF que calcula o campo de tensão residual de soldagem. A segunda seção 3.2 demonstra os modelos de predição de vida para propagação, N_p , sob influência das tensões residuais. Em um modelo de propagação, considerou-se um limiar de propagação dependente de a , de modo a abranger o regime de TFC até a ruptura final do componente. Por fim, a terceira seção 3.3 apresenta uma metodologia de tolerância a danos integrada ao problema de integridade estrutural em componentes soldados.

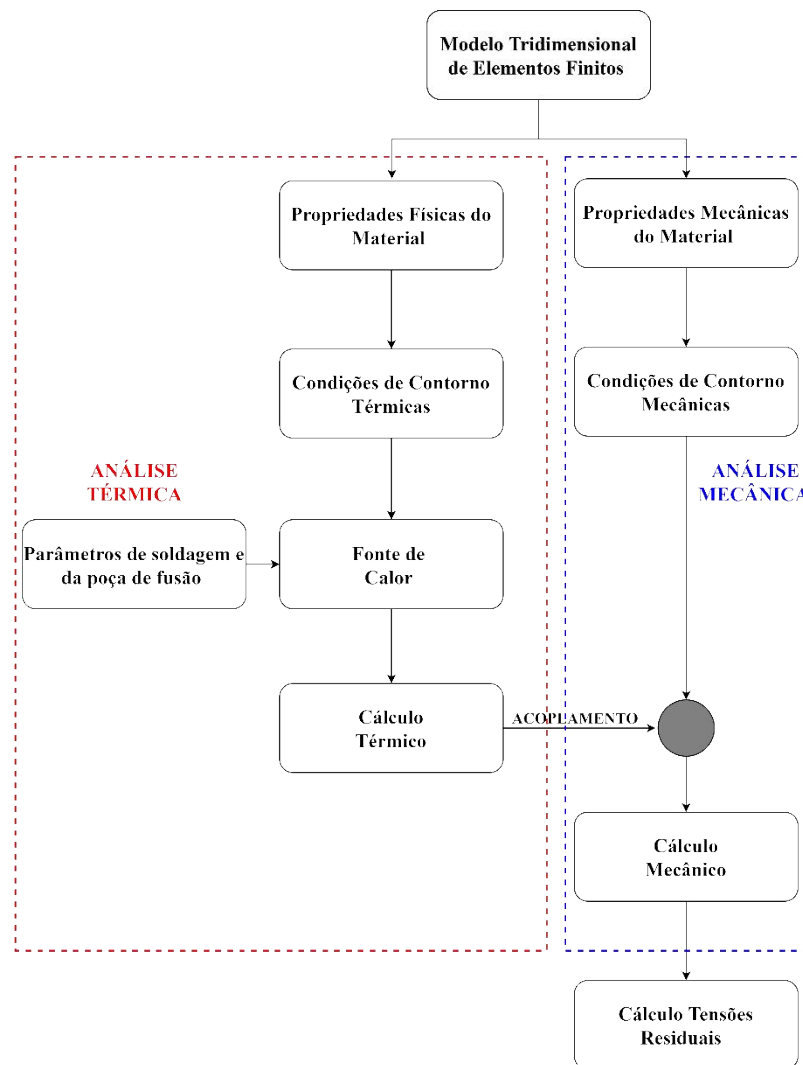
3.1 CÁLCULO DA TENSÃO RESIDUAL

Neste trabalho, implementou-se um modelo em elementos finitos no *software Abaqus*, no qual avaliou-se o histórico de temperaturas e as tensões residuais induzidas pelo processo de soldagem. A abordagem ocorreu em duas etapas, de modo que, o fenômeno mecânico foi acoplado ao térmico.

A base do acoplamento termomecânico utilizado sucedeu-se da seguinte maneira. Primeiramente, realizou-se uma análise térmica para calcular a distribuição de temperatura e tempo, em um problema não linear de transferência de calor. A entrada de energia na junta foi aproximada por uma fonte de calor móvel com geometria constante. Após, utilizou-se o campo de temperatura obtido como uma carga térmica, em uma análise mecânica não linear, para quantificar os efeitos mecânicos na peça. As tensões residuais de soldagem são o estado final das tensões térmicas depois que a passagem de soldagem terminou e a peça de trabalho sofre o resfriamento até a temperatura ambiente.

A seguir, a modelagem computacional por EF do processo de soldagem é detalhadamente descrita, sendo que, o fluxograma da Figura 28 serve como um guia das etapas realizadas para o cálculo dos campos das tensões residuais.

Figura 28 - Representação esquemática das etapas para o cálculo das tensões residuais.



Fonte - Elaborado pelo autor.

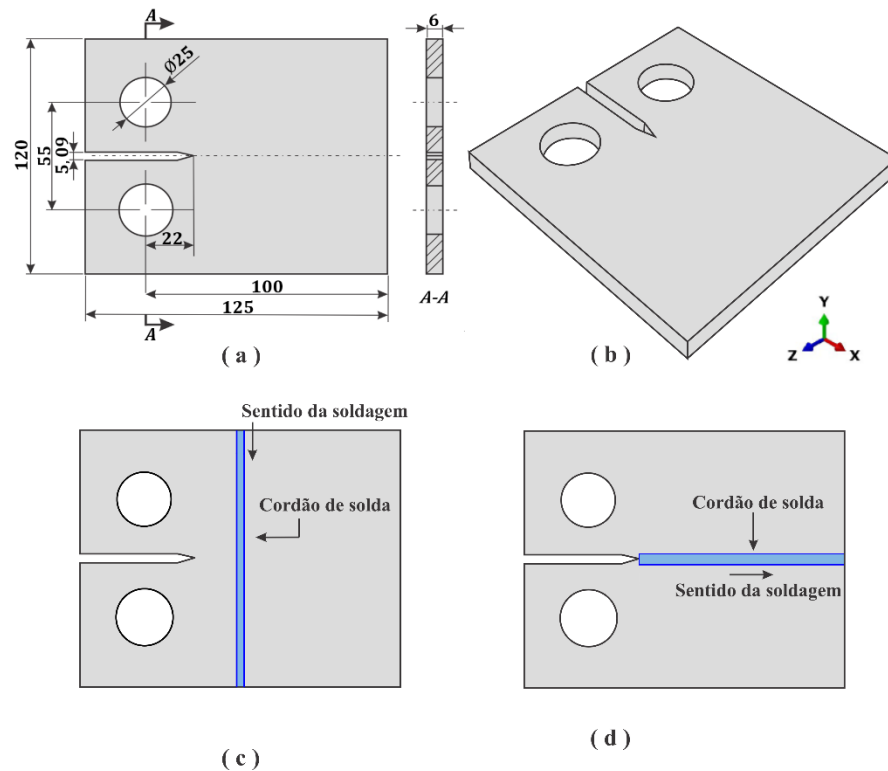
3.1.1 Modelagem da junta soldada

Neste estudo, modelou-se uma junta de topo soldada com formato do corpo de prova compacto de tração CT. As dimensões foram baseadas no padrão da norma ASTM E647-2013a, a qual fornece recomendações para medições das taxas de crescimento de trinca por fadiga. A Figura 29 demonstra a geometria utilizada.

O cordão de solda foi orientado no centro do corpo de prova CT, em seu sentido perpendicular, Figura 29 (c), e paralelo, Figura 29 (d), ao entalhe. No trabalho, desconsiderou-se efeitos como, transformação de fase, inserção de material e impactos da gravidade na simulação. Assim, ao ignorar a inserção de material no cálculo da tensão residual significa que

apenas a fonte de calor foi considerada se movimentado. Na modelagem, as duas partes do CT estão sempre unidas, como se o cordão de solda fosse prévio.

Figura 29 - (a) Dimensões do corpo de prova CT ASTM E647; (b) Modelo tridimensional; (c) Cordão de solda orientado perpendicular ao entalhe; (d) Cordão de solda orientado paralelo ao entalhe.



Fonte - Elaborado pelo autor.

3.1.2 Discretização do modelo em elementos finitos

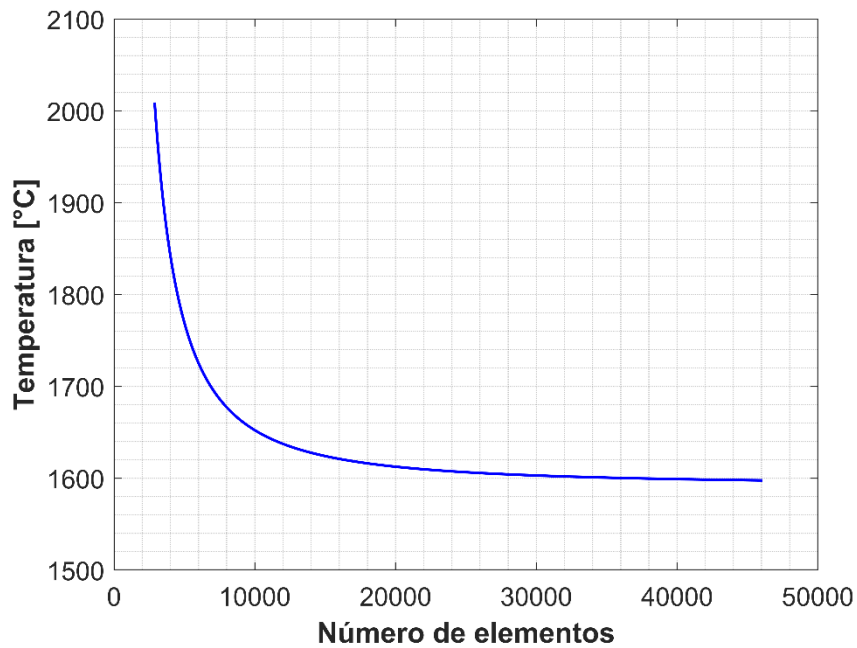
A junta de topo descrita no item 3.1.1 foi discretizada em elementos finitos sólidos, do tipo C3D8T (hexaédrico linear), capaz de permitir o acoplamento térmico e mecânico. Assim, utilizou-se a mesma malha para resolver ambos os problemas.

Na zona do cordão de solda, região onde a fonte de calor se movimenta, refinou-se a malha com o objetivo de retratar fielmente os campos de temperaturas gerados durante o processo de soldagem. Para isso, foi criada uma partição com $0,005 [m]$, na região central do corpo de prova. Nesse local, manteve-se de forma regular a geometria dos elementos, em vista de uma melhor aplicação da fonte de calor nos nós da malha.

Em relação ao teste de convergência, considerou-se como ponto base para o refinamento, tal qual empregado por Ma *et al.* (2012), a máxima temperatura atingida na poça

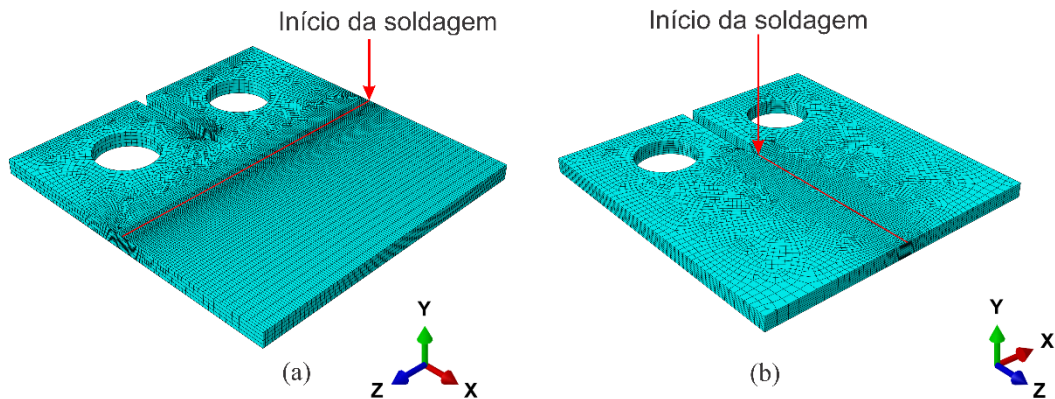
de fusão, linha central do cordão de solda. Dessa forma, várias malhas com densidades diferentes foram testadas. Conforme mostrado na Figura 30, que trata do estudo paramétrico de convergência, os dados de temperatura simulados tornam-se independentes da malha após um número de elementos superior a 30000. Logo, utilizou-se malhas com números de 46128 e 45760 elementos para o cálculo da tensão residual nas geometrias do corpo de prova CT, com orientação perpendicular e paralela ao entalhe, Figura 31 (a) e Figura 31(b), respectivamente.

Figura 30 - Refinamento de malha baseado na máxima temperatura atingida.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 31 - (a) Malha com o cordão de solda orientado paralelo aos furos; (b) Malha com o cordão de solda orientado perpendicular aos furos.



Fonte: Elaborado pelo autor.

3.1.3 Propriedades físicas e mecânicas do material

Durante o processo de soldagem, as propriedades térmicas e mecânicas do material variam em função da temperatura. Os gradientes térmicos formados, entre a poça de fusão e regiões afastadas do cordão de solda, ocorrem devido a imposição de calor localizado sobre o material.

Assim, para o cálculo da tensão residual, adotou-se que as propriedades são dependentes da temperatura. O material utilizado para análise foi o SUS304, um aço inoxidável, cujas propriedades, Tabela 6, foram obtidas por meio do estudo de Deng (2006). Do mesmo modo, de acordo com Deng (2006), empregou-se o valor de 270 [J/g] para o calor latente, durante a solidificação da poça de fusão, bem como utilizou-se as temperaturas de transformação de estado líquido (TTL) e sólido (TTS) assumidas como sendo $1560 \text{ [}^\circ\text{C]}$ e $1440 \text{ [}^\circ\text{C]}$, respectivamente.

Cabe ressaltar que, tanto na região do metal de solda (MS), quanto na zona termicamente afetada (ZTA), as propriedades térmicas e mecânicas foram consideradas as mesmas do metal base (MB) e, além disso, o material como um todo sendo isotrópico.

Tabela 6 - Propriedades térmicas e mecânicas do SUS304.

Temperatura	Calor específico	Condutividade	Densidade	Tensão de escoamento	Expansão térmica	Módulo Young	Poisson
[°C]	[J/g °C]	[J/mm °Cs]	[g/cm ³]	[MPa]	[°C ⁻¹]	[GPa]	
0	0,462	0,0146	7,90	265	0,000017	198,5	0,294
100	0,496	0,0151	7,88	218	0,0000174	193	0,295
200	0,512	0,0161	7,83	186	0,000018	185	0,301
300	0,525	0,0179	7,79	170	0,0000186	176	0,31
400	0,540	0,018	7,75	155	0,0000191	167	0,318
600	0,577	0,0208	7,66	149	0,0000196	159	0,326
800	0,604	0,0239	7,56	91	0,0000202	151	0,333
1200	0,676	0,0322	7,37	25	0,0000207	60	0,339
1300	0,692	0,0337	7,32	21	0,0000211	20	0,342
1500	0,7	0,12	7,32	10	0,0000216	10	0,388

Fonte: Adaptado de (DENG; MURAKAWA, 2006).

3.1.4 Condições de contorno

Na soldagem, a distribuição transitória da temperatura é a fonte que impulsiona o desenvolvimento de deformações elásticas e plásticas que levam ao estado final de tensão residual na estrutura. A condição nessas fronteiras pode dispor de múltiplas maneiras, sendo essencial para uma previsão correta dos campos de temperatura transitórios na estrutura. Da mesma forma, as diferentes restrições que atuam sobre o componente durante a soldagem e resfriamento do material, têm forte influência no desenvolvimento de tensões. A seguir, discute-se sobre as condições de contorno que se aplicou durante a simulação, com uma distinção entre aquelas que influenciam na análise térmica e mecânica.

3.1.4.1 Condições de contorno térmicas

Três condições de fronteiras térmicas foram consideradas para a determinação dos campos de temperaturas durante e depois do processo de soldagem. Primeiramente, definiu-se uma condição inicial de temperatura ambiente, $T_{\infty} = 25$ [°C]. Após, avaliaram-se as condições de contorno como convecção e a radiação, pois envolvem as perdas de calor para o ambiente através da superfície exterior ao material.

As condições de contorno térmicas foram introduzidas no modelo em todas as superfícies expostas, Figura 32. No CT, admitiu-se que essas superfícies permaneceram em

contato com ar. Assim, expressaram-se as trocas de calor por convecção livre e radiação através da Lei de Newton, equação (69), e Lei de Stefan Boltzmann, equação (70) , respectivamente,

$$q_c = h_c(T - T_\infty) \quad (69)$$

$$q_{ra} = \varepsilon_r \beta (T^4 - T_\infty^4) . \quad (70)$$

No problema, adotou-se um coeficiente de convecção com valor constante de $h_c = 15 [Wm^{-2}K^{-1}]$, meio fluido ar, durante toda a análise térmica. Já para o cálculo da troca de calor via radiação se considerou a constante de Stefan-Boltzmann de $\beta = 5,67 \cdot 10^{-8} [Wm^{-2}K^{-4}]$ e, além disso, uma emissividade de $\varepsilon_r = 0,7$, sendo que esse valor varia de $\varepsilon_r < 0,1$ para superfícies não oxidadas e $\varepsilon_r = 0,8$ para superfícies oxidadas. Esses parâmetros foram obtidos na literatura, por meio das publicações de Deng (2006), Poirier (2016) e Nie (2020).

3.1.4.2 Condições de contorno mecânicas

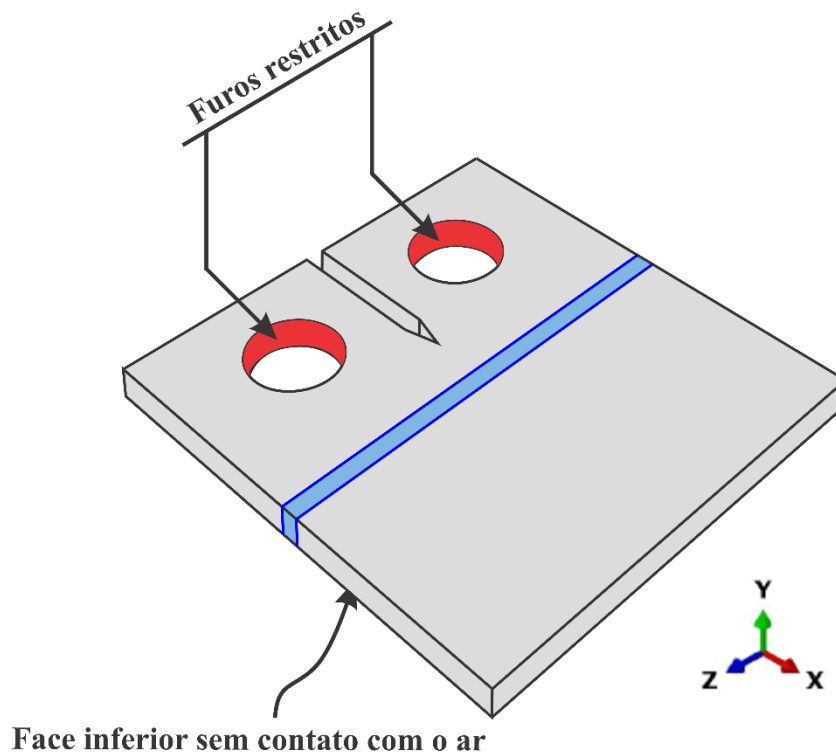
Caso uma peça de metal for aquecida de maneira uniforme e tiver total liberdade para se mover em todas as direções, ela retornará à sua forma original se o resfriamento ocorrer de forma homogênea. Essas condições não existem durante a soldagem, pois o aquecimento não é estável. O calor é pontual na junta, sendo a temperatura de arco, que atua sobre o cordão de solda, demasiadamente maior que no metal base (MB). A contração desigual entre o MS e o MB ocorrerá e levará a formação de campos de tensões residuais na junta soldada. Essas tensões serão muito influenciadas por fatores como restrição externa, espessura do material e geometria da junta.

À medida que a quantidade de restrição aumenta, as tensões internas intensificam-se para que possa existir o equilíbrio mecânico na junta. Na soldagem, o grau de restrição que atua sobre a junta geralmente cresce conforme o processo progride, devido a ampliação da rigidez da estrutura, enquanto o material fundido se solidifica. Na hipótese de não houver nenhuma restrição externa, durante a soldagem e o resfriamento, as próprias restrições internas do material, devido aos gradientes de temperaturas, farão com que a estrutura seja distorcida e encontre um certo grau de alívio. As áreas mais afetadas, com maiores níveis de tensão serão

as próximas do cordão, tanto a região do pé quanto na raiz da solda. Dessa forma, essas partes possuem maior probabilidade de iniciação de trinca.

Assim, procedeu-se com a utilização de uma condição de contorno mecânica, Figura 32, onde idealizou-se que parafusos, por meios das faces dos furos passantes, prenderam a junta sobre uma bancada. O objetivo foi representar a restrição de movimento suportado pela junta, durante o processo de soldagem.

Figura 32 - Detalhe dos locais de aplicação das condições de contorno para simulação de soldagem 3D.



Fonte: Elaborado pelo autor.

3.1.5 Modelagem da Fonte de calor

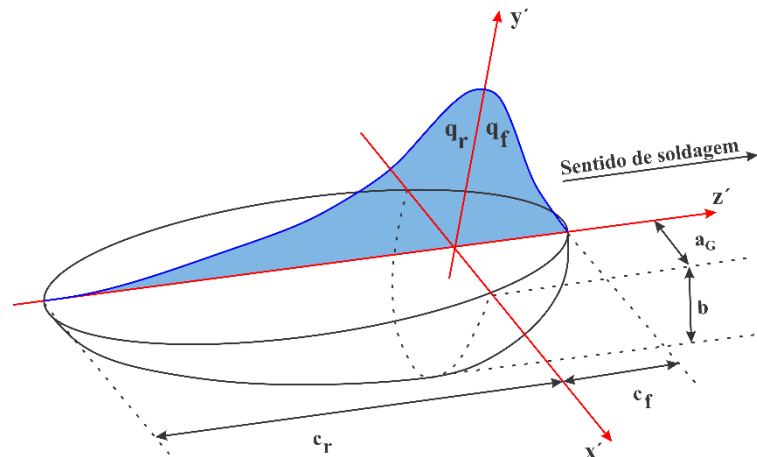
Acredita-se que as imperfeições induzidas pela soldagem sejam devidas a campos de temperatura não uniformes que surgem durante a soldagem. O fenômeno é ainda mais significativo em processos de soldagem a arco como as técnicas TIG e GMAW, (BRIEN, 2007).

Segundo, Obeid *et al.*, (2018), as tensões residuais e as deformações induzidas pela soldagem são muito sensíveis ao gradiente de temperatura transiente. Isso leva ao requisito crítico para a determinação de gradientes de temperatura realistas nas soldagens. Portanto, uma

modelagem cuidadosa e precisa da fonte de calor móvel é obrigatória para obtenção das distribuições de temperatura exatas e, subsequentemente, as imperfeições induzidas pela solda como tensões residuais, deformações e trincas.

A fonte utilizada neste estudo foi a dupla elipsoide proposta por Goldak (1984). A escolha foi motivada, pois, segundo Deng (2008), a formulação é a que caracteriza de forma mais adequada a entrada de calor da tocha, sobre a peça, dos processos TIG e GMAW. Tal fonte, permite levar em consideração que os gradientes de temperatura na frente do arco são menos acentuados do que atrás do arco. Na Figura 33, ilustra-se o sistema de coordenadas local, que acompanha a fonte dupla elipsoidal dotada de velocidade v , em princípio constante. Logo, trata-se de um sistema móvel.

Figura 33 - Modelo da fonte de calor com elipsoide dupla.



Fonte: Adaptado de (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005).

No que se refere ao sistema de coordenadas representado na Figura 33, a metade frontal do modelo de origem é o quadrante de um elipsoide e a metade posterior é o quadrante de outro elipsoide. Essa fonte é definida analiticamente pela equação (71) e equação (72),

$$q_f(x', y', z', t) = f_f \frac{\eta U_e I}{a_G b c_f \pi \sqrt{\pi}} \cdot 6\sqrt{3} \cdot \exp\left(\frac{-3x'^2}{a_G^2}\right) \cdot \exp\left(\frac{-3y'^2}{b^2}\right) \cdot \exp\left(-3\left(\frac{(z' - vt)^2}{c_f^2}\right)\right) \quad (71)$$

$$q_r(x', y', z', t) = f_r \frac{\eta U_e I}{a_G b c_r \pi \sqrt{\pi}} \cdot 6\sqrt{3} \cdot \exp\left(\frac{-3x'^2}{a_G^2}\right) \cdot \exp\left(\frac{-3y'^2}{b^2}\right) \cdot \exp\left(-3\left(\frac{(z' - vt)^2}{c_r^2}\right)\right) \quad (72)$$

sendo, a_G a dimensão de meia largura da fonte de calor; b a profundidade da fonte calor; c_f o comprimento frontal e c_r comprimento da parte posterior da fonte de calor em relação ao sistema de coordenadas local; η o rendimento térmico do arco; U_e a tensão elétrica; I a corrente elétrica; v a velocidade de soldagem. Estes são fatores ligados diretamente ao procedimento de soldagem, os quais determinam a entrada de calor efetiva; f_f e f_r são as frações do calor depositado antes e após a tocha para constituir o aporte térmico integral, obtidos por meio da equação (73) e equação (74), respectivamente,

$$f_f = \frac{2c_f}{c_f + c_r} \quad (73)$$

$$f_f + f_r = 2. \quad (74)$$

A forma do volume com que a potência se distribui depende dos parâmetros a_G , b , c_f e c_r , os quais caracterizam a geometria experimental da poça de fusão (PF). Assim, utilizou-se dados para geometrias da PF referentes ao processo de soldagem GMAW, que foram obtidos por meio dos estudos de Kung *et al.* (2017) demonstrados na Tabela 7.

