



**CÁLCULO DO FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO 2D POR  
FUNÇÃO DE PESO E SUA APLICAÇÃO NA FADIGA DE ELEMENTOS  
SOLDADOS**

**PAULO ROBERTO DE OLIVEIRA JÚNIOR**

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM ESTRUTURAS E CONSTRUÇÃO CIVIL**

**FACULDADE DE TECNOLOGIA**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA  
FACULDADE DE TECNOLOGIA  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL**

**CÁLCULO DO FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO 2D POR FUNÇÃO DE  
PESO E SUA APLICAÇÃO NA FADIGA DE ELEMENTOS SOLDADOS**

**PAULO ROBERTO DE OLIVEIRA JÚNIOR**

**ORIENTADOR: ANTONIO CARLOS DE OLIVEIRA MIRANDA**

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM ESTRUTURAS E CONSTRUÇÃO CIVIL**

**BRASÍLIA/DF - DEZEMBRO/2023**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA  
FACULDADE DE TECNOLOGIA  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL**

**CÁLCULO DO FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO 2D POR FUNÇÃO DE PESO  
E SUA APLICAÇÃO NA FADIGA DE ELEMENTOS SOLDADOS**

**PAULO ROBERTO DE OLIVEIRA JÚNIOR**

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE  
ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL DA FACULDADE DE TECNOLOGIA DA  
UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS  
PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM ESTRUTURAS E CONSTRUÇÃO  
CIVIL.**

**APROVADO POR:**

---

**Prof. Antonio Carlos de Oliveira Miranda, DSc. (ENC-UnB)**

**(Orientador)**

---

**Prof. Guilherme Santana Alencar, DSc. (ENC-UnB)**

**(Examinador Interno)**

---

**Prof. Marco Antonio Meggiolaro, DSc. (DEM- PUC RIO)**

**(Examinador Externo)**

**BRASÍLIA/DF - DEZEMBRO/2023**

## FICHA CATALOGRÁFICA

OLIVEIRA JÚNIOR, PAULO ROBERTO DE

Cálculo do Fator de Intensidade de Tensão 2D por função de peso e sua aplicação na fadiga de elementos soldados [Distrito Federal] 2023.

136p., 210 x 297 mm (ENC/FT/UnB, Mestre em Estruturas e Construção Civil, 2023).

Dissertação de Mestrado – Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia. Departamento de Engenharia Civil e Ambiental.

1. Fator de Gradiente de Tensão  
3. Tratamento de Impacto Mecânico  
5. Funções de Peso.

2. Estruturas Soldadas  
4. Mecânica de Fratura

I. ENC/FT/UnB

II. Título (Mestre)

## REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

OLIVEIRA JÚNIOR, P. R. (2023). Cálculo do Fator de Intensidade de Tensão 2D por função de peso e sua aplicação na fadiga de elementos soldados. Dissertação de Mestrado em Estruturas e Construção Civil, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 136 p.

## CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Paulo Roberto de Oliveira Júnior

TÍTULO: Cálculo do Fator de Intensidade de Tensão 2D por função de peso e sua aplicação na fadiga de elementos soldados

GRAU: Mestre

ANO: 2023

É concedida à Universidade de Brasília a permissão para reproduzir cópias desta monografia de Projeto Final e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. Os autores reservam outros direitos de publicação e nenhuma parte desta monografia de Projeto Final pode ser reproduzida sem a autorização por escrito do autor.

---

Paulo Roberto de Oliveira Júnior

Residencial Monte Negro, 405, Bl. 1, apto. 201

CEP: 77006-352 Alameda 1 , Norte , Q.304 - Palmas – Brasil

e-mail: [pauloroberto12358@gmail.com](mailto:pauloroberto12358@gmail.com)

Dedico esse trabalho à minha família, em especial aos meus pais, meus maiores incentivadores, pela educação que me deram, pela disciplina que me ensinaram, pela dedicação nos cuidados e por serem os pilares da minha formação.

## AGRADECIMENTOS

Agradeço, antes de tudo, a Deus por sempre iluminar meu caminho ao longo de toda jornada acadêmica.

Aos meus pais, Paulo e Djane, por toda educação, esforço e dedicação. Os maiores incentivadores na minha vida e sempre mostrarem que o melhor caminho a seguir é aquele que te propõe em ter laços estreitos com a Educação.

À minha esposa, Gêssica, por compreender os diversos momentos em que estive ausente por estar dedicando meu tempo aos estudos.

A minha filha Maria Tereza, a minha irmã Tereza e demais familiares pelo apoio ao longo dos anos.

Ao meu orientador, professor Antonio Carlos de Oliveira Miranda, por aceitar me orientar, pela paciência e incentivo, por todas as revisões de trabalhos e por me guiar e sempre exigir excelência ao longo dessa pesquisa.

À banca, composta neste trabalho, por terem aceitado avaliar esta pesquisa e pelas considerações realizadas.

Aos professores do PECC que me capacitaram ao longo dessa jornada. E a todos os amigos do PECC pelas horas compartilhadas e trocas de experiências realizadas.

Por fim, agradeço a todos os amigos e familiares que, direta ou indiretamente, participaram e me incentivaram durante toda essa caminhada.

A todos vocês o meu muito Obrigado!

*“O conhecimento é o tesouro, mas a prática é a  
chave para alcançá-lo”*

**(Thomas Fuller)**

## RESUMO

### **Cálculo do Fator de Intensidade de Tensão 2D por função de peso e sua aplicação na fadiga de elementos soldados**

**Autor: Paulo Roberto de Oliveira Júnior**

**Orientador: Antonio Carlos de Oliveira Miranda**

**Programa de Pós-graduação em Estruturas e Construção Civil**

**Brasília, Novembro de 2023**

O objetivo deste estudo é desenvolver o Fator de Intensidade de Tensão (FIT) baseado no Fator de Gradiente de Tensão ( $K_{gr}$ ) para estimar a vida útil por meio da Mecânica de Fratura Baseada em Deformações (MFBD) em corpos de prova soldados e tratados com Impacto Mecânico de Alta Frequência (HFMI). Com uso de Funções de Peso (FP), Fatores de Intensidade de Tensão são calculados em geometrias da seção transversal das soldas com algoritmo de contorno invertido usando a função de peso de carga pontual 2D. O modelo descrito neste trabalho pode estimar a fadiga de peças soldadas e juntas cruciformes tratadas com HFMI sob condições de carregamento variável, considerando uma fissura semi-elíptica inicial crescendo em duas direções utilizando as equações  $K_{gr}$ . A modelagem do  $K_{gr}$  foi realizada em função dos intervalos de análise, resultando na definição de equações para determinar os valores de  $K_{gra}$  e  $K_{grc}$ . A análise numérica, apresentada aqui para estimar a vida útil da fadiga de soldagem, é comparada com dados experimentais para o aço 350W, conduzidos na Universidade de Waterloo, Canadá. Posteriormente, é realizada uma análise estatística dos dados produzidos pelo método de Monte Carlo, com dados encontrados e simulados para validar o modelo por meio de curvas S/N. As curvas experimentais demonstram que as amostras tratadas apresentam vidas de fadiga mais longas em comparação com as amostras não tratadas, sendo que as análises realizadas conseguem reproduzir esse compartimento de fadiga. Os resultados da modelagem comparados com os dados apresentados por Ghahremani (2015) e Ranjan (2019), mostram uma validação do modelo utilizado de  $K_{gr}$ .

**Palavras-chave:** Fator de Gradiente de Tensão; Estruturas Soldadas; Tratamento de Impacto Mecânico; Mecânica de Fratura; Funções de Peso.

## ABSTRACT

### Calculation of 2D Stress Intensity Factor by weight function and its application in fatigue of elements

**Author: Paulo Roberto de Oliveira Júnior**

**Supervisor: Antonio Carlos de Oliveira Miranda**

**Postgraduate Program in Structures and Civil Construction**

**Brasília, November of 2023**

The objective of this study is to develop the Stress Intensity Factor (SIF) based on the Stress Gradient Factor ( $K_{gr}$ ) to estimate the remaining life through Strain-Based Fracture Mechanics (SBFM) in welded specimens treated with High-Frequency Mechanical Impact (HFMI). Using Weight Functions (WF), Stress Intensity Factors are calculated for cross-sectional weld geometries with a reversed contour algorithm employing the 2D point load weight function. The model described in this work can estimate the fatigue of welded components and cruciform joints treated with HFMI under variable loading conditions, considering an initial semi-elliptical crack growing in two directions using the  $K_{gr}$  equations.  $K_{gr}$  modeling was performed as a function of analysis intervals, resulting in the definition of equations to determine  $K_{gra}$  and  $K_{grc}$  values. The numerical analysis presented here to estimate the fatigue life of welding is compared with experimental data for 350W steel conducted at the University of Waterloo, Canada. Subsequently, a statistical analysis of data produced by the Monte Carlo method, with both found and simulated data, is performed to validate the model through S/N curves. Experimental curves demonstrate that treated specimens exhibit longer fatigue lives compared to untreated ones, with the analyses conducted able to replicate this fatigue behavior. The modeling results, compared to the data presented by Ghahremani (2015) and Ranjan (2019), validate the  $K_{gr}$  model used.

**Keywords:** Stress Gradient Factor; Welded Structures; High-Frequency Mechanical Impact Treatment; Fracture Mechanics; Weight Functions.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1: Colapso da Ponte Silver Bridge .....	19
Figura 2.1: Tipos de Juntas.....	30
Figura 2.2: Regiões de uma junta soldada.....	31
Figura 2.3: Solda por fricção e agitação .....	33
Figura 2.4: Relação entre grau de restrição da junta, tensão residual e distorção induzida na soldagem .....	34
Figura 2.5: Trincas por fadiga em elementos soldados. ....	35
Figura 2.6: Distribuição de temperatura em elementos soldados.....	36
Figura 2.7: (a) Ferramenta HFMI; (b) Penetrador HFMI; (c) Perfil da ponta da solda quando soldado; (d) Perfil do pé da solda após tratamento HFMI.....	39
Figura 2.8: Modos de carregamento da trinca .....	42
Figura 2.9: Sistema de coordenadas polares ( $r, \theta$ ) com origem na ponta da trinca .....	43
Figura 2.10: Concepção da construção do FIT e do gradiente de tensão. ....	44
Figura 2.11: Fator de superfície livre $\eta$ , de geometria $f(a/w)$ e do gradiente de tensão $K_{gr}(a/w)$ .....	45
Figura 2.12: Placa de Kirsh .....	46
Figura 2.13: Placa infinita tracionada com um furo elíptico .....	47
Figura 2.14: Forma sigmoide da curva da $dN \times \Delta K$ típica em escala log-log .....	51
Figura 2.15: Curva $\Delta\sigma\Delta\epsilon$ do laço de histerese de um aço 1020.....	53
Figura 2.16: Distribuição de tensão residual .....	54
Figura 2.17: Curvas S/N de resistência à fadiga para aço padrão à tensão normal .....	58
Figura 2.18: Curvas S/N de resistência à fadiga para aço na aplicação de ciclos elevados ....	59
Figura 2.19: Distribuições esquemática de tensão para tiras finitas carregadas por um força axial e por um momento .....	61
Figura 2.20: Configuração de geometria usada para trinca de borda única .....	64
Figura 3.1: A dispersão dos testes típicos de fadiga de juntas soldadas.....	66
Figura 3.2: Ideia geral da análise probabilística usando Monte Carlo. ....	68
Figura 3.3: Fluxograma da metodologia .....	69
Figura 3.4: Notação para a função de peso geral para uma trinca planar arbitrária em um corpo finito .....	72
Figura 3.5: Definição dos limites para a seção transversal com uma trinca superficial.....	73
Figura 3.6: Algoritmo para calcular o contorno invertido.....	73
Figura 3.7: Aproximação da área da fissura com métodos retangulares e triangulares e comprimento do contorno invertido da trinca .....	74
Figura 3.8: Definição de fronteiras para uma seção transversal com uma trinca superficial .....	75
Figura 3.9: Algoritmo para Calcular $K_I$ na Frente de Trinca Usando a Função de Peso de Carga de Ponto 2D.....	76
Figura 3.10: Esboço do modelo com fissura 2D .....	78

Figura 3.11: Forma de execução do código genSIF.exe em linha de comando .....	79
Figura 3.12: Exemplo de entrada de dados para o código genSIF.exe.....	79
Figura 4.1: Geometrias dos espécimes de teste de fadiga (todas as dimensões em mm).....	81
Figura 4.2: Superfícies de fratura para espécimes de aço 350W após soldagem sob carregamento variável .....	82
Figura 4.3: Superfícies de fratura para espécimes de aço 350W tratados com HFMI sob carregamento de amplitude constante .....	82
Figura 4.4: Distribuição de tensões residuais para juntas soldadas cruciformes tratamento HFMI .....	84
Figura 4.5: Nomenclatura das geometrias com solda em cruz.....	85
Figura 4.6: Características geométricas da amostra .....	86
Figura 4.7: Parâmetros de geometria da convergência de solda .....	87
Figura 4.8: Soldagem cruzada para amostras soldadas (esquerda) e do tratamento HFMI (direita). .....	88
Figura 4.9: Distribuição das tensões pelo Calculix .....	90
Figura 4.10: Distribuição da malha pelo Quebra 2D.....	91
Figura 4.11: Valor do $K_{gra}$ em função de $(a/t)$ .....	92
Figura 4.12: Ajuste dos valores de $K_{gra}$ .....	93
Figura 4.13: Distribuição do $K_{gra}$ para amostras soldadas (received) e após tratamento (treated).....	94
Figura 4.14: Distribuição do $K_{grc}$ para as amostras soldadas e tratadas .....	95
Figura 4.15: Curvas ajustadas de $K_{gra}$ para as condições soldadas e tratadas .....	95
Figura 4.16: Curvas ajustadas de $K_{grc}$ para as condições soldadas e tratadas .....	96
Figura 4.17: Distribuição do $K_{gra}$ para amostras soldadas.....	97
Figura 4.18: Distribuição do $K_{gra}$ para amostras após o tratamento HFMI.....	99
Figura 4.19: Medidas de taxa de crescimento de trinca e curva ajustada para o aço 350W ....	101
Figura 4.20: Distribuição da tensão residual para amostras tratadas de aço 350W.....	102
Figura 4.21: Curvas ajustadas de tensão residual das amostras soldadas.....	103
Figura 4.22: Curvas ajustadas de tensão residual das amostras com tratamento .....	104
Figura 4.23: Simulação MC para amostras soldadas (received) .....	106
Figura 4.24: Curvas de probabilidade de sobrevivência de 50% e 95% das amostras soldadas.....	107
Figura 4.25: Simulação MC para amostras tratadas (treated) .....	107
Figura 4.26: Curvas de probabilidade de sobrevivência de 50% e 95% das amostras tratadas .....	108
Figura 4.27: Dados experimentais para as amostras soldadas.....	108
Figura 4.28: Dados experimentais para as amostras após tratados HFMI .....	109
Figura 4.29: Comparação de curvas simuladas e dados experimentais soldados.....	109
Figura 4.30: Comparação de curvas simuladas e dados experimentais tratados.....	110
Figura 4.31: Comparação da curva simulada , Eurocode 3 e curvas de projeto das amostras soldadas .....	111
Figura 4.32: Comparação da curva simulada , Eurocode 3 e curvas de projeto das amostras com tratamento HFMI .....	111

## LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1: Parâmetros de entrada do modelo MFBD relacionados à geometria do componente e as tensões residuais .....	83
Tabela 4.2: Parâmetros de entrada do modelo MFBD relacionados às propriedades do material .....	84
Tabela 4.3: Medições dos entalhes para espécimes tratados .....	87
Tabela 4.4 : Dados de entrada para as peças tratadas e soldadas .....	88
Tabela 4.5: Simulação $K_{gr}$ e propagação de trincas 2D para amostras soldadas .....	91
Tabela 4.6: Simulação $K_{gr}$ e propagação de trincas 2D para amostras soldadas .....	92
Tabela 4.7: Simulação $K_{gr}$ e propagação de trincas 2D com tratamento HFMI .....	93
Tabela 4.8: Simulação $K_{gr}$ e propagação de trincas 2D com tratamento HFMI .....	94
Tabela 4.9: Parâmetros de Entrada para Análise Probabilística .....	105
Tabela 4.10: Valores dos parâmetros S/N para dados experimentais e simulações probabilística para curvas de sobrevivência de 95% .....	110

## **LISTA DE QUADROS**

Quadro 2.1: Principais parâmetros usados na mecânica da fratura e fadiga .....	49
--	----

## LISTA DE SÍMBOLOS, NOMENCLATURAS E ABREVIACÕES

$a$	Metade do tamanho do contato, ou tamanho de trinca
$a_0$	Comprimento efetivo de trinca
$a/t$	Comprimento da fissura normalizada
$c_0$	Largura efetiva da trinca
$a_i$	Tamanho inicial de trinca
$c_i$	Largura inicial da trinca
$c/w$	Largura da fissura normalizada
$AC$	Amplitude Constante
$AV$	Amplitude Variável
$C$	Parâmetro da Regra de Paris
$C + +$	Linguagem de programação
$CSA$	Canadian standard association
$da/dN$	Taxa de crescimento da trinca por ciclo
$Davg$	Dimensão da geometria no pé da solda
$Db$	Profundidade do recuo devido ao tratamento HFMI
$Dw$	Dimensão da geometria no pé da solda
$e$	Entalhe devido ao tratamento HFMI
$E$	Módulo de elasticidade
$F$	Carga de flexão
$FCT$	Fator de concentração de tensão
$FGT$	Fator de gradiente de tensão
$FIT$	Fator de intensidade de tensão
$FP$	Função Peso
$f(a/w)$	Fator geométrico
$HFMI$	High Frequency Mechanical Impact
$Hc$	Coefficiente de endurecimento da equação de Ramberg-Osgood
$hc$	Expoente de endurecimento da equação de Ramberg-Osgood
$IMAF$	Impacto Mecânico de Alta Frequência
$K$	Fator de intensidade de tensão
$K_{m\acute{a}x}$	Fator de intensidade de tensão máximo
$K_{m\acute{i}n}$	Fator de intensidade de tensão mínimo
$K_{op}$	Fator de intensidade de tensão de abertura de trinca

$K_{gr} (a/t)$	Fator de gradiente de tensão
$K_{gr} (c/w)$	Fator de gradiente de tensão
$K_t$	Fator de concentração de tensão
$K_f$	Fator de concentração de tensão na fadiga
$K_I$	Fator de intensidade de tensão no modo I
$K_{II}$	Fator de intensidade de tensão no modo II
$m$	Parâmetro da Regra de Paris
$M_i$	Parâmetro da Função Peso
$MEF$	Método dos Elementos Finitos
$MFBD$	Mecânica da Fratura Baseada em Deformação
$MFLE$	Mecânica da Fratura Linear Elástica
$m(x, a)$	Função Peso
$N$	Número de ciclos ou vida
$N_i$	Número de ciclos até a falha
$QE$	Quarto-elíptico (fissura)
$R$	Taxa de carga ou tensão (mín/máx)
$R_w$	Raio na ponta da solda
$n_i$	Número de ciclos para um nível de tensão
$S_F (N)$	Resistência à fadiga
$S_i$	Tensão nominal
$S - N$	Tensão - ciclo
$t$	Espessura dos espécimes
$vs.$	Versus
$w$	Largura dos espécimes
$\varepsilon$	Deformação
$\varepsilon - N$	Deformação - ciclo
$\rho$	Distância do ponto onde a carga é aplicada até o contorno da trinca
$\sigma$	Tensão
$\sigma_c$	Coefficiente elástico da equação de Coffin-Manson
$\sigma_O$	Fluxo de tensão
$\sigma_{max}$	Tensão máxima
$\sigma_{méd}$	Tensão média
$\sigma_n$	Tensão nominal
$\Gamma$	Contorno invertido da trinca
$\Delta K_{eff}$	Gama efetiva do fator de intensidade de tensão

$\Delta K_{th}$	Limiar de propagação de trinca
$\Delta\sigma_n$	Gama das tensões nominais
$\Delta K_0$	Limite de fadiga
$\Delta K$	Gama do fator de intensidade de tensão
$\Delta S$	Gama das tensões nominais
$\Delta\varepsilon$	Gama das deformações na ponta da trinca
$\Delta\sigma$	Gama das tensões na ponta da trinca
$\Omega_c$	Contorno da fissura
$2D$	Bidimensional
$3D$	Tridimensional