Tabela 7 - Parâmetros de simulação da fonte de calor do processo de soldagem.

a_G	b	c_f	c_r	U_e	I	η	v
[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[V]	[A]		[mm/s]
3,5	6	4	7	30	100	0,75	10

Fonte: Adaptado de (KUNG *et al.*, 2017).

A movimentação da tocha especificada nas simulações foi gerada mediante o desenvolvimento de uma sub-rotina, DFLUX, utilizada em conjunto com *software Abaqus*. Essa função permite determinar a posição da tocha em função do tempo e calcular o aporte de calor em toda a geometria.

3.1.6 Análise térmica

Conforme já discutido, o histórico de temperaturas foi o objetivo da análise térmica, utilizado em seguida na análise mecânica. A solução do problema térmico é dada por meio da equação (75),

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(K_{tx}(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_{ty}(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K_{tz}(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} = \rho(T)c(T) \frac{\partial T}{\partial t} \quad (75)$$

sendo, K_t a condutividade térmica; \dot{q} a geração de calor; ρ a massa específica; c o calor específico.

A geração de calor, equação (76), considera as condições de contorno térmicas, convecção e radiação, que definem o escoamento de energia por volume através da superfície,

$$\dot{q} = q_f + q_r - q_i - \frac{\int h(T - T_0)dA}{\int dV} - \frac{\int \sigma \varepsilon (T^4 - T_\infty^4)dA}{\int dV} \quad (76)$$

sendo, q_f e q_r , é a potência gerada por unidade de volume através da fonte proposta por Goldak (1984) e q_i , representa a energia absorvida durante a transformação de fase.

3.1.7 Análise mecânica

A análise mecânica foi conduzida utilizando os históricos de temperatura, obtidos do estudo térmico, como dados de entrada. As mesmas malhas, em ambos os casos foram iguais, visto que o acoplamento entre as mesmas é feito nó a nó. O modelo material escolhido para determinação das tensões residuais foi o elástico-perfeitamente plástico, sendo estas obtidas a partir das deformações geradas durante a operação de soldagem. No cálculo, consideraram-se as deformações de natureza elástica, plástica e térmica, de modo que, por meio dessa suposição, a equação (77) expressa a deformação total em qualquer ponto do corpo,

$$\varepsilon_t = \varepsilon_e + \varepsilon_p + \varepsilon_{th} \quad (77)$$

sendo, ε_t , deformação total; ε_e , deformações elásticas; ε_p , deformações plásticas; ε_{th} , deformações térmicas.

A deformação de origem térmica foi obtida pela equação (78),

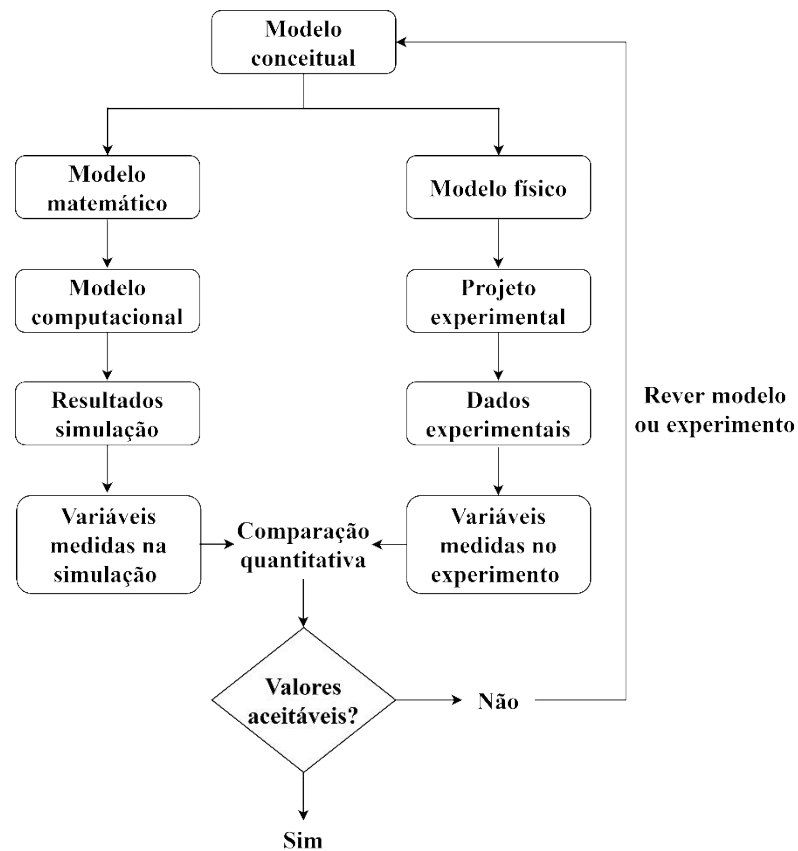
$$\varepsilon_{th} = \alpha(T)\Delta T = \alpha(T - T_{\infty}) \quad (78)$$

sendo, α , o coeficiente de expansão térmica em função da temperatura.

3.1.8 Validação e verificação

Como o desejo de propiciar a atribuição de maior confiança na modelagem computacional empregue neste trabalho, decidiu-se utilizar conceitos do método V&V de Verificação e Validação (do inglês, *Verification and Validation*). O método serve como guia para validação de modelos numéricos, por meio de uma comparação quantitativa entre resultados numéricos e experimentais, (ASME, 2006). Dado que, esse trabalho não conta com parte experimental, utilizou-se apenas as recomendações da parte numérica. A Figura 34 demonstra os procedimentos para aplicação do método V&V.

Figura 34 - Guia de aplicação V&V.



Fonte: Adaptado de (ASME, 2006).

No que diz respeito ao estudo numérico, pode-se assumir o modelo conceitual, definido como uma representação idealizada do comportamento termomecânico da realidade de interesse, como sendo o processo de soldagem da junta de topo. Por sua vez, no estudo numérico, tem-se que o modelo matemático condiz às descrições matemáticas utilizadas para representar o modelo conceitual. Propriedade do material, carregamentos e condições de contorno são incorporados às expressões matemáticas (ASME, 2006).

Em seguida, converteu-se via programação, o sistema de equações diferenciais (modelos matemáticos) em um algoritmo numérico (código), que junto com as condições iniciais, condições de contorno, propriedades do material e uma descrição da geometria formaram o modelo computacional. O modelo computacional, no presente estudo, envolve o tipo e grau de discretização espacial da geometria, assim como o critério de convergência para o método iterativo utilizado nas soluções numéricas. Por fim, os resultados computacionais representaram as previsões sobre a resposta do sistema.

Assim, procedeu-se à comparação dos resultados da simulação termomecânica, obtidos pela metodologia apresentada nas seções anteriores, com os resultados numéricos e

experimentais do estudo de Chen (2014). Dessa forma, a geometria, material e condições do processo são idênticos ao do trabalho de referência considerado, uma vez que desejou-se validar o modelo numérico e conceder maior credibilidade à metodologia para o cálculo das tensões residuais utilizada neste trabalho. Esse estudo de validação está disponível no Apêndice A.

3.2 MÉTODOS DE PREVISÃO PARA A VIDA DE PROPAGAÇÃO

Os métodos de tolerância a danos, para *design* e gerenciamento, definem uma vida de crescimento de trinca, como o tempo de serviço necessário para um a_i crescer até a falha. A vida de fadiga é calculada relacionado a taxa de crescimento de trinca de fadiga, da/dn , ao fator de intensidade de tensão, ΔK , que é uma função da geometria, tensão e tamanho da trinca (PARIS; ERDOGAN, 1963).

A seguir, apresenta-se a aplicação da teoria de superposição e fechamento de trincas, em conjunto com os métodos de predição de vida Newman (1984) e NASGRO (1999). Também, demonstra-se a equação NASGRO Estendida, por meio da substituição do limiar de propagação de trincas longas $\Delta K_{th,TL}$, pelo limiar de propagação de trincas fisicamente curtas, ΔK_{th} . Assim, a equação deixou de atender apenas o regime de TL e passou a considerar também o regime de TFC.

3.2.1 Aplicação das Teorias de Superposição e Fechamento na MFEL

Para o cálculo de N_p , adotou-se o esquema representado pela Figura 35. As etapas destacadas condizem com a MFEL, que envolve análise de tensões, mecânica da fratura e fadiga. O parâmetro central neste caso é o fator de intensidade de tensão residual K_{res} , obtido a partir dos conceitos da mecânica da fratura e dos campos de tensão residuais gerados. Assim, procedeu-se com a lei do material considerado, onde definiu-se a taxa de crescimento de trinca por fadiga e integrada em termos de K_{res} , dispondo no fim na fase de propagação.

Neste trabalho, para estimativa da vida de propagação, foi considerado que o campo da tensão residual proveniente do processo de soldagem é estático, ou seja, com o crescimento da trinca, este mantém suas características iniciais. Assim, calculou-se o FIT analiticamente na posição na frente da trinca, e o efeito da tensão residual foi sobreposto neste ponto.

A teoria de fechamento e superposição, sob influência das tensões residuais, foi aplicada no modelo de Newman, conforme equação (81),

$$\frac{da}{dN} = C_p (U_{eff} \Delta K_{app})^{m_p} . \quad (79)$$

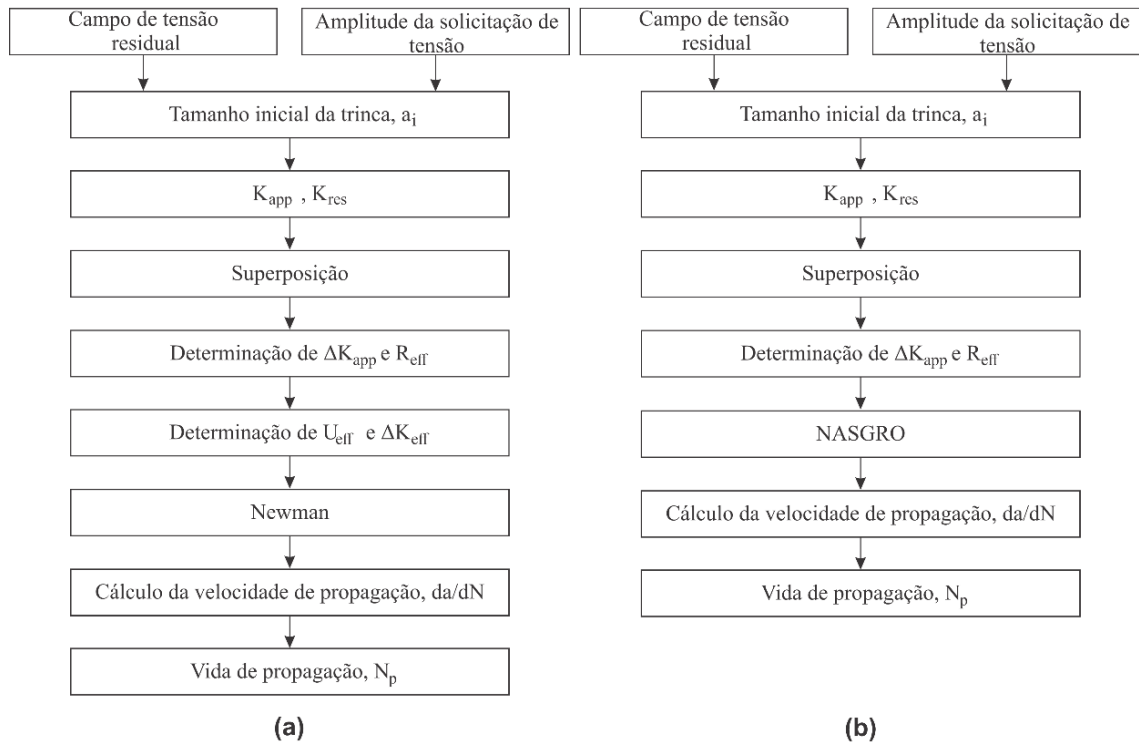
sendo o cálculo de U_{eff} já demonstrado na seção 2.4.2, equação (73).

A segunda equação escolhida foi a NASGRO, também modificada para integrar tais efeitos, sendo representada pela equação (80),

$$\frac{da}{dN} = C_n \left(\left(\frac{1-f}{1-R_{eff}} \right) \Delta K_{app} \right)^{m_n} \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th,TL}}{\Delta K_{app}} \right)^p}{\left(1 - \frac{K_{tot,max}}{K_{IC}} \right)^q} . \quad (80)$$

A Figura 35 (a) e Figura 35 (b), representam as etapas para o cálculo da vida de propagação, respectivamente, para as equações Newman e NASGRO.

Figura 35 - Fluxograma do método MFEL para calcular a vida de propagação.



Fonte: Elaborado pelo autor.

As constantes do material utilizadas para ambas as leis de predição são demonstradas na Tabela 8.

Tabela 8 - Propriedades mecânicas e parâmetros dos modelos de crescimento de trincas NASGRO e Newman [$MPa, MPa\sqrt{m}$] para o SUS304.

	C_n	m_n	p	q	K_{IC}
NASGRO	$1,1486E - 11$	3	0,25	0,25	219,77
	C_p	m_p	$\Delta K_{th,TL}$		
Newman	$6e - 12$	3,0684	4,71		

Fonte: (M. BENACHOUR, 2011).

3.2.2 Modelo NASGRO Estendido

O modelo proposto por Chapetti (2003), conforme já comentado, abrange o regime de trincas fisicamente curtas. Isso, porque apresenta um limiar de propagação de trinca por fadiga

em função do comprimento da trinca, o qual é definido pela distância d , da barreira microestrutural mais forte a propagação, que define o limite de fadiga σ_f .

Esse limiar, equação (81), foi inserido na equação NASGRO. Realizou-se esta troca para que a análise quantitativa do crescimento da trinca da / dN , que na sua forma original contempla apenas o regime de TL, pudesse abranger também o regime de TFC. Assim a equação original tornou-se um modelo estendido, conforme equação (82). Estudos semelhantes também podem ser encontrados em Maierhofer (2014) e El Shrief (2021).

$$\Delta K_{th} = \Delta K_{th,TMC} + (\Delta K_{th,TL} - \Delta K_{th,TMC})[1 - e^{-k(a-d)}] \quad a \geq d \quad (81)$$

$$\frac{da}{dN} = C_n \left(\left(\frac{1-f}{1-R_{eff}} \right) \Delta K_{app} \right)^{m_n} \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K_{app}} \right)^p}{\left(1 - \frac{K_{tot,max}}{K_{IC}} \right)^q} \quad (82)$$

3.3 METODOLOGIA DE TOLERÂNCIA AO DANO

Um parâmetro chave para caracterizar a vida em fadiga de um componente mecânico é o tamanho inicial da trinca a_i . Este parâmetro depende do cenário estrutural em que a trinca está sendo avaliada, e para uma determinada categoria estrutural dependerá da qualidade de fabricação. Considerando esses fatores, a definição do tamanho da falha inicial representa não apenas uma etapa essencial, mas também um critério de singular importância para a análise de fadiga e tolerância a danos.

A aplicação do método de tolerância a danos teve início na indústria aeronáutica. Um exemplo é a Lei de Paris, pioneira na caracterização do crescimento de trincas, desenvolvida por Paul Paris para a *Boeing*. Desde a sua criação, o método tem sido aplicado em todas as áreas da engenharia. (TAVARES; CASTRO, 2019).

Segundo Newman (2002), o método de tolerância a danos é uma filosofia de projeto fundamentada na mecânica da fratura. A ideia se baseia na capacidade de uma estrutura com uma trinca de manter a integridade estrutural. Com a introdução do conceito de tolerância a danos, a estrutura é definida e dimensionada considerando a persistência de danos não detectados, hipotéticos ou reais, isolados ou simultâneos, e de qualquer natureza (defeito de fabricação, início de trincas por fadiga, danos acidentais etc.). Assim, o componente mecânico

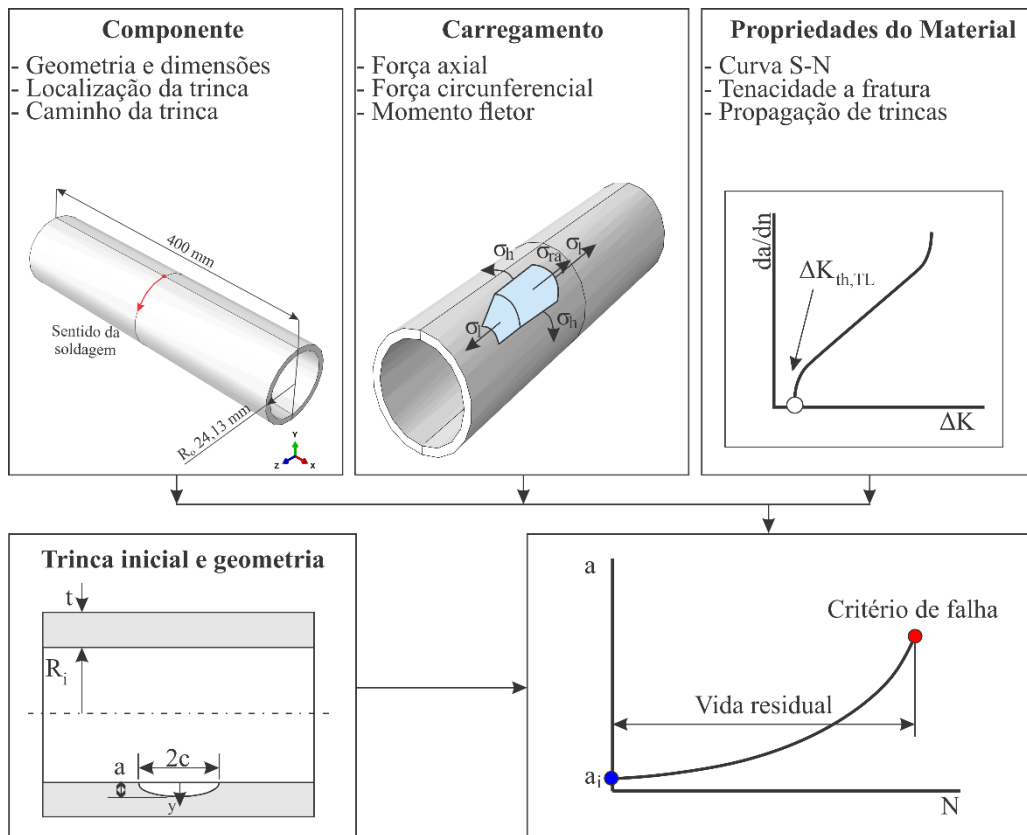
é capaz de sustentar esses defeitos com segurança, até o momento em que uma ação seja tomada para eliminá-los ou substituir o objeto em questão.

Ao lidar com a quantificação do tamanho de trinca, assume-se a existência de uma trinca de fadiga, cujo tamanho é especificado pelas limitações dos ensaios não destrutivos (END). O que conta é a maior trinca que pode escapar de sua detecção, que depende das técnicas e métodos de END aplicados em condições de serviço.

Os requisitos para a indústria aeronáutica, de acordo com Forth *et al.* (2002), presumem que o tamanho inicial da trinca para a fuselagem e as estruturas das asas seja de $a_i = 1,27 [mm]$, com base na acessibilidade do componente e nas capacidades do END. Em contrapartida, é sabido que as trincas na estrutura têm início a valores inferiores a esse apresentado. O estudo de Li (2012) demonstra isso, onde o autor simulou o comportamento micromecânico do aço 304 obtendo um tamanho de trinca de iniciação que variou entre $a_i = 0,05 [mm]$ e $a_i = 0,1 [mm]$. Chopra *et al.*(2002) também examinaram o mecanismo de iniciação de trincas por fadiga em aços inoxidáveis austeníticos. Os resultados indicaram um $a_i = 0,2 [mm]$, delimitando as fases de nucleação e propagação por meio desse tamanho.

Os parâmetros de entrada para a análise de tolerância a dano compreendem: tamanho inicial da trinca, a_i ; forma inicial da trinca (semicircular, semielíptica); carga aplicada; propriedades dos materiais (curva da/dn); informações sobre a probabilidade de detecção (PoD) de trincas por END. A Figura 36 mostra as informações de entrada e etapas básicas de uma análise de tolerância a danos em um vaso de pressão.

Figura 36 - Informações de entrada e etapas básicas de uma análise de tolerância a danos de um vaso de pressão.

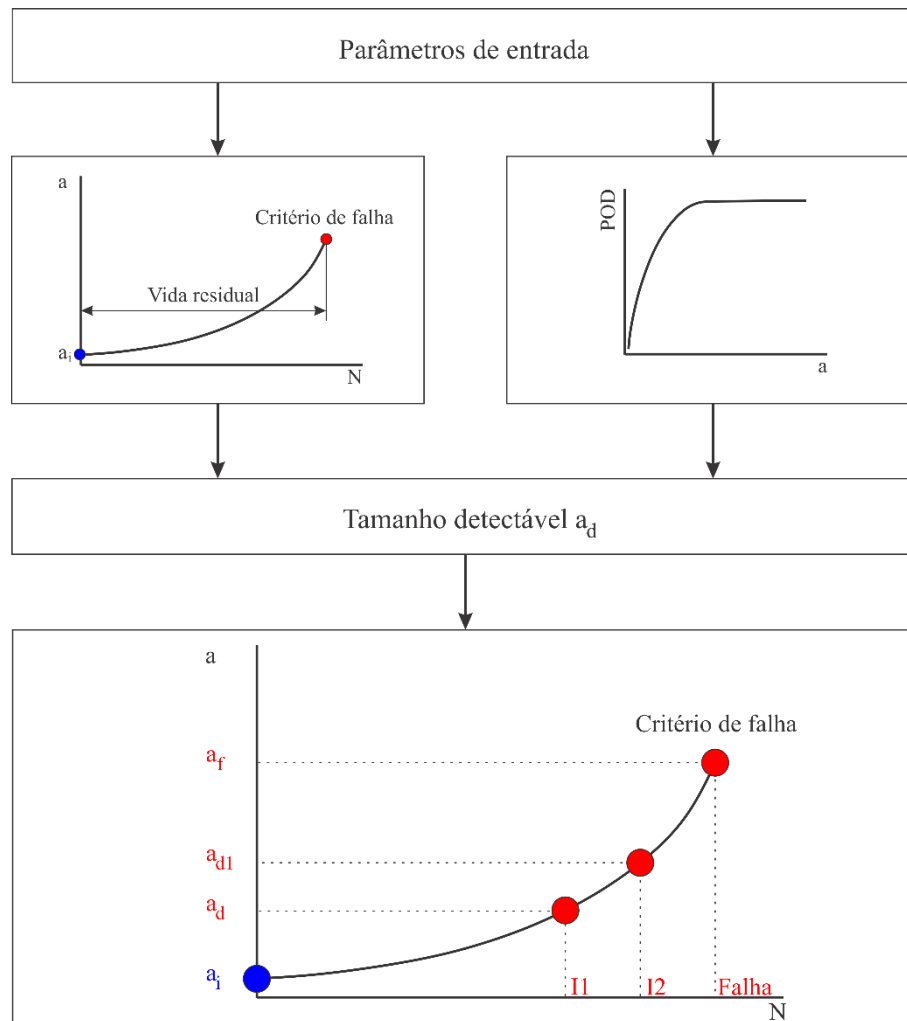


Fonte: Elaborado pelo autor.

O resultado primário de uma análise de tolerância ao dano é a profundidade da trinca versus tempo ou número de ciclos de carregamento e, com base nisso, a vida útil residual. Neste trabalho, o fluxograma da Figura 37 resume como o método de tolerância a danos foi aplicado dentro do processo de projeto da análise estrutural.

O objetivo desta estrutura é especificar o tamanho da trinca que deve ser detectado pelo END com alta probabilidade. A partir do número de ciclos de carregamento na falha, um intervalo de inspeção é subtraído. Desta forma é determinado um anúncio de profundidade de trinca que deve ser encontrado em uma inspeção. Como a PoD aumenta para tamanhos de trincas maiores, qualquer encurtamento do intervalo de inspeção reduz o risco de falha. Observe também, que a profundidade da trinca a_d , a ser detectada deve ser maior do que a profundidade da trinca inicial assumida, a_i .

Figura 37 - Representação esquemática da análise de tolerância a dano aplicada ao vaso de pressão.



Fonte: Elaborado pelo autor.

3.4 RESUMO DO CAPÍTULO

Uma metodologia para calcular a vida em fadiga foi apresentada. A superposição e a abordagem de fechamento de trinca foram descritas, sendo as leis de crescimento de trincas alteradas, de modo a empregar a influência dos campos de tensão residuais. No modelo NASGRO, o limiar de propagação para trincas fisicamente curtas, ΔK_{th} , foi inserido. Assim, a análise quantitativa do crescimento da trinca, da / dn , que na sua forma original contempla apenas o regime de TL, passou a abranger também o regime de TFC. Além disso, foram expostos conceitos do método de tolerância a dano motivando a criação de um programa de manutenção estrutural.

4 PREVENDO O CRESCIMENTO DE TRINCAS EM CAMPOS DE TENSÕES RESIDUAIS

A finalidade deste capítulo é discutir e analisar a metodologia de predição, proposta no capítulo 3, para dois casos de teste diferentes. Nestes casos, aplicaram-se as abordagens de superposição e de fechamento de trinca. Assim, buscou-se comparar as duas abordagens, a fim de avaliar as leis de crescimento de trinca, com e sem a influência dos campos de tensão residual induzidos pelo processo de soldagem. Por último, empenhou-se em analisar o comportamento do modelo NASGRO com a alteração do limiar de propagação, contemplando o regime de TFC.

O primeiro caso, discutido na seção 4.1, é um espécime CT, norma ASTM E647, em que a trinca cresce perpendicularmente em referência do cordão de solda. Por sua vez, no Caso 2 foi utilizado a mesma geometria do Caso 1, porém alterou-se a orientação da solda. Desta forma, a trinca cresce em direção paralela ao cordão.

As análises realizadas fundamentaram a escolha do modelo NASGRO Estendido para o caso de estudo do capítulo 5. Tais avaliações demonstraram a importância em se considerar a distribuição de tensão residual e o regime das TFC em uma avaliação estrutural, proveniente de um processo de soldagem.

4.1 CASO 1: TRINCA CRESCENDO PERPENDICULAR AO CORDÃO DE SOLDADA

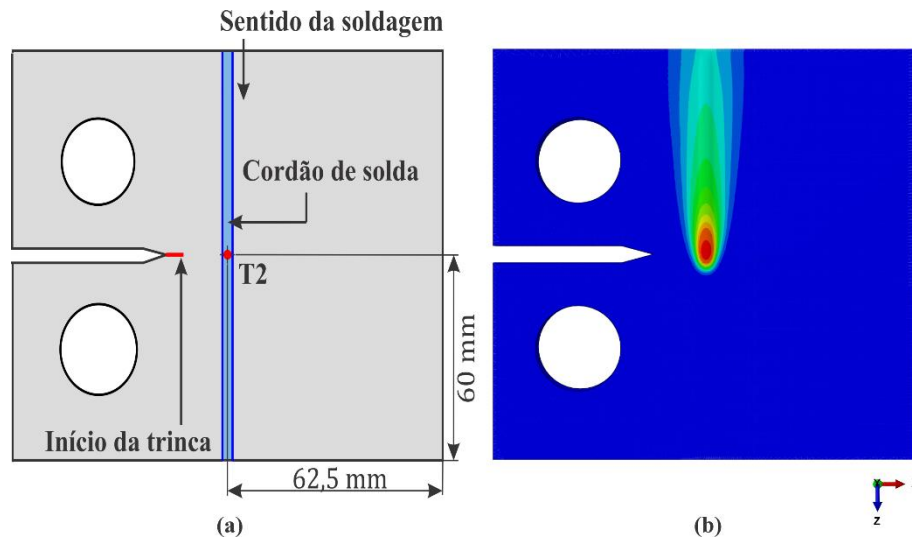
A configuração utilizada com uma única solda no centro do corpo de prova é apresentada pela Figura 38 (a). A geometria da amostra segue as recomendações da norma ASTM E647, sendo o material do tipo aço inox 304. No estudo idealizou-se a solda pelo processo de arco elétrico com gás de proteção (GMAW), de passagem única. As propriedades do material e parâmetros de soldagem estão disponíveis no capítulo 3, Tabela 6 e Tabela 7, respectivamente.

4.1.1 Análise térmica da tensão residual

Os resultados são primeiro preparados para os ciclos térmicos transitórios associados à soldagem. Os históricos de temperatura são previstos para o modelo de elementos finitos na solda, sendo este o propósito da análise térmica. Desse modo, para fins de verificação, avaliou-se a distribuição de temperatura ao longo do tempo, na superfície do CT. Para tal, definiu-se

um ponto na região central do cordão e da amostra, ponto T2, indicado pela Figura 38 (a). A soldagem virtual teve duração de 12 [s].

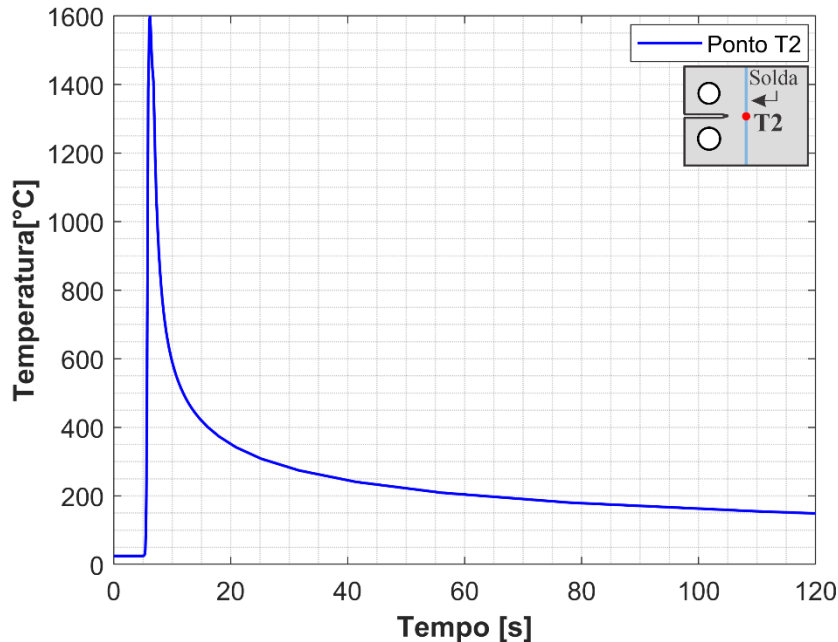
Figura 38 - (a) Representação esquemática da amostra de teste C(T); (b) Distribuição de temperatura no momento em a tocha passa pelo ponto T2.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Através da Figura 39 é possível observar o comportamento do campo de temperatura durante o processo de soldagem. No ponto T2, região de estudo, percebe-se a formação de um elevado gradiente, alcançando taxas de aquecimento da ordem de $1E3$ [$^{\circ}C/s$]. Nesse local, a máxima temperatura atingida foi de 1598 [$^{\circ}C$], após atingir a temperatura de pico o material começa a sofrer um processo de resfriamento lentamente, tendendo para um valor próximo dos 150 [$^{\circ}C$], ao final de um período de tempo de 120 [s].

Figura 39 - Curva de temperatura x tempo do modelo térmico empregado, especificamente para o ponto T2 da superfície da placa.



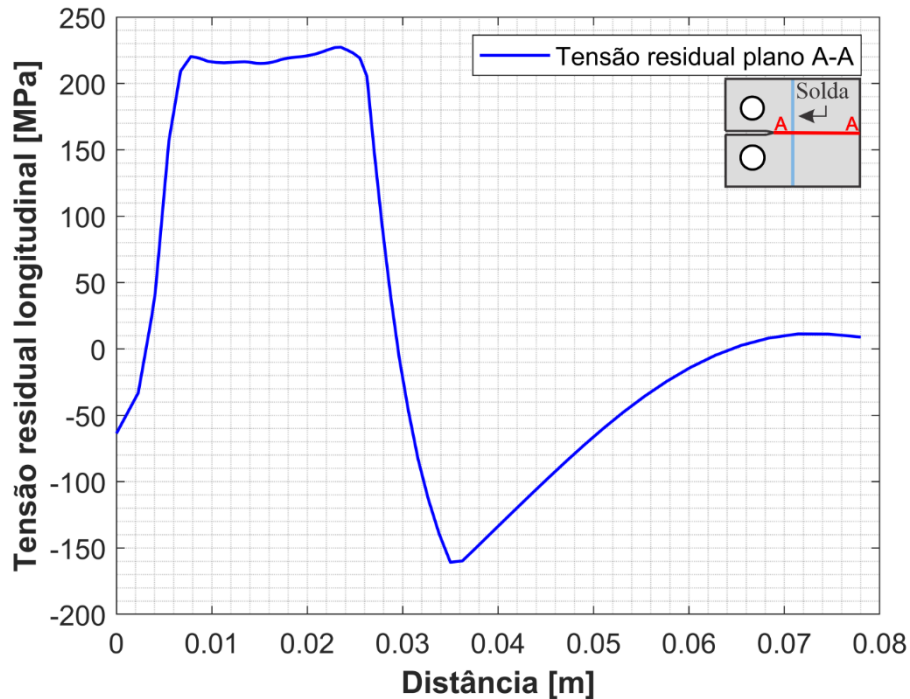
Fonte: Elaborado pelo autor.

4.1.2 Análise mecânica da tensão residual

A seguir, os resultados são apresentados para as tensões residuais induzidas pela soldagem. A partir da análise de tensão, obtém-se todas as componentes de tensão e deformação, em qualquer região do CT. Aqui, discute-se sobre as tensões que atuam sobre o cordão de solda, perfis longitudinal e transversal. Esses perfis foram obtidos de pontos localizados na superfície, face, do corpo de prova, representados pelas Figura 40 e Figura 41, respectivamente.

A partir dos resultados simulados, observou-se que a tensão máxima de tração se origina nas soldas devido à resistência do material à contração, atribuída ao resfriamento após a soldagem. As tensões longitudinais, Figura 40, se nivelam na compressão longe do cordão de solda, para fins de auto equilíbrio. Neste caso, constatou-se que as tensões residuais de tração, dentro e ao redor do cordão, aproximaram-se da tensão de escoamento do material à temperatura ambiente, $\sigma_y = 227 [MPa]$. Tal fato, também foi observado em trabalhos experimentais como o de Luo (2020).

Figura 40 - Distribuição da tensão residual longitudinal ao longo do plano A-A em uma solda de topo.

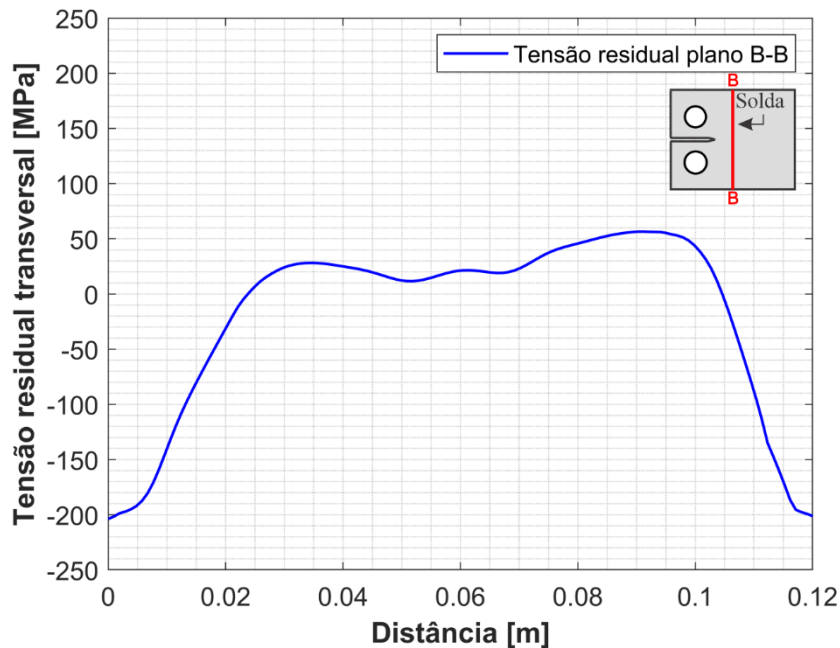


Fonte: Elaborado pelo autor.

As tensões transversais, por sua vez, Figura 41, apresentaram uma magnitude menor quando comparadas com as longitudinais. A formação destas, do tipo compressiva, próxima às bordas do plano B-B, são explicadas, pois, mesmo que a fonte de calor esteja se movendo, de uma borda para a outra, a última região a se resfriar é o centro do corpo de prova. Portanto, o material próximo das bordas obtém sua resistência de origem antes que a região central. Fato esse, que origina a formação de tensões compressivas, servindo como um contrapeso às tensões de tração que se desenvolveram no último local em que o material se resfriou.

A distribuição de tensão residual longitudinal, ao longo do plano A-A, tem orientação perpendicular em relação ao caminho percorrido pela trinca. Tal distribuição, foi utilizada para o cálculo do K_{res} , e da R_{eff} . A partir disso, foi possível analisar a influência do campo de tensão residual, induzida pelo processo de soldagem, na fase de propagação. Resultados são demonstrados na seção 4.1.3.

Figura 41 - Distribuição da tensão residual transversal ao longo do plano B-B em uma solda de topo.



Fonte: Elaborado pelo autor.

4.1.3 Vida de propagação: Avaliação K_{res} e ΔK_{eff}

O cálculo da vida de propagação para o Caso 1, foi realizado considerando uma carga de amplitude constante, com razão de tensão $R = 0,25$. Este R , respeita as condições de trabalho em um sistema de tubulação de uma empresa petrolífera. Assim, a faixa de carga de solicitação que atua sobre o corpo de prova foi de $\Delta P = 4687,5 [N]$.

Neste trabalho, contabilizou-se o efeito da tensão residual de soldagem, para a vida de propagação da/dN , substituindo a razão de tensão nominal R , pela razão efetiva R_{eff} . A faixa R_{eff} , foi inserida em duas leis empíricas, Newman, equação (79) e NASGRO, equação (80). Em ambas, a faixa ΔK_{app} , seguiu solução analítica, equação (83), da norma ASTM E647-2013a,

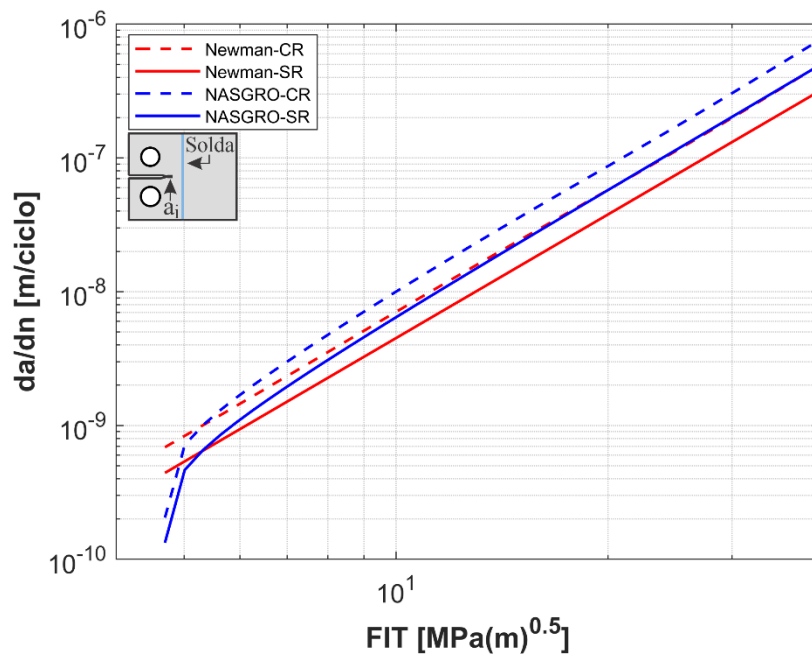
$$\Delta K_{app} = \frac{\Delta P}{t\sqrt{w}} \left[\frac{2 + \frac{a}{w}}{\left(1 - \frac{a}{w}\right)^{3/2}} 0.886 + 4.64 \left(\frac{a}{w}\right) - 13.32 \left(\frac{a}{w}\right)^2 + 14.72 \left(\frac{a}{w}\right)^3 - 5.6 \left(\frac{a}{w}\right)^4 \right] \quad (83)$$

sendo, ΔP , a faixa de carga aplicada [N]; t , a espessura do corpo de prova [m]; a , tamanho da trinca [m] e w , parâmetro da amostra [m].

Primeiramente, estudou-se o efeito que cada modelo de propagação causa no crescimento do tamanho da trinca, para mesma condição de solicitação. A Figura 42 mostra a comparação das taxas de propagação previstas para os modelos Newman e NASGRO. Ambos, sob carga de amplitude constante com e sem o efeito das tensões residuais. Nota-se que, a equação NASGRO consegue representar a região do limiar de propagação para TL, ($\Delta K_{th,TL} = 4,71[MPa\sqrt{m}]$), limite na extremidade inferior da curva, região esta não caracterizada por Newman.

Outro ponto, observa-se que na equação NASGRO para FIT maiores, a taxa de crescimento é maior que a representada por Newman. Isso ocorre, pois, a NASGRO leva em consideração a tenacidade do material K_{Ic} , que é usado para descrever a aceleração da trinca em altos valores de FIT. Ainda, tomando como exemplo a da/dn representada pela equação NASGRO, pode-se notar que o gradiente da curva se altera em algumas áreas. Isso se deve aos campos de tensão residual. Estes campos, afetam a da/dn acelerando ou retardando a propagação da trinca. O comportamento dependerá da natureza das tensões residuais, tração ou compressão, dominantes na vizinhança da ponta da trinca.

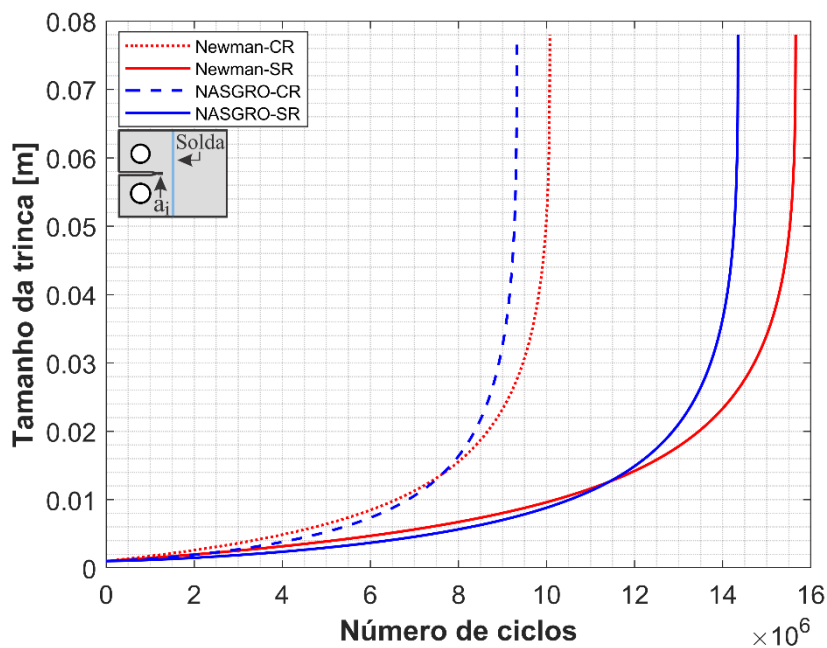
Figura 42 - Comparação das taxas de propagação previstas sob carga de amplitude constante.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A Figura 43 demonstra o comportamento da vida de propagação em função do tamanho da trinca, considerando a presença e ausência dos campos de tensões residuais, linhas contínuas e tracejadas, respectivamente. Em ambos os casos, foi considerado um $a_i = 1$ [mm], critério adotado para trincas longas, Tabela 1.

Figura 43 - Comparação da vida de propagação prevista sob carga de amplitude constante: nominal $R = 0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR) e sem a influência do campo de tensão residual (SR).



Fonte: Elaborado pelo autor.

Ao analisar os resultados, fica evidente a diferença no número de ciclos, N_p , para atingir o mesmo tamanho de trinca, a . No modelo NASGRO, observa-se um crescimento mais acentuado em comparação com o Newman. A diferença máxima encontrada, para o caso sem influência das tensões residuais, demonstrou que o modelo de Newman superestima a previsão de vida em 10%, em relação ao NASGRO. A distinção ocorre, em virtude, do modelo NASGRO contemplar as regiões de propagação inicial ($\Delta K_{th,TL}$), e final, (K_{IC}).

Estas regiões por apresentarem comportamento assintótico, são responsáveis por uma aceleração da propagação da trinca. Ao considerar tais fases, obtém-se um comportamento mais realista e conservador para previsão do crescimento de trincas.

Para o caso com a presença das tensões residuais, em ambos os modelos, ocorre uma diminuição no N_p para o mesmo a , com previsões de vidas 1,5 vezes menor. Tal fato, é decorrente da variação da razão R_{eff} , resultando em um acréscimo na tensão média atuante.

4.1.4 Vida de propagação: Avaliação do limiar de propagação trincas longas $\Delta K_{th,TL}$ e limiar de propagação para trincas fisicamente curtas ΔK_{th}

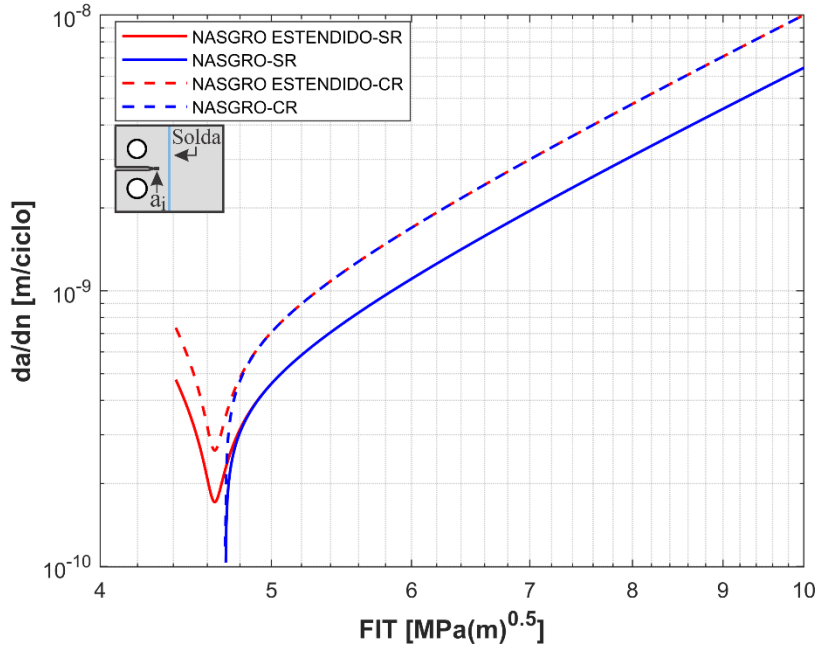
Nesta avaliação, utilizou-se como base o modelo analítico, equação (54), proposto por Chapetti (2003), que caracteriza o comportamento do limiar de crescimento da trinca em função do comprimento. Este limiar foi inserido na equação NASGRO para descrever o acúmulo de fechamento de trinca com o aumento do comprimento. Tal fato, possibilitou abranger uma faixa maior de tamanhos e, portanto, caracterizar o comportamento das TFC. A Figura 44 demonstra a diferença na taxa de propagação ao substituir $\Delta K_{th,TL}$ por ΔK_{th} , para os casos sem e com a influência das tensões residuais.

Por meio do modelo NASGRO Estendido, foi possível caracterizar o comportamento das trincas fisicamente curtas. No início, observou-se uma região de decréscimo da taxa de propagação. Isso ocorre, pois, no regime das TFC o nível de fechamento (limiar ΔK_{th}), não está desenvolvido por completo, aumentando mais rápido que a força motriz aplicada. A partir de certo tamanho de trinca, ΔK_{th} se torna um valor fixo, ($\Delta K_{th} = \Delta K_{th,TL}$), e a não tem mais influência sobre tal. Assim, a taxa de propagação das TFC atinge um valor mínimo e começa a crescer, seguindo o comportamento do regime de TL. Outra vez, notou-se que os campos de tensão residual resultaram em uma maior taxa de propagação, decorrentes no aumento da razão de tensão.

Para avaliação do limiar ΔK_{th} em função de a , utilizou-se $a_i = 0,116 [mm]$, conforme recomendações do IIW (2016) e de Radaj e Vormwald (2013). Na Figura 45 (a), observa-se o progresso de ΔK_{th} . O componente extrínseco revela o momento em que ΔK_{th} se torna constante, demarcando a evolução total do fechamento. Neste estudo, o fechamento completo desenvolveu-se a um tamanho de trinca 20 vezes o tamanho a_i , conforme demonstrado pela Figura 45 (b).