# SUMÁRIO

<b>CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO .....</b>	<b>18</b>
<b>1.1 Levantamento bibliográfico.....</b>	<b>21</b>
<b>1.2 Objetivos.....</b>	<b>27</b>
1.2.1 Objetivo geral.....	27
1.2.2 Objetivos específicos .....	27
<b>1.3 Estrutura do trabalho.....</b>	<b>28</b>
<b>CAPÍTULO 2 – BASES TEÓRICAS.....</b>	<b>29</b>
<b>2.1 Soldas .....</b>	<b>29</b>
2.1.1 Processos de soldagem.....	31
2.1.2 Tensões residuais da soldagem .....	34
2.1.3 Tecnologias de tratamento pós soldagem .....	36
<b>2.2 Introdução a Fadiga .....</b>	<b>39</b>
<b>2.3 Mecânica da fratura .....</b>	<b>42</b>
2.3.1 Fator de Concentração de Tensão e Fator de Gradiente de Tensão .....	45
2.3.2 Descrição do modelo MFBD.....	49
2.3.3 Cálculo das Tensões Residuais.....	54
2.3.4 Curvas S/N .....	57
<b>2.4 Trabalhos relacionados .....</b>	<b>60</b>
2.4.1 Funções de Peso .....	63
<b>CAPÍTULO 3 - METODOLOGIA .....</b>	<b>65</b>
<b>3.1 Análise usual de solda.....</b>	<b>65</b>
<b>3.2 Método Monte Carlo para simular curvas S/N.....</b>	<b>67</b>
<b>3.3 Modelagem Determinística da Mecânica da Fratura.....</b>	<b>68</b>
<b>3.4 Implementação numérica do cálculo do FIT para o cálculo do <math>K_{gr}</math>.....</b>	<b>71</b>
<b>3.5 Determinação do <math>K_{gr}</math> .....</b>	<b>77</b>

<b>3.6</b>	<b>Implementação computacional.....</b>	<b>78</b>
	<b>CAPÍTULO 4 – ANÁLISE DE FADIGA E RESULTADOS.....</b>	<b>80</b>
<b>4.1</b>	<b>Espécimes e materiais.....</b>	<b>80</b>
<b>4.2</b>	<b>Aspectos geométricos .....</b>	<b>85</b>
4.2.1	Geometria devido ao tratamento HFMI.....	86
4.2.2	Operação do programa genSIF .....	89
<b>4.3</b>	<b>Modelagem dos valores de <math>K_{gr}</math> .....</b>	<b>91</b>
4.3.1	Equações numéricas do $K_{gr}$ para amostras soldadas .....	96
4.3.2	Equações numéricas do $K_{gr}$ para amostras tratadas (HFMI).....	98
<b>4.4</b>	<b>Obtenção de curvas S/N probabilística.....</b>	<b>100</b>
4.4.1	Constantes da lei de crescimento de trinca de Paris-Erdogan para o aço 350 W ..	100
4.4.2	Tensões residuais das amostras .....	102
4.4.3	Análise probabilística .....	104
	<b>CAPÍTULO 5 - CONCLUSÕES .....</b>	<b>112</b>
<b>5.1</b>	<b>Sugestões para trabalhos futuros .....</b>	<b>113</b>
	<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>115</b>
	<b>APÊNDICE A – Valores de <math>K_{gra}</math> para amostras soldadas .....</b>	<b>123</b>
	<b>APÊNDICE B - Valores de <math>K_{grc}</math> para amostras soldadas.....</b>	<b>126</b>
	<b>APÊNDICE C - Valores de <math>K_{gra}</math> para amostras tratadas.....</b>	<b>129</b>
	<b>APÊNDICE D - Valores de <math>K_{grc}</math> para amostras tratadas .....</b>	<b>132</b>
	<b>APÊNDICE E – Resultados do teste de fadiga em aço maço por Ranjan (2019).....</b>	<b>135</b>
	<b>APÊNDICE F - Resultados do teste de fadiga para o aço 350W por Ghahremani (2015) .....</b>	<b>136</b>

## CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

O avanço de tecnologias e pesquisas na área de engenharia estrutural tem impulsionado a utilização de novos materiais na construção civil, o que traz consigo desafios relacionados à integridade estrutural desses elementos, como a fadiga. Nesse contexto, é essencial aprimorar métodos de análise de integridade para prevenir falhas estruturais e prolongar a vida útil dos materiais por meio de ensaios.

No dimensionamento à fadiga de componentes e estruturas, é essencial ter conhecimento das propriedades de fadiga dos materiais empregados. Diversos ensaios têm sido conduzidos para determinar tais propriedades, buscando conciliar uma elevada confiabilidade nos resultados com um número reduzido de corpos de prova, uma vez que os testes de fadiga são dispendiosos e demorados.

À medida que esses ensaios se tornam onerosos, as ferramentas de simulação computacional para projetos estruturais e processos de fabricação se tornam necessários. Por exemplo, houve avanços no desenvolvimento de softwares que otimizam a estimativa de vida à fadiga em vários tipos de juntas soldadas de elementos metálicos.

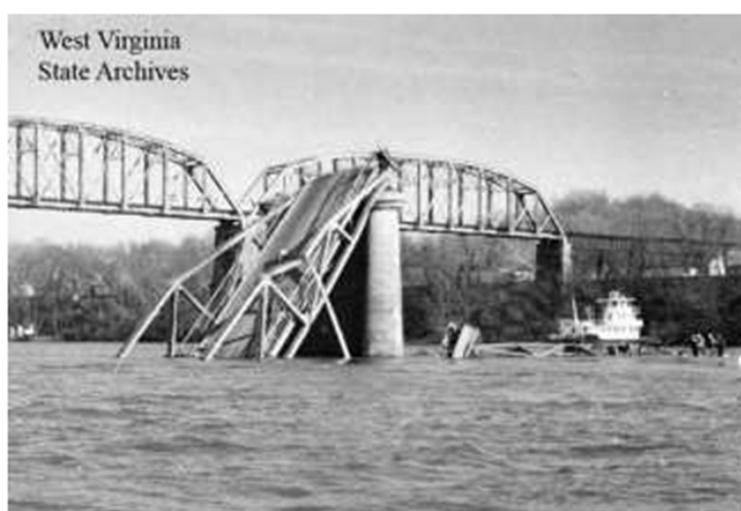
Neste aspecto, nota-se que ao longo do tempo ocorreram avanços significativos na compreensão da Mecânica da Fratura e na qualidade dos materiais utilizados na construção civil. A incorporação de tecnologias de inspeção não destrutiva, testes de materiais mais avançados e métodos de projeto mais sofisticados contribuíram para a redução do risco de falhas estruturais. Além disso, normas e regulamentos de construção são rigorosamente aplicados para garantir a segurança das estruturas. Essa evolução ao longo do tempo se deu pelos diversos acidentes estruturais que ocorreram.

Em termos históricos, diversos acidentes estruturais estão associados à fadiga dos materiais. Por exemplo, na Grã-Bretanha durante a Revolução Industrial, o conhecimento sobre como os materiais se comportam quando submetidos a cargas e tensões era limitado, o que resultou em projetos inadequados e na ocorrência de diversas falhas estruturais. Além disso, imperfeições nos processos de fabricação dos materiais eram um fator contribuinte para esses acidentes, uma vez que defeitos iniciais podem desencadear trincas e processos de fratura em elementos mecânicos.

Um exemplo notório de acidente estrutural devido à fadiga foi o colapso da ponte pêncil Silver Bridge ,em 1967, que evidenciou os perigos das falhas estruturais na engenharia e suas trágicas consequências em termos de perdas humanas e materiais. Esse incidente desempenhou um papel significativo no aumento da conscientização sobre a importância da

mecânica da fratura, especialmente no contexto da fadiga de materiais. Esta estrutura ligava a cidade de Point Pleasant (na Virgínia Ocidental) a Gallipolis (em Ohio), nos Estados Unidos, era uma ponte suspensa que havia sido construída em 1928, conforme apresentada na Figura 1.1. O colapso da estrutura ocorreu em 15 de dezembro de 1967 e foi atribuído especificamente ao fato de que concentradores de tensão elevados não previstos durante o dimensionamento da ponte contribuíram para a falha por fadiga (BARSOM E ROLFE , 1999).

Figura 1.1: Colapso da Ponte Silver Bridge



Fonte : Barsom e Rolfe (1999).

Esses incidentes, entre outros, provocaram uma resposta significativa da comunidade de pesquisadores e resultaram em um aumento na pesquisa e no desenvolvimento de métodos para prevenir falhas por fadiga em estruturas locais. A fadiga de materiais é um fenômeno no qual materiais metálicos, submetidos a cargas repetitivas, podem falhar mesmo quando submetidos a tensões abaixo do limite de resistência do material; e a presença de concentradores de tensão, como os mencionados no caso da ponte Silver Bridge, pode acelerar o processo.

Para evitar esse tipo de falha, foram desenvolvidos métodos para detectar e mitigar concentrações de tensão, aprimorar os procedimentos de inspeção e manutenção de estruturas, e implementar práticas de projeto mais avançadas. Além disso, os avanços na análise de tensões de fadiga permitiram uma previsão mais precisa do comportamento dos materiais sob cargas cíclicas, contribuindo para a segurança de estruturas e máquinas em todo o mundo.

A fadiga estrutural é identificada como uma das principais causas de deterioração das

estruturas que é um fenômeno que ocorre quando um elemento é submetido a ciclos repetidos de carregamento, com variações possíveis em sua magnitude, resultando na propagação de trincas preexistentes, quer estejam localizadas interna ou externamente à estrutura. A geometria da estrutura e as condições de carregamento desempenham um papel crucial na análise da fadiga, sendo esses os principais parâmetros passíveis de manipulação durante a fase de projeto.

Apesar de ser bastante comum a presença de trincas em estruturas sujeitas à fadiga, é imprescindível conduzir estudos aprofundados sobre o crescimento dessas imperfeições estruturais, a fim de determinar o momento preciso para a realização da manutenção da peça trincada. Isso visa a prevenção de falhas estruturais e a redução do desperdício econômico associado. Para assegurar a integridade das peças estruturais, é essencial a realização de Avaliações de Integridade Estrutural (AIE) e Previsões de Vida Residual (PVR).

A Previsão de Vida Residual (PVR) em projetos mecânicos depende de vários fatores, incluindo uma modelagem efetiva do problema, a obtenção de resultados experimentais confiáveis por meio de testes mecânicos controlados e a disponibilidade de uma ferramenta computacional adequada para realizar os cálculos.

A modelagem do problema é baseada na mecânica da fratura, que fornece ferramentas e princípios que ajudam a investigar a origem e o comportamento de trincas e falhas em componentes soldados. A mecânica da fratura é usada para estudar a iniciação e a propagação de trincas, bem como para determinar a resistência da solda a diferentes modos de falha. Com base nessa compreensão, pode-se projetar elementos soldados de maneira mais segura, estabelecer procedimentos de inspeção e manutenção adequados e desenvolver estratégias para evitar a falha.

A fadiga e a mecânica de fratura em estruturas soldadas demandam mais atenção em comparação com materiais sólidos homogêneos. Fatores adicionais, como tensões residuais, defeitos decorrentes do processo de soldagem, plasticidade e geometrias imprevisíveis, contribuem para a dispersão da vida útil à fadiga. Além disso, as soluções do Fator de Intensidade de Tensão (FIT) em soldas frequentemente utilizam abordagens unidimensionais (1D), evitando a inicialização a partir de uma forma bidimensional (2D) e a transição de uma geometria de trinca 2D para 1D. Esta dissertação apresenta soluções do Fator de Intensidade de Tensão (SIF) para estruturas soldadas, fornecendo um método prático para obter novos SIFs, juntamente com uma simulação probabilística de fadiga para considerar os fatores mencionados e as equações de determinação do  $K_{gr}$  (FGT – Fator de Gradiente de Tensão).

O  $K_{gr}$  modifica um FIT de referência para considerar os Efeitos de Gradientes de

Tensões induzidos pelas pontas do entalhe, embora seja possível obter  $K_{gr}$  analiticamente ou empiricamente, a maioria dos cálculos práticos requer o uso de métodos numéricos. Em seus trabalhos, autores como Miranda, Antunes *et al.* (2019) utilizam o conceito de funções de peso para calcular os Fatores de Intensidade de Tensão (SIFs) analisando distribuições de tensão nas faces da trinca, o que ajuda a determinar a fadiga por soldagem e obter o fator  $K_{gr}$ . Rajan and Walbridge (2021) abordam em estudos que muitas tecnologias podem modificar as tensões residuais e o valor de  $K_{gr}$  em elementos soldados.

Testes regulares e inspeções de soldas em estruturas de aço podem ajudar a prevenir a fadiga de desempenho de estruturas carregadas ciclicamente. No entanto, à medida que se tornam cada vez mais caros e demorados, muitas vezes é necessário recorrer à modelagem e simulação para avaliar a vida útil de juntas soldadas, como demonstrado nos trabalhos incluídos por Ranjan and Walbridge (2021). A modelagem não substitui completamente a necessidade de testes práticos, mas ajuda rapidamente na estimativa da vida útil da fadiga. O presente trabalho tem como objetivo realizar uma análise numérica usando  $K_{gr}$  para estimar a vida útil de elementos com soldas e tratamento HFMI, utilizando teorias clássicas de mecânica da fratura baseada em deformações, além de modelagem de amostras usando Funções de Peso (WF) com simulação da evolução da forma da trinca semi-elíptica de dimensões  $a$  e  $c$ , na direção da comprimento e da largura, respectivamente, para um modelo 2D, com o comprimento( $t$ ) da fissura normalizada dada pela relação  $(a/t)$  e a largura ( $w$ ) da fissura normalizada dada por  $(c/w)$ .

## 1.1 Levantamento Bibliográfico

Uma maneira de obter dados condensados sobre a análise de fadiga de juntas soldadas é realizar pesquisas em artigos de revisão. Fricke (2003) realizou uma revisão bibliográfica abrangendo os últimos 10-15 anos sobre as diferentes abordagens para análises de fadiga: a) a abordagem de tensão nominal, que utiliza a faixa de tensão nominal relacionada às propriedades da seção transversal; b) a abordagem de tensão estrutural ou ponto quente, que utiliza uma faixa de tensão estrutural extrapolada na solda para considerar adicionalmente o efeito da descontinuidade estrutural; c) a abordagem de tensão de entalhe e intensidade de entalhe, que utiliza a faixa de tensão de entalhe elástica ou similar para levar em conta o efeito do entalhe na ponta ou raiz da solda em um modelo em elementos finitos com malha muito reduzida (que só pode ser obtido através do MEF); d) a abordagem de deformação no entalhe,

que utiliza a faixa de deformação elástico-plástica local ou similar para descrever o processo de danificação no material que também só ser usada com MEF; e) a abordagem de propagação de trinca, que utiliza a faixa do fator de intensidade de tensão com a taxa de propagação de trinca  $da/dN$ .

Outro trabalho de revisão foi apresentado por Alencar *et al.* (2019) relacionado à fissuração por fadiga de pontes ferroviárias soldadas em aço. O artigo revisou a história da fissuração por fadiga em pontes ferroviárias soldadas, examinando o comportamento estrutural sob cargas de tráfego dinâmicas e explorando as causas de danos por fadiga. Estudos de caso, abrangendo desde a década de 1930 até as últimas décadas, fornecem uma análise multidisciplinar da história, prática de soldagem e fadiga em pontes ferroviárias de aço. Os autores apontam que as conexões soldadas estão entre os locais mais fracos em pontes de aço, pois são propensas a concentrações de tensão que levam à iniciação de trincas por fadiga.

Manai *et al.* (2020) revisaram a distribuição de tensões residuais de soldagem e sua contribuição para a vida útil à fadiga. O trabalho compilou 100 resultados de testes que abrangem aços com resistências à tração entre 307MPa e 1050MPa em diferentes detalhes soldados. A análise probabilística foi então utilizada para chegar a um modelo que representa o valor e a distribuição de tensões residuais em juntas soldadas, criando um modelo para explicar a dispersão nos dados de testes de fadiga a partir de testes recentes em amostras soldadas.

A percepção de que a soldagem provoca tensões residuais elevadas que seriam críticas para o início da fissura por fadiga direcionou indústrias a evitar a soldagem no reforço de estruturas metálicas antigas. Essa tendência persistiu até o desenvolvimento de testes de soldabilidade e métodos não destrutivos a partir da década de 1970. Posteriormente, o uso da soldagem para o reforço de pontes metálicas foi retomado, embora, de acordo com Kuhn *et al.* (2008), a recomendação comum seja evitá-lo em estruturas existentes, se possível, e usá-la em componentes da estrutura submetidos à compressão.

O estudo da propagação de trincas para avaliação da fadiga em soldas foi revisado por Smith (1986) e Paris (1998), delineando o seu desenvolvimento ao longo dos últimos anos. Atualmente, essa abordagem está bem estabelecida, especialmente na avaliação da fadiga de juntas soldadas, e principalmente na fase de propagação da fissura por ser mais prolongada do que a fase de iniciação. Ao calibrar o comprimento inicial da fissura, a avaliação da fadiga das juntas soldadas é por vezes realizada utilizando apenas a abordagem de propagação.

No estudo da fadiga de juntas soldadas são definidas as equações de propagação de

trinca (normalmente de acordo com Paris e Erdogan), o Fator de Intensidade de Tensão (FIT) nos pés da solda, a forma e o caminho da trinca definidos normalmente pelo carregamento no modo I, os parâmetros do material e outros fatores de influência, como tensão média, tensão residual e efeitos de sequência sob carga de amplitude variável, conforme abordados por Skorupa (1998) e (1999). Dijkstra e Van Straalen (1997) apresentaram uma visão geral sobre a aplicação prática em juntas soldadas, apresentando análises da mecânica da fratura em seus estudos.

Maddox (1991) realizou várias análises em trincas semi-elípticas para juntas soldadas de topo, tipo T. Outros estudos complementares foram realizados variando a geometria e os parâmetros de carregamento conforme trabalhos publicados por Bowness e Lee (2000), Brennan *et al.* (1999), Fu *et al.* (1996), Niu e Glinka (1987), Niu e Glinka (1989), Van Straalen e Dijkstra (1993), Wang e Lambert (1998).

Hobbacher (1993) apresentou o FIT para vários tipos de juntas soldadas, incluindo reforços laterais no plano. O caminho da trinca e o desenvolvimento da forma nas soldas foram investigados por Tsai e Kim (1990). Bell *et al.* (1987) bem como Pang e Gray (1993) estudaram a coalescência de múltiplas trincas em soldas transversais e desenvolveram modelos empíricos para simulação de trincas.

Para a simulação de trincas, é essencial compreender as propriedades de fadiga dos materiais utilizados e buscar métodos com alto grau de confiança nos resultados para um número reduzido de espécimes testados. Isso ocorre porque os testes de fadiga são caros e demorados. Vários estudos simulam a propagação de trincas em modelos bidimensionais (2D), como o apresentado por Alshoib e Fageehi (2020), para analisar problemas de propagação de trincas por fadiga de acordo com a teoria da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE), usando o método dos elementos finitos. A trajetória do crescimento da trinca foi determinada usando o critério de máxima tensão circunferencial, e os FITs relacionados foram calculados usando o método de integral de domínio equivalente. O cálculo da vida de fadiga sob condições de amplitude constante (AC) é executado usando a lei de Paris Erdogan. Miranda *et al.* (2003) simularam o caminho da trinca por fadiga em estruturas genéricas 2D e sua vida de propagação sob amplitude variável (VA), considerando os efeitos de retardo de trinca foram utilizados elementos finitos auto-adaptáveis especialmente desenvolvidos para calcular o caminho geralmente curvo da trinca por fadiga e os FITs de tensão de modo misto associados em cada etapa de propagação, assumindo carregamento de amplitude constante e incrementos fixos de fissura.