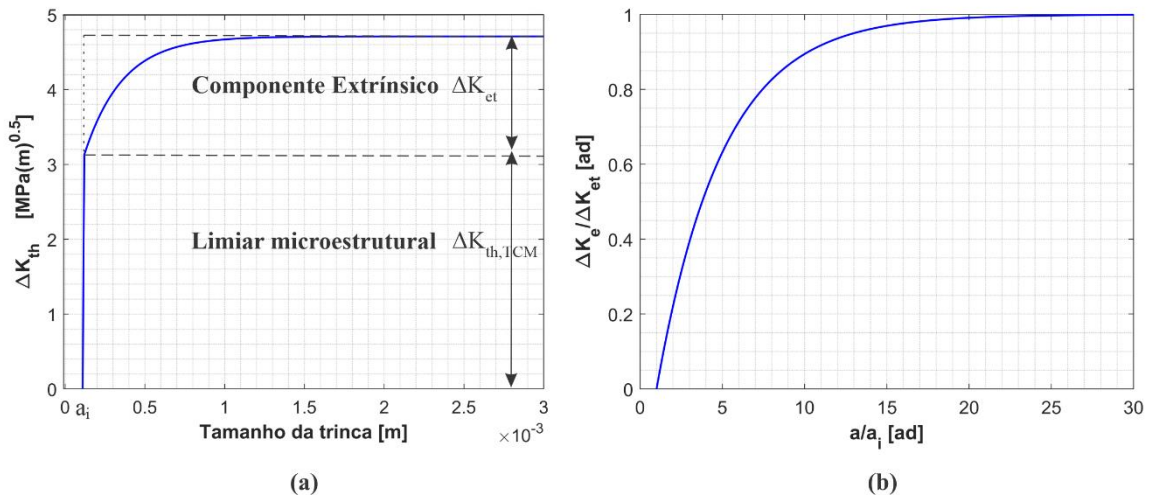
Cabe ressaltar que ao considerar o regime de TFC, foi necessário determinar a tensão cisalhante proveniente do carregamento e do campo de tensão residual. Isso porque, nesta região, segundo Bathias e Pineau (2013), as tensões de cisalhamento são responsáveis por promover o avanço da trinca. Ao entrar no regime de TL, esta situação muda, pois, a tensão normal ao longo do plano da trinca passa a ser responsável pela propagação da trinca, conforme estudos já apresentados na seção 4.1.3.

Figura 44 - Comparação das taxas de propagação previstas para $\Delta K_{th,TL}$ e ΔK_{th} sem com a influência das tensões residuais.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 45 - (a) Limite estimado de propagação de trinca por fadiga em função do comprimento de trinca; (b) Componente extrínseco do limiar de propagação da trinca por fadiga em função do comprimento da trinca.



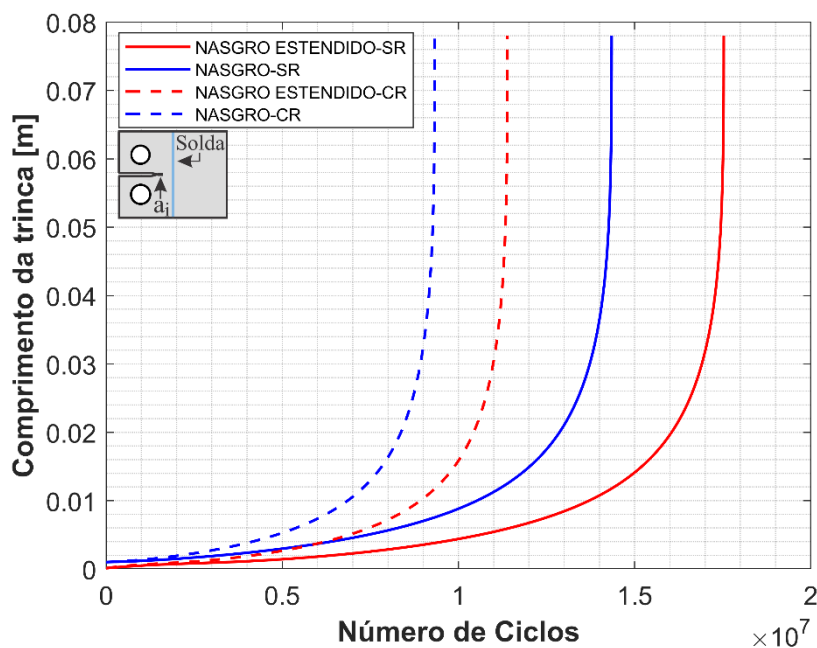
Fonte: Elaborado pelo autor.

Em um primeiro momento, analisou-se a vida de propagação dos modelos com diferentes tamanhos de a_i . O modelo NASGRO Estendido, por contemplar o regime de TFC, possibilitou a utilização de $a_i = 0,116 [mm]$. O modelo original, $a_i = 1 [mm]$, pois, abrange apenas o regime de TL, conforme critérios apresentados na Tabela 1.

Através dos gráficos representados pela Figura 46 é possível observar o comportamento esperado na diferença no crescimento das curvas para NASGRO e NASGRO Estendido. A previsão de vida fica 22% maior para o modelo estendido, em virtude do tamanho inferior de a_i , (diminuição no limite inferior de integração das equações).

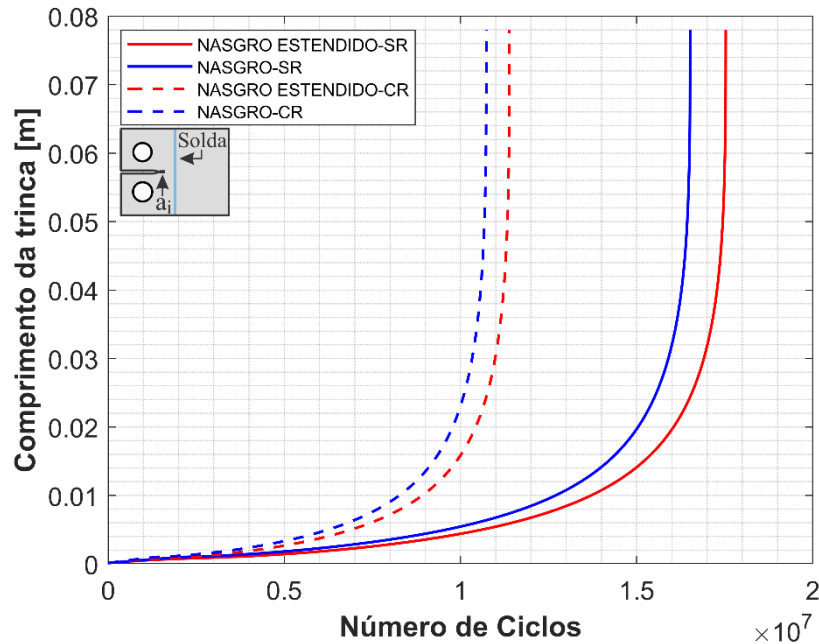
Também, decidiu-se avaliar o comportamento de ambos os modelos para um mesmo tamanho de $a_i = 0,116 [mm]$, Figura 47. Neste contexto, observou-se uma diferença de 6% entre as previsões. Tal diferença é devida ao efeito de fechamento de trinca, no regime de TCF. Assim, o modelo NASGRO Estendido apresenta a maior estimativa de vida para um mesmo tamanho de trinca.

Figura 46 - Vida de propagação prevista para os modelos NASGRO e NASGRO Estendido, para diferentes a_i , sob carga de amplitude constante: nominal $R=0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR).



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 47 - Vida de propagação prevista para os modelos NASGRO e NASGRO Estendido, para mesmo a_i , sob carga de amplitude constante: nominal $R=0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR).



Fonte: Elaborado pelo autor.

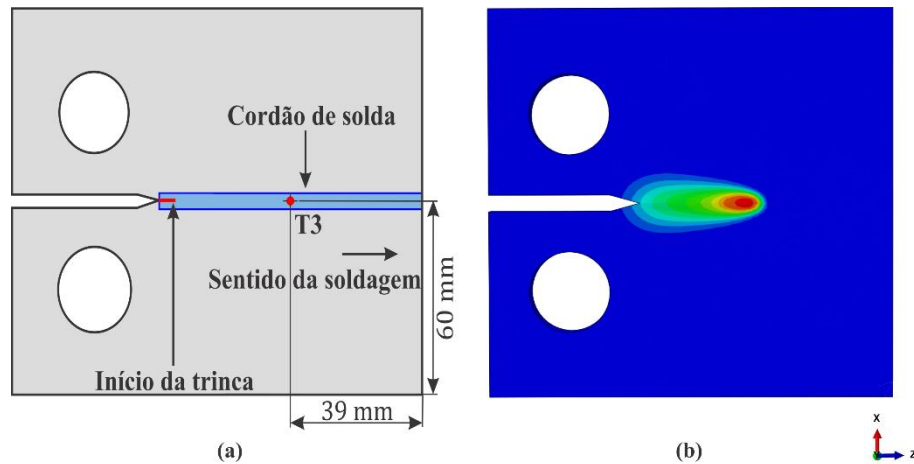
4.2 CASO 2: TRINCA CRESCENDO PARALELA AO CORDÃO DE SOLDA

O Caso 2 diferencia-se da configuração apresentada para o Caso 1 pela orientação do cordão de solda. Os demais parâmetros e propriedades do material são idênticos. A amostra contém uma solda transversal ao entalhe pelo processo de soldagem por arco elétrico com gás de proteção GMAW, de passagem única. As propriedades do material e parâmetros de soldagem já foram apresentadas no capítulo 3, Tabela 6 e Tabela 7, respectivamente.

4.2.1 Análise térmica da tensão residual

Da mesma forma que foi realizada a verificação para Caso 1, avaliou-se a distribuição de temperatura ao longo do tempo para o Caso 2. O ponto T3 está localizado na superfície do corpo de prova, em um ponto na região central do cordão de solda e da amostra, conforme indicado na Figura 48. A soldagem virtual teve duração de 7,8 [s].

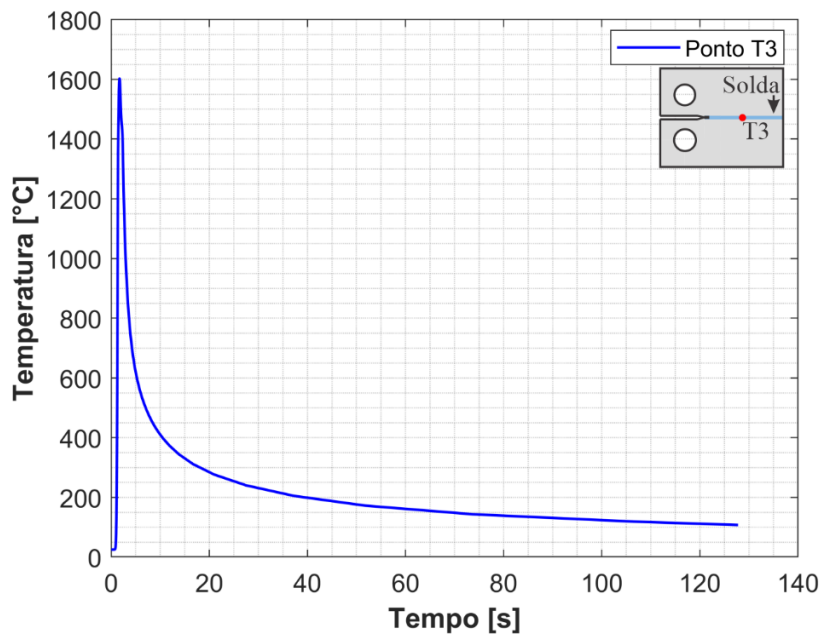
Figura 48 - (a) Representação esquemática da amostra de teste C(T); (b) Distribuição de temperatura no momento em a tocha passa pelo ponto T3.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A partir da Figura 49, pode-se observar o comportamento do campo de temperatura durante a soldagem. No ponto T3, constata-se os mesmos valores apresentados para o ponto T2 do Caso 1, com uma temperatura de pico de 1598 [°C] e, após o resfriamento de 120 [s] uma temperatura de 150 [°C]. Isso era esperado, pois, utilizou-se, em ambos os casos, os mesmos parâmetros soldagem.

Figura 49 - Curva de temperatura x tempo para o ponto T3 da superfície da placa.



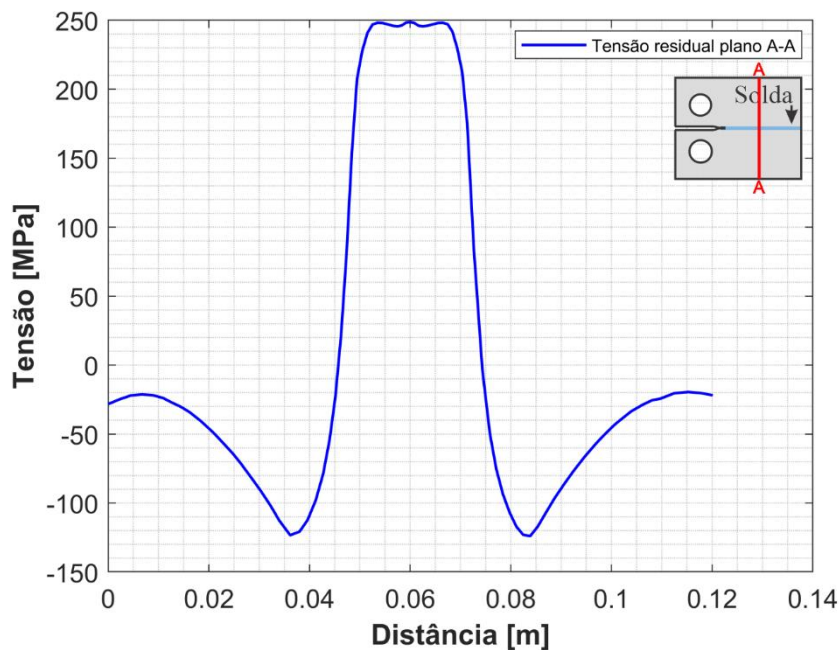
Fonte: Elaborado pelo autor.

4.2.2 Análise mecânica da tensão residual

A Figura 50 e Figura 51 mostram, respectivamente, os campos de tensão longitudinal e transversal criados pelo processo de soldagem. Outra vez, nota-se que as tensões residuais longitudinais de tração, dentro e ao redor do cordão de solda, aproximam-se da tensão de escoamento à temperatura ambiente.

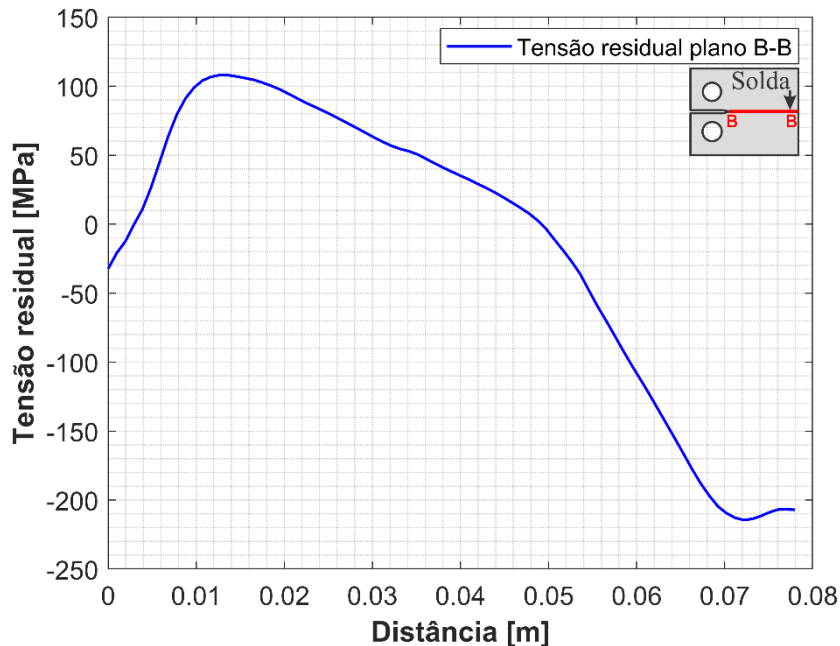
A distribuição de tensão residual transversais, ao longo do plano B-B, caminho percorrido pela trinca, foi utilizada para o cálculo do fator de intensidade de tensão residual K_{res} , e da razão de tensão efetiva R_{eff} . A partir disso, foi possível analisar a influência do campo de tensão residual, induzida pelo processo de soldagem, na fase de propagação para vida em fadiga.

Figura 50 - Distribuição da tensão residual longitudinal ao longo do plano A-A em uma solda de topo.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 51 - Distribuição da tensão residual transversal ao longo do plano B-B em uma solda de topo.



Fonte: Elaborado pelo autor.

4.2.3 Vida de propagação: Avaliação K_{res} e ΔK_{eff}

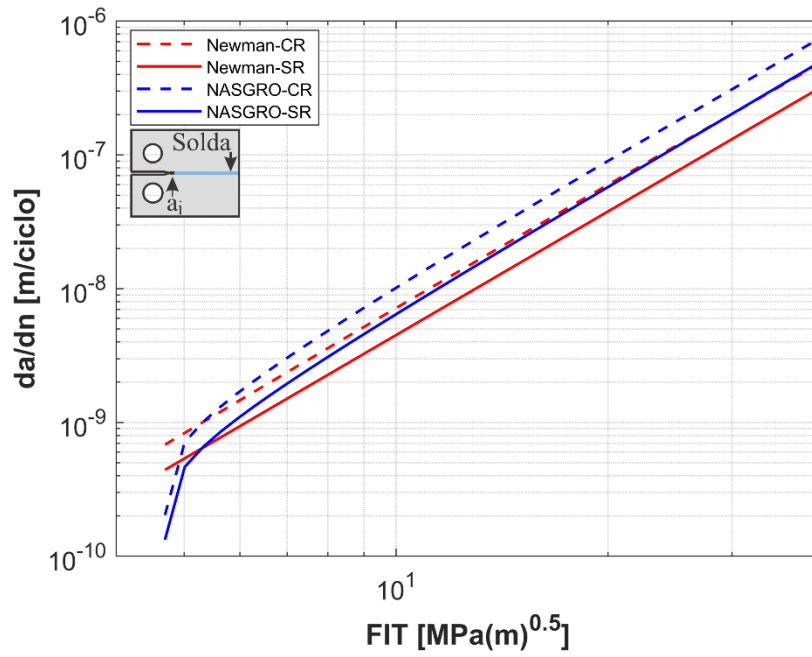
A solicitação atuante para o Caso 2 foi a mesma considerada para o Caso 1. Relembrando, carga de amplitude constante, com razão de tensão $R = 0,25$ e a faixa de carga de solicitação $\Delta P = 4687,5 [N]$.

O efeito da tensão residual de soldagem, para a vida de propagação, da/dN , foi contabilizado substituindo a razão de tensão nominal R pela razão efetiva R_{eff} . Para este estudo, os locais de aceleração e retardo provenientes das tensões residuais são diferentes dos apresentados no Caso 1, devido à mudança do campo de tensão residual. As duas leis empíricas, Newman e NASGRO foram analisadas novamente.

A Figura 52 demonstra a comparação das taxas de propagação previstas para o modelo Newman e NASGRO sob carga de amplitude constante com e sem o efeito das tensões residuais. Novamente, o modelo NASGRO demonstrou-se menos conservador, Figura 53, em decorrências dos motivos já mencionados para o Caso 1. O tamanho inicial da trinca considerado para esta análise foi de $a_i = 1 [mm]$.

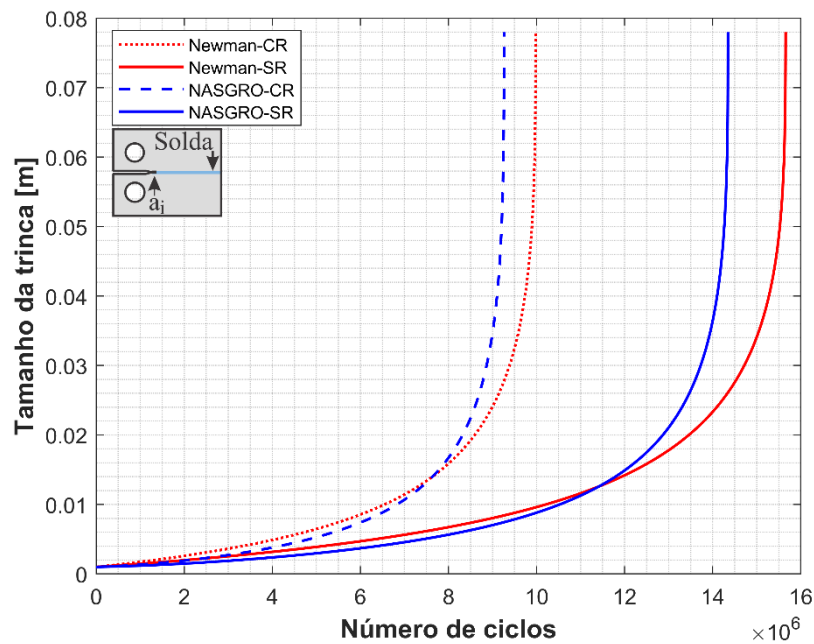
Para o caso com a presença das tensões residuais, em ambos os modelos, ocorre uma diminuição no N_p para o mesmo a , com previsões de vidas 1,5 vezes menor. Tal fato, como já explicado, é decorrente da variação da razão R_{eff} .

Figura 52 - Comparação das taxas de propagação previstas sob carga de amplitude constante.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 53 - Comparação da vida de propagação prevista sob carga de amplitude constante: nominal $R=0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR) e sem a influência do campo de tensão residual (SR).



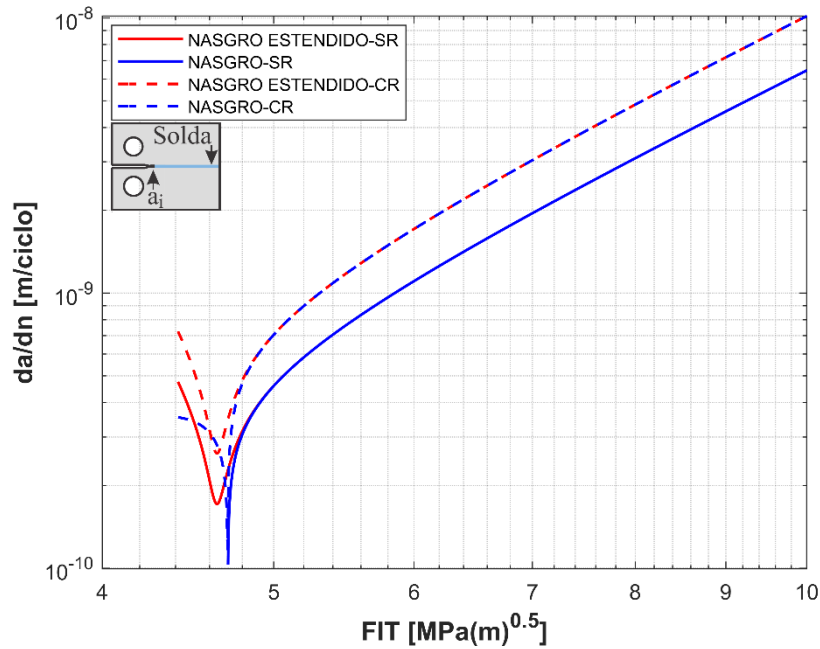
Fonte: Elaborado pelo autor.

4.2.4 Vida de propagação: Avaliação do limiar de propagação trincas longas $\Delta K_{th,TL}$ e do limiar de propagação trincas fisicamente curtas ΔK_{th}

Da mesma forma que a avaliação realizada para o Caso 1, foi inserido na função NASGRO o limiar de crescimento de trincas fisicamente curtas. Portanto, a vida em fadiga dos modelos NASGRO e NASGRO Estendido foi analisada para uma tamanho inicial $a_i = 1 [mm]$ e $a_i = 0,116 [mm]$.

Outra vez, para a faixa de regime de trincas fisicamente curtas foi necessário determinar a tensão cisalhante proveniente do carregamento e do campo de tensão residual. No regime de trincas longas, por sua vez, determinou-se a tensão que age perpendicular ao sentido de propagação da trinca.

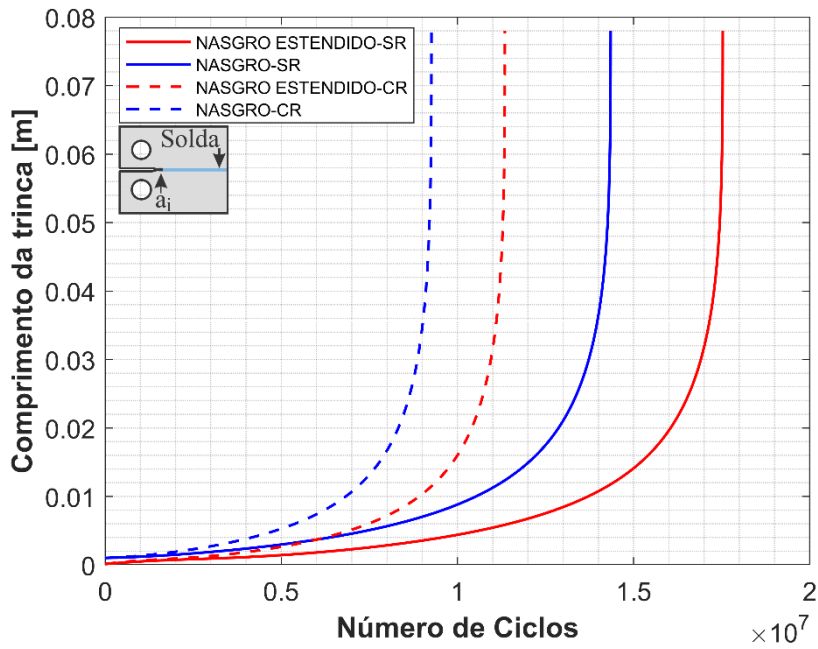
Figura 54 - Comparação da vida de propagação prevista para os modelos NASGRO e NASGRO Estendido sob carga de amplitude constante: nominal $R=0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR).



Fonte: Elaborado pelo autor.

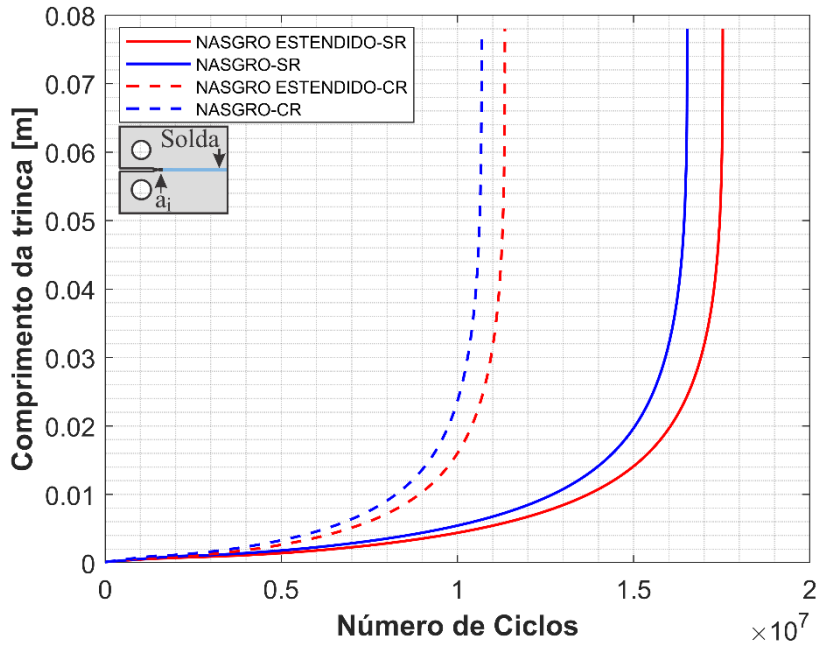
Na Figura 55, a previsão de vida para o modelo estendido é maior, principalmente, em decorrência do inferior tamanho de a_i . Ao considerar o mesmo a_i , Figura 56, a diferença entre os modelos, deve-se pelo fechamento de trinca, considerado no regime de TCF, por meio do limiar dependente do tamanho de trinca, ΔK_{th} . Em resumo, os resultados obtidos para o Caso 2, demonstram uma previsão de vida ligeiramente maior que os obtidos para o Caso 1, em decorrência da predominância do campo de tensão residual compressivo que atua na ponta da trinca. Cabe ressaltar que, em ambos os casos, os resultados seguiram a mesma tendência, tanto ao analisar a influência das tensões residuais, quanto ao considerar o regime de TCF.

Figura 55 - Vida de propagação prevista para os modelos NASGRO e NASGRO Estendido, para diferentes a_i , sob carga de amplitude constante: nominal $R=0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR).



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 56 - Vida de propagação prevista para os modelos NASGRO e NASGRO Estendido, para mesmos a_i , sob carga de amplitude constante: nominal $R=0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR).



Fonte: Elaborado pelo autor.

5 CASO DE ESTUDO: VASO DE PRESSÃO

Os vasos de pressão são amplamente utilizados, tanto na vida cotidiana quanto na indústria, para armazenamento e transporte de líquidos ou gases. Eles podem ser encontrados em uma ampla gama de aplicações, desde um extintor de incêndio até um vaso de pressão de reator na indústria nuclear. Nestes componentes, as tensões mais comuns atuantes são: tensões tangências (circunferências), axiais (longitudinais) e esféricas (meridiais).

A fórmula de cálculo destas tensões dependerá da geometria do duto. A relação entre a espessura da parede t , e o raio interno R_i , torna-se o critério para utilização das teorias de paredes finas ou grossas. De acordo com Antaki (2003), assume-se um vaso de pressão como sendo de parede fina se $\frac{R_i}{t} > 10$, e de parede grossa se $\frac{R_i}{t} < 10$.

A teoria de parede fina desenvolve-se das soluções de resistência dos materiais. O estado de tensão é considerado como uma média sobre a espessura da parede. Assim, as tensões longitudinais e tangências são constantes ao longo de t , e a tensão radial, sendo pequena em comparação com as tensões tangências e longitudinais, é desprezível.

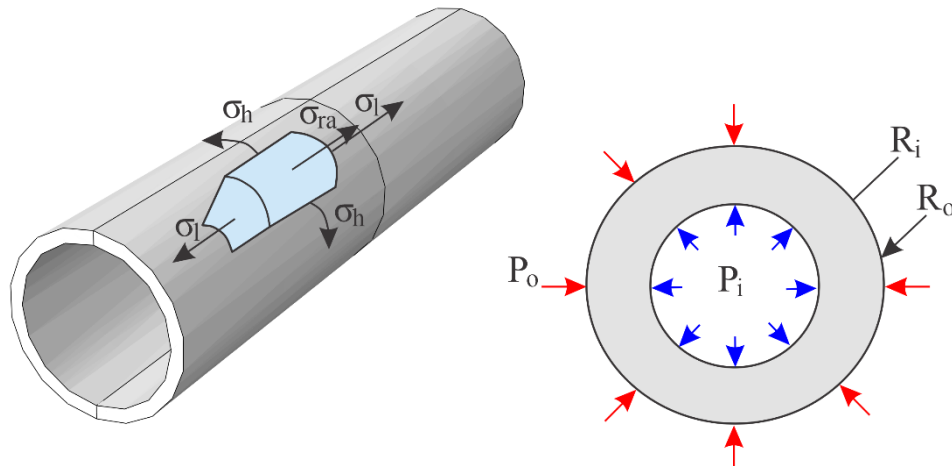
Em se tratando de dutos de parede grossa a formulação deriva-se dos conceitos da teoria da elasticidade. As equações para o cálculo são mostradas na sequência, pois neste trabalho o duto analisado vincula-se com a teoria de parede grossa.

5.1 TENSÕES EM COMPONENTES CILÍNDRICOS

Para um cilindro submetido a pressão interna P_i , o sistema de coordenadas é cilíndrico com direção axial, circunferencial e radial, conforme mostrado na Figura 57. O cilindro é definido pelo seu raio interno R_i , raio externo R_o , espessura t e comprimento L . Segundo Keith (2011), quando submetido a uma P_i , as tensões se desenvolvem no cilindro, de modo que, cada elemento está sujeito às seguintes tensões:

- Tensão circunferencial σ_h , (do inglês, *hoop stress*);
- Tensão axial σ_l , (do inglês, *longitudinal stress*);
- Tensão radial σ_{ra} , (do inglês, *radial stress*).

Figura 57 - Geometria e tensões em um cilindro.



Fonte: Elaborado pelo autor.

5.1.1 Tensão na direção circunferencial

De acordo com Jawad (2017), a tensão circunferencial σ_h , atua ao redor da circunferência de um cilindro. Supõe-se que seja uniforme em toda a espessura da parede, para tubos de parede fina. No caso de paredes grossas, a σ_h varia ao longo do tubo de um valor máximo na superfície interna a um mínimo na parte externa. A equação (84) e equação (85) caracterizam a σ_h em um determinado ponto na parede do cilindro:

- Cilindro de parede fina

$$\sigma_h = \frac{P_i R_i}{t} \quad (84)$$

- Cilindro de parede grossa

$$\sigma_h = \frac{P_i R_i^2 - P_o R_o^2}{R_o^2 - R_i^2} - \frac{R_i^2 R_o^2 (P_o - P_i)}{r^2 (R_o^2 - R_i^2)} \quad (85)$$

5.1.2 Tensão na direção axial

A tensão longitudinal σ_l , é paralela à direção longitudinal do cilindro. Só é válida quando distante das tampas de extremidade onde flexão, não linearidades e concentrações de

tensão não são significativas. A equação (86) e equação (87) caracterizam a σ_l , em um determinado ponto na parede do cilindro:

- Tubo de parede fina

$$\sigma_l = \frac{P_i R_i}{2t} \quad (86)$$

- Tubo de parede grossa

$$\sigma_l = \frac{P_i R_i^2 - P_o R_o^2}{R_o^2 - R_i^2} \quad (87)$$

5.1.3 Tensão na direção radial

A tensão radial σ_{ra} atua perpendicularmente ao eixo de simetria. Na maioria dos projetos de tubos, σ_{ra} é desprezível em comparação com σ_h e σ_l . Para um tubo de paredes espessas, pode ser tomada igual e oposta à pressão manométrica na superfície interna e zero na superfície externa. A equação (88) e equação (89) caracterizam a σ_{ra} ,

- Tubo de parede fina

$$\sigma_{ra} = p, \text{ (Geralmente } \sigma_{ra} = 0) \quad (88)$$

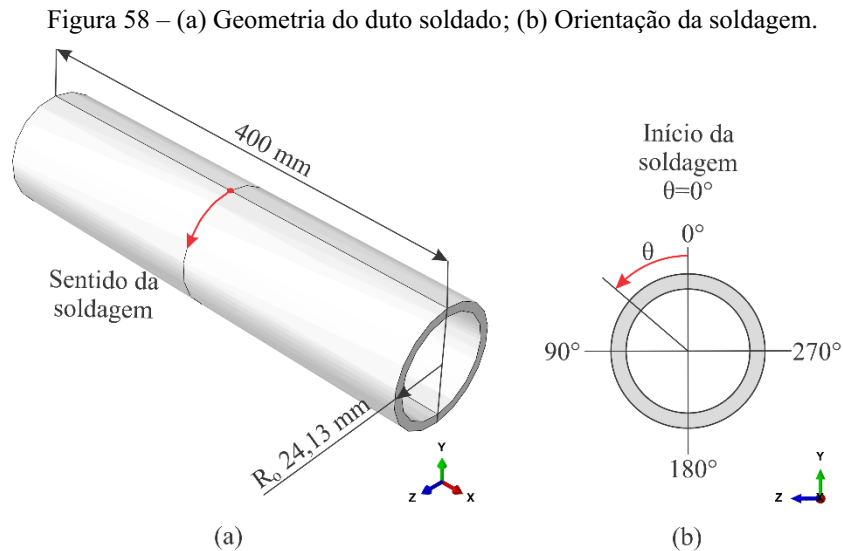
- Tubo de parede grossa

$$\sigma_{ra} = \frac{P_i R_i^2 - P_o R_o^2}{R_o^2 - R_i^2} + \frac{R_i^2 R_o^2 (P_o - P_i)}{r^2 (R_o^2 - R_i^2)} \quad (89)$$

5.2 ANÁLISE TÉRMICA DA TENSÃO RESIDUAL

Neste estudo, foi utilizado um duto, Figura 58, que possui um raio externo $R_o = 24,13 [mm]$, espessura da parede $t = 7,14 [mm]$ e comprimento total de $L = 400 [mm]$. O

material da amostra é o aço inox 304, cujas as propriedades do material estão disponíveis no capítulo 3, Tabela 6. Os parâmetros de soldagem empregados, Tabela 9, referem-se ao processo de soldagem TIG, de passagem única. A soldagem começou na localização $\theta = 0^\circ$, e terminou no mesmo local. A tocha progrediu no sentido anti-horário, de modo que o eixo de rotação se manteve no plano horizontal, conforme Figura 58 (b).



Fonte: Elaborado pelo autor.

Os cálculos térmicos e mecânicos foram realizados utilizando uma condição de simetria da geometria, Figura 59 (a). A discretização, Figura 59 (b), foi feita com uma malha de 30720 elementos C3D8T, do tipo hexaédrico linear que permite o acoplamento térmico e mecânico. Conforme estudo de convergência de malha, aplicou-se um refino na região do cordão de solda, com uma redução tamanho do elemento na escala 1: 11.

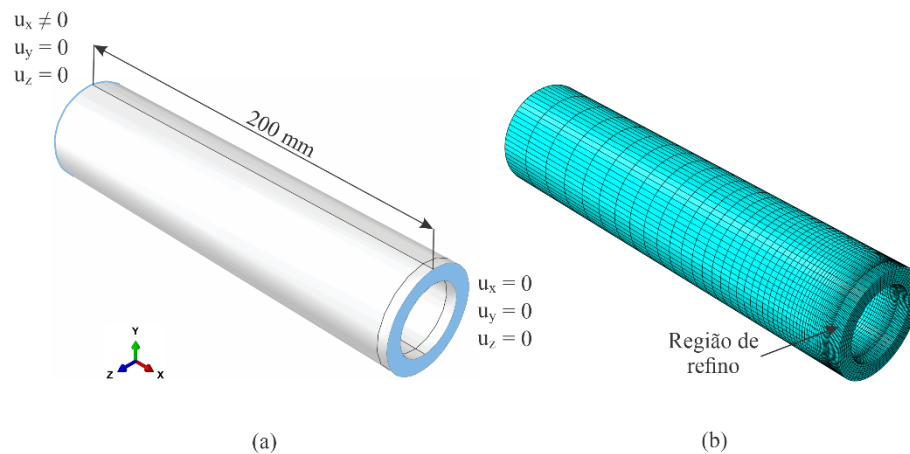
As condições de contorno térmicas utilizadas foram convecção e radiação, aplicadas em todas as faces expostas do duto. Os valores para os coeficientes de convecção e emissividade foram de $h_c = 15 [Wm^{-2}K^{-1}]$, $\varepsilon_r = 0,7$, respectivamente. A constante de Stefan-Boltzmann é definida com valor de $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} [Wm^{-2}K^{-4}]$ e a temperatura ambiente $T_\infty = 25 [^\circ C]$. A soldagem virtual teve duração de 24,25 [s].

Tabela 9 - Parâmetros de simulação da fonte de calor do processo de soldagem.

a_G	b	c_f	c_r	U_e	I	η	v
[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[V]	[A]		[mm/s]
5	8	9	11	18	190	0,8	6,25

Fonte:(ABID; QARNI, 2010); (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005).

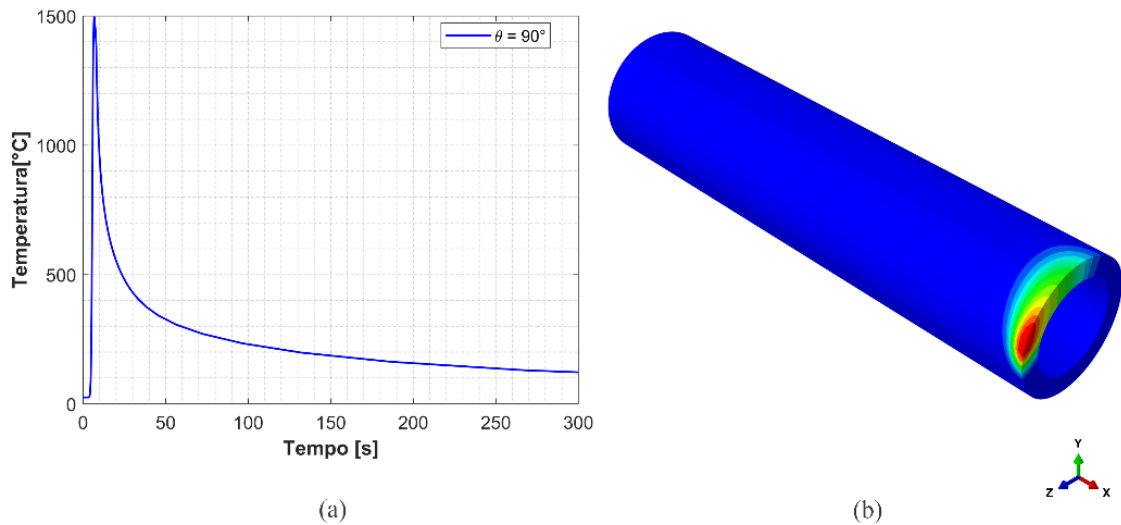
Figura 59 – (a) Condições de contorno mecânicas aplicadas; (b) Discretização da geometria.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Novamente, ressalta-se que os resultados são primeiro preparados para os ciclos térmicos transitórios associados à soldagem. Desse modo, para fins de verificação, avaliou-se a distribuição de temperatura ao longo do tempo, na superfície do duto, em um ponto na região central do cordão de solda, $\theta = 90^\circ$. Nesta região, a temperatura máxima atingida foi de 1496 [°C], ao alcançar tal, o material começa a sofrer um processo de resfriamento. Após, um período de tempo de 300 [s], a temperatura tende para um valor próximo de 100 [°C], conforme Figura 60.

Figura 60 - (a) Curva de temperatura x tempo do modelo térmico empregado, especificamente para o ponto $\theta = 90^\circ$ na superfície do duto; (b) Distribuição de temperatura no momento em a tocha passa pelo ponto $\theta = 90^\circ$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

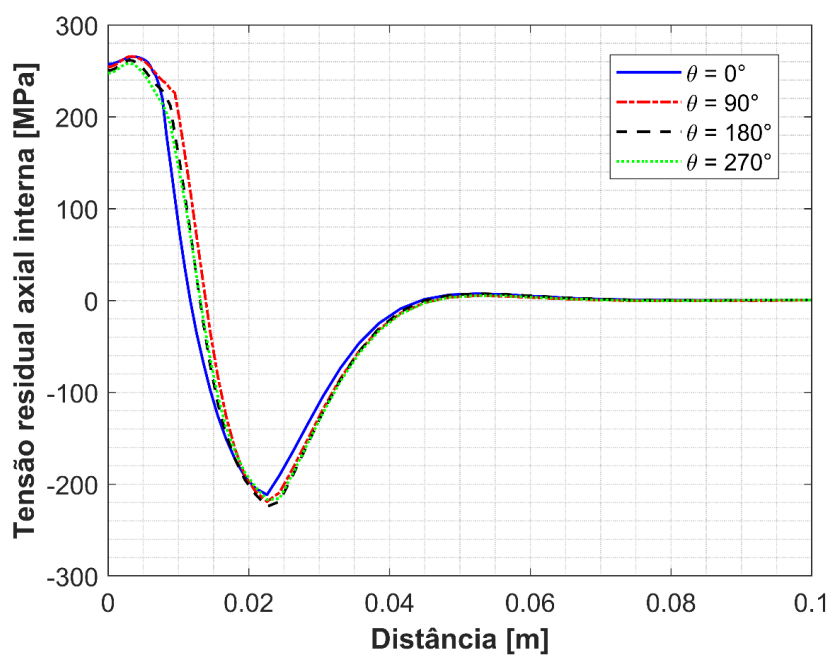
5.3 ANÁLISE MECÂNICA DA TENSÃO RESIDUAL

A seguir, os resultados são apresentados para a investigação das tensões residuais induzidas pela solda. No duto, escolheu-se quatro posições diferentes ao longo da circunferência para avaliar as distribuições das tensões residuais. Essas posições, têm diferentes ângulos circunferenciais do início/parada da soldagem, sendo $\theta = 0^\circ, 90^\circ, 180^\circ, 270^\circ$, respectivamente, conforme Figura 58 (b).

A Figura 61 e Figura 62 demonstram o comportamento das σ_l , que agem normal ao cordão de solda, na superfície interna e externa, respectivamente. A partir dos resultados simulados, observou-se que dentro e próximo à região do cordão de solda, as σ_l previstas são de tração na parte interna e de compressão na externa. Isso ocorre, pois, o calor depositado, é alto o suficiente para resultar em um aumento uniforme da temperatura, através da espessura do tubo na área de solda. Assim, a única deformação que criará tensões térmicas é a deformação circunferencial, devido à expansão radial e subsequente contração.

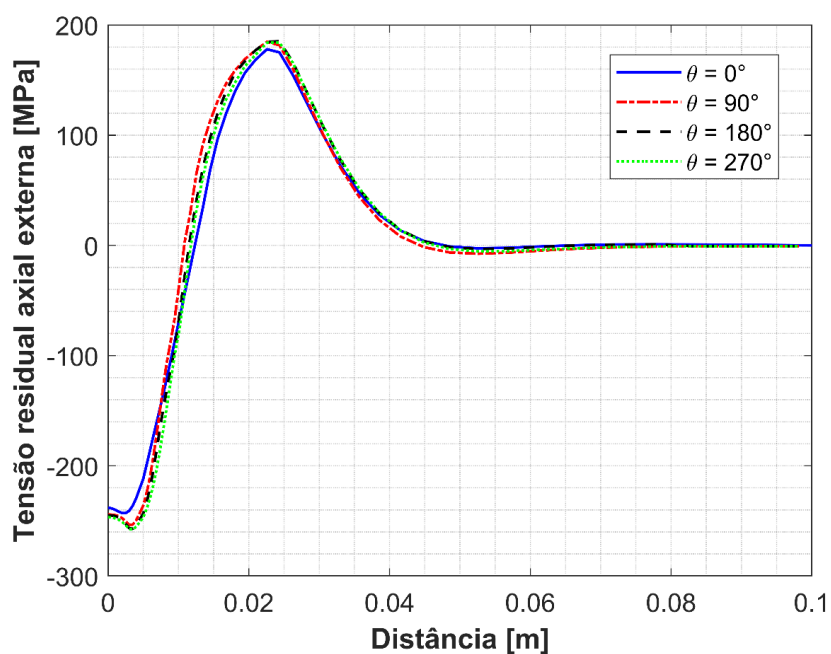
Tal retração circunferencial causa uma deformação local, nas proximidades da região da solda, gerando assim um momento fletor ao longo da espessura. Isso resulta em σ_l de tração na superfície interna, equilibradas por σ_l compressão na parte externa. Ambas as σ_l tendem a valor nulo após distância axial de 50 [mm], em relação a linha central da solda.

Figura 61 - Distribuição das tensões axiais interna.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 62 - Distribuições das tensões axiais externa.



Fonte: Elaborado pelo autor.

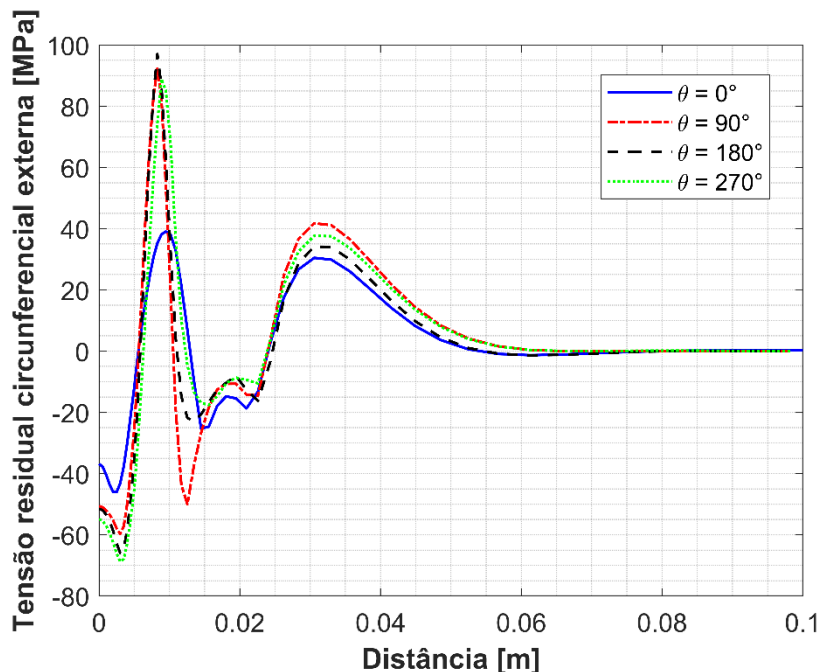
Importante notar que os valores das tensões residuais axiais de tração na superfície interna e de compressão na superfície externa, aproximam-se da tensão de escoamento à

temperatura ambiente, $\sigma_l = 260$ [MPa]. Este fato, também foi observado em trabalhos experimentais, como exemplo Luo (2020).

Os trabalhos de Deng (2006), Sattarri-Far (2008), Ogawa (2009) e Liu (2020) apresentam resultados semelhantes dos aqui apresentados. As discussões referem-se quanto ao comportamento das distribuições de tensões residuais em dutos soldados.