Modelos tridimensionais (3D) de propagação de trincas, mais precisos, também são

apresentados em vários trabalhos, como o de Gozin e Khafri (2013). Para simular o comportamento elastoplástico do material, assumiu-se endurecimento isotrópico e implementou-se o critério de escoamento de von Mises. Uma malha 3D de elementos finitos foi construída usando elementos hexaédricos de oito nós. Ferrié *et al.* (2006) realizaram simulações 3D usando o método de elementos finitos estendidos e microtomografia de raios X para analisar o crescimento da trinca. Heyder e Kuhn (2006) apresentaram um novo critério de propagação de trinca 3D, uma análise precisa da tensão é feita pelo Método dos Elementos de Contorno, permitindo a previsão correta da extensão incremental da trinca, mesmo para condições de carregamento complexas. A questão relativa a um critério confiável de crescimento de trincas em 3D é respondida com base em observações experimentais. Chiaruttini *et al.* (2013) desenvolveram uma técnica numérica eficiente para simular a propagação de trincas em 3D, abordando o remalhamento adaptativo com base em um algoritmo eficiente de interseção de malhas e utilizando geradores de malhas automáticos robustos que permitem a inserção de quase qualquer tipo de trinca em malhas muito complexas. Yang *et al.* (2018) apresentaram um método alternativo para propagação tridimensional de trincas pelo Método Numérico Manifold (MNM). O critério de Mohr-Coulomb com corte de tração é usado para analisar o estado de falha de cada linha de ponta de trinca. Um método simplificado é descrito para determinar a direção final de propagação. Com base nessa direção de propagação, um método de rastreamento de trinca não local é usado para determinar a linha de ponta de trinca atualizada.

Moslemi e Khoei (2009) apresentaram uma análise adaptativa de elementos finitos para modelagem 3D do crescimento de trincas curvas não planas. A avaliação mecânica da fratura é realizada com base em uma técnica geral para fissuras curvas não planas. O critério de kinking de trinca de Schollmann para os modos I, II e III é utilizado no processo de propagação de trincas em problemas 3D. Os autores utilizaram o método Zienkiewicz-Zhu para estimar o erro que é empregado em conjunto com uma técnica SPR (*Superconvergent Patch Recovery*) ponderada em cada correção para melhorar a precisão da estimativa do erro, mostrando melhorias significativas, especialmente nos limites e nas regiões próximas à ponta da trinca.

Recentemente, Abdelbaset *et al.* (2023) simularam o comportamento de propagação de trincas por fadiga em conexões soldadas de plataformas de aço ortotrópico usando uma simulação de trincas 3D baseada na Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE). Os FITs dos corpos de prova foram calculados usando a abordagem M-integral, considerando tanto o Modo I (modo de abertura) quanto o modo misto (combinando Modos I, II e III) de falha.

Essa análise considerou os efeitos da amplitude da faixa de tensão aplicada e do tamanho inicial da trinca. Para simular a propagação da trinca nesses casos, a simulação numérica deve ser realizada incrementalmente à medida que o estado de tensão muda durante o crescimento da trinca. Após resolver o problema do valor limite para obter o estado de tensão na frente real da trinca, os FITs para cada ponto P ao longo da frente da trinca são calculados. Posteriormente, a trinca deve ser estendida em direção e magnitude devido a um critério apropriado de propagação de trinca.

A simulação da propagação de trincas em elementos soldados, também foi conduzida por outros trabalhos, como o de Mashiri *et al.* (2002), que utiliza o modelo MFBD e o tratamento em amostras de aço, modelado como uma mudança na distribuição de tensões residuais ao longo do caminho da trinca. Trabalhos semelhantes foram realizados por Ghahremani e Walbridge (2011), Coughlin e Walbridge (2012) e Yekta *et al.* (2013), que modelaram a propagação de trincas usando análises de Elementos Finitos (EF) para obter distribuições de Fator de Concentração de Tensão (FCT) para geometrias medidas nas pontas de solda. O modelo de mecânica da fratura foi validado e utilizado para investigar os efeitos de variações nas propriedades locais na fadiga. Ghahremani (2015), Ranjan (2019), Walbridge e Nussbaumer (2008) conduziram simulações de propagação de trincas com tratamento mecânico de alto impacto de alta frequência (HFMI), usando uma metodologia análoga aos trabalhos citados.

Pode-se observar que a mecânica da fratura tem se mostrado uma ciência eficaz para simular a propagação de trincas e a fadiga na soldagem, utilizando métodos baseados na Mecânica da Fratura Baseada em Deformação (MFBD) como uma maneira prática e eficaz de rastrear efeitos não lineares para componentes submetidos a histórias de carga aleatórias de Amplitude Variável (AV) e na determinação de tensões residuais do processo de soldagem.

O trabalho proposto utiliza o modelo de Mecânica da Fratura Baseada em Deformação (MFBD), que basicamente é a combinação de deformação em entalhe e abordagem de propagação de trincas, considerando uma pequena propagação. Vários estudos foram conduzidos com essa abordagem, como o de Dabayeh *et al.* (1998), no qual o tratamento mecânico em algumas amostras de aço é modelado como uma mudança na distribuição de tensões residuais de tração ao longo do caminho da trinca. Khalil e Topper (2003) basearam sua análise de crescimento de trincas em um fator de intensidade efetivo obtido durante o carregamento cíclico sem fechamento e um cálculo local de deformação em entalhe baseado na regra de Neuber. Rother e Fricke (2016) desenvolveram um modelo 3D usando discretização grosseira de elementos finitos sem incluir o raio de referência e um outro

modelo incluindo o raio de referência foi gerado para avaliar a tensão de entalhe e a tensão estrutural de acordo com diferentes métodos. De modo similar, Rêgo *et al.* (2018) apresentaram a estimativa da vida útil de fadiga de elementos devido ao *fretting*, utilizando a MFBD com efeito de entalhe.

Recentemente, Ranjan e Walbridge (2021) apresentaram em seus estudos tecnologias capazes de controlar as tensões residuais resultantes de processos de soldagem usando a Mecânica da Fratura Baseada em Deformação (MFBD) na sua modelagem. Além disso, eles enfatizam que outros métodos de fabricação estão sendo cada vez mais pesquisados e adotados para melhorar o desempenho à fadiga de componentes mecânicos estruturais. Em particular, Ghahremani *et al.* (2015) conduziram estudos sobre melhorias, como o Tratamento de Impacto Mecânico de Alta Frequência, que está ganhando destaque devido ao seu custo reduzido e confiabilidade comprovada na extensão da vida útil à fadiga de estruturas de pontes de aço soldadas.

Em resumo, ao longo do tempo, várias abordagens foram desenvolvidas para avaliar a eficácia dessas tecnologias por meio de estudos mais precisos na determinação de tensões locais nos pontos de soldagem. Efeitos de concentração de tensão em soldas reduzem a resistência à fadiga e a vida útil de componentes estruturais, tornando a quantificação precisa essencial durante o projeto e a análise, como observado por Yao *et al.* (1995). Embora as formulações para determinar o FCT sejam em grande parte empíricas, ainda apresentam grande relevância em aplicações práticas e são recomendadas em projetos relacionados à fadiga. No entanto, não existe uma expressão universal aceita para condições gerais de carregamento, uma vez que os dados experimentais indicam sua dependência de vários fatores, incluindo propriedades do material, tamanho e geometria dos defeitos inerentes, tamanho e geometria do componente soldado, gradiente de tensão, número de ciclos e dentre outros (Miranda *et al.*, 2019).

Com base na revisão da literatura apresentada, esta pesquisa busca desenvolver uma metodologia para determinar essas tensões localizadas, com um efeito de entalhe, nos pontos de soldagem usando o Fator de Gradiente de Tensão ( $K_{gr}$ ) que é um fator usado para calcular o FIT para uma geometria de referência ao redor da raiz da solda. Em seguida, é apresentada uma aplicação do modelo de simulação de fissuras 2D, para analisar o comportamento à fadiga de estruturas de aço soldadas reforçadas pelo tratamento HFMI. Nesta aplicação, valores determinísticos de  $K_{gr}$  e implementações probabilísticas do modelo 2D proposto de MFBD são demonstrados, e os resultados da análise são comparados com dados

experimentais previamente publicados.

## 1.2 Objetivos

### 1.2.1 Objetivo geral

O presente trabalho tem como objetivo desenvolver uma metodologia numérica em 2D usando o Fator de Gradiente de Tensão, valores de  $K_{gr}(a/t)$  e  $K_{gr}(c/w)$ , para estimar a vida de elementos metálicos submetidos a soldagem.

### 1.2.2 Objetivos específicos

- Calcular os Fatores do Gradiente de Tensão,  $K_{gr}(a/t)$  e  $K_{gr}(c/w)$ , e sua distribuição ao longo do crescimento da trinca para espécimes soldados e após o tratamento HFMI;
- Modelar os concentradores de tensão em soldas por métodos numéricos de Funções de Peso;
- Desenvolver um pseudo-algoritmo para determinar os Fatores de Intensidade de Tensão usando as Funções de Peso para diferentes geometrias usando o comprimento de contorno da fissura invertido;
- Simular a evolução da forma para uma trinca semi-elíptica de dimensões  $a$  e  $c$ , na direção da comprimento e da largura, respectivamente, para um modelo 2D, com o comprimento da fissura normalizada dada pela relação  $a/t$ , e a largura da fissura normalizada dada pela relação  $c/w$ .
- Realizar análise probabilística através do Método de Monte Carlo para simular as amostras;
- Projetar curvas S/N das amostras soldadas usando o Fator de Gradiente de Tensão;
- Analisar o aumento de vidas das amostras soldadas, devido à presença do tratamento HFMI.

### 1.3 Estrutura do trabalho

A presente pesquisa foi estruturada em cinco capítulos, descritos a seguir:

- **Capítulo 1 – Introdução:** apresenta a introdução sobre o tema, onde é feita uma contextualização sobre o assunto abordado justificando a escolha da pesquisa, seguido pelo levantamento bibliográfico, os objetivos gerais e específicos, além de uma síntese da estrutura da dissertação.
- **Capítulo 2 – Bases teóricas:** comenta a literatura pertinente ao tema de pesquisa, sendo os principais temas abordados: a definição de soldagem e a amostragem de técnicas de tratamento, o conceito da mecânica da fratura e apresentação de pesquisas revelantes sobre o assunto abordado na pesquisa.
- **Capítulo 3 – Metodologia:** descreve os passos metodológicos da pesquisa a fim de alcançar o objetivo geral e objetivos específicos citados.
- **Capítulo 4 – Análise de Fadiga e Resultados:** expõe e discute sobre os resultados obtidos com o desenvolvimento do projeto, sendo apresentadas as equações do  $K_{gr}$ , além de debater a sua influência nas curvas S/N. Em seguida, a análise probabilística dos resultados encontrados também é apresentada para a validação do modelo.
- **Capítulo 5 – Conclusões:** apresenta as conclusões do trabalho, indicando as principais contribuições da pesquisa e sugestões para trabalhos futuros.

## CAPÍTULO 2 – BASES TEÓRICAS

Esta seção aborda as bases teóricas utilizadas ao longo do desenvolvimento da pesquisa, proporcionando um embasamento teórico mais robusto e uma compreensão aprimorada dos temas, além de oferecer uma visão panorâmica da pesquisa científica na área.

Inicialmente, este capítulo aborda os aspectos gerais relacionados à soldagem e técnicas de tratamento amostral. Em seguida, são apresentados os conceitos da mecânica da fratura e as formulações que fundamentaram o desenvolvimento desta pesquisa. Na sequência, são discutidos alguns resultados de trabalhos similares encontrados por outros autores.

### 2.1 Soldas

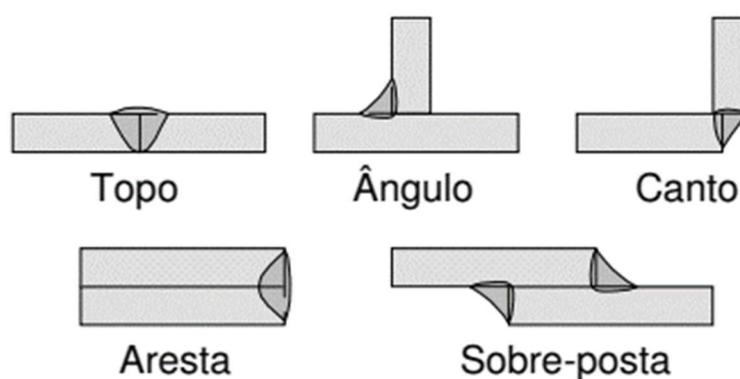
O método de união por soldagem a arco elétrico é realizado fornecendo energia localizada às partes que se deseja unir, de modo a fundir o metal de base e, quando aplicável, o metal de adição. Este é o processo de união mais amplamente utilizado nas indústrias do setor secundário, como a indústria automobilística e de dutos de transporte, devido à sua capacidade de proporcionar uniões confiáveis e redução de peso em comparação com outros métodos. De acordo com Bracarense (2003), é importante compreender os efeitos causados pelo alto fluxo de energia na integridade funcional das peças unidas, devido às alterações metalúrgicas e nas dimensões da peça, tais como distorções geométricas e tensões residuais induzidas por tensões térmicas, trincas a quente e a frio, decoesão lamelar, mudanças nas propriedades mecânicas e microestruturais. Além disso, ao término da operação, a peça fica sujeita a tensões residuais que podem ser da ordem do limite de escoamento do material.

Porta Neto (2017) analisou que a grande quantidade de energia fornecida à junta resulta em uma distribuição não uniforme de temperaturas no interior dos metais, levando a variações volumétricas e deformações plásticas que causam tensões e distorções na junta. As distorções em peças soldadas são desvios permanentes de forma e/ou dimensões resultantes das deformações plásticas que ocorrem devido às tensões térmicas desenvolvidas durante a soldagem. Compreende-se que essas alterações são inerentes ao processo de soldagem devido ao alto fluxo de energia direcionado às partes que se deseja unir, o que tem um efeito negativo na fabricação e integridade estrutural dos componentes unidos e, portanto, deve ser adequadamente controlado.

É fundamental especificar, durante as etapas de projeto de juntas, procedimentos que

minimizem as alterações dimensionais. Isso só é possível por meio de estudos que auxiliem na identificação da influência das variáveis geométricas e de soldagem para uma determinada junta, facilitadas pela criação de parâmetros genéricos que englobem as variáveis de projeto. Conforme a AWS (2010) - American Welding Society - entende-se por "junta" a região física dos componentes onde a união por soldagem será realizada. A geometria e o posicionamento das peças determinam essa região ou os tipos de juntas, classificadas como de topo, de canto, de aresta, sobrepostas e de ângulo. A preparação das extremidades da junta é definida como chanfro e visa obter soldas de completa penetração e preenchimento. A Figura 2.1 ilustra os principais tipos de juntas utilizados na união de componentes por processos de soldagem.

Figura 2.1: Tipos de Juntas



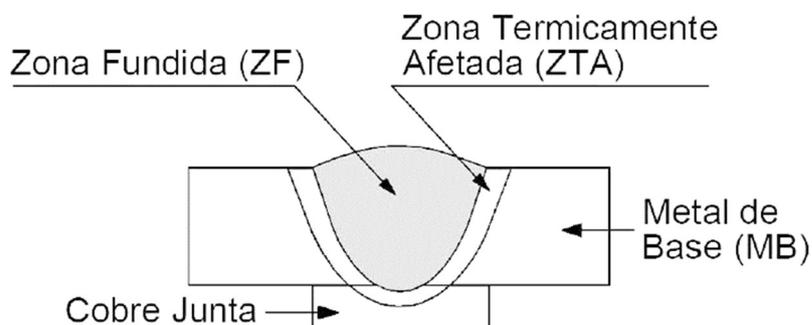
Fonte: Modenesi (2008).

Pode-se considerar que uma junta soldada é composta por três regiões (Metal base, ZAC e ZF), de acordo com Bracarense *et al.* (2005) é definido:

- **Metal Base (base metal):** Este é o material da peça que passa pelo processo de soldagem. Quando possível, procura-se escolher, para uma dada aplicação, o metal base que seja mais "fácil de soldar" (ou seja, possui melhor soldabilidade) e seja adequado para a aplicação específica. No entanto, em alguns casos, como na recuperação de uma peça, essa escolha pode ser limitada. Independentemente disso, o processo de soldagem a ser utilizado deve levar em consideração as características do metal base, incluindo seus aspectos metalúrgicos.
- **Zona Afetada pelo Calor (ZAC):** Essa é a região do metal de base que é aquecida durante o processo de soldagem, atingindo temperaturas capazes de causar modificações na microestrutura e nas propriedades do material. Geralmente, é considerada a área mais crítica de uma junta soldada.
- **Zona de Fusão (ZF):** Esta é a região que, em algum momento durante a

soldagem, se encontrava no estado líquido. As regiões são apresentadas na Figura 2.2.

Figura 2.2: Regiões de uma junta soldada



Fonte: Modenesi (2008).

Ainda durante o processo de soldagem pode ser utilizado um metal de adição que é um material adicionado no estado líquido durante o processo de soldagem por fusão ou brasagem. A seleção do metal de adição deve ser feita de acordo com o tipo de metal base, as características deste, e a aplicação específica da junta a ser soldada. Existem especificações para metais de adição estabelecidas por várias organizações nacionais e internacionais, incluindo a American Welding Society (AWS) e a International Organization for Standardization (ISO).

A brasagem e a fusão são dois processos distintos, embora ambos envolvam a união de materiais metálicos. A brasagem é um processo que ocorre em temperaturas relativamente baixas em comparação com a fusão. Normalmente, as temperaturas de brasagem estão acima de 450°C, mas abaixo do ponto de fusão do material de adição utilizado (o metal de solda). Na brasagem, um metal de adição (ou liga de brasagem) é aquecido até sua temperatura de fusão e é introduzido entre as peças a serem unidas. Esse metal de adição preenche a folga entre as peças e se solidifica para formar a união. Já a fusão ocorre a temperaturas muito mais altas, acima do ponto de fusão do material de base. Neste processo, os materiais são completamente liquefeitos para formar uma junta. Na fusão, não há o uso de metal de adição separado. Os materiais de base são totalmente fundidos e se misturam para formar uma única massa derretida que, ao resfriar, solidifica e cria a junta.

### 2.1.1 Processos de soldagem

Na atualidade, uma variedade de processos e técnicas de soldagem são empregados

para depositar material sobre uma superfície a fim de recuperar peças desgastadas. Estes processos incluem forjamento, ultrassom, fricção, explosão e difusão.

A união de juntas metálicas por meio do processo de soldagem GMAW (Gás Metal Arc Welding) ocorre através da criação de um arco elétrico entre um eletrodo nu, metálico e consumível, e a peça a ser unida. Isso gera a energia necessária para fundir o metal de adição (arame-eletrodo) e o metal de base que compõe a junta. No Brasil, esse processo é conhecido como MIG (Metal Inert Gas) quando se utiliza uma proteção gasosa inerte ou rica em gases inertes, e como MAG (Metal Active Gas) quando o gás de proteção utilizado é reativo ou contém misturas de gases reativos e inertes (Bracarense *et al.*, 2005).

O processo de soldagem GMAW é amplamente adotado na indústria de transformação devido à sua alta taxa de ocupação, possibilitada pela alimentação contínua do arame-eletrodo por meio de sistemas de rolos alimentadores. Isso resulta em índices de produtividade superiores quando comparados ao processo de eletrodo revestido (SMAW). Além disso, o GMAW pode ser realizado de forma semiautomática (quando o deslocamento da tocha é executado pelo soldador) ou de maneira automática (quando o deslocamento da tocha é realizado por robôs ou dispositivos mecânicos).

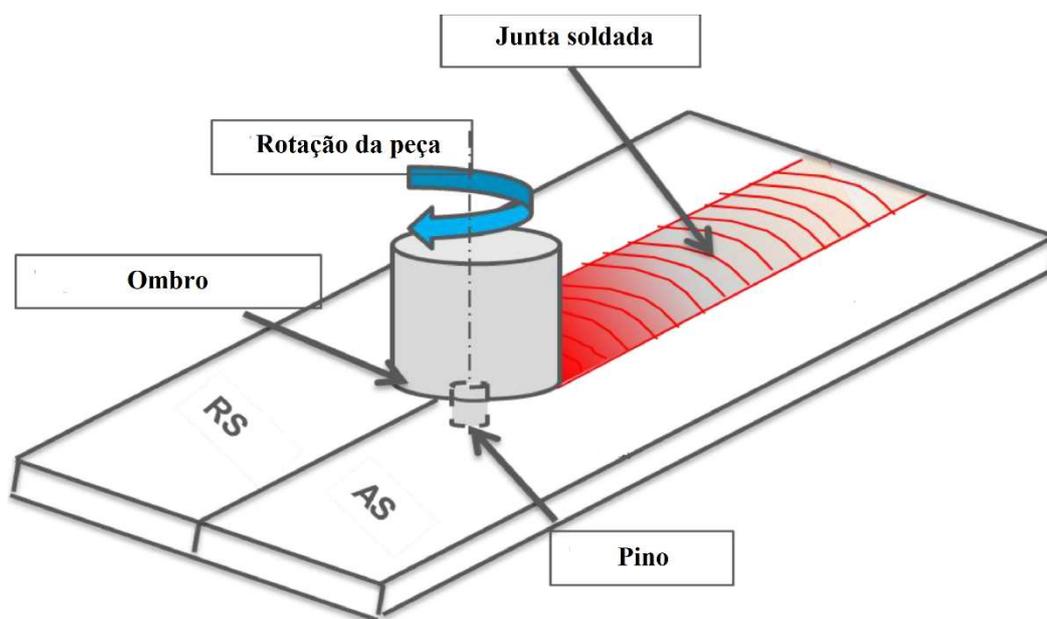
Por outro lado, outro processo bastante utilizado é o por Soldagem por Fricção e Mistura Mecânica (SFMM), também conhecido como - Friction Stir Welding (FSW) - é um método relativamente novo de união em estado sólido de dois elementos. Ele foi apresentado inicialmente em 1991 pelo The Welding Institute, no Reino Unido. A soldagem por fricção é um processo eficiente e versátil para unir materiais metálicos no estado sólido, oferecendo vantagens significativas em termos de qualidade, economia de energia e velocidade de produção, no entanto, requer expertise técnica e equipamentos especializados para ser realizado com sucesso. Devido à sua natureza em estado sólido, o FSW apresenta algumas diferenças em relação aos processos de soldagem por arco convencional, como distorção mínima na solda e uma redução significativa de defeitos como porosidades e fissuras relacionadas à solidificação (Lohwasser e Chen, 2009). A sua principal utilização é na indústria automotiva que utiliza a soldagem por fricção para unir componentes, como hastes de direção e componentes de suspensão. Na indústria aeroespacial, é usado para produzir juntas de alta resistência em componentes de aeronaves, também é aplicado em setores de petróleo, gás, eletrônica e construção naval.

Na soldagem por fricção, duas peças metálicas a serem unidas são mantidas em contato uma com a outra e submetidas a uma pressão axial. Um movimento relativo é aplicado entre as peças, geralmente por meio de uma rotação de uma das peças. Isso cria

fricção entre as superfícies de contato. A fricção gera calor devido ao atrito, fazendo com que as peças alcancem uma temperatura próxima do ponto de fusão, mas sem derreter completamente. À medida que as peças atingem a temperatura adequada, a pressão axial é mantida para forçar a união das superfícies. Neste caso não é necessária a adição de material de solda, pois a soldagem ocorre no próprio material das peças.

A soldagem por fricção requer equipamentos especializados, como máquinas de fricção. A escolha dos parâmetros de soldagem, como velocidade de rotação e pressão axial, é crítica para garantir a qualidade da junta e a ressalva de que pode não ser adequada para todos os tipos de materiais e geometrias de peças. O processo é ilustrado na Figura 2.3, e sua tolerância a variações nos parâmetros de soldagem é notável (Dialami *et al.*, 2017).

Figura 2.3: Solda por fricção e agitação



Fonte: El-Sayed *et al.* (2021)

Em ensaios de laboratório realizados por Ranja (2019) e Ghahremani (2015), foram identificados defeitos em juntas produzidas por FSW, como falta de penetração e desalinhamento na geometria. O impacto desses defeitos na resistência à fadiga das juntas soldadas ainda não foi quantificado em termos de redução no desempenho da fadiga. Muitas vezes, a falta de dados de ensaios de fadiga e diretrizes de projeto atua como uma barreira para a implementação bem-sucedida de novas tecnologias de soldagem.

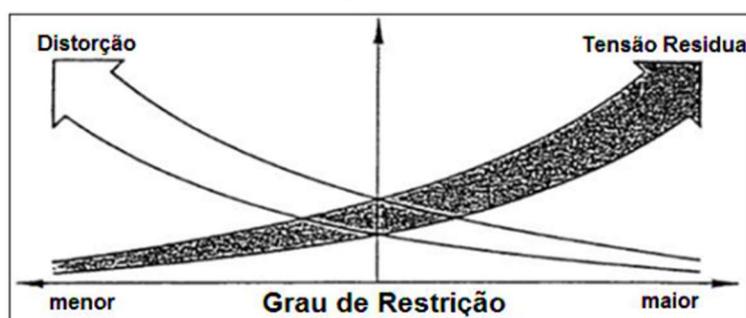
### 2.1.2 Tensões residuais da soldagem

As distorções geométricas que ocorrem durante o processo de soldagem estão intrinsecamente ligadas às tensões residuais e ao grau de restrição imposto à junta. Essas distorções são essencialmente alterações nas dimensões das partes que estão sendo unidas. O grau de restrição pode ser resultado de restrições mecânicas, como o uso de gabaritos de montagem ou dispositivos de fixação que limitam os movimentos causados pelas variações volumétricas devido às expansões e contrações térmicas. Além disso, as propriedades mecânicas do material, como o módulo de elasticidade e a tensão de escoamento, também desempenham um papel importante na restrição ao movimento.

Um estudo significativo sobre as distorções geométricas em juntas soldadas em metais com diferentes limites de resistência, refletindo variações no grau de restrição imposto pelas propriedades dos materiais, foi conduzido por Yang *et al.* (2014). Este estudo investigou como as tensões residuais, o grau de restrição e as distorções estão inter-relacionados durante o processo de soldagem.

A Figura 2.4 ilustra essa relação de maneira clara de que quanto maior o grau de restrição da junta, maiores serão as tensões residuais resultantes e menores serão as distorções geradas pela soldagem. Por outro lado, quando o grau de restrição é menor, as tensões residuais diminuem, mas as distorções aumentam significativamente como consequência do processo de soldagem.

Figura 2.4: Relação entre grau de restrição da junta, tensão residual e distorção induzida na soldagem



Fonte: Porta Neto (2017).

É importante destacar que altas tensões residuais podem comprometer a resistência à fadiga dos componentes, aumentando o risco de fratura frágil e falhas estruturais prematuras. Por outro lado, grandes distorções afetam negativamente o processo de montagem, levando a

uma redução na eficiência de produção, custos adicionais de retrabalho e uma diminuição na qualidade estética das peças acabadas.

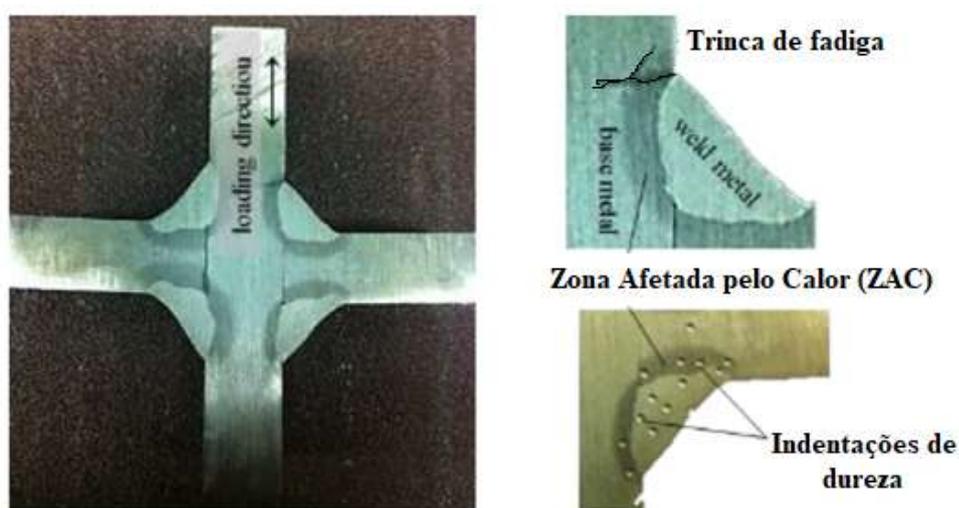
Portanto, entender e controlar as distorções geométricas é crucial para garantir a qualidade e a integridade das estruturas soldadas, ao mesmo tempo em que otimiza os processos de fabricação e montagem.

Gurney (2006) classifica as tensões residuais como aquelas que existem em um membro na ausência de qualquer carga externa, e essas tensões são equilibradas internamente no material (autoequilibradas). No contexto das estruturas soldadas, as tensões residuais são predominantemente localizadas na vizinhança da solda e diminuem rapidamente em direções perpendiculares ao cordão de solda.

As tensões residuais e as distorções resultam de deformações plásticas que ocorrem devido às variações de temperatura na chamada "zona de deformação inerente" durante o ciclo térmico do processo de soldagem. Essas deformações plásticas são causadas pelas expansões e contrações térmicas.

É importante observar que as tensões residuais presentes nos componentes soldados podem desempenhar um papel crítico, dependendo das cargas aplicadas. Quando as tensões residuais atingem níveis significativamente altos, podem levar à formação de fissuras, como ilustrado na Figura 2.5. Portanto, o controle e a compreensão das tensões residuais são fundamentais para garantir a integridade e a durabilidade das estruturas soldadas.

Figura 2.5: Trincas por fadiga em elementos soldados

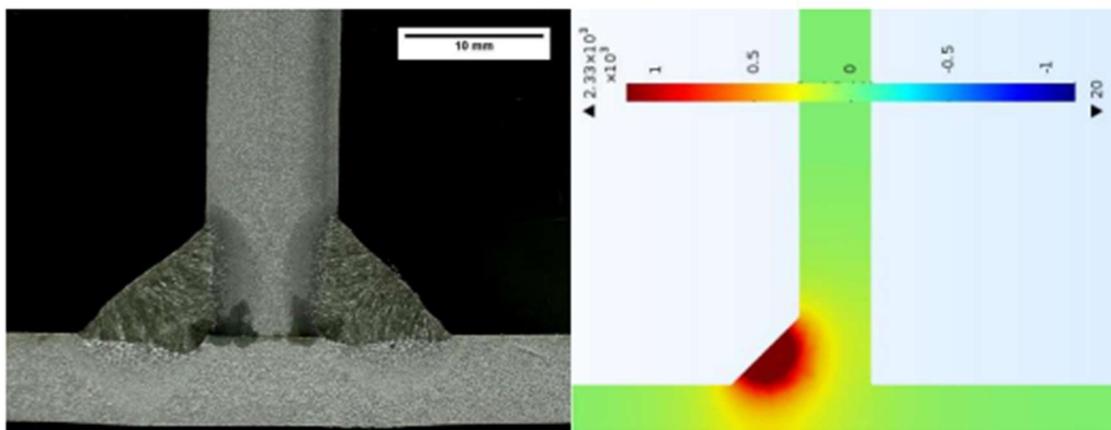


Fonte: Ghahremani (2015).

A seguir, na Figura 2.6, são apresentadas as macrografias das amostras realizadas por Conceição (2016) para as Etapas A e B do experimento (lado esquerdo), juntamente com o

perfil de distribuição de temperaturas em uma seção das amostras para fins de análise numérica (lado direito). Nessa figura, é evidente a concentração de tensões no ponto de soldagem.

Figura 2.6: Distribuição de temperatura em elementos soldados



Fonte: Conceição (2016).

### 2.1.3 Tecnologias de tratamento pós-soldagem

O principal objetivo das tecnologias de tratamento de soldas é aprimorar as propriedades e o desempenho da junta soldada, além de reduzir ou eliminar possíveis defeitos e problemas decorrentes do processo de soldagem, como as tensões residuais. Para isso, é necessário realizar algumas técnicas de tratamento pré-soldagem, como o pré-aquecimento, que pode ser realizado utilizando queimadores a gás, mantas elétricas, aquecimento por indução ou aquecimento em um forno. Para obter resultados superiores, é essencial que o aquecimento seja uniforme ao redor da área da junta.

Outro tratamento de pré-soldagem é o químico de óleos e graxas, e/ou como formas para remover contaminantes que afetam a qualidade do cordão de solda, resultando em irregularidades e imperfeições, além de proteger a superfície da soldagem contra a corrosão e garantir a sua integridade estrutural.

A tecnologia de tratamento pós-soldagem refere-se a uma série de técnicas e procedimentos aplicados em uma junta soldada após a conclusão do processo de soldagem. A seguir, são apresentadas algumas das principais técnicas atuais de tratamento pós-soldagem de acordo com Leitner, *et al.* (2014):

- Tratamento Térmico: Este tratamento envolve a aplicação controlada de calor à junta soldada para aliviar tensões residuais, melhorar a microestrutura e as propriedades mecânicas do material. O tratamento térmico pode incluir recozimento,

normalização, revenido, entre outros processos, dependendo das necessidades específicas da junta.

- Tratamento Mecânico: O tratamento mecânico pode incluir a usinagem ou retificação da superfície da junta soldada para remover imperfeições, garantir a planicidade e a geometria corretas, e melhorar a qualidade da superfície.
- Tratamento de Impacto Mecânico de Alta Frequência (IMAF ou HFMI): Este é um método que envolve a aplicação de impactos mecânicos de alta frequência na região da junta soldada. Isso ajuda a melhorar a resistência à fadiga e reduzir as concentrações de tensões na junta soldada.
- Tratamento de Vibração: A aplicação de vibração controlada à junta soldada pode ajudar a eliminar bolhas de gás e melhorar a penetração do metal de solda, resultando em uma junta mais homogênea.
- Revestimento: Em alguns casos, é aplicado um revestimento ou camada protetora na superfície da junta soldada para melhorar a resistência à corrosão ou outras propriedades específicas.

A escolha da técnica de tratamento pós-soldagem a ser aplicada depende das características da junta soldada, do material, das especificações do projeto e dos requisitos de desempenho. O tratamento pós-soldagem desempenha um papel crucial na garantia da integridade e durabilidade das estruturas soldadas, especialmente em aplicações críticas onde a qualidade e a confiabilidade são essenciais.

É importante ressaltar que as tecnologias de tratamento pós-soldagem não são adequadas para todas as condições de carga, especialmente quando a relação de carga é alta ou quando as tensões máximas se aproximam da resistência ao escoamento do material. Portanto, uma avaliação cuidadosa das condições de carga e uma compreensão completa das características do material são essenciais ao considerar o tratamento pós-soldagem como uma opção para melhorar a qualidade e o desempenho das juntas soldadas (Haagensen e Maddox , 2013)

As distorções geométricas que ocorrem durante o processo de soldagem convencional, como o processo de Soldagem a Arco de Metal Inerte (Gás Metal Arc Welding - GMAW), são de grande preocupação na fabricação de componentes soldados. Essas distorções estão associadas a diversos fatores, incluindo tensões residuais, deformações plásticas e características do material. Elas podem resultar em problemas como tensões residuais de tração, distorção da solda, presença de defeitos de soldagem e, em alguns casos, fragilização

do material.

A alta tensão residual de tração próxima à região do pé da solda é uma característica comum em juntas soldadas fabricadas por processos de soldagem a arco. Essa tensão residual pode prejudicar a resistência à fadiga do componente e aumentar o risco de fratura prematura. Além disso, a distorção da solda pode afetar a geometria da peça e dificultar o processo de montagem, resultando em custos adicionais de retrabalho.

Uma das técnicas de tratamento pós-soldagem mais utilizadas para melhorar a qualidade das juntas soldadas é o Tratamento de Impacto Mecânico de Alta Frequência (HFMI, High Frequency Mechanical Impact). Estudos realizados por Ghahremani (2015) demonstraram que o HFMI pode introduzir tensões residuais compressivas na ponta da solda, reduzir a concentração de tensão e melhorar as propriedades do material. Essa técnica é conhecida por aprimorar o desempenho à fadiga de juntas soldadas, tanto em componentes em serviço quanto em novas estruturas.

Esse tratamento é bastante semelhante ao shot peening. No entanto, o HFMI oferece um controle mais preciso sobre a profundidade e intensidade dos impactos, ao passo que o shot peening é mais variável e dependente dos parâmetros de processo. O shot peening é frequentemente utilizado em componentes com geometrias complexas, enquanto o HFMI pode ser aplicado com eficácia em juntas soldadas específicas. Além disso, o shot peening geralmente cria uma compressão superficial mais profunda do que o HFMI.

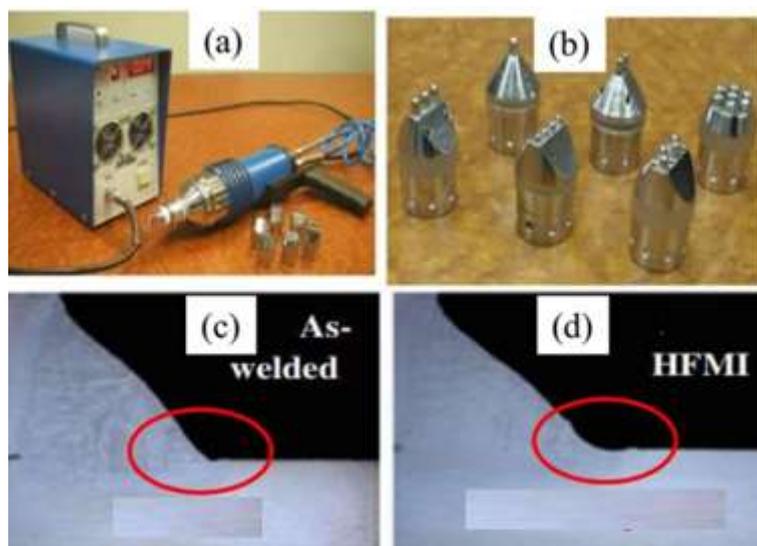
O tratamento HFMI (High-Frequency Mechanical Impact) é um método aplicado à soldagem para melhorar as propriedades mecânicas de juntas soldadas. Esse processo é especialmente utilizado em estruturas sujeitas a cargas cíclicas, como pontes, plataformas offshore e estruturas navais. A seguir, estão as etapas típicas e considerações sobre o acabamento final associadas ao tratamento HFMI:

- **Identificação das Áreas Críticas:** Antes de iniciar o tratamento, identificam-se as áreas críticas da junta soldada que podem estar sujeitas a fadiga ou outros tipos de estresse mecânico.
- **Preparação da Superfície:** A superfície da junta soldada é preparada, muitas vezes por meio de jateamento abrasivo, para remover quaisquer camadas superficiais contaminadas, óxidos ou outros resíduos que possam afetar a eficácia do tratamento.
- **Aplicação do Tratamento HFMI:** O tratamento HFMI envolve a aplicação de impactos mecânicos de alta frequência na área identificada. Isso é geralmente realizado por meio de ferramentas específicas que aplicam impactos

controlados na superfície da junta soldada.

- Monitoramento da Temperatura: Durante o processo, é importante monitorar a temperatura da junta soldada para evitar superaquecimento, o que poderia comprometer a integridade do material.
- Controle da Profundidade de Penetração: A profundidade dos impactos é controlada para garantir que o tratamento atinja a zona crítica da junta, mas sem prejudicar a integridade estrutural.

Figura 2.7: (a) Ferramenta HFMI; (b) Penetrador HFMI ; (c) Perfil da ponta da solda quando soldado (“As-welded”); (d) Perfil do pé da solda após tratamento HFMI.



Fonte: Ghahremani (2015)

É importante destacar que a eficácia do tratamento HFMI ainda não foi completamente quantificada em uma ampla variedade de materiais, sob diferentes condições de carga e em componentes de grande porte. Portanto, a avaliação cuidadosa da aplicabilidade e limitações desse tratamento em diferentes cenários é fundamental para garantir um desempenho confiável à fadiga.