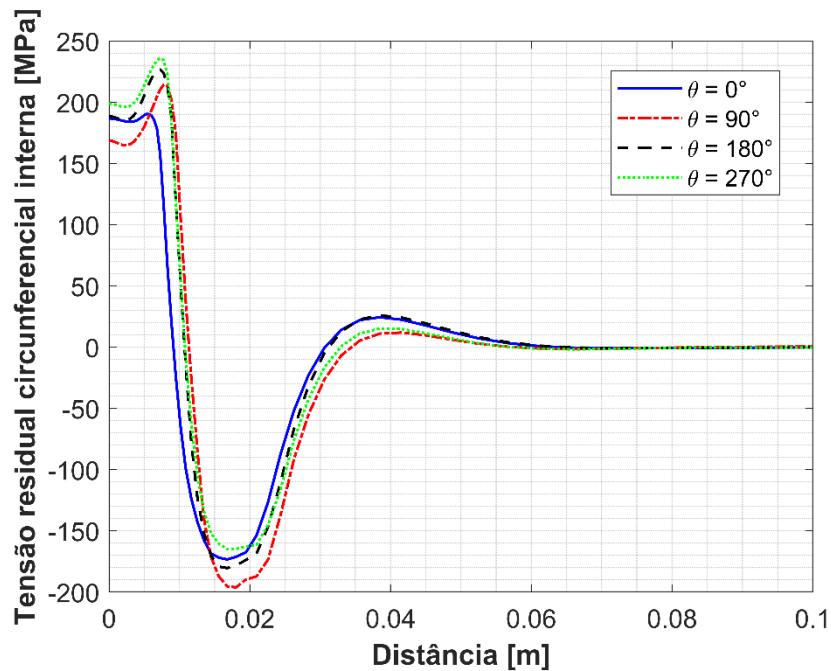
No caso da tensão circunferencial σ_h , observou-se uma tendência semelhante de reversão de tensão, idem a σ_l , mas com magnitude de valores de pico menor. Além disso, constatou-se que variações espaciais estão presentes ao longo da circunferência. Uma rápida mudança das tensões residuais também foi observada na posição de início/parada da solda, $\theta = 0^\circ$. Conforme comentando, realizou-se a soldagem em apenas um passe, mas neste local por ser o início e fim do processo, o material fica sujeito a dois gradientes de temperaturas, diferentemente das outras posições analisadas. Assim, o segundo ciclo de calor induzido tem o efeito de tratamento térmico suavizando o nível da distribuição de tensões perto desta região.

Figura 63 - Distribuição de tensões circunferências externas.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 64 - Distribuição de tensões residuais circunferências internas.



Fonte: Elaborado pelo autor.

5.4 VIDA DE PROPAGAÇÃO

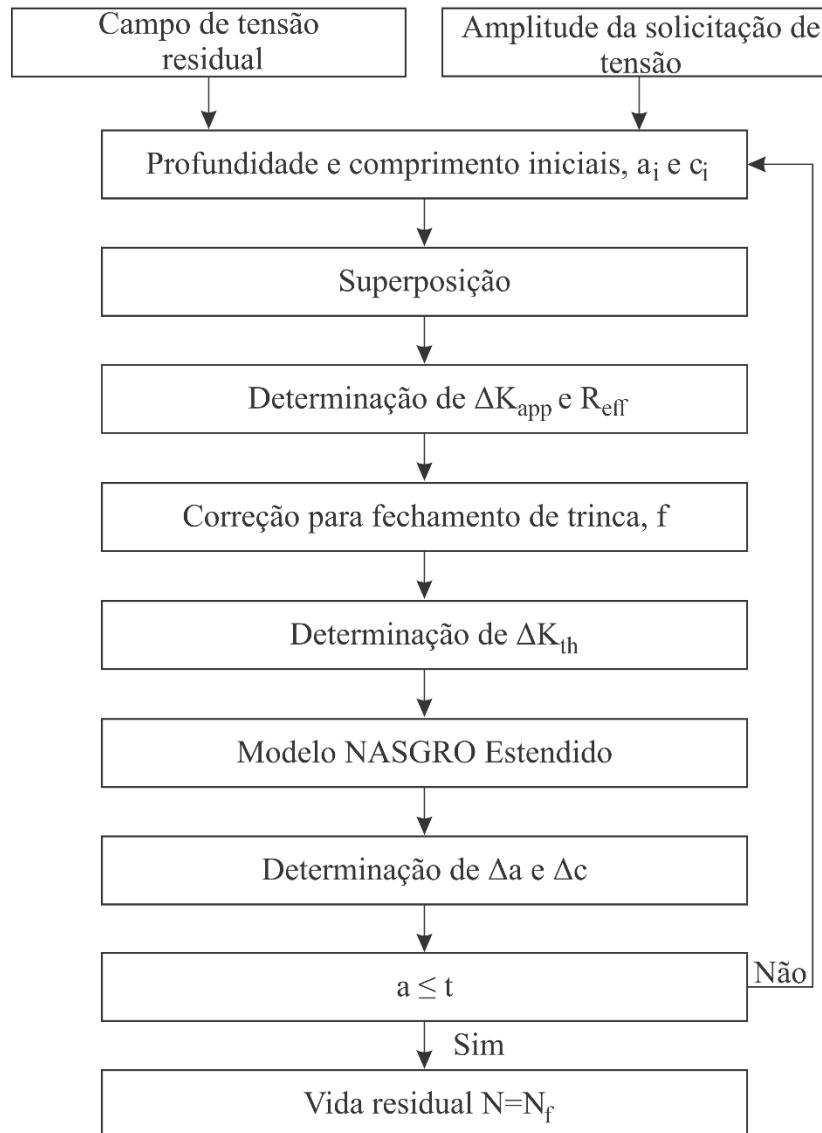
A avaliação da vida de propagação do duto foi feita por meio da equação NASGRO Estendido, incluído o efeito da tensão residual de soldagem. Para o cálculo do FIT, K_I , foram seguidas as recomendações disponíveis na API 579 - 1/ASME FFS - 1. O motivo para tal, deve-se, pois, a geometria utilizada segue as regras ASME para construção de equipamentos pressurizados.

Importante ressaltar que a solução do K_I , para uma ampla gama de geometrias e configurações de carga está disponível em inúmeros manuais ou normas. Alternativamente, métodos de análise numérica podem ser usados para derivar soluções. Isso ajuda a estabelecer o estado de tensão no local de uma trinca. Uma comparação de soluções FIT para várias geometrias encontram-se em Kocak *et al.* (2008). As equações FIT utilizadas para os cálculos estão disponíveis no procedimento API 579 - 1/ASME FFS - 1 (2016).

De acordo com Schork (2018), os locais com maiores incidências de trincas, decorrentes do processo de soldagem, localizam-se na superfície de um duto, podendo estas crescerem de forma axial ou circunferencial. Assim, os resultados de crescimento para trinca com direção axial e circunferencial na superfície de um cilindro serão apresentados.

Cabe ressaltar que para a faixa de regime de trincas fisicamente curtas foi necessário determinar a tensão cisalhante proveniente do carregamento e do campo de tensão residual. No regime de trincas longas, por sua vez, determinou-se a tensão que age perpendicular ao sentido de propagação da trinca. A Figura 65, demonstra as etapas seguidas para o cálculo da vida de propagação para o duto.

Figura 65 - Representação esquemática do cálculo da vida de propagação de trincas por fadiga.

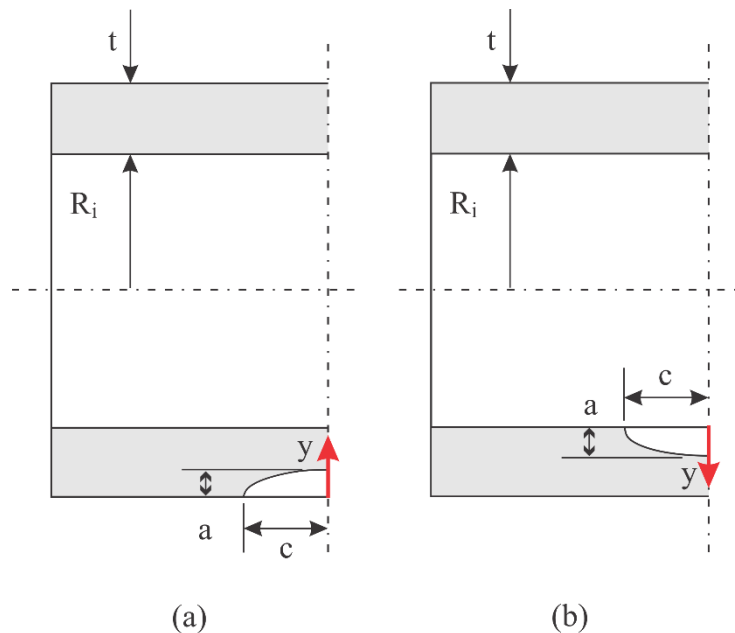


Fonte: Elaborado pelo autor.

5.4.1 Trincas axiais

As trincas axiais se desenvolvem ao longo do eixo longitudinal do componente. A geometria do tubo plano pode ser descrita pelo seu raio interno, R_i , e espessura de parede t , enquanto a trinca tem profundidade a , e largura c . Uma representação dos diferentes parâmetros geométricos é mostrada na Figura 66, sendo que a razão de forma da trinca semi-elíptica utilizada foi $\frac{a}{c} = 0,25$. Esta razão de forma, foi obtida em decorrência da limitação da probabilidade de detecção dos ensaios não destrutivos.

Figura 66 - Representação esquemática de um tubo com uma trinca na orientação axial; a) superfície externa; b) superfície interna.



Fonte: Elaborado pelo autor.

As cargas foram induzidas pelas pressões internas cíclicas de $P_{i,min} = 0,7 [MPa]$, e $P_{i,max} = 2,80 [MPa]$. A razão de carga utilizada foi de $R = 0,25$ e para o cálculo de R_{eff} , utilizou-se as distribuições de tensão residual na posição $\theta = 180^\circ$. As propriedades mecânicas e parâmetros do modelo de crescimento de trincas NASGRO para o tubo de aço inox 304 estão disponíveis na Tabela 8.

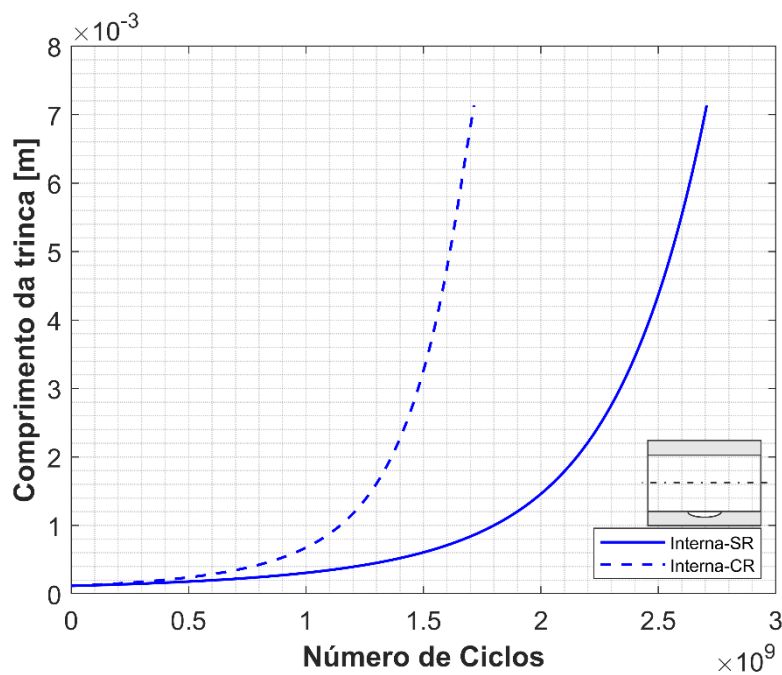
A Figura 67 e Figura 68 demonstram as vidas de propagação previstas para o duto, contendo uma trinca superficial orientada axialmente na posição de $\theta = 180^\circ$. A avaliação foi

realizada com e sem a influência das tensões residuais e para os cenários de a trinca iniciar na superfície externa ou interna.

Neste estudo, foi considerado um tamanho inicial da trinca de $a_i = 0,116 [mm]$, conforme recomendações do IIW (2016) e de Radaj e Vormwald (2013). Este valor, segundo Li (2020), está dentro da faixa usual de avaliação de segurança de equipamentos em serviço, que varia de $a_i = 0,1 [mm]$ a $a_i = 1,5 [mm]$. O critério de falha utilizado foi quando a trinca atinge um tamanho igual a espessura do duto, ou seja, $a = t$.

Através da Figura 67, observa-se o comportamento da vida de propagação em função do tamanho da trinca, para o caso de trinca iniciar na parte interna do tubo e possuir um tamanho final, $a_f = 7,14 [mm]$. Analisando o gráfico, fica evidente a redução da vida útil prevista, em torno de 58%, quando se considera o efeito das tensões residuais.

Figura 67 - Comparação da vida de propagação prevista sob carga de amplitude constante: nominal $R=0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR) e sem a influência do campo de tensão residual (SR).

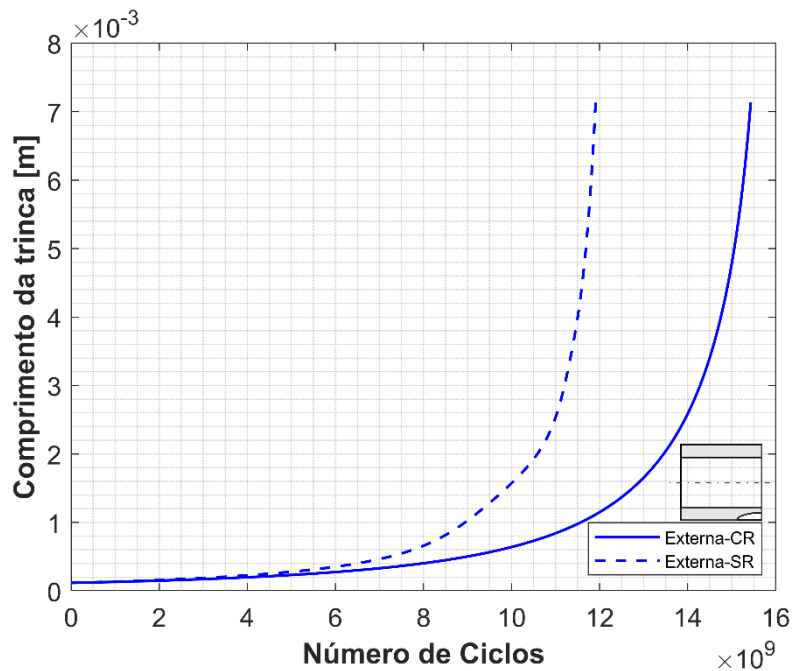


Fonte: Elaborado pelo autor.

Por sua vez, a Figura 68 demonstra o comportamento da vida de propagação em função do tamanho da trinca, para o caso de trinca iniciar na parte externa do tubo. Os resultados apontam que a expectativa de vida é maior para o cenário em que a trinca inicia no lado de fora.

Isso se deve à distribuição de tensão ao longo da espessura do tubo, e à formação de um campo de tensões compressivas na parte externa, fazendo com que a trinca retarde sua propagação.

Figura 68 - Comparação da vida de propagação prevista sob carga de amplitude constante: nominal $R=0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR) e sem a influência do campo de tensão residual (SR).



Fonte: Elaborado pelo autor.

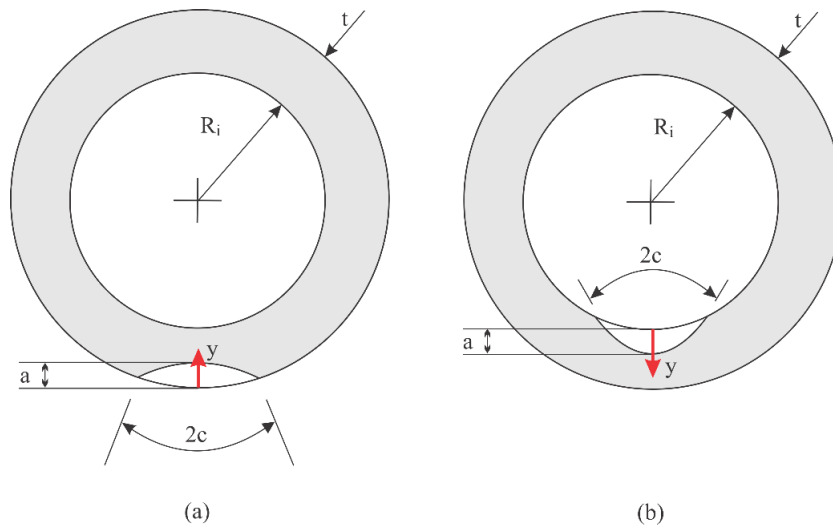
5.4.2 Trincas circunferências

As trincas circunferências se desenvolvem ao longo do eixo de revolução do componente. Os parâmetros geométricos, solicitação, modelo, parâmetros de propagação e tamanho inicial da trinca a_i , são os mesmos aderidos para o caso da trinca com orientação axial. A Figura 69 é uma representação de uma trinca com direção circunferencial em um duto.

A Figura 70 e Figura 71 demonstram o comportamento da vida de propagação da trinca começando na parte interna e externa, respectivamente. Outra vez, observa-se uma diminuição de vida, em ambos os casos, ao se considerar o efeito das tensões residuais. Além disso, a trinca ao iniciar na parte interna do duto possui um tempo útil menor, em vista do campo de tensão residual de tração que se forma na superfície interna.

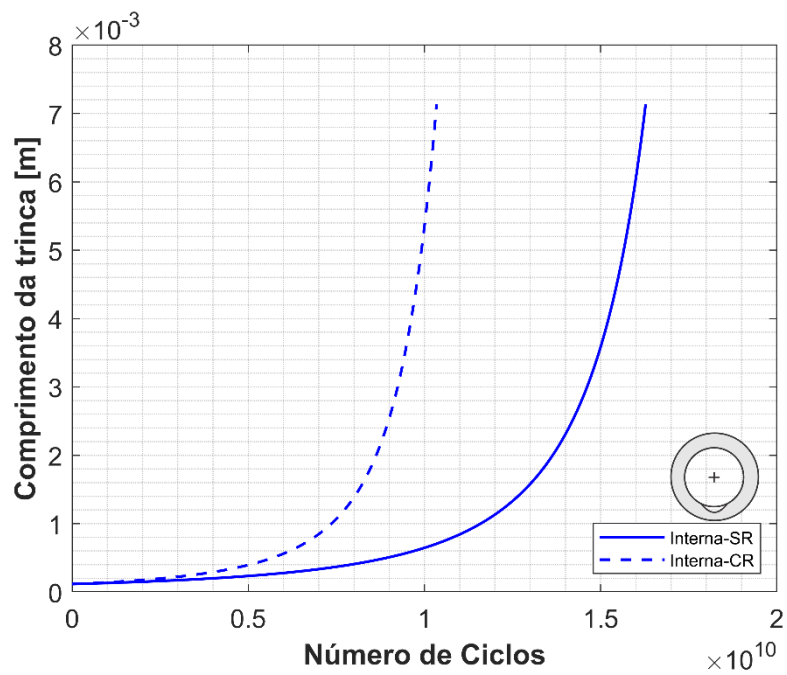
Na próxima seção, aplicou-se a metodologia de tolerância ao dano para o pior cenário analisado. Assim, escolheu-se a situação em que a trinca inicia na parte interna do duto e tem orientação axial, para avaliação da integridade estrutural.

Figura 69 - Representação esquemática de um tubo com uma trinca na orientação circunferencial; a) superfície externa; b) superfície interna.



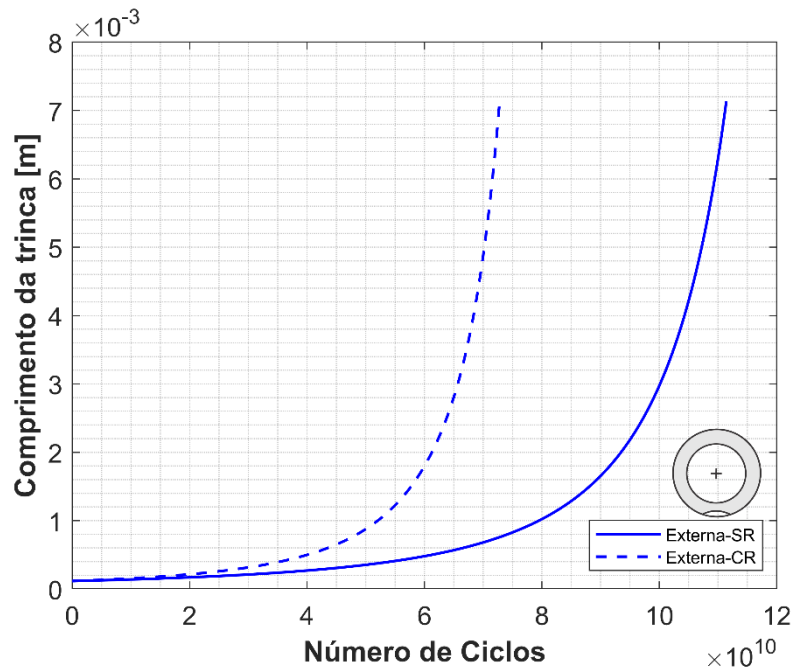
Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 70 - Comparação da vida de propagação prevista sob carga de amplitude constante: nominal $R=0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR) e sem a influência do campo de tensão residual (SR).



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 71 - Comparação da vida de propagação prevista sob carga de amplitude constante: nominal $R=0,25$, com a influência do campo de tensão residual (CR) e sem a influência do campo de tensão residual (SR).



Fonte: Elaborado pelo autor.

5.5 APLICAÇÃO PROJETO DE TOLERÂNCIA AO DANO

A essência da análise de tolerância a danos é fornecer um nível garantido de segurança para o vaso de pressão estudado, quantificando os intervalos de inspeção em serviço. Conforme discutido na Seção 3, várias são as causas para o início de trincas em componentes soldados. Embora, a existência de tais defeitos em dutos não seja aceitável por razões de princípio, parece não ser possível evitá-las, pelo menos com base no estado atual da tecnologia.

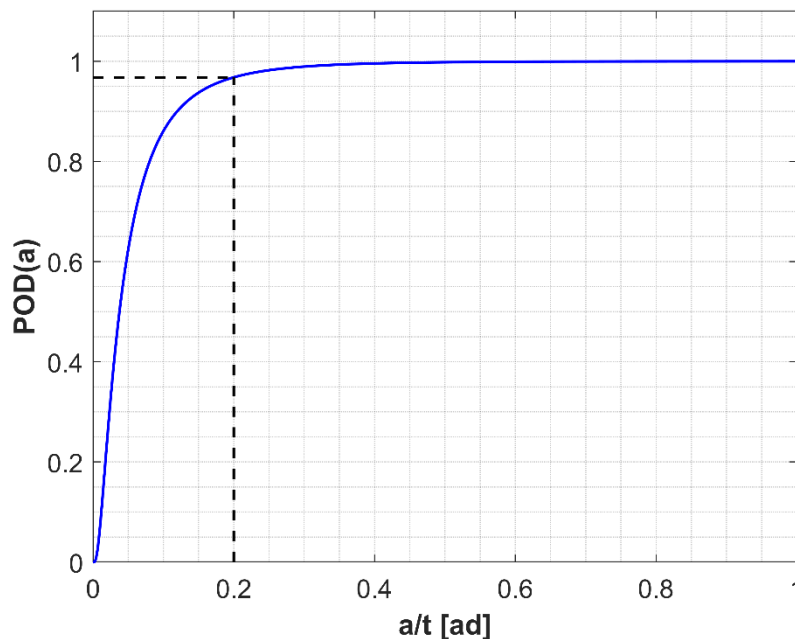
Um projeto à prova de falhas, ou seja, falha de uma subestrutura sem consequências drásticas imediatas para toda a estrutura, não é possível. Deste modo, efeitos catastróficos podem ocorrer quando uma trinca de fadiga em serviço atinge seu tamanho crítico. Portanto, o objetivo de qualquer medida de tolerância a danos é detectar possíveis trincas antes que se tornem críticas.

O caso envolvendo a formação de uma trinca com orientação axial na superfície interna do tubo foi escolhido para definição do plano de inspeção, pois apresenta o menor tempo de vida residual. Devido a localização do defeito na superfície interna do duto, algumas técnicas ENDS tornam-se limitadas para a aplicação. Neste caso, Jayakumar (2007) recomenda a utilização

do método de ultrassom, visto que, no contexto da probabilidade de detecção de diferentes métodos, é o que apresenta os melhores resultados.

A curva PoD utilizada, Figura 72, foi proposta por Simonen e Woo (1984). Os autores determinaram a eficiência das avaliações ultrassônicas, por meio de uma série de inspeções feitas em dutos do sistema nuclear. É de se notar que, o comportamento da curva foi caracterizado por dois valores que são: a probabilidade de detecção, PoD, e o limite de tamanho da trinca detectável, a_d . Assim, o tamanho de trinca tecnicamente detectável foi definido como $a_d = 1,5 [mm]$, ($\frac{a}{t} = 0,2$), que corresponde a uma $PoD = 0,97$. De acordo com Li (2020), o a_d , prescrito domina a avaliação de segurança de equipamentos, principalmente quando estão envolvidos vasos de pressão.