## 2.2 Introdução à Fadiga

Uma ampla variedade de estruturas de grande porte, como aeronaves, navios, pontes metálicas e, em particular, descarregadores de navios, deve tolerar fissuras por fadiga durante suas vidas úteis. Essas fissuras podem começar e/ou crescer gradualmente devido à aplicação de cargas cíclicas, inerentes às suas tarefas operacionais. Embora seja impossível operar tais

estruturas sem a presença delas, a integridade estrutural deve ser assegurada ao longo de toda a vida operacional, por meio de reparos necessários ou da substituição de componentes estruturais eventualmente danificados, antes que essas fissuras atinjam um tamanho crítico.

De acordo com Castro e Meggiolaro (2016), "A fadiga é um tipo de falha mecânica causada principalmente pela aplicação repetida de cargas variáveis, cuja principal característica é a geração e/ou a propagação gradual de uma fissura, até a eventual fratura do componente estrutural. A fadiga é um problema local, que depende dos detalhes da geometria e do material no ponto crítico ou mais carregado do componente, e das cargas atuantes ali, que podem gerar falhas localizadas, progressivas e acumulativas." O estágio final do processo de propagação de fissuras por fadiga é a fratura, ruptura ou quebra do ligamento residual, ainda não fissurado, em duas ou mais partes, ocorrendo quando atinge a carga máxima que pode suportar em seu estado danificado.

Metodologias tradicionais de projeto para fadiga podem ser categorizadas em três grupos principais, conhecidos como métodos S/N,  $\epsilon N$  e  $da/dN$ . O método S/N, também chamado de método de Wöhler, é empregado para modelar e prever o início de fissuras por fadiga em estruturas grandes ou a vida útil total por fadiga de peças pequenas sob tensões elasticamente lineares. Dessa forma, é útil para lidar com vidas úteis longas ou infinitas. O método  $\epsilon N$ , também denominado método de Coffin-Manson, também é utilizado para modelar e prever o início de fissuras por fadiga, porém, é mais robusto e desafiador de aplicar do que o S/N, pois quantifica explicitamente as tensões e deformações elasto-plásticas cíclicas locais atuando em pontos críticos. Ele pode ser empregado para modelar vidas longas, mas é especialmente indicado para tratar vidas de iniciação de fissuras por fadiga curtas. O método  $da/dN$ , conhecido como método de Paris e baseado em conceitos da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE), é utilizado para quantificar vidas de crescimento de fissuras por fadiga, bem como a fratura final de componentes estruturais fissurados, sendo este último evento eventualmente tratado utilizando conceitos da Mecânica de Fratura Elasto-Plástica.

Como regra geral, o método S/N só é aplicável quando as tensões máximas atuando nos pontos críticos do componente estrutural analisado são inferiores à resistência cíclica do material. Isso ocorre porque a análise de tensão utilizada neste método é elástica linear. Assim, embora o dano por fadiga resulte na acumulação gradual de deformações elasto-plásticas cíclicas, o método S/N não quantifica explicitamente quaisquer efeitos plásticos que possam ocorrer nos pontos críticos do componente estrutural, nem reconhece a presença de fissuras. Essa limitação o torna adequado apenas para prever vidas de iniciação de fissuras por fadiga mais longas. No entanto, apesar dessa restrição significativa, o método S/N é

amplamente utilizado na prática, uma vez que a maioria dos problemas de fadiga na vida real está associada a tensões nominalmente elásticas lineares em pontos críticos. Isso ocorre porque a maioria dos componentes estruturais não é projetada para operar sob grandes tensões e deformações cíclicas elasto-plásticas.

O método  $\epsilon N$ , mais moderno em comparação com o método S/N, é outra abordagem para lidar com o início de fissuras por fadiga. Esse método tem a capacidade de quantificar explicitamente os efeitos de tensões e deformações elasto-plásticas cíclicas macroscópicas que atuam em pontos críticos, geralmente nas extremidades de entalhes. Ao contrário do método S/N, o princípio da sobreposição não é válido nas análises de tensões e deformações  $\epsilon N$ , uma vez que podem envolver plasticidade. Além disso, como as deformações plásticas são permanentes após a descarga, elas geram efeitos nos componentes estruturais, que devem ser quantificados sequencialmente. Isso aumenta significativamente a complexidade computacional necessária para quantificá-los adequadamente, em comparação com a metodologia mais simples do S/N. No entanto, as metodologias  $\epsilon N$  são indispensáveis para a quantificação precisa de tensões e deformações elasto-plásticas nas extremidades de entalhes.

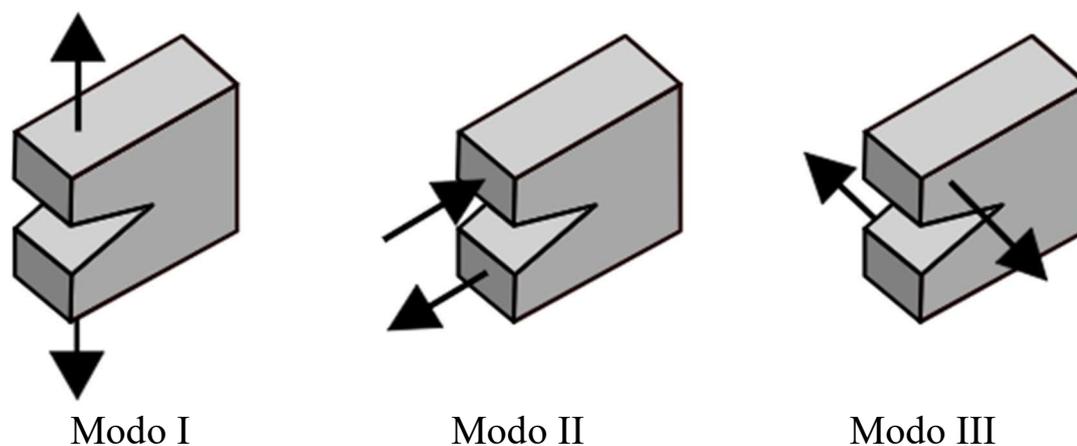
O método  $da/dN$  envolve a integração sequencial de uma regra adequada  $da/dN$  para o crescimento de fissuras por fadiga e é aplicado para modelar e prever vidas residuais de fadiga em estruturas fissuradas. Este método utiliza conceitos da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) para quantificar a magnitude e distribuição de campos de tensão e deformação EL (elástica linear) nas proximidades de uma ponta de fissura. Utiliza-se Fatores de Intensidade de Tensão (FIT)  $K_I$ , uma vez que a maior parte das vidas de crescimento de fissuras por fadiga ocorre sob cargas suficientemente baixas para manter principalmente condições elástica linear nos ligamentos residuais não fissurados. As forças motrizes para o crescimento de fissuras por fadiga nessas condições são os intervalos e picos de FIT aplicados,  $\Delta K$  e  $K_{max}$ . Essa ideia é relativamente simples de implementar sob cargas de fadiga de amplitude fixa, mas tornam-se muito mais complexas sob cargas de amplitude variável, uma vez que tais cargas podem, e normalmente introduzem efeitos de memória significativos, que não podem ser negligenciados em aplicações práticas.

## 2.3 Mecânica da Fratura

A Mecânica da Fratura é uma disciplina da mecânica que se dedica ao estudo da propagação de trincas em materiais. A previsão do crescimento dessas trincas desempenha um papel fundamental no projeto de componentes mecânicos e na avaliação da tolerância a danos em estruturas. Um dos parâmetros mais essenciais na Mecânica da Fratura é o Fator de Intensidade de Tensões (FIT), denominado como  $K$ . Esse fator desempenha um papel crucial na previsão do estado de tensão, ou seja, na Intensidade de Tensão, nas proximidades da extremidade de uma trinca, causada tanto por cargas externas quanto por tensões residuais, como observado nos estudos realizados por Anderson (2005).

O Fator de Intensidade de Tensões é uma ferramenta teórica, geralmente aplicada a materiais que se comportam de forma elástica, linear e homogênea. Ele desempenha um papel crucial ao fornecer critérios de falha em materiais frágeis, ajudando a determinar quando e como ocorrerá a fratura. Como ilustrado na Figura 2.8, existem três modos principais de carregamento de uma trinca.

Figura 2.8: Modos de carregamento da trinca



Fonte: Autor (2023).

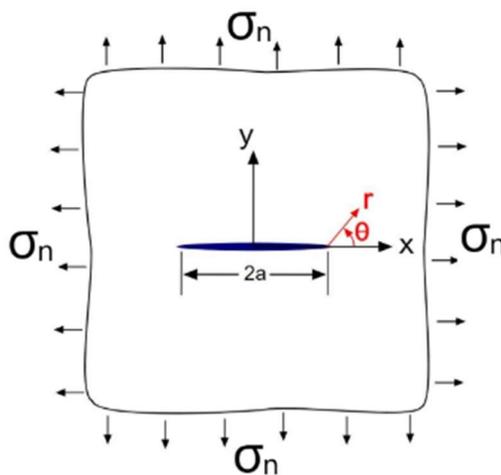
O primeiro modo, chamado de Modo I de abertura, envolve a aplicação de uma carga normal ao plano da trinca, resultando em uma tensão de tração. Esse modo é o mais comum quando se trata de propagação de trincas, pois não envolve dissipação de energia devido ao atrito entre as faces da trinca. Portanto, o Modo I é frequentemente encontrado em situações práticas e é amplamente investigado em pesquisas, projetos de estruturas e análises de falhas devido à sua relevância na avaliação da integridade de componentes e estruturas. No Modo II,

a fissura se abre em uma direção paralela à superfície da trinca, esse modo é associado a um movimento de cisalhamento ao longo da trinca. Geralmente, o Modo II ocorre em situações em que há forças de cisalhamento aplicadas perpendicularmente à direção da fissura. No Modo III, a fissura se abre em uma direção perpendicular à direção da trinca, mas com um componente de deslizamento na direção da trinca, esse modo é associado ao cisalhamento puro e ocorre quando as forças aplicadas têm uma componente de cisalhamento puro.

Cada modo de carga está associado a um fator de intensidade de tensões:  $K_I$ ,  $K_{II}$  e  $K_{III}$  para os seus respectivos modos. O campo de tensões na ponta da trinca no modo I é dado pela Eq. (2.1). Para um sistema de coordenadas polares conforme apresentado na Figura 2.9.

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{pmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \begin{pmatrix} 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \\ 1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \\ \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \end{pmatrix} \quad (2.1)$$

Figura 2.9: Sistema de coordenadas polares  $(r, \theta)$  com origem na ponta da trinca



Fonte : Anderson (2005).

Como pode-se observar a partir das expressões dos campos de tensões em torno da ponta da trinca, a sua intensidade é controlada pelo fator de intensidade de tensões,  $K$ . Este fator é associado aos efeitos da carga e da geometria da peça e da trinca. No modo I, o fator  $K_I$  pode, em geral, ser escrito:

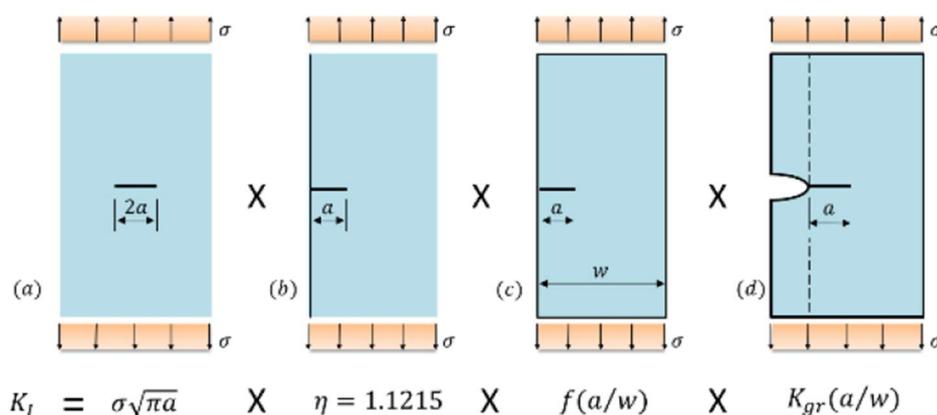
$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \prod_{i=1}^n f_i \quad (2.2)$$

A tensão remota é representada por  $\sigma$ ,  $a$  é o tamanho da trinca e  $f_i$  representa os vários fatores que podem modificar o comportamento da trinca. Uma vez que o FIT é um conceito aplicável apenas a campos de tensões lineares e elásticos, a função  $f_i$  associada a uma determinada geometria é singular. Castro e Meggiolaro (2016) compilaram uma extensa lista de fatores  $K$  para diversas geometrias. Quando se busca determinar os fatores  $K$  para geometrias não abordadas na literatura ou quantificar o efeito de cargas combinadas atuando no mesmo modo, é válido empregar o princípio de superposição a partir dos fatores  $K$  conhecidos, uma vez que estes seguem o conceito de comportamento linear e elástico.

Miranda *et al.* (2019) apresentou cada um dos termos clássicos apresentado na formulação do FIT com o incremento do fator  $K_{gr}$ , conforme apresentado na Figura 2.10. O Fator de Gradiente de Tensão (FGT),  $K_{gr}$ , é multiplicado pelo FIT para levar em conta o gradiente de tensão adicionado.

O FGT desempenha um papel fundamental ao fazer uma correção no FIT calculado a fim de considerar a concentração de tensão introduzida pelo entalhe. Essa concentração de tensão pode ter várias origens, como a presença de um entalhe de contato com outro corpo, tensões residuais resultantes de processos de soldagem, gradientes de temperatura e outros fatores. O FGT é uma medida importante para levar em conta as variações na tensão ao longo da extensão da trinca e em diferentes geometrias, possibilitando uma análise mais precisa da propagação da trinca, esse fator será definido melhor no próximo tópico.

Figura 2.10: Concepção da construção do FIT e do FGT.



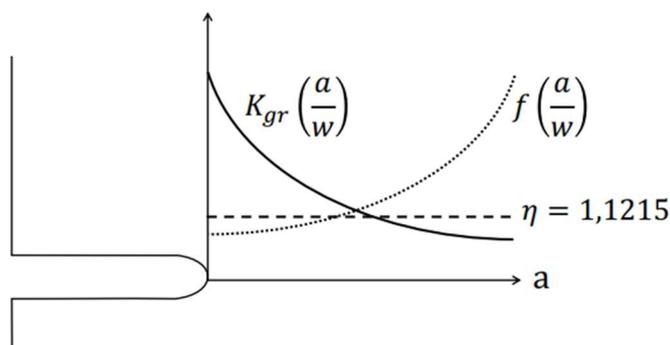
Fonte: Miranda *et al.* (2019).

A solução apresentada por Miranda *et al.* (2019) para uma placa infinita, conforme mostrado na Figura 2.10 (a), pode ser adaptada para considerar uma superfície finita,

conforme ilustrado na Figura 2.10 (b). Nesse caso, o Fator de Intensidade de Tensões (FIT) é modificado multiplicando-o pelo fator de face livre,  $\eta$ , que tem o valor de 1,1215. Ao adicionar outra superfície finita na placa, como mostrado na Figura 2.10 (c), o FIT deve ser ajustado pelo fator  $f(a/w)$  que leva em consideração as mudanças na geometria do corpo e nas condições de carregamento. Finalmente, quando um entalhe é introduzido na face onde a trinca se origina, causando uma concentração de tensão, como ilustrado na Figura 2.10 (d).

Pode-se observar, de acordo com a Figura 2.11, que o valor de  $\eta$  permanece constante e o fator de geometria  $f(a/w)$  inicialmente, começando com um valor unitário e crescente à medida que a ponta da trinca se afasta da raiz do entalhe. Por outro lado, o valor de  $K_{gr}$  segue um comportamento oposto, começando com um valor elevado e reduzindo à medida que o tamanho da trinca aumenta. Esse padrão sugere uma relação inversa entre  $f(a/w)$  e  $K_{gr}$ , onde o valor de um aumenta à medida que o valor do outro diminui, dependendo da posição da trinca em relação ao entalhe. Essas variações em  $f(a/w)$  e  $K_{gr}$  são essenciais para entender como a concentração de tensão evolui ao longo da extensão da trinca e como isso afeta seu comportamento de propagação.

Figura 2.11: Fator de superfície livre  $\eta$ , de geometria  $f(a/w)$  e do gradiente de tensão  $K_{gr}(a/w)$



Fonte: Miranda *et al.* (2019).

### 2.3.1 Fator de Concentração de Tensão e Fator de Gradiente de Tensão

De acordo com o princípio de Saint-Venant, as fórmulas clássicas da análise de tensões, também conhecida como resistência dos materiais, são aplicáveis somente em áreas da peça que estejam distantes de transições geométricas abruptas e pontos onde cargas concentradas são aplicadas. Por exemplo, a fórmula usada para calcular as tensões elásticas lineares induzidas por um momento fletor ( $M$ ) em um ponto a uma distância ( $y$ ) do eixo

neutro em uma viga com momento de inércia ( $I$ ) é válida apenas em trechos onde a seção transversal permanece uniforme (ou varia suavemente). Portanto, as fórmulas clássicas são adequadas apenas para calcular as chamadas tensões nominais, que desconsideram os efeitos localizados nas transições geométricas bruscas.

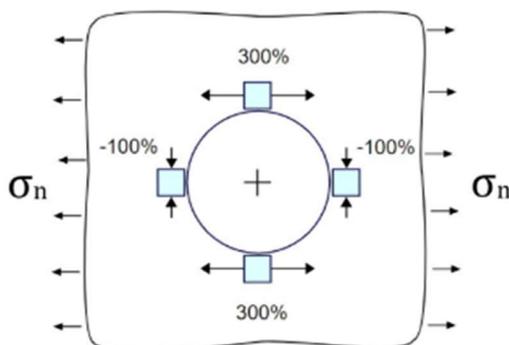
No entanto, na maioria dos casos de peças reais, é necessário incorporar entalhes ou variações localizadas em sua geometria, como furos, rasgos, ou outros detalhes semelhantes, que são geralmente essenciais para a fixação ou operação da peça. Esses entalhes são necessários, mas têm o efeito de concentrar localmente as tensões nominais que atuam na peça se ela não os tivesse. O Fator de Concentração de Tensões (FCT) formulado Eq. (2.3) é definido como a razão entre a máxima tensão que age em uma seção específica (com entalhe) -  $\sigma_{máx}$  - e a tensão nominal -  $\sigma_n$  - que atuaria naquela seção se o entalhe não estivesse presente. Esse fator é fundamental para considerar como os entalhes afetam localmente as tensões nas peças.

$$K_t = \sigma_{máx}/\sigma_n \quad (2.3)$$

De acordo com Meggiolaro e De Castro (2009) a primeira solução analítica de um problema de concentração de tensões foi obtida em 1898 por Kirsh que calculou as tensões tangenciais em torno de um furo circular de raio  $R$  numa placa infinita tracionada. Ao calcular as tensões tangenciais em torno de um furo circular de raio  $r$  em uma placa infinita tracionada, conforme mostrado na Figura 2.12, ele derivou a expressão dada na Eq. (2.4).

$$\sigma_\theta(R, \theta) = \frac{\sigma_n}{2} \left[ \left( 1 + \frac{R^2}{r^2} \right) - \left( 1 + \frac{3R^4}{r^4} \right) \cos 2\theta \right] \quad (2.4)$$

Figura 2.12: Placa de Kirsh



Fonte : Mcginty (2021).

Cujo os valores máximos e mínimos são apresentados nas Equações (2.5) e (2.6), respectivamente:

$$\sigma_{\theta_{\text{máx}}} \Rightarrow \theta = \pm\pi/2 \Rightarrow \sigma_{\theta} = \sigma_x = 3\sigma_n \quad (2.5)$$

$$\sigma_{\theta_{\text{min}}} \Rightarrow \theta = 0, \pi \Rightarrow \sigma_{\theta} = \sigma_y = -\sigma_n \quad (2.6)$$

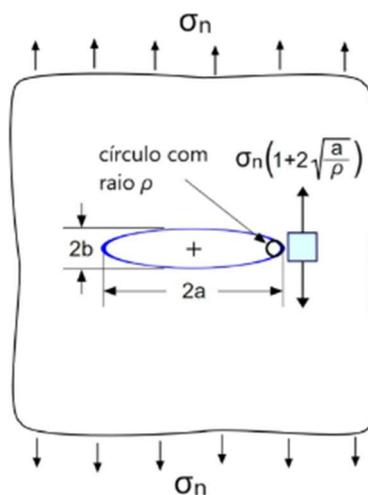
Logo, o furo circular introduz na placa de Kirsh um Fator de Concentração de Tensão  $K_t = \sigma_{\text{máx}}/\sigma_n = 3$ .

A introdução de um furo não altera a tensão global na placa infinita que permanece igual a  $\sigma_n$ , porém faz com que a máxima tensão local na borda do furo seja três vezes maior que a tensão nominal. Este efeito certamente não pode ser negligenciado no dimensionamento à fadiga. Inglis (1913) resolveu o problema do furo elíptico numa placa infinita tracionada (Figura 2.13) e obteve um fator de concentração de tensão apresentado na Eq. (2.7).

$$K_t = 1 + \frac{2a}{b} = 1 + 2\sqrt{\frac{2a}{\rho}} \quad (2.7)$$

Onde  $\rho = b^2/a$  é o menor raio de curvatura da elipse, e  $a$  e  $b$  os semi-eixos da elipse.

Figura 2.13: Placa infinita tracionada com um furo elíptico



Fonte : McGinty (2021).

A Equação (2.7) é de extrema importância, pois quantifica o efeito da concentração de tensão causada por entalhes elípticos. Com raios de ponta  $\rho$  pequenos, o fator  $K_t$  pode aumentar significativamente. Em outras palavras, quanto mais afiado for o entalhe, maior será

o efeito da concentração de tensão. No entanto, um raio muito pequeno, como o da ponta de uma trinca, levaria o valor de  $\rho$  a zero, o que resultaria em uma tensão nominal infinita, o que não é fisicamente possível. Inglis não explicou por que as peças trincadas não quebravam quando submetidas a cargas, mas esse problema foi resolvido posteriormente por Griffith com base em conceitos termodinâmicos.

Em seguida, foi introduzido o conceito do Fator de Gradiente de Tensão (FGT), que se baseia no FIT, conforme apresentado nas Equações (2.8) e (2.9). Essa abordagem foi proposta por El Haddad *et al.* (1981) e, originalmente, foi usada para prever a vida à fadiga de componentes com entalhes.

$$\Delta K_I = \Delta\sigma(\sqrt{\pi a}) \cdot \eta \cdot f(a/w) \cdot K_{gr}(a/w) \quad (2.8)$$

$$K_{gr}(a/w) = \Delta K_I / \Delta K_{I,ref} \quad (2.9)$$

O conceito de Fator de Gradiente de Tensão (FGT) é baseado no Fator de Concentração de Tensão Elástica (FCTE) proposto por El Haddad, *et al.* (1979), inicialmente utilizado para considerar o aumento nos Fatores de Intensidade de Tensão (FITs) devido à formação de trincas decorrentes de entalhes ou falhas, e posteriormente foi aplicado na análise de fadiga de componentes estruturais para diversas condições de geometria e carregamento por Dabayeh *et al.* (1996). El Haddad, *et al.* (1981) introduziram os conceitos da Mecânica da Fratura Baseada em Deformação (MFBD) para estender ao método a condições elastoplásticas.

Ghahremani e Walbridge (2011) seguiram as pesquisas anteriores e propuseram determinar condições plásticas utilizando a abordagem do MFBD - que será apresentada no próximo tópico - para a análise de vida em elementos soldados sob cargas de Amplitude Constante (AC).

Em seguida, Ghahremani, Walbridge e Topper (2015) utilizaram o MFBD na análise de fadiga de elementos soldados sob cargas de Amplitude Variável (AV), e denominaram a tensão no entalhe nos pés das soldas como FCTM: Fator de Concentração de Tensão Modificado, e definiram nomenclatura como  $K_p$ . Antunes *et al.* (2017) e Rêgo *et al.* (2018) realizaram trabalhos similares mas denominaram esse fator de concentração como  $-K_{gr}$ - que foi utilizado neste esse trabalho, porque essa parcela modifica um FIT de referência para considerar os Efeitos de Gradientes de Tensão induzidos pelas pontas do entalhe sendo então denominado de Fator de Gradiente de Tensão.

Embora seja possível obter o FGT analiticamente ou empiricamente, na maioria dos cálculos práticos é necessário utilizar algum método numérico. Os autores Miranda *et al.* (2019) empregam o conceito de funções de ponderação, calculando os FITs usando a distribuição de tensão nas faces da trinca para determinar a fadiga por *fretting* e, assim, encontrar o fator  $K_{gr}$ .

Para uma compreensão mais abrangente, o Quadro 2.1 apresenta os principais parâmetros da mecânica da fratura e da fadiga usados para quantificar o número de ciclos necessários para a iniciação e propagação de trincas. É importante observar que a definição do Fator de Gradiente de Tensão envolve a razão entre o FIT em um corpo com concentração de tensão (como em soldagens) e o FIT do corpo de referência.

Quadro 2.1: Principais parâmetros usados na mecânica da fratura e fadiga

Símbolo	Nomenclatura	Equação	Aplicabilidade
$K_I$	Fator de Intensidade de Tensões (Modo I)	$\sigma\sqrt{\pi a} \cdot \prod f_i$	$da/dN$ , com propagação de trincas
$K_t$	Fator de Concentração de Tensões	$\sigma_{m\acute{a}x}/\sigma$	$\epsilon N, SN$ , iniciação de trincas
$K_f$	Fator de Concentração de Tensões em Soldas	$\frac{\text{resistência à fadiga com soldas}}{\text{resistência à fadiga sem soldas}}$	$\epsilon N, SN$ , iniciação de trincas
$K_{gr}(a/w)$	Fator de Gradiente de Tensões	$\frac{(Com\ concentrador) K_I}{(Sem\ concentrador) K_{I(ref)}}$	Iniciação de trincas, propagação de trincas curtas e longas

Fonte : Autor (2022).

### 2.3.2 Descrição do modelo MFBD

O modelo da Mecânica da Fratura Baseada em Deformação (MFBD) é considerado apropriado para investigar o comportamento à fadiga de novas tecnologias e tratamentos pós-soldagem, bem como para estudar a confiabilidade dessas abordagens e realizar estudos

visando estabelecer diretrizes de projeto. Isso se deve a várias razões, conforme apontadas por Ranja (2019):

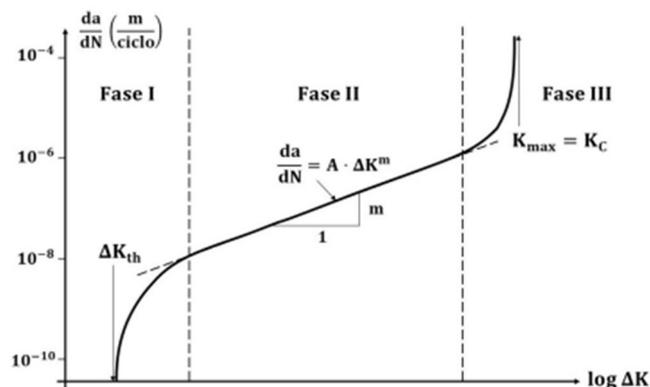
- **Eficiência Computacional:** O modelo MFBD é eficiente do ponto de vista computacional, tornando-o adequado para uso em estruturas probabilísticas onde são necessários muitos cálculos repetidos. Isso é particularmente relevante quando se lida com análises complexas que envolvem várias variáveis e cenários.
- **Modelagem de Materiais Não Lineares:** O modelo MFBD é adequado para modelar materiais não lineares, o que pode ser significativo em algumas tecnologias de soldagem e tratamento, como no caso do Impacto Mecânico de Alta Frequência (IMAF ou HFMI).

O modelo MFBD oferece uma abordagem eficiente e flexível para a análise de fadiga, especialmente quando se trata de tecnologias e tratamentos de soldagem inovadores, onde a capacidade de modelar o comportamento de trincas de forma contínua e lidar com materiais não lineares é essencial para uma avaliação precisa do desempenho estrutural.

Paris e Erdogan (1963) comprovaram que a taxa de propagação de trincas por fadiga  $da/dN$  era controlada pela gama  $\Delta K$ , apesar de ser um parâmetro linear elástico. Castro e Meggiolaro (2016) fizeram um breve resumo da relação  $da/dN$  x  $\Delta K$ , apresentado na Figura 2.14. Na fase I, pode-se observar que a curva possui derivada decrescente e é limitada por um limiar de propagação,  $\Delta K_{th}$ , abaixo do qual a força motriz  $\Delta K$  é pequena demais para uma trinca conseguir crescer, logo a taxa de propagação  $da/dN = 0$ . Na fase II, a derivada da curva  $\log(da/dN)$  x  $\log(\Delta K)$  é aproximadamente constante. Na fase III, a derivada da curva é crescente, e a peça fratura quando o valor máximo do fator de intensidade de tensões atinge a tenacidade do material. Todas as três fases merecem estudos específicos, mas o presente trabalho foca nos fenômenos que acontecem nas fases I e II.

Os resultados da validação do modelo apresentado por Dong et al. (2018) mostram que a abordagem em duas fases pode prever com sucesso a vida total em fadiga de amostras entalhadas de diferentes geometrias e materiais. A porção relativa da vida inicial varia dependendo da carga de fadiga e da concentração de tensão e a tendência satisfaz a experiência geral. Mesmo para as condições mais severas, onde o raio do entalhe é da ordem de 10  $\mu\text{m}$ , aproximadamente 15% da vida em fadiga é gasta na fase de iniciação, indicando que nenhuma das duas fases pode ser negligenciada.

Figura 2.14: Forma sigmoide da curva  $da/dN \times \Delta K$  típica em escala log-log



Fonte: Castro e Meggiolaro (2016)

O modelo da Mecânica da Fratura Elástica Linear pode ser adaptado para levar em consideração o efeito da não linearidade com base na deformação do material, conforme estudado por Khalil e Topper (2003). A relação entre a taxa efetiva de crescimento de fissuras e sua vida útil é expressa pela Eq. (2.10), que é conhecida como a Lei de Crescimento de Trincas de Paris-Erdogan. Essa lei foi modificada para incorporar faixas com Fatores de Intensidade de Tensão (FIT).

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K - \Delta K_{th})^m \quad (2.10)$$

Esses Fatores de Intensidade de Tensão (FIT) são usados para prever o estado de tensão próximo à ponta da trinca, que pode ser causado tanto por uma carga remota quanto por tensões residuais (conforme abordado por Anderson, 2005). Em essência, essa modificação permite considerar a não linearidade do comportamento do material em relação à deformação ao modelar o crescimento de trincas. Isso é importante porque muitos materiais, especialmente sob carregamento cíclico, podem apresentar comportamento não linear que afeta o crescimento de trincas de fadiga.

A Lei de Crescimento de Trincas de Paris-Erdogan modificada, com a inclusão dos Fatores de Intensidade de Tensão, é uma ferramenta valiosa para prever como as trincas crescerão em materiais que não exibem um comportamento puramente elástico-linear sob condições de carregamento cíclico. Ela fornece uma maneira mais precisa de modelar o comportamento real das trincas em tais materiais, levando em consideração os efeitos da não linearidade. Dentro da faixa de profundidade da fissura, que se estende de  $a_{min}$  até  $a_{max}$ , a

vida de fadiga é calculada usando a equação (2.11).

$$N = \int_{a_i}^{a_c} \frac{da}{C(\Delta K - \Delta K_{th})^m} \quad (2.11)$$

As constantes  $C$  e  $m$  são estimadas a partir do crescimento de trincas sem fechamento (por exemplo, a uma alta taxa de carga, com  $R = 0,8$ ) de testes de taxa em um corpo de prova compacto submetido à tração. A Equação (2.12) é usada para calcular cada FIT.

$$\Delta K = YE\varepsilon\sqrt{\pi(a + a_0)} \quad (2.12)$$

O termo  $Y$  é um fator de correção que leva em consideração a forma da fissura, a superfície livre de um lado da fissura e a espessura finita da placa, mas não a distribuição não uniforme de tensões ao longo do caminho da trinca (que é tratada separadamente). O módulo de elasticidade é dado por  $E$ ,  $a$  é a profundidade (da fissura) abaixo da superfície e  $\varepsilon$  é a deformação local nesta profundidade. El Haddad, Topper, *et al.* (1979) usaram como adicional o termo constante  $a_0$ , apresentado na Eq. (2.13), que é considerado para levar em conta pequenos efeitos de fissuras iniciais.

$$a_0 = \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta\sigma_e}\right)^2 \cdot \frac{1}{\pi} \quad (2.13)$$

$\Delta\sigma_e$  é o limite de fadiga do aço, para calcular as tensões e deformações para cada ciclo de carga um modelo de material Ramberg-Osgood (cíclico) é empregado na Eq. (2.14). Para modelar o comportamento do material não linear sob carregamento cíclico, é usado um modelo de material cíclico Ramberg-Osgood, que requer como entrada as constantes do material:  $H_c$  (coeficiente de endurecimento) e  $h_c$  (expoente de endurecimento da curva cíclica estabilizada).

$$\Delta\varepsilon = \left(\frac{\Delta\sigma}{E}\right) + 2 \cdot \left(\frac{\Delta\sigma}{2 \cdot H_c}\right)^{1/h_c} \quad (2.14)$$

Sandor (1972), Fuchs e Stephens (1980) e Dowling (2007) utilizaram o método  $\varepsilon - N$  que determina o cálculo da vida  $N$  à fadiga, que usa na maioria das vezes a Eq. (2.15) de

Neuber para correlacionar a tensão nominal,  $\Delta\sigma_n$ , as mudanças na deformação e tensão, respectivamente,  $\Delta\varepsilon$  e  $\Delta\sigma$ , que elas induzem na raiz de um entalhe ou local de concentração de tensão.

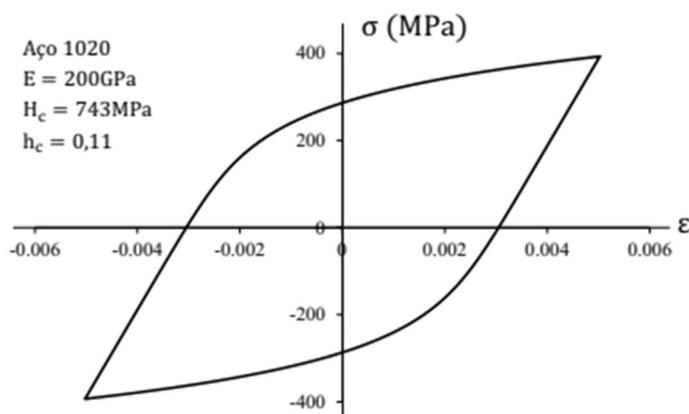
$$K_t^2 = \frac{\Delta\sigma \cdot \Delta\varepsilon}{\Delta\sigma_n \cdot \Delta\varepsilon_n} \quad (2.15)$$

Onde  $K_t$  é o fator de concentração de tensão (teórico), que correlaciona tensões-deformações nominais ( $\sigma_n$  e  $\varepsilon_n$ ) com as tensões-deformações ( $\sigma$  e  $\varepsilon$ ) elasto-plásticas (EP) na raiz da solda. El Haddad, *et al.* (1979) preferem usar a sigla  $K_f$ , fator de concentração na fadiga no lugar de  $K_t$ , na Eq. (2.15).

Para avaliar o comportamento elasto-plástico cíclico de um material, são conduzidos testes de fadiga controlados pela amplitude de deformação ( $\Delta\varepsilon$ ), com tensão e deformação médias igual a zero. Quando os materiais são submetidos a cargas cíclicas, eles passam por uma fase inicial transitória na qual podem apresentar estabilidade, amolecimento ou endurecimento. No entanto, após alguns ciclos, o comportamento se estabiliza. As curvas de tensão ( $\Delta\sigma$ ) em função da deformação ( $\Delta\varepsilon$ ) nesse estado estável são conhecidas como laços de histerese estabilizados.

A Figura 2.15 ilustra um exemplo de uma curva de tensão em função da deformação de um aço 1020 durante o teste de fadiga, mostrando o comportamento cíclico do material ao longo do tempo. Esse tipo de informação é fundamental para compreender como um material se comporta sob cargas repetidas, o que é crucial para a análise de fadiga e o projeto de componentes sujeitos a ciclos de carga.

Figura 2.15: Curva  $\Delta\sigma\Delta\varepsilon$  do laço de histerese de um aço 1020



Fonte: Castro e Meggiolaro (2016).

A Equação (2.16) de Coffin-Manson apresenta a vida em relação à amplitude total de deformação  $\Delta\varepsilon$ . Os coeficiente  $\sigma_c$  e o expoente  $b$  da parte elástica, e o coeficiente  $\varepsilon_c$  e o expoente  $c$  da parte plástica da curva de Coffin-Manson são propriedades do material, a serem medidos experimentalmente.

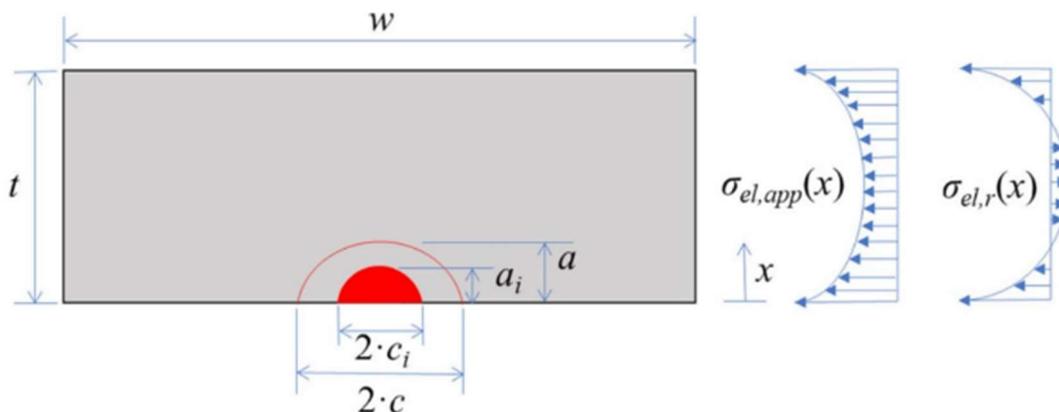
$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_{el}}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_{pl}}{2} = \left(\frac{\sigma_c}{E}\right)(2N)^b + \varepsilon_c(2N)^c \quad (2.16)$$

O processo para determinar a vida  $N$  consiste da resolução iterativa da equação de Neuber e do laço de histerese, onde determina-se a tensão e deformação no local da falha. Em seguida aplicam-se os valores de  $\Delta\varepsilon$  na equação de Coffin-Manson, onde finalmente determina-se o número de ciclos  $N$  até que ocorra falha no material. Como observado, o método  $\varepsilon - N$  não descreve a parcela da vida referente ao crescimento de trinca.

### 2.3.3 Cálculo das Tensões Residuais

Em qualquer ponto do histórico de carga, a tensão elástica local é calculada somando a tensão elástica local devido a carga aplicada,  $\sigma_{el,app}(x)$ , e a tensão residual elástica local,  $\sigma_{el,r}(x)$ , devido a soldagem (e tratamento HFMI no caso dos corpos de prova tratados). Para a seção transversal mostrada na Figura 2.16, pode-se notar que  $\sigma_{el,app}(x)$  e  $\sigma_{el,r}(x)$  são considerados não uniformes ao longo da espessura ( $t$ ) de direção do componente, mas uniforme (considerada uma simplificação) ao longo da direção da largura ( $w$ ).

Figura 2.16: Distribuição de tensão residual



Fonte: Ranja e Walbridge (2021).

A não uniformidade na distribuição de tensões aplicadas ocorre devido à presença de uma concentração de tensão na região do dedo do pé da solda, especialmente nas bordas horizontais, de onde a rachadura se origina. Essa concentração de tensão pode ser modelada utilizando um Fator de Concentração de Tensão (FCT), representado pela Eq. (2.17).

$$\sigma_{el,app}(x) = K_t(x)\sigma_n \cdot \sigma_n = \frac{P}{w \cdot t} \quad (2.17)$$

Na Equação (2.17) “ $P$ ” representa a carga aplicada, que atua perpendicularmente à seção transversal, conforme ilustrado na figura 2.16, enquanto “ $\sigma$ ” denota a tensão nominal ou a tensão no campo distante. A tensão de distribuição residual, representada por “ $\sigma_r$ ”, varia de forma não uniforme na direção da espessura e geralmente é conhecida com base em medições realizadas após o processo de soldagem.