Figura 72 - Curva PoD (a) do método de ultrassom obtida em inspeções de dutos.



Fonte: Adaptado de (SIMONEN; WOO, 1984).

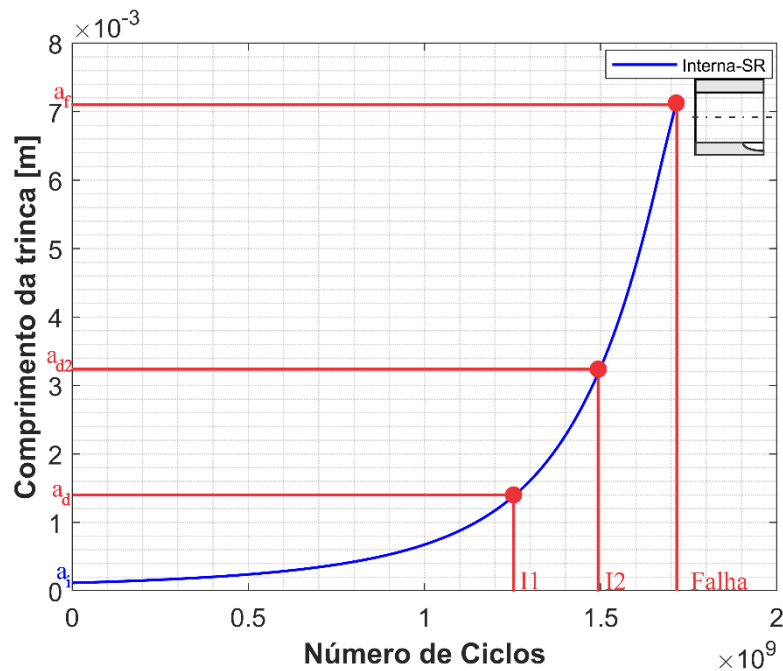
O critério de falha utilizado foi o rompimento de parede, ou seja, quando o tamanho da trinca se torna igual à espessura do duto, $a = t$. Alternativamente, uma razão entre profundidade da trinca e espessura da parede também pode ser utilizado.

A partir da Figura 73, observa-se a vida residual do duto, com o devido plano de inspeção. O intervalo para I1 foi definido a partir da curva POD, Figura 72, e do modelo de propagação NASGRO Estendido. Para $a_d = 1,5 [mm]$, o valor calculado foi de $I1 =$

1,28E9 [ciclos]. Em termos da estimativa de vida para I2, definiu-se esta como os 50% restantes dos ciclos entre I1 e a ocorrência de falha, de modo que, $I2 = 1,5E9$ [ciclos] . Após este número de ciclos, recomenda-se a troca ou reparo do duto, pois com um $NF = 1,71E9$ [ciclos] a trinca atinge o tamanho da espessura do duto, $a = t$.

Deve-se notar que, no contexto da confiabilidade de END, quanto menor o tamanho mínimo tecnicamente detectável, a_d , maior será o tempo útil para realizar as inspeções. Isso ocorre devido ao comportamento assintótico da curva de propagação. Assim, qualquer melhoria da probabilidade de detecção PoD se mostra significativa para um projeto confiável de tolerância a danos.

Figura 73 - Plano de inspeção para o duto contendo uma trinca interna superficial com orientação axial.



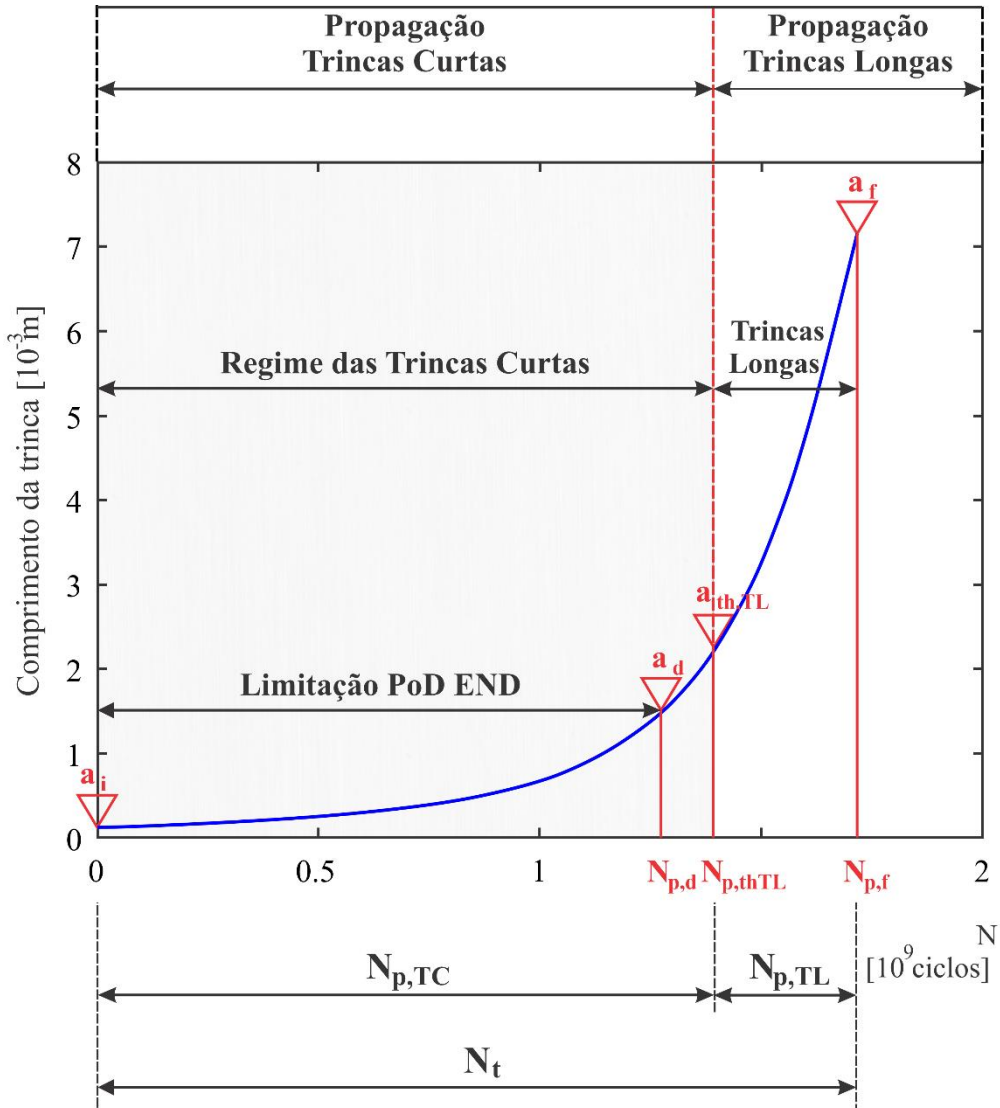
Fonte: Elaborado pelo autor.

No contexto de projetos com tolerância ao dano, com a aplicação da metodologia de avaliação para o duto, foi possível prever os intervalos de inspeção necessários com mais precisão. Isso porque, a abordagem considera uma visão integrada do problema de fadiga em estruturas soldadas. A faixa de aplicação desde o regime de trincas fisicamente curtas, colaboram para tal, além da caracterização da propagação, sob influência combinada do acúmulo de fechamento devido a distribuição de tensão residual.

A Figura 74 demonstra uma representação esquemática da vida de propagação total N_t , do caso em questão. O número de ciclos e tamanho que demarcam a transição do regime de

trincas curtas para longas é representado, respectivamente, por $N_{p,th,TL}$ e $a_{th,TL}$. A fratura ocorre em N_f e a_f . As variáveis N_d e a_d , representam o número de ciclos e tamanho em que se torna possível detectar a trinca, devido a probabilidade de detecção do método END aplicado.

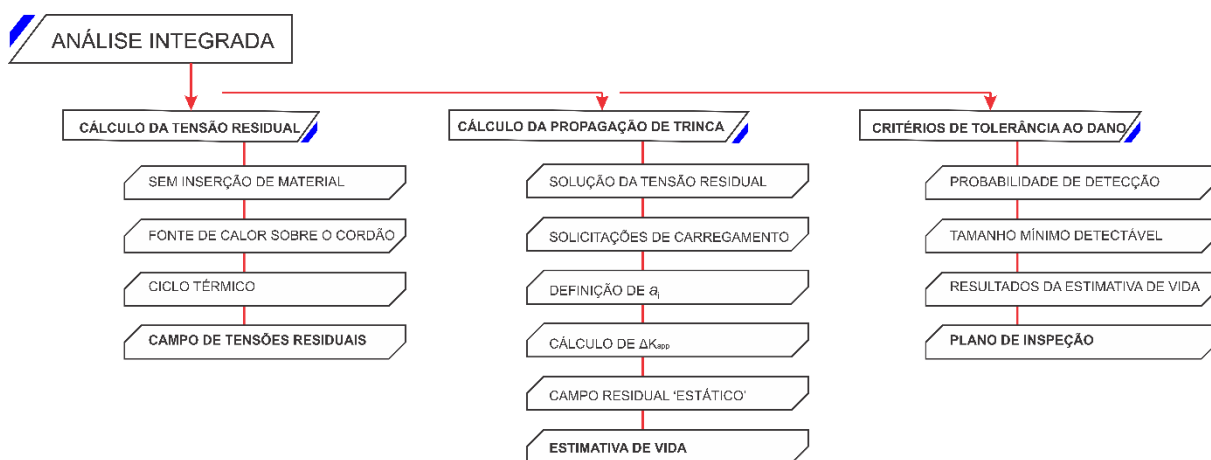
Figura 74 - Representação esquemática dos regimes de propagação abordados na aplicação do duto.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Por fim, a Figura 75 resume as etapas da metodologia integrada do problema estrutural alcançada neste trabalho. Através desta, torna-se possível realizar análises de fadiga e propor o monitoramento em campo dos componentes soldados.

Figura 75 - Representação esquemática da metodologia integrada para o problema estrutural.



Fonte: Elaborado pelo autor.

6 CONCLUSÃO

O presente trabalho apresentou o desenvolvimento de uma metodologia de avaliação sobre a questão do problema de falha por fadiga em estruturas e equipamentos soldados, considerando uma análise integrada. Tendo essa, ênfase ao problema de tensões residuais e trincas curtas, nas suas diferentes consequências para a questão estrutural.

A metodologia tem início com o cálculo das tensões residuais induzidas pelo processo de soldagem. Estas apresentam uma configuração no mínimo bastante inconveniente: magnitude da tensão de tração, na região do cordão de solda, próxima da tensão de escoamento do material. Tal constatação, observou-se sob diferentes aspectos de modelagem por elementos finitos (EF), onde os campos de tensão residual foram calculados para duas geometrias: corpo de prova CT e duto. Em ambos os casos, utilizou-se uma fonte de calor volumétrica móvel, com os devidos parâmetros de soldagem.

Após, com a definição dos critérios demarcando as classes de tamanhos de trincas, Tabela 6, foi possível entender quais são os efeitos predominantes que interferem na propagação. No caso em questão, para o regime de trincas fisicamente curtas, o efeito de fechamento de trinca caracteriza tal comportamento. Por sua vez, a definição do tamanho inicial da trinca a_i , e tamanho mínimo detectável a_d , foram obtidos, respectivamente, por meio de recomendações da literatura e através das limitações advindas da probabilidade de detecção em END. Observou também, que o início da vida em fadiga em uma junta soldada ocorre em locais típicos. Em geral, as trincas originam-se na região do pé da solda, tanto no MS, quanto na ZTA, perto da linha de fusão ou na raiz da solda, devido aos altos gradientes de tensão provenientes do processo de soldagem.

No quesito cálculo de propagação, entre as comparações realizadas, o modelo NASGRO Estendido foi o que melhor representou a vida útil do componente soldado. O modelo, ao utilizar um limiar de propagação dependente do tamanho, permite trabalhar com tamanhos de trincas arbitrários, que abrangem o regime de trincas fisicamente curtas. A equação também considera a influência combinada do acúmulo de fechamento devido a distribuição de tensão residual.

De posse da modelagem em EF para o cálculo das tensões residuais, probabilidade de detecção do END e do modelo analítico NASGRO Estendido, desenvolveu-se uma metodologia integrada do problema de integridade estrutural e de seu monitoramento em campo. Com esta abordagem, é possível prever a vida útil à fadiga ou os intervalos de inspeção necessários com

mais precisão no contexto de projetos tolerantes a danos. Assim, tal fato, possibilita que a análise de segurança, nestes componentes, possa ser melhorada e ajude a otimizar as operações envolvidas.

6.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Os conhecimentos e informações adquiridas ao longo desta tese permitem propor trabalhos de continuidade nesta linha de pesquisa, que serão apresentadas como sugestões de trabalhos futuros.

Uma primeira proposta seria a utilização da técnica de elemento vivo e morto (do inglês, *birth and death*), para o cálculo da distribuição da tensão residual. Esta técnica, possibilita a simulação com disposição do material durante a soldagem e, além disso o processo pode ser realizado com multipasses.

Outro interessante assunto seria considerar o efeito do fechamento de trinca induzida por plasticidade, com tensões residuais, para o caso de carga com amplitude variável. Nesta dissertação, a propagação foi prevista sob carga de amplitude constante e não com espectro variável.

Em tratando-se do regime de trincas curtas, o trabalho realizado limitou-se ao modelo NASGRO Estendido. É aconselhável implementar diferentes tipos de modelos da mecânica da fratura para caracterizar tal regime. Assim, seria possível analisar os prós e contras de cada modelo, de modo a serem entendidos em detalhes.

Por fim, sugere-se estudos para utilização de um critério de falha proveniente do procedimento *Leak Before Break*. Desta forma, o princípio de segurança permitirá o vazamento do fluido contido no duto ou vaso de pressão, de modo que o defeito seja reparado antes que ocorra uma fratura global da estrutura.

REFERÊNCIAS

- A. N. S, P. UK energy in brief 2019. **DECC-Department Energy Clim.Chang**, n. January, 2019.
- ABID, M.; QARNI, M. J. Numerical investigation of residual stresses and distortions due to multi-pass welding in a pipe-flange joint. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part E: Journal of Process Mechanical Engineering**, v. 224, n. 4, p. 253–267, 2010.
- ANDERSON, T. L. **Fracture Mechanics: Fundamental and Applications**. 4. ed. New York: Taylor&Francis Group, 2017.
- ANTAKI, G. A. Piping and Pipeline Engineering Design, Construction, Maintenance, Integrity, and Repair. **Dekker Mechanical Engineering**, p. 563, 2003.
- ASM. ASM Handbook Vol. 17 - Nondestructive Evaluation and Quality Control. **ASM International, Metals Park, OH**, p. 1608, 1992.
- ASME. Guide for Verification and Validation in Computational Solid Mechanics. **American Society of Mechanical Engineers**, n. March, p. 1–53, 2006.
- ASME BOILER & PRESSURE VESSEL CODE. Nondestructive Examination Section v. **An International Code**, p. 262, 2019.
- AWS. **Structural Welding Code — Steel**. 23. ed. 2015.
- BANG, D. J.; INCE, A.; NOBAN, M. Modeling approach for a unified crack growth model in short and long fatigue crack regimes. **International Journal of Fatigue**, v. 128, n. June, p. 105182, 2019.
- BANG, D. J.; INCE, A.; TANG, L. Q. A modification of UniGrow 2-parameter driving force model for short fatigue crack growth. **Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures**, v. 42, n. 1, p. 45–60, 2019.
- BANNANTINE, J. A. **Fundamentals of metal fatigue analysis**. New Jersey: Prentice Hall, 1990. v. 27
- BAO, Y. **Prediction of Ductile Crack Formation in Uncracked Bodies**. [s.l.] Massachusetts Institute of Technology, 2003.
- BARSON, J.; ROLFE, S. **Fracture and Fatigue Control in Structures: Applications of Fracture Mechanics**. 3. ed. [s.l.] Butterworth-Heinemann, 1999.
- BATHIAS, C.; PINEAU, A. **Fatigue of Materials and Structures**. [s.l.] Wiley-Iste, 2013.
- BERKOVITS, A.; KELLY, D. W.; DI, S. Considerations of the effect of residual stresses on fatigue of welded aluminium alloy structures. **Fatigue and Fracture of Engineering**

Materials and Structures, v. 21, n. 2, p. 159–170, 1998.

BERTINI, L.; BEGHINI, M. Effective stress intensity factor and contact stress for a partially closed griffith crack in bending. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 54, 1996.

BESTEN, H. DEN. Fatigue damage criteria classification, modelling developments and trends for welded joints in marine structures. **Ships and Offshore Structures**, v. 13, n. 8, p. 787–808, 2018.

BRANCO, C. M.; FERNANDES, A. A.; CASTRO, P. M. S. T. **Fadiga de Estruturas Soldadas**. Portugal: Ed Fundação Calouste Gulbenkian, 1999.

BRIEN, A. O. **Arc Welding Handbook**. [s.l.] American Welding Society, 2007. v. 2-Part 1

BUSSU, G.; IRVING, P. E. The role of residual stress and heat affected zone properties on fatigue crack propagation in friction stir welded 2024-T351 aluminium joints. **International Journal of Fatigue**, v. 25, n. 1, p. 77–88, 2002.

CHAN, K. S.; LANKFORD, J. A crack-tip strain model for the growth of small fatigue cracks. **Scripta Metallurgica**, v. 17, n. 4, p. 529–532, 1983.

CHAPETTI, M. D. Fatigue propagation threshold of short cracks under constant amplitude loading. **International Journal of Fatigue**, v. 25, n. 12, p. 1319–1326, 2003.

CHEN, B. Q.; HASHEMZADEH, M.; GUEDES SOARES, C. Numerical and experimental studies on temperature and distortion patterns in butt-welded plates. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 72, n. 5–8, p. 1121–1131, 2014.

CHOPRA, O. .; SHACK, W. .; MUSCARA, J. Mechanism of fatigue crack initiation in austenitic stainless steels in LWR environments. **American Society of Mechanical Engineers, Pressure Vessels and Piping Division (Publication) PVP**, v. 439, p. 133–142, 2002.

CUI, C. et al. Fatigue life evaluation of welded joints in steel bridge considering residual stress. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 153, p. 509–518, 2019.

DENG, D.; MURAKAWA, H. Numerical simulation of temperature field and residual stress in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurements. **Computational Materials Science**, v. 37, n. 3, p. 269–277, 2006.

DENG, D.; MURAKAWA, H. Prediction of welding distortion and residual stress in a thin plate butt-welded joint. **Computational Materials Science**, v. 43, n. 2, p. 353–365, 2008.

DOWLING, N. E. **Mechanical Behavior of Materials**. 4. ed. New Jersey: Pearson Prentice Hall, 2012.

DUGDALE, D. S. Yielding of Steel Containing Slits. **Journal of Mechanics and Physics of Solids Wiley Interscience**, p. 103, 1963.

EL SHRIEF, E. E. et al. Residual stress effects on fatigue crack propagation in Butt-Welded

joints for 304 stainless steel sheets. **Manufacturing Review**, v. 8, 2021.

ELBER, W. The Significance of Fatigue Crack Closure. **ASTM STP 486**, 1971.

FORMAN, R. .; MCMAHON, J. .; NEWMAN, J. . NASGRO 3.0 - A SOFTWARE FOR ANALYZING AGING AIRCRAFT. **The Second Joint NASA/FAA/DoD Conference on Aging Aircraft**, n. Pt. 2, 1999.

FORMAN, R. G.; KEARNEY, V. E.; ENGLE, R. M. Numerical analysis of crack propagation in cyclic-loaded structures. **Journal of Fluids Engineering, Transactions of the ASME**, v. 89, n. 3, p. 459–463, 1967.

FORTH, S. C.; EVERETT, A.; NEWMAN, J. A. A novel Approach to Rotorcraft Damage Tolerance. **6th Joint FAA/DoD/NASA Aging Aircraft Conference**, n. December, p. 1–18, 2002.

FRICKE, W. Fatigue analysis of welded joints: State of development. **Marine Structures**, v. 16, n. 3, p. 185–200, 2003.

FRONTHALER, H. et al. An online quality assessment framework for automated welding processes. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 68, n. 5–8, p. 1655–1664, 2013.

FUKUMURA, N. et al. **Material property controlling non-propagating fatigue crack length of mechanically and physically short-crack based on Dugdale-model analysis**. v. 90

GEORGIU, G. A. Probability of Detection Curves - Derivations, Applications and Limitations. **HSE Research Report 454**, p. 144, 2006.

GHIDINI, T.; DONNE, C. D. Fatigue crack propagation assessment based on residual stresses obtained through cut-compliance technique. **Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures**, v. 30, n. 3, p. 214–222, 2007.

GLINKA, G. Effect of Residual Stresses on Fatigue Crack Growth in Steel Weldments Under Constant and Variable Amplitude Loads. **ASTM Special Technical Publication**, n. 677, p. 198–214, 1979.

GLINKA, G.; MATTHECK, C.; MORAWIETZ, P. On the “limitations of the Petroski-Achenbach crack opening displacement approximation for the calculation of weight function” — Do they really exist? v. 26, n. 5, p. 701–706, 1987.

GOLDAK, J. A.; AKHLAGHI, M. **Computational welding mechanics**. Springer, 2005.

GOLDAK, J. A.; CHAKRAVARTI, A.; BIBBY, M. A New Finite Element Model for Welding Heat Sources. **Metallurgical Transactions**, p. 1–7, 1984.

GOLESTANEH, A. F.; ALI, A.; ZADEH, M. Modelling the fatigue crack growth in friction stir welded joint of 2024-T351 Al alloy. **Materials and Design**, v. 30, n. 8, p. 2928–2937, 2009.
GÓMEZ, M. J.; CASTEJÓN, C.; GARCÍA-PRADA, J. C. Review of recent advances in the

- application of the wavelet transform to diagnose cracked rotors. **Algorithms**, v. 9, n. 1, 2016.
- GOYAL, R. et al. Fracture mechanics based estimation of fatigue lives of laser welded joints. **Engineering Failure Analysis**, v. 93, n. January, p. 340–355, 2018.
- GRIFFITH, A. A. The phenomena of rupture and flow in solids. **Masínovedenie**, v. A221, n. 1, p. 163, 1920.
- GROVER, J. . Int conference on fatigue of welded construction. Brighton: 1987.
- HADDAD, M. H.; SMITH, K. N.; TOPPER, T. H. Fatigue Crack Propagation of Short Cracks. **American Society of Mechanical Engineers**, v. 101, n. 78- Mat-7, p. 42–46, 1978.
- HOBBACHER, A. **Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components**. 2. ed. [s.l.] Springer Cham, 2016.
- HOBSON, P. D. The Formulation of a Crack Growth Equation for Short Cracks. **Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures**, v. 5, n. 4, p. 323–327, 1982.
- HU, X. et al. A study on microstructure, residual stresses and stress corrosion cracking of repair welding on 304 stainless steel: Part II-Effects of reinforcement height. **Materials**, v. 13, n. 11, 2020.
- HUSSAIN, K. Short fatigue crack behaviour and analytical models: A review. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 58, n. 4, p. 327–354, 1997.
- IRWIN, G. . Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. **Appl.Mech**, v. E24, p. 361–364, 1957.
- JAWAD, M. H. **Stress in ASME Pressure Vessels, Boilers, and Nuclear Components**. 1. ed. New York: John Wiley & Sons, 2017.
- JAYAKUMAR, B. R. M. T. T. **Practical non-destructive testing**, 2007.
- KARLSSON, L.; HONSSON, M. **Welding Application of Neutron Strain Scanning. International Trends in Welding Science and Technology**. 1. ed. Berlin: Ed S.A. David and J.M Vitek, ASM., 1992.
- KAYNAK, C.; ANKARA, A.; BAKER, T. J. Effects of short cracks on fatigue life calculations. **International Journal of Fatigue**, v. 18, n. 1, p. 25–31, 1996.
- KEITH, E. **Pressure vessel and stacks**. 1. ed. Texas: Butterworth-Heinemann, 2011.
- KITAGAWA, H.; TAKAHASHI, S. Applicability of fracture mechanics to very small cracks or the cracks in the early stage. **Proceedings of 2nd International Conference on Mechanical Behaviour of Materials**, 1976.
- KOÇAK, M. et al. **FITNET Fitness-for-Service (FFS) - Procedure** British Standards Institution, 2008.

KOSTEAS, D. Estimating Residual Stresses and Their Effect in Welded Aluminum Components in Fatigue. **Analytical and Experimental Methods for Residual Stress Effects in Fatigue**, p. 122–130, 1988.

KUNG, C. L. et al. Residual stress and deformation analysis in butt welding on 6 mm SUS304 steel with jig constraints using gas metal arc welding. **Applied Sciences (Switzerland)**, v. 7, n. 10, 2017.

KURODA, M.; MARROW, T. J.; SHERRY, A. H. Fracture of Nano and Engineering Materials and Structures. **Fracture of Nano and Engineering Materials and Structures**, n. January, 2006.