A Equação (2.17) parte do pressuposto de que a distribuição de tensão na direção da espessura é uniforme. No entanto, para levar em consideração a não uniformidade das distribuições de tensão devido à presença de tensões residuais (resultantes da soldagem) na direção da espessura, Ranjan (2019) calculada a tensão elástica local na profundidade “ $a$ ” utilizando um fator de concentração de tensão para fadiga plástica. Esse fator de concentração de tensão é apresentado na Eq. (2.18) e fornece a magnitude da tensão elástica uniforme que resultaria no mesmo Fator de Intensidade de Tensão (FIT) com a distribuição de tensão elástica não linear na direção da espessura, entre a superfície e a profundidade da fissura “ $a$ ”. Essa abordagem foi baseada na teoria usada por Dabayeh *et al.* (1998).

$$K_f = \frac{K}{Y \cdot \sqrt{\pi a}} \quad (2.18)$$

$K$  nesta expressão é o FIT elástico, representando a distribuição de tensão não uniforme ao longo do caminho da trinca. Os efeitos da forma da fissura e da espessura finita da placa são considerados usando o fator de correção  $Y$  estabelecidos por Ranja e Walbridge (2021). Existem várias possibilidades de calcular o fator  $Y$ , algumas equações bem conhecidas para o ponto mais profundo em uma trinca de superfície semi-elíptica, em uma espessura fina, uniformemente carregada. Alternativamente, este fator pode ser calculado usando a abordagem de Glinka e Shen (1991) da função peso (que será apresentado no tópico 2.3) com uma unidade de tensão de distribuição uniforme.

$$K = \int_0^a FCT(x) \cdot m(x, a, c, t) dx \quad (2.19)$$

A variável  $x$  é a profundidade abaixo da superfície da placa e  $FCT(x)$  é o Fator de Concentração de Tensão associado à distribuição de tensão elástica local não uniforme, que pode ser obtida usando uma equação de forma fechada, se disponível, ou por análise linear elástica dos Elementos Finitos (EF) do componente não fissurado. A tensão elástica local modificada,  $\sigma_{el}'$ , associada ao nível da tensão nominal,  $\sigma_n$ , é então calculado conforme Eq. (2.20).

$$\sigma_{el}' = K_p \cdot \sigma_n \quad (2.20)$$

O termo  $K_p$  usado por Ranja e Walbridge (2021) faz similaridade ao  $K_{gr}$ . Dado o histórico de tensão elástica local, o histórico de tensão-deformação não linear local é calculado simultaneamente resolvendo as equações de Neuber e Ramberg-Osgood. Cada vez que um loop de histerese tensão-deformação é fechado, são calculadas as deformações máximas e mínimas e de abertura de fissura.

As tensões residuais são significativas e devem ser consideradas na análise antes de calcular o ciclo de deformações inelásticas (resolvendo simultaneamente Neuber e equações de Ramberg-Osgood), a tensão aplicada elástica local modificada e as tensões elásticas residuais devem ser calculadas e combinadas. A tensão aplicada elástica local modificada,  $\sigma'_{el,app}$ , e tensão residual,  $\sigma'_{el,r}$ , em cada profundidade de fissura pode ser calculada usando as Eq. (2.21) e (2.22), respectivamente. Essas tensões podem então ser adicionadas para obter o total modificado da tensão elástica local ( $\sigma'_{el}$ ), que é posteriormente usada para estimar as deformações inelásticas locais.

$$\sigma'_{el,app} = \frac{\int_0^a [\sigma_{el,app}(x) \cdot m(x, a, c, t)] dx}{\sqrt{\pi \cdot a}} \quad (2.21)$$

$$\sigma'_{el,r} = \frac{\int_0^a [\sigma_{el,r}(x) \cdot m(x, a, c, t)] dx}{\sqrt{\pi \cdot a}} \quad (2.22)$$

$$\sigma'_{el} = \sigma'_{el,app} + \sigma'_{el,r} \quad (2.23)$$

O histórico de carregamento, a aplicação do modelo de material de Ramberg-Osgood e a regra de Neuber explica implicitamente qualquer mudança na tensão residual devido a

eventos de sobrecarga ,de tração ou compressão, empurrando o histórico de tensão-deformação além do domínio elástico.

O processo de determinação da vida,  $N$ , envolve etapas iterativas para resolver a tolerância de Neuber e o ciclo de histerese. Isto permite a determinação da tensão e da deformação no local da falha. O tópico seguinte aborda como dever ser a representação gráfica que correlaciona as Tensões ( $S$ ) com as Vidas ( $N$ ), chamada de curvas S/N.

#### 2.3.4 Curvas S/N

A curva S/N é uma representação experimental que descreve o método Tensão-Vida. Quando um corpo de prova de um material ou um componente de uma máquina é submetido a ciclos de tensão de magnitude suficientemente alta, ocorrerá o desenvolvimento de trincas por fadiga ou outros tipos de danos, levando, em última instância, à falha completa do componente. Quando esse teste é repetido com amplitudes de tensão maiores, o número de ciclos até a falha diminui ainda mais. Os resultados desses testes realizados com diferentes níveis de tensão podem ser representados em um gráfico, resultando na curva Tensão-Vida, também conhecida como curva S/N.

A resistência à fadiga é normalmente derivada de testes de amplitude constante ou variável. Como geralmente necessário, os dados de resistência à fadiga apresentados aqui são expressos em termos do mesmo tipo de tensão usado para determinar os dados de teste nos quais se baseiam. Os dados de resistência à fadiga atuais para juntas soldadas são expressos como curvas S/N. No entanto, existem diferentes definições de falha nos testes de resistência à fadiga convencionais. Em geral, pequenas amostras soldadas são testadas até a ruptura completa, que geralmente está muito próxima da fissura através da espessura. Em componentes ou vasos grandes, a observação de uma fissura maior ou através da parede é geralmente considerada uma falha. A falha por fadiga de acordo com as curvas S/N atuais efetivamente corresponde à fissura através da seção. As curvas S/N, de acordo com EN 1993-1-9 (2005) têm a forma:

$$N = \frac{C}{\Delta\sigma^m} \quad (2.24)$$

Onde o coeficiente de inclinação  $m$  pode adotar diferentes valores ao longo da faixa de possíveis vidas em fadiga, desde a baixa resistência até o regime de alto ciclo. Para análises

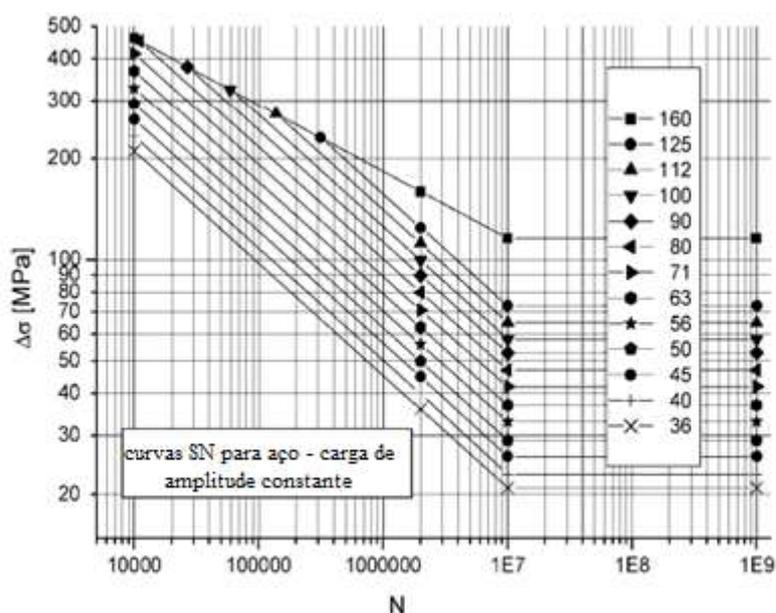
de mecânica da fratura, os dados de resistência à fadiga estão na forma de relações entre  $\Delta K$  e a taxa de propagação de fissuras por fadiga ( $da/dN$ ). Os dados de taxa de crescimento de fissuras por fadiga são derivados monitorando a propagação da fissura em testes.

Todos os dados de resistência à fadiga são fornecidos como valores característicos, que se presume representarem uma probabilidade de sobrevivência de pelo menos 95%, calculada a partir do valor médio com base em limites de tolerância de 75% de dois lados da média, a menos que seja especificado o contrário.

De acordo com o International Institute of Welding -IIW- a faixa de tensão (nominal) deve estar dentro dos limites das propriedades elásticas do material. A faixa dos valores de projeto da faixa de tensão não deve exceder  $1,5 \cdot f_y$  para tensões normais nominais ou  $1,5 \cdot f_y / \sqrt{3}$  para tensões de cisalhamento nominais. A resistência à fadiga de uma junta soldada é limitada pela resistência à fadiga do material base.

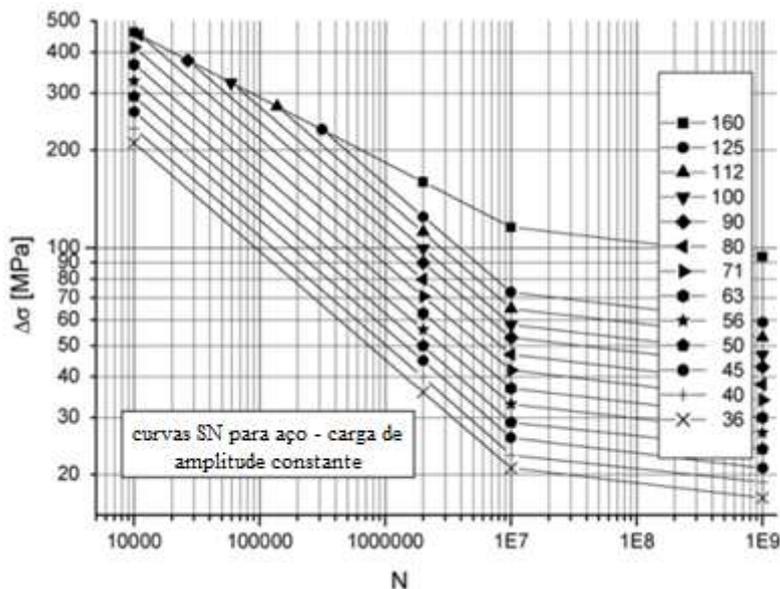
A avaliação de fadiga de detalhes estruturais classificados e juntas soldadas é baseada na faixa de tensão nominal. Na maioria dos casos, os detalhes estruturais são avaliados com base na faixa de tensão principal máxima na seção em que se considera a possibilidade de fissura por fadiga. No entanto, também são fornecidas orientações para a avaliação de detalhes sujeitos a carregamento de cisalhamento, com base na faixa de tensão de cisalhamento máxima. Curvas S/N separadas são fornecidas para consideração de faixas de tensão normal, para baixos e altos ciclos como ilustrado nas Figuras 2.17 e 2.18, respectivamente.

Figura 2.17: Curvas S/N de resistência à fadiga para aço padrão a tensão normal



Fonte: Hobbacher (2009).

Figura 2.18: Curvas S/N de resistência à fadiga para aço na aplicação de ciclos elevados



Fonte: Hobbacher (2009).

Deve-se ter o cuidado de garantir que a tensão usada para a avaliação de fadiga seja a mesma que a fornecida nas tabelas dos detalhes estruturais classificados. Concentrações de tensão macroestrutural no ponto crítico não abrangidas pelo detalhe estrutural da própria junta, como grandes cortes na proximidade da junta, devem ser consideradas por meio de uma análise detalhada de tensões, como análise de elementos finitos, ou fatores de concentração de tensões apropriados.

De acordo com o IIW as curvas de fadiga são baseadas em investigações experimentais representativas e, portanto, incluem os efeitos de:

- Concentrações de tensão no ponto crítico devido ao detalhe mostrado
- Concentrações de tensão locais devido à geometria da solda
- Imperfeições na solda compatíveis com padrões normais de fabricação
- Direção de aplicação da carga
- Altas tensões residuais
- Condições metalúrgicas
- Processo de soldagem (soldagem por fusão, a menos que especificado de outra forma)
- Procedimento de inspeção (END), se especificado
- Tratamento pós-soldagem, se especificado

Além disso, dentro dos limites impostos por considerações de resistência estática, as curvas de fadiga de juntas soldadas são independentes da resistência à tração do material. Cada curva de resistência à fadiga S/N é identificada pela resistência à fadiga característica do detalhe em MPa a 2 milhões de ciclos. Esse valor representa a classe de fadiga (FAT). A inclinação das curvas de resistência à fadiga para detalhes avaliados com base em tensões normais é  $m=3,00$ , a menos que seja expressamente declarado o contrário. Assume-se de amplitude constante corresponde a  $N = 10^7$  ciclos.

## 2.4 Trabalhos relacionados

Antunes *et al.* (2017) aplicaram o conceito do fator de gradiente de tensão (FGT) em trabalhos sobre fretting (desgastes e os danos causado por superfícies em contato sob pressão) em componentes mecânicos. Este apresentou soluções de FIT para condições de fadiga por fretting para corrigir o fator de geometria clássico para corpos de prova em tiras semi-infinitas. Para a obtenção dessas soluções, foram realizadas simulações 2D de elementos finitos, variando-se importantes parâmetros: coeficiente de atrito, intensidade de tensão remota, raio de contatos e material. O FGT final apresentou uma termo geral apresentado na Eq. (2.25).

$$K_{gr}(a/w) = A_1 e^{[(-a/w)/t_1]} + A_2 e^{[(-a/w)/t_2]} + A_3 e^{[(-a/w)/t_3]} + 1 \quad (2.25)$$

Os parâmetros foram ajustados nas análises realizadas, onde já menciona a possibilidade de aplicação do FGT em diferentes métodos de análise de fratura e fadiga: Mecânica da Fratura baseada em Deformação por El Haddad, *et al.* (1979); Teoria da Distância Crítica com Da Silva *et al.* (2012); e Gradiente de Tensão por Meggiolaro, Miranda, *et al.* (2007) e Castro, Landim, *et al.* (2015).

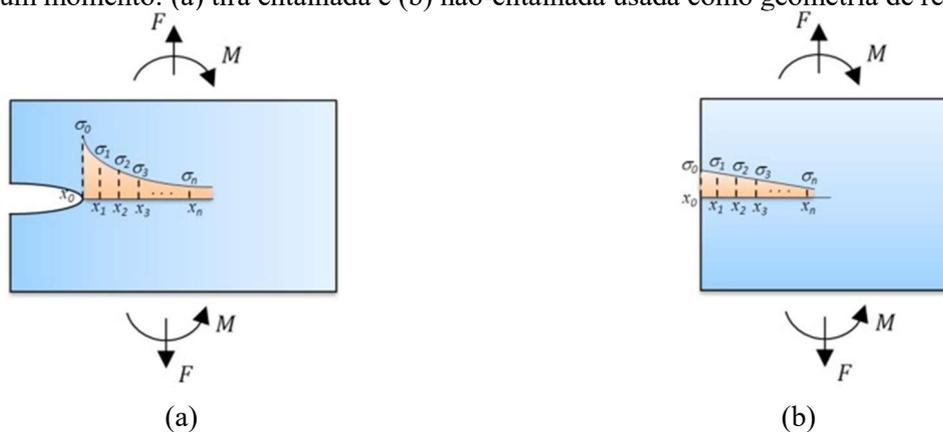
Rêgo (2017) usa a aplicação na Mecânica da Fratura baseada em Deformação (MFBD) em corpos sob condição de fretting. O MFBD foi originalmente concebida para modelar o comportamento de trincas pequenas em entalhes, onde o comportamento dos materiais é não linear, isto é, fora do domínio da mecânica de fratura elástica linear (MFLE).

O gradiente de tensão desenvolvido em formulações pelos autores Meggiolaro, Miranda, *et al.* (2007) e Castro, Landim, *et al.* (2015), pode ser obtido pelo fator de

concentração plástica. Embora seja possível obter  $K_f$  analiticamente ou empiricamente, a maioria dos cálculos práticos precisa usar algum método numérico. Os autores Miranda, Antunes, et. al. (2019) utilizam o conceito de funções de peso (apresentada no próximo tópico), calculando o FIT usando a distribuição de tensões nas faces da trinca para determinar a fadiga por atrito e encontrar o fator  $K_f$ .

Um caso prático levando pelos autores foi de um elemento com entalhe e submetido a uma força axial  $F$  e um momento  $M$ , conforme Figura 2.19. Para obter o FIT de uma trinca que se afasta da ponta do entalhe nesta situação, a distribuição de tensões à frente da ponta do entalhe deve ser transformada em forças discretizadas aplicadas na face da trinca. A geometria de referência da Figura 2.19 (a) considera também a mesma força axial e momento, produzindo uma distribuição linear de tensões, conforme mostrado na Figura 2.19 (b), para computar também o FIT de referência.

Figura 2.19 : Distribuições esquemática de tensão para tiras finitas carregadas por uma força axial e por um momento: (a) tira entalhada e (b) não-entalhada usada como geometria de referência



Fonte: Antunes, *et al.* (2017).

Tensões discretas induzidas pela distribuição da concentração de tensões à frente da ponta do entalhe, ver Figura 2.19 (a) bem como a distribuição de tensões nominais na tira não entalhada, ver Figura 2.19 (b), devem ser conhecidas. Esses conjuntos de tensões e posições  $\sigma_i, x_i$  para ambas as geometrias podem ser obtidos analiticamente ou numericamente. Se a trinca é considerada paralela ao eixo  $x$ , então seu comprimento discretiza segmentos,  $a_i$ , a força média em uma face discretizada,  $P_i$ , e a distância média entre a força média e a superfície livre,  $d_i$ , pode ser calculado pelas Eq. (2.26), (2.27) e (2.28), respectivamente.

$$a_i = x_{i+1} - x_0 \quad (2.26)$$

$$P_i = \frac{(\sigma_{i+1} + \sigma_i)}{2} (x_{i+1} - x_i) \quad (2.27)$$

$$d_i = \frac{(x_{i+1} + x_i)}{2} - x_0 \quad (2.28)$$

Para cada tamanho de fenda,  $a_i$ , o FIT é calculado pela soma de todas as contribuições de forças,  $P_i$ , aplicado na face da rachadura pela Eq. (2.29) (ANTUNES, *et al.*, 2017).

$$K_{I,i} = \sum_{j=0}^{j=i} K_I(P_j, t, w, d_j, a_i) \quad (2.29)$$

O  $K_{gr}$  pode então ser obtido a partir da razão dos FITs calculados para ambas as geometrias por:

$$K_{gr,i} = \frac{K_{I,i}(\text{concentração de tensão})}{K_{I,i}(\text{referência})} \quad (2.30)$$

Se diferenças finitas são usadas para aproximar  $\frac{\partial K_{gr}}{\partial a}$ , e realizando as iteração para cada acréscimo do termo  $i$ .

$$\frac{\partial K_{gr}}{\partial a} \approx \frac{K_{gr,i} - K_{gr,i-1}}{a_i - a_{i-1}} \quad (2.31)$$

A Equação (2.32) apresenta um valor para cada tamanho de trinca (ANTUNES *et al.*, 2017).

$$f_i = K_{gr,i} + 2a_i \left[ 1 + (a_R/a_i)^{\gamma/2} \right] \left( \frac{K_{gr,i} - K_{gr,i-1}}{a_i - a_{i-1}} \right) \quad (2.32)$$

Finalmente, quando  $f_i \cdot f_{i-1} \leq 0$ , os valores de  $a_{\max}$  e  $K_f$  são calculados por:

$$a_{\max} = a_i - f_i \left( \frac{a_i - a_{i-1}}{f_i - f_{i-1}} \right) \quad (2.33)$$

$$K_f = K_{gr,i} \frac{\left[ 1 + (a_R/a_{\max})^{\gamma/2} \right]^{1/\gamma}}{\sqrt{a_R/a_{\max}}} \quad (2.34)$$

Onde  $\eta$  é o fator de superfície livre em trincas,  $a_R$  é o parâmetro do material apresentado que depende da razão de carregamento,  $\gamma$  é o expoente que depende das condições de trinca curta do material e  $a_{\max}$  é o limite entre trinca curta e trinca longa.