LACROIX, V. **Assessment And Improvement Of Flaw Characterization Rules In Fitness-For Service Codes Using Extended Finite Element Method**. [s.l.] Yokohama National University, 2016.

LANKFORD, J.; DAVIDSON, D. L.; CHAN, K. S. The influence of crack tip plasticity in the growth of small fatigue cracks. **Metallurgical Transactions A**, v. 15, n. 8, p. 1579–1588, 1984.

LASSEN, T.; RECHO, N. **Fatigue Life Analyses of Welded Structures**. 1. ed. [s.l.] Wiley-STE, 2010.

LEE, Y. L. **Fatigue Damage Theories**. 1. ed. [s.l.] Elsevier Inc., 2005.

LI, M. et al. Cyclic plasticity of welded P91 material for simple and complex power plant connections. **International Journal of Fatigue**, v. 87, p. 391–404, 2016.

LI, Y. **Fatigue crack initiation (in 304L steel) : influence of the microstructure and variable amplitude loading**. [s.l.] Ecole Centrale Paris, 2012.

LI, Z.; JIANG, X.; HOPMAN, H. Surface crack growth in offshore metallic pipes under cyclic loads: A literature review. **Journal of Marine Science and Engineering**, v. 8, n. 5, 2020.

LILJEDAHL, C. D. M. et al. Evolution of residual stresses with fatigue loading and subsequent crack growth in a welded aluminium alloy middle tension specimen. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 75, n. 13, p. 3881–3894, 2008.

LIU, C. et al. Experimental investigation on residual stress distribution in an engineering-scale pipe girth weld. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 26, n. 1, p. 28–36, 2020.

M. BENACHOUR, N. B. Effect of Mean Stress on Fatigue Crack Growth Behavior of Stainless Steel 304L. **World Academy of Science, Engineering and Technology**, v. 5, n. 59, p. 1578, 2011.

M. ZUBERRUDDIN. Study on the Effects of Band Overload on Fatigue Crack Growth Retardation - thesis. 2009.

MA, J.; KONG, F.; KOVACEVIC, R. Finite-element thermal analysis of laser welding of

galvanized high-strength steel in a zero-gap lap joint configuration and its experimental verification. **Materials and Design**, v. 36, p. 348–358, 2012.

MADHUKAR, S. et al. A Study on Improvement of Fatigue Life of materials by Surface Coatings. **International Journal of Current Engineering and Technology**, v. 8, n. 01, 2018.

MAIERHOFER, J.; PIPPAN, R.; GÄNSER, H. P. Modified NASGRO equation for physically short cracks. **International Journal of Fatigue**, v. 59, p. 200–207, 2014.

MASUBUCHI, K.; AGAPAKIS, J. **Analysis and Control of Residual Stresses, Distortion and Their Consequences in Welded Structures**. 1. ed. [s.l.] Pergamon, 1982. v. 3

MCEVILY, A. J.; MINAKAWA, K. On crack closure and the notch size effect in fatigue. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 28, n. 5–6, p. 519–527, 1987.

MILLER, K. J. the Two Thresholds of Fatigue Behaviour. **Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures**, v. 16, n. 9, p. 931–939, 1993.

MUELLER, I. et al. A constitutive relationship between fatigue limit and microstructure in nanostructured bainitic steels. **Materials**, v. 9, n. 10, p. 1–19, 2016.

NAVARRO, A.; RIOS, E. R. D. L. a Model for Short Fatigue Crack Propagation With an Interpretation of the Short-Long Crack Transition. **Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures**, v. 10, n. 2, p. 169–186, 1987.

NEWMAN, J. C. A crack opening stress equation for fatigue crack growth. **International Journal of Fracture**, v. 24, n. 4, p. 131–135, 1984.

NEWMAN, J. C. The merging of fatigue and fracture mechanics concepts: A historical perspective. **ASTM Special Technical Publication**, v. 1321, p. 3–51, 1997.

NIE, L. et al. Effect of shot peening on redistribution of residual stress field in friction stir welding of 2219 aluminum alloy. **Materials**, v. 13, n. 14, p. 1–13, 2020.

OBEID, O. et al. Numerical simulation of thermal and residual stress fields induced by lined pipe welding. **Thermal Science and Engineering Progress**, v. 5, n. August 2017, p. 1–14, 2018.

OGAWA, K. et al. Investigations on welding residual stresses in penetration nozzles by means of 3D thermal elastic plastic FEM and experiment. **Computational Materials Science**, v. 45, n. 4, p. 1031–1042, 2009.

PACKMAN, P. F. et al. Reliability of defect detection in welded structures. **2nd National Congress on PV&P ASME**, 1975.

PARIS, P. C. Fracture mechanics in the elastic-plastic regime. **ASTM STP 631**, 1977.

PARIS, P.; ERDOGAN, F. A critical analysis of crack propagation laws. **Journal of Basic Engineering, Transactions of the ASME**, v. 85, n. 4, p. 528–533, 1963.

PARKER, A. P. The mechanics of fracture and fatigue - an introduction. v. 10, p. 165–174, 1981.

PEARSON, S. Initiation of fatigue cracks in commercial aluminium alloys and the subsequent propagation of very short cracks. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 7, n. 2, 1975.

PIPPAN, R.; HOHENWARTER, A. Fatigue crack closure: a review of the physical phenomena. **Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures**, v. 40, n. 4, p. 471–495, 2017.

POIRIER, D. .; GEIGER, G. . **Transport Phenomena in Materials Processing**. Switzerland: Springer Internacioanal, 2016. v. 148

POUGET, G.; REYNOLDS, A. P. Residual stress and microstructure effects on fatigue crack growth in AA2050 friction stir welds. **International Journal of Fatigue**, v. 30, n. 3, p. 463–472, 2008.

RADAJ, D. **Heat Effects of Welding**. 1. ed. [s.l.] Springer Berlin, Heidelberg, 1992.

RADAJ, D.; VORMWALD, M. **Advanced methods of fatigue assessment**. [s.l.] Springer, 2013. v. 9783642307

RICE, J. R. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. **Journal of Applied Mechanics, Transactions ASME**, v. 35, n. 2, p. 379–388, 1968.

RIOS, E. R. D. LOS; TANG, Z.; MILLER, K. J. Short Crack Fatigue Behaviour in a Medium Carbon Steel. **Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures**, v. 7, n. 2, p. 97–108, 1984.

ROMANOSKI, G. R.; PELLOUX, R. M. Fatigue behavior of small cracks in an aircraft turbine disk alloy. **American Society of Mechanical Engineers, Materials Division (Publication) MD**, v. 18, p. 7–23, 1990.

ROSA, E. DA. **Análise de resistência mecânica**. [s.l.] Universidade Federal de Santa Catarina, 2002.

SANTUS, C.; TAYLOR, D. Physically short crack propagation in metals during high cycle fatigue. **International Journal of Fatigue**, v. 31, n. 8–9, p. 1356–1365, 2009.

SATTARI-FAR, I.; JAVADI, Y. Influence of welding sequence on welding distortions in pipes. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 85, n. 4, p. 265–274, 2008.

SAVAIDIS, G.; VORMWALD, M. Hot-spot stress evaluation of fatigue in welded structural connections supported by finite element analysis. **International Journal of Fatigue**, v. 22, n. 2, p. 85–91, 2000.

SCHIJVE, J. **Fatigue of Structures and Materials**. Dordrecht: Kluwer, 2008.

SCHMIDT, R. .; PARIS, P. C. Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing. **ASTM Special Technical Publication**, v. STP536, 1972.

SCHORK, B. et al. The effect of the local and global weld geometry as well as material defects on crack initiation and fatigue strength. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 198, p. 103–122, 2018.

SCHORK, B. et al. Effect of the parameters of weld toe geometry on the FAT class as obtained by means of fracture mechanics-based simulations. **Welding in the World**, v. 64, n. 6, p. 925–936, 2020.

SCHÜTZ, W. A history of fatigue. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 54, n. 2, p. 263–300, 1996.

SERVETTI, G. et al. Predicting fatigue crack growth rate in welded aluminium alloys: Effective stress ratio and crack closure corrections. **12th International Conference on Fracture 2009, ICF-12**, v. 4, n. January, p. 2971–2980, 2009.

SIGNES, F. S. et al. Factors affecting the fatigue strength of welded high strength steels. **Weld J**, v. 14, 1967.

SIMONEN, F. A.; WOO, H. H. Analyses of the impact of inservice inspection using a piping reliability model. 1984.

SINGH, R. Weld Defects and Inspection. **Applied Welding Engineering**, p. 277–295, 2016.

STEPHENS, R. I.; FUCHS, H. O.; FATEMI, A. **Metal fatigue in engineering**. New York: Wiley, 2001.

STOLARZ, J. Multicracking in low cycle fatigue - A surface phenomenon? **Materials Science and Engineering A**, v. 234–236, p. 861–864, 1997.

STONE, H. J. et al. **Transformation Temperatures and Welding Residual Stresses in Ferritic Steels**. Proceedings of PVP2007 2007 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference. Texas: 2007.

SUNDARARAJAN, C. **Probabilistic Structural Mechanics Handbook**. 1. ed. Texas: Chapman & Hall, 1995.

SURESH, S. **Fatigue of Materials**. 2. ed. New York: Cambridge University Press, 1998.

TANAKA, K.; OKAJIMA, H.; KOIBUCHI, K. Fatigue strength CAE system for three-dimensional welded structures. **Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures**, v. 25, n. 3, p. 275–282, 2002.

TANNER, D. W. J. **Life assessment of welded INCONEL 718 at high temperature**. [s.l.] University of Nottingham, 2009.

TAVARES, S. M. O.; CASTRO, P. M. S. T. **Damage Tolerance of Metallic Aircraft**

Structures Materials and Numerical Modelling. 1. ed. Porto: Springer Internacioanal, 2019.

VAN DEN BERG, N.; XIN, H.; VELJKOVIC, M. Effects of residual stresses on fatigue crack propagation of an orthotropic steel bridge deck. **Materials and Design**, v. 198, 2021.

WATKINSON, F.; BODGER, P. H.; HARRISON, J. D. **The fatigue strength of welded joints in high strength steels and methods for its improvement**. In **Proc. Conf. Fatigue of Welded Structures**. Proceeding of Conference on Fatigue of welded structures, Welding Institute, UK.1971.

WELLS, A. A. **Unstable Crack Propagation in Metals--Cleavage and Fast Fracture: Cranfield Crack Propagation Symposium**. v. 1

ZERBST, U. et al. **Fatigue and Fracture of Weldments**. 1. ed. [s.l.] Springer Cham, 2019.

ZERBST, U. Application of fracture mechanics to welds with crack origin at the weld toe—a review. Part 2: welding residual stresses. Residual and total life assessment. **Welding in the World**, v. 64, n. 1, p. 151–169, 2020.

ZERBST, U.; MADIA, M.; VORMWALD, M. Fatigue strength and fracture mechanics. **Procedia Structural Integrity**, v. 5, p. 745–752, 2017.

ZERBST, U.; MÄDLER, K.; HINTZE, H. Fracture mechanics in railway applications - An overview. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 72, n. 2, p. 163–194, 2005.

ZHANG, X. P. et al. Prediction of short fatigue crack propagation behaviour by characterization of both plasticity and roughness induced crack closures. **International Journal of Fatigue**, v. 24, n. 5, p. 529–536, 2002.

ZHANG, Y. H.; DORÉ, M. Fatigue crack growth assessment using BS 7910:2013 - Background and recommended developments. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 168, n. January 2019, p. 79–86, 2018.

ZHAO, W.; STACEY, A. **Review Of Defect Distributions For Probabilistic Structural Integrity Assessment**. 21st International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. 2002.

APÊNDICE A - Validação da metodologia do cálculo das tensões residuais

Em vista de uma confiança e credibilidade maior nos resultados térmicos e mecânicos que obtidos pelas técnicas de EF, aplicadas neste trabalho, realizou-se um estudo de validação e verificação. As etapas para tal, seguidas conforme os conceitos do método V&V (do inglês, *Verification and Validation*), (ASME, 2006). Assim, para efeito comparativo e de validação da abordagem EF utilizada, foram executadas simulações referentes aos experimentos e modelagem numérica proposta por Chen *et al.*, (2014).

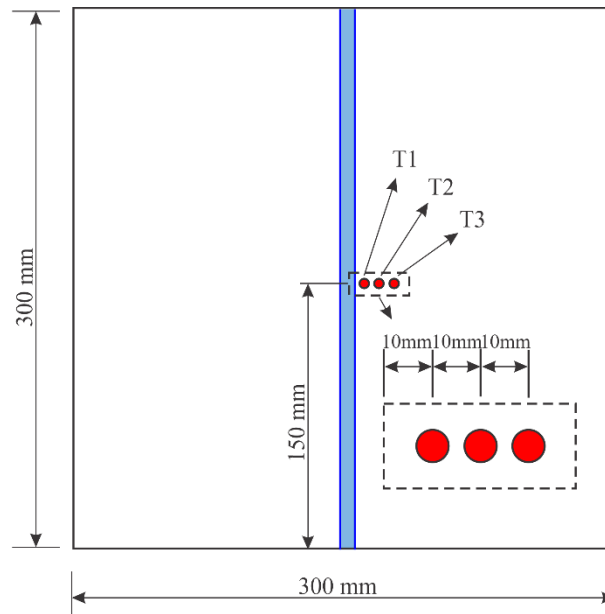
Em seu trabalho, Chen *et al.*, (2014) desenvolveram modelos 3D e técnicas para a previsão do campo de temperatura induzido por um processo de soldagem de topo. No que se refere a parte numérica, os autores empregaram, para resolução do problema termomecânico, o método de elementos finitos, considerando as propriedades do material dependentes da temperatura e a entrada de calor em movimento.

Para verificação dos resultados do método de elementos finitos com os dados experimentais, Chen *et al.*, (2014) criaram uma configuração experimental. Os autores confeccionaram corpos de prova de aço St37, de modo que, o formato de um dos corpos de prova foi uma junta de topo com dimensões de $300 \times 300 \times 4$ [mm]. O processo de soldagem utilizado foi a arco com gás tungstênio (*GTAW*).

Com o intuito de investigar a distribuição da temperatura na junta, Chen *et al.*, (2014) selecionaram três pontos para as medições, Figura 76. Os termopares foram fixos na superfície superior das placas, a fim de medir os históricos de temperatura, com 10, 20 e 30 [mm], de distância da linha central de solda, respectivamente.

Neste contexto, procedeu-se com a modelagem de uma chapa com dimensões de $300 \times 300 \times 4$ [mm]. O material empregue foi o St37, cujas as propriedades térmicas e mecânicas variam com a temperatura são apresentadas na Tabela 10. Adotou-se valor de 270 [J/g] para o calor latente, durante a solidificação da poça de fusão, bem como se utilizaram as temperaturas de transformação de estado líquido (TTL), e sólido (TTS), assumidas como sendo 1560 [°C] e 1440 [°C], respectivamente. Parâmetros estes utilizados, idênticos aos mencionados por Chen *et al.*, (2014).

Figura 76 - Representação esquemática dos locais de medição de temperatura dos termopares.



Fonte: Adaptado de (CHEN; HASHEMZADEH; GUEDES SOARES, 2014).

Tabela 10 - Propriedades térmicas e mecânicas do St37.

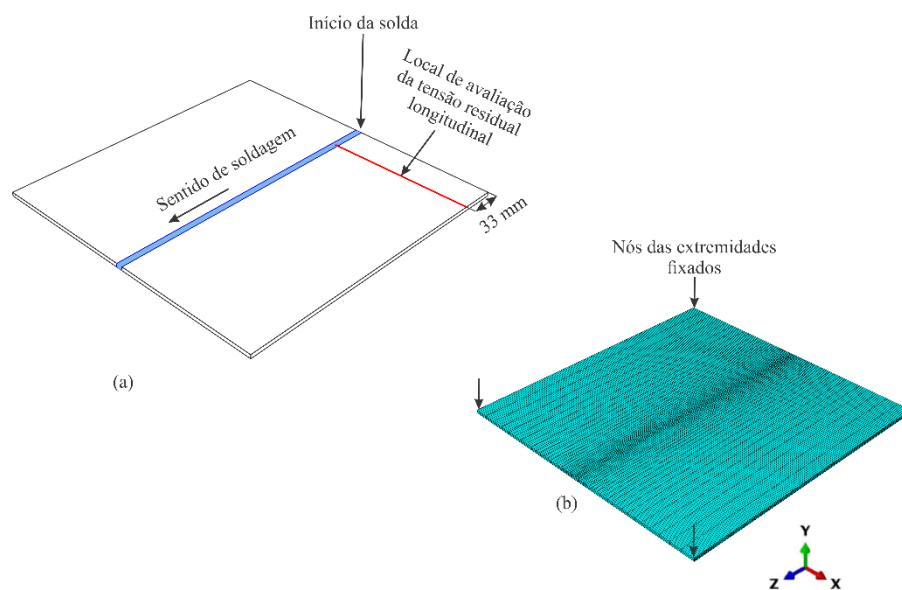
Temperatura	Calor específico	Condutividade	Densidade	Tensão de escoamento	Expansão térmica	Módulo Young	Poisson
[°C]	[J/g °C]	[J/mm °Cs]	[g/mm ³]	[MPa]	[°C ⁻¹]	[GPa]	
0	0,444	0,0459	0,79	300	0,000012	205	0,33
100	0,472	0,0448	0,788	288	0,0000122	203	0,34
200	0,503	0,0434	0,783	270	0,0000124	200	0,35
300	0,537	0,0414	0,779	238	0,0000126	188	0,36
400	0,579	0,0389	0,775	200	0,0000128	175	0,37
600	0,692	0,0336	0,766	120	0,0000132	148	0,39
800	0,837	0,0287	0,756	15	0,0000136	100	0,41
1200	0,860	0,0286	0,737	10	0,0000144	17,5	0,45
1300	0,863	0,0295	0,732	4	0,0000146	15	0,46
1500	-	-	0,732	3	0,0000145	10	0,48

Fonte: Adaptado de (CHEN; HASHEMZADEH; GUEDES SOARES, 2014).

Para a discretização da geometria, Figura 77 (b), utilizou-se uma malha com 24300 elementos C3D8T, do tipo hexaédrico linear que permite o acoplamento térmico e mecânico. A exemplo de Chen *et al.*, (2014), aplicou-se um refino na região do cordão de solda, linha central, com uma redução tamanho do elemento na escala 1: 11.

As condições de contorno térmicas utilizadas foram convecção e radiação, aplicadas em todas as faces expostas da placa. Sob referência de Chen *et al.*, (2014), empregou-se valores para o coeficiente de convecção e a emissividade de $h_c = 30 [Wm^{-2}K^{-1}]$ e $\varepsilon_r = 0,9$ respectivamente. A constante de *Stefan-Boltzmann* é definida com valor de $\beta = 5,67 \cdot 10^{-8} [Wm^{-2}K^{-4}]$ e a temperatura ambiente $T_\infty = 20 [^\circ C]$. Para o cálculo mecânico, idealizou-se a fixação dos nós das extremidades da placa, conforme Figura 77 (b).

Figura 77 - (a) Modelo tridimensional da geometria; (b) Discretização da geometria.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Em relação à fonte de calor, aplicou-se a dupla elipsoide proposta por Goldak (1984), cujos parâmetros são apresentados na Tabela 11. Esses parâmetros são referentes às condições do processo de soldagem *GTAW*, utilizados no estudo de Chen *et al.*, (2014).

Tabela 11 - Parâmetros de simulação da fonte de calor do processo de soldagem *GTAW*.

a	b	c_f	c_r	U	I	η	v
[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[V]	[A]		[mm/s]
5	5	5	15	25	125	0,75	8,33

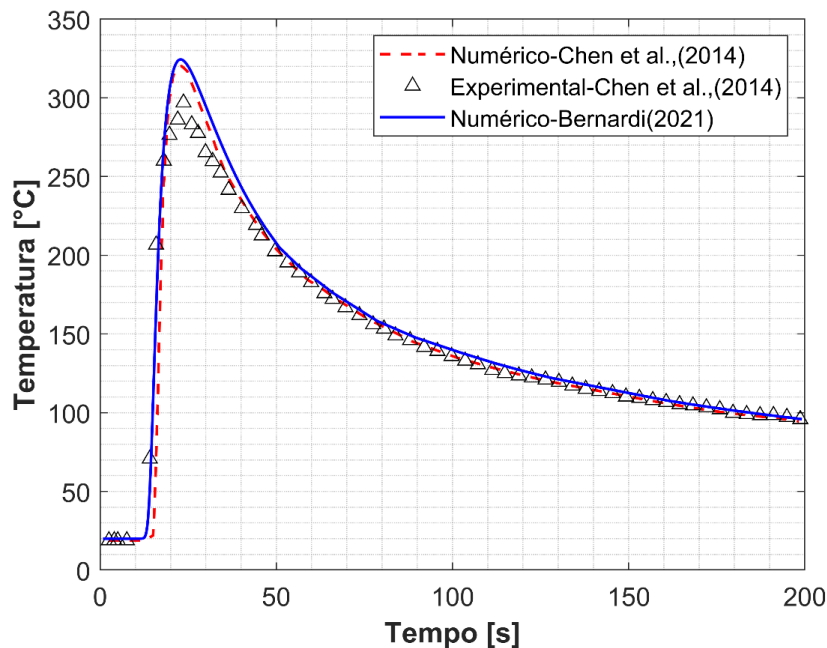
Fonte: Adaptado de (CHEN; HASHEMZADEH; GUEDES SOARES, 2014).

A Figura 78 demonstra a comparação do ciclo térmico do ponto, entre os resultados numéricos e experimentais de Chen *et al.*, (2014), com a metodologia de cálculo utilizada neste

trabalho. O ponto avaliado localiza-se a uma distância de 10 [mm], do cordão de solda, ou seja, refere-se à posição do termopar T1, conforme mostrado na Figura 76.

Este trabalho, por meio dos seus resultados, demonstra que o comportamento do ciclo térmico no ponto foi caracterizado de forma similar aos estudos de Chen *et al.*, (2014). A diferença da temperatura máxima atingida no ponto, quando comparado com o trabalho numérico e experimental de Chen *et al.*, (2014), foi de 1,26% e 9,12%, respectivamente.

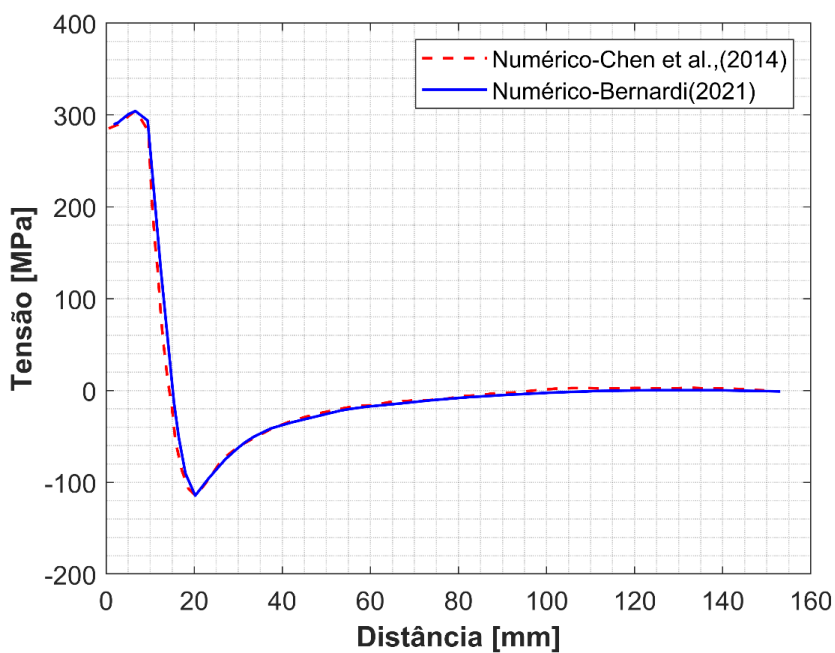
Figura 78 - Comparativo do ciclo térmico no ponto T1.



Fonte: Elaborado pelo autor.

O cálculo mecânico também foi comparado entre as abordagens numéricas. Neste contexto, realizou-se a avaliação por meio da distribuição do campo de tensões residuais longitudinais. O caminho escolhido para verificação teve início no centro placa e o fim em sua borda, a uma distância de 33 [mm] da seção, local esse demonstrado na Figura 77 (a). A Figura 79 retrata o comportamento das tensões residuais longitudinais da orientação em questão. Cabe ressaltar que esta orientação foi a mesma que Chen *et al.*, (2014), utilizaram em suas avaliações.

Figura 79 - Comparativo tensão residual longitudinal.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Os resultados mecânicos, da mesma forma que os térmicos, demonstraram que ambas as metodologias caracterizam de forma similar o campo de tensões residuais. Diante disso, por meio da validação, os resultados térmicos e mecânicos que são obtidos por este trabalho, recebem uma confiança e credibilidade maior para aplicação em casos específicos de soldagem.