### 2.4.1 Funções de Peso

O método da Função Peso (FP) é uma abordagem empregada para calcular o Fator de Intensidade de Tensão (FIT) em análises de mecânica da fratura. Esse método tem sido utilizado na determinação de fatores de intensidade de tensão em diversos estudos, como os realizados por Fett e Munz (1997) e Wu e Carlsson (1991). A principal vantagem desse método está na sua capacidade de separar o efeito do carregamento da geometria da trinca. Uma vez que a Função Peso é conhecida para uma determinada geometria de trinca, o FIT devido a qualquer sistema de carga aplicado ao corpo pode ser determinado utilizando a mesma Função Peso.

De acordo com Glinka e Reinhardt (2000), para calcular o FIT usando o método da Função Peso, as seguintes etapas precisam ser realizadas:

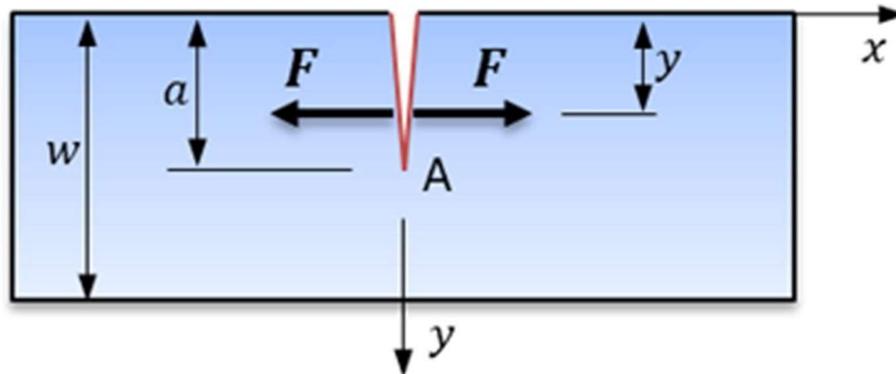
- Determinar a distribuição de tensões em um plano onde a trinca está localizada, utilizando análise elástica linear do corpo sem a presença da trinca.
- Escolher uma Função Peso genérica apropriada para o problema em questão.
- Integrar o produto da função de tensão e da Função Peso ao longo do comprimento da trinca ou da superfície da trinca.

Uma das principais vantagens desse método é que ele permite a previsão do FIT com um tempo de processamento muito menor em comparação com métodos numéricos, como elementos finitos ou análises de contorno (LINDROTH *et al.*, 2013). Isso ocorre porque o método é autoconsistente e não requer ajustes arbitrários, uma vez que a Função Peso utiliza o campo de tensões de um corpo sem trinca. Dessa forma, não são necessárias atualizações contínuas do campo de tensões à medida que a trinca avança, o que exclui a necessidade de remodelação da malha com o crescimento da trinca. (CHATTOPADHYAY *et al.*, 2011)

Um grande número de funções de peso unidimensionais para diferentes geometrias fora sugerido por Tada *et al.* (2000) em seu manual, cada um contendo uma fórmula diferente para cada geometria de trinca diferente. Glinka e Shen (1991) sugeriram uma Eq. (35) que pode ser usado para qualquer geometria de fissura, na qual apenas os diferentes parâmetros  $M_i$  são modificados. A geometria da trinca usada neste estudo é ilustrada na Figura 20, onde  $a$  é o comprimento da trinca,  $w$  é a largura do corpo de prova,  $F$  é a força,  $y$  é a distância entre a superfície do corpo de prova e a carga  $F$  que é determinado no ponto A.

Para a geometria representada na Figura 2.20, a função utilizada no trabalho publicado por Antunes *et al.*(2017) é apresentada na Eq. (2.35).

Figura 2.20: Configuração de geometria usada para trinca de borda única



Fonte: Antunes *et al.* (2017).

$$m(y, a) = \frac{2F}{\sqrt{2\pi(a-y)}} \left[ 1 + M_1 \left(1 - \frac{y}{a}\right)^{1/2} + M_2 \left(1 - \frac{y}{a}\right)^1 + M_3 \left(1 - \frac{y}{a}\right)^{3/2} \right] \quad (2.35)$$

Onde os parâmetros de  $M_i$  são específicos para cada configuração da fissura. No trabalho de Antunes *et al.* (2017) foi considerado uma trinca de borda única em uma placa finita, os coeficientes foram baseados no valores encontrados por Chattopadhyay *et al.* (2011).

## CAPÍTULO 3 - METODOLOGIA

### 3.1 Análise usual de solda

O método S/N pode prevenir ou prever o início de fissuras por fadiga ao projetar componentes estruturais que devem suportar um grande número de ciclos sob cargas reais de serviço. São realizadas análises da tensão linear elástica, complementadas por uma grande quantidade de dados empíricos, que foram coletados e compilados por mais de 150 anos. Portanto, o método S/N deve ser usado sem restrições apenas quando as tensões macroscópicas máximas no ponto crítico do componente estrutural (geralmente uma raiz de entalhe) são menores que a resistência cíclica do material (modelada como se fosse contínua, homogênea, isotrópica, linear e elástica) naquele ponto. Além disso, análises de iniciação de fissuras por fadiga pelo método S/N devem idealmente usar curvas de fadiga do material devidamente medidas.

O projeto de fadiga de estruturas soldadas é um caso particular do método S/N, muito importante na prática, porque grandes estruturas metálicas, como pontes, navios e equipamentos de manuseio de carga só podem ser construídas soldando vários componentes menores. Os códigos de projeto de fadiga para estruturas soldadas são baseados em uma coleção de curvas padrão S/N medidas por testes em juntas de tamanho real (amostras pequenas não reproduzem a resistência à fadiga de juntas soldadas, porque não reproduzem as tensões residuais de tração muito grandes que atuam ao redor das soldas). Esses testes de fadiga demonstraram que as vidas de juntas intactas e corretamente soldadas normalmente dependem principalmente da faixa de tensão de serviço,  $\Delta\sigma$ , e do tipo de junta soldada.

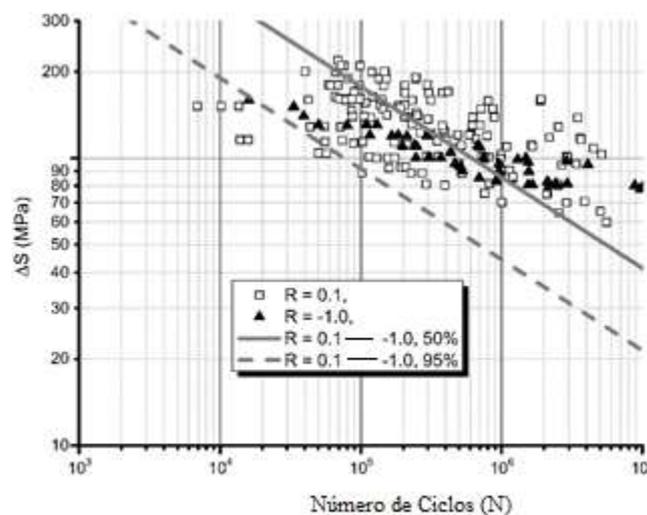
Diferentes juntas soldadas são agrupadas em classes de resistência à fadiga associadas a curvas S/N padrão, que incluem todos os efeitos induzidos pelo processo de soldagem, tais como:

- Concentrações locais de tensão causadas pelo cordão de solda;
- Imperfeições de soldagem consistentes com padrões de fabricação;
- Tipo e direção da carga;
- Tensões residuais devido à fusão e solidificação ao redor do cordão de solda;
- Características metalúrgicas da junta soldada;
- Inspeção por ensaios não destrutivos (END), se especificada; e
- Tratamentos pós-soldagem (se especificados).

Curvas S/N padrão para juntas soldadas normalmente não dependem da resistência do material base, nem do tipo de eletrodo ou material de adição, nem da tensão média nominal, desde que a junta seja aprovada por critérios de controle de qualidade adequados. Esses critérios podem incluir a qualificação do soldador; número e forma de vazios e inclusões permitidos; penetração e aparência da solda, etc.; e, em particular, ensaios não destrutivos (END), se especificados na descrição da junta soldada. No entanto, efeitos macroestruturais de concentração de tensão, como grandes recortes ou mudanças de geometria próximas às costuras de solda, devem ser devidamente considerados na análise de tensões ao especificar suas faixas de tensão nominais.

As várias instituições de normalização (AWS, IIW, DNV, Eurocode, etc.) seguem uma filosofia de projeto de fadiga semelhante. As classes padrão de solda incluem vários tipos de junta com igual resistência à fadiga, especificados por curvas S/N escritas na forma:  $N\Delta\sigma B = C$ , e por um limite de fadiga associado,  $\Delta\sigma_L$ , quando aplicável. Portanto, pelo menos em princípio, apenas duas informações são necessárias para estimar as vidas de fadiga de estruturas soldadas por esses procedimentos padrão: a classe de solda de sua junta crítica e o histórico nominal de faixa de tensão de serviço que a carga. Estes devem ser calculados exatamente como especificado por sua classe de solda, considerando efeitos macroscópicos de concentração de tensão quando necessário. As curvas S/N padrão são especificadas com alta confiabilidade, geralmente maior que 95%, uma vez que a dispersão dos testes de fadiga de juntas soldadas é bastante ampla, conforme mostrado na Figura 3.1.

Figure 3.1: A dispersão dos testes típicos de fadiga de juntas soldadas



Fonte: Miranda *et al.* (2015).

O método S/N precisa de bastante testes reais para representar uma curva de fadiga

como apresentado acima, necessitando de outras ferramentas para construir essas curvas. Uma forma é simular esses vários ensaios numericamente, desde que estejam bem calibrados. Um método muito usado é o Monte Carlo.

### 3.2 Método Monte Carlo para simular curvas S/N.

O trabalho apresentado por Baptista et al. (2017) apresenta um modelo de Iniciação-Propagação sob uma estrutura probabilística de Monte Carlo, que se mostrou adequado para a elaboração de curvas S/N características sob amplitude constante e variável. Este procedimento foi aplicado a fixações de ponta de flange. Os resultados das simulações mostram que a forma do espectro de carga pode ser correlacionada com as curvas SN.

Métodos de Monte Carlo (MMC), ou experimentos de Monte Carlo, são uma ampla classe de algoritmos computacionais que dependem de amostragem aleatória repetida para obter resultados numéricos. O conceito subjacente é utilizar a aleatoriedade para resolver problemas que, em princípio, podem ser determinísticos. Eles são frequentemente empregados em problemas físicos e matemáticos, sendo mais úteis quando é difícil ou impossível utilizar outras abordagens. Os métodos de Monte Carlo são predominantemente utilizados em três classes de problemas: otimização, integração numérica e geração de amostras a partir de uma distribuição de probabilidade.

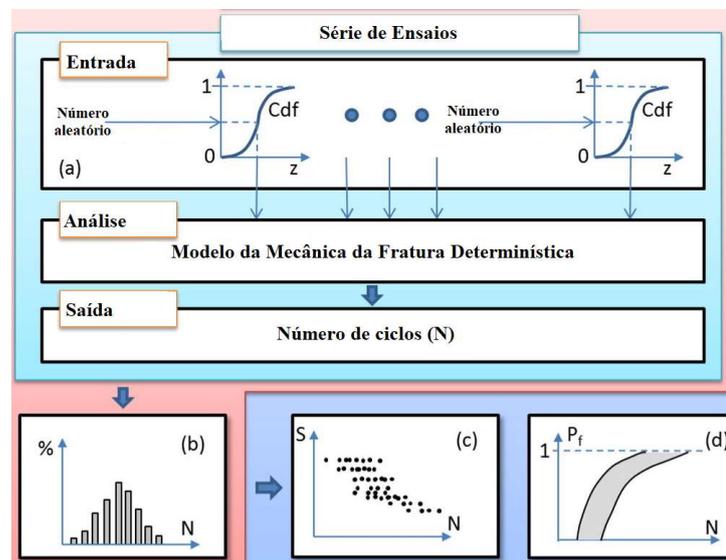
O MMC é usado aqui para geração de amostras a partir de distribuições de probabilidade, com mostra a Figura 3.2. Um conjunto de níveis de variação de tensões deve ser selecionado, assim como ao realizar testes para estabelecer uma curva S/N no laboratório. Em experimentos reais, geralmente é selecionado um número de espécimes e testado para obter o número de ciclos,  $N$ , para apenas um único intervalo de tensão. O processo é repetido para todos os níveis de variação de tensão. Os experimentos simulados, testes ou simulações semelhantes são realizados, conforme apresentado na Figura 3.2.

Para cada conjunto de níveis de variação de tensão, um número de 'tentativas' é realizado. A diferença aqui é que os dados de entrada são baseados em entradas probabilísticas (ver Figura 3.2(a)) com base em um número aleatório entre zero e um. A análise é realizada usando o modelo determinístico de mecânica de fratura, descrito em seção anterior, e no final há um número de ciclos até a falha para a tentativa. Para cada intervalo de tensão, um histograma pode ser plotado, como mostrado na Figura 3.2(b). Alternativamente, os resultados podem ser plotados em um gráfico S/N, como seria feito em um experimento real (Figura 3.2(c)), e então utilizados para gerar gráficos de probabilidade de falha *versus* número de ciclos aplicados (Figura 3.2(d)) para diferentes intervalos de tensão. Tanto os

histogramas quanto os gráficos de probabilidade de falha *versus* N podem ser usados para gerar curvas S/N para um determinado nível de probabilidade de falha ( $p_f$ ). Essas curvas podem ser comparadas com curvas semelhantes baseadas em uma análise estatística dos dados reais do teste para avaliar o modelo probabilístico da mecânica da fratura.

No início de cada tentativa, Figura 3.2(a), um número aleatório é selecionado para cada variável estatística  $z_i$ . Existem muitos algoritmos implementados para gerar dados de entrada aleatórios para a análise. Eles podem ser gerados diretamente a partir da distribuição estatística para criar um conjunto de números que obedecem a uma distribuição específica. Por exemplo, a linguagem C++ (C++11) já implementou no cabeçalho <random> um conjunto de classes de alto nível para produzir números aleatórios usando combinações de geradores e distribuições. Alternativamente, o número aleatório (uniformemente distribuído entre zero e um) pode ser obtido usando a inversa da função de distribuição cumulativa (FDC) da variável estatística. Neste trabalho, foi utilizada essa última abordagem com o gerador pseudoaleatório Mersenne Twister (MATSUMOTO e NISHIMURA, 1998) de números de 32 bits com um tamanho de estado de 19.937 bits implementado na biblioteca C++.

Figura 3.2: Ideia geral da análise probabilística usando Monte Carlo.



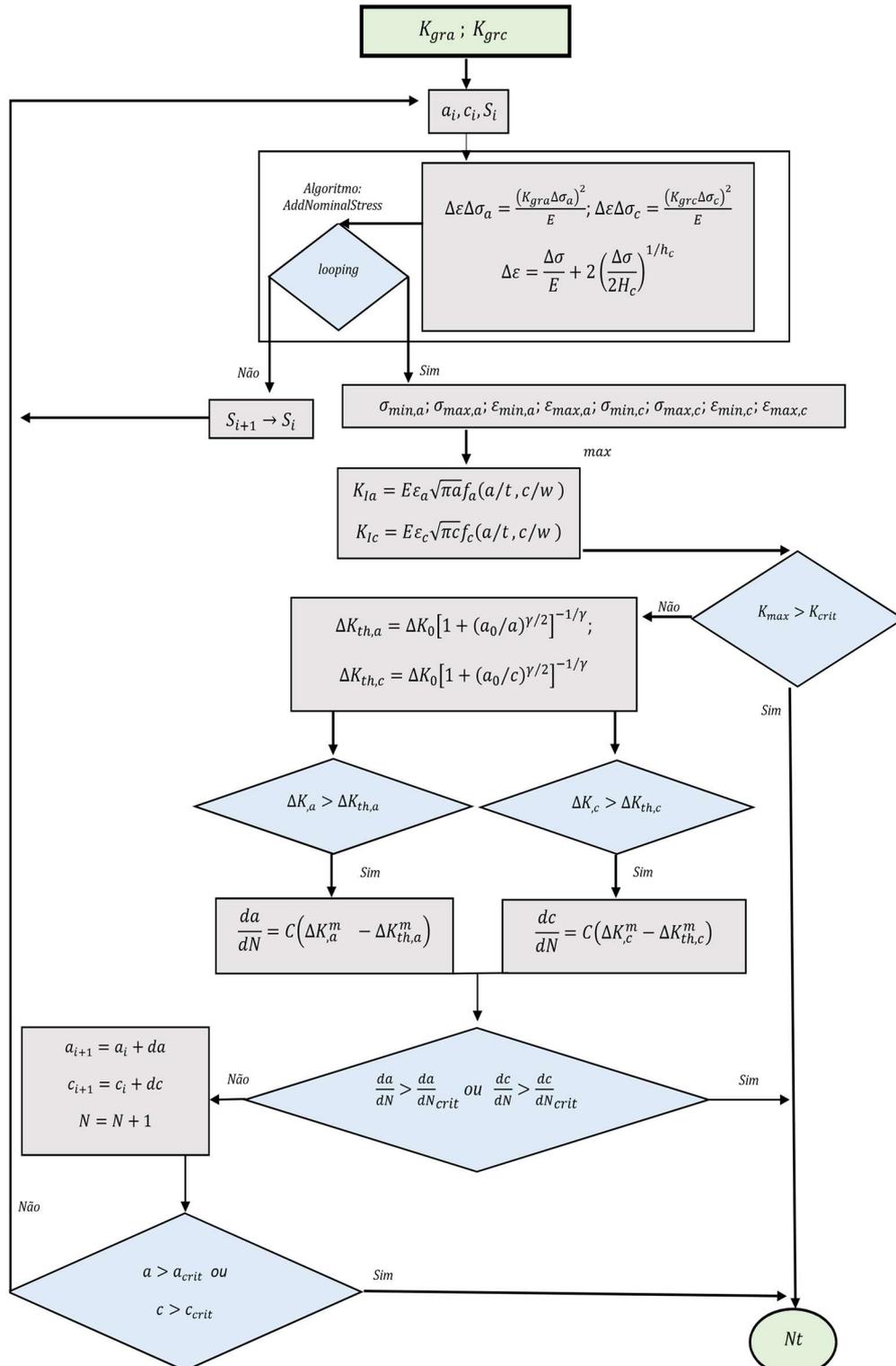
Fonte: Adaptada de Miranda *et al.* (2015).

### 3.3 Modelagem Determinística da Mecânica da Fratura

A vida à fadiga (número de ciclos até à falha) é calculada seguindo o fluxograma mostrado na Figura 3.3. Geralmente são dadas: as taxas de crescimento da trinca em duas direções no modelo 2D, os tamanhos das trincas nas duas direções, uma regra de crescimento, as propriedades do material e o nível de tensão a ser analisado. No caso de solda, as tensões

residuais são incorporadas também no modelo determinístico para conseguir captar as diferenças nos procedimentos das soldas. Na determinação do FIT, o  $K_{gr}$  é inserido no modelo para determinação das tensões e deformações usando a Mecânica da Fratura Baseada em Deformação.

Figura 3.3: Fluxograma da metodologia



Durante a implementação deste modelo, várias premissas são feitas como listadas a seguir:

- Supõe-se que um único defeito inicial,  $a_0$  e  $c_0$ , com tamanho e localização específicos baseado nos dados experimentais realizados por Rajan (2019) devido ao efeito de pequenas fissuras inerentes do efeito da soldagem e do tratamento HFMI. Neste contexto, as potenciais interações e fusões entre trincas múltiplas são desconsideradas;
- A fase de iniciação de trincas é considerada insignificante em soldagens, e, portanto, presume-se que a vida útil da estrutura seja predominantemente consumida durante o estágio de propagação da trinca. Essa suposição é respaldada pela elevada probabilidade de presença de defeitos nas soldas;
- Neste modelo, apenas fissuras no modo I (modo de abertura) sob carga uniaxial de tração são consideradas. A distribuição não uniforme de tensão ao longo da trajetória da trinca na região da solda foi contemplada mediante a aplicação do método da função peso;
- Os efeitos transitórios no comportamento não linear do material, como endurecimento cíclico, amolecimento ou fluência cíclica, não são abordados de forma explícita. Esses efeitos podem ser tratados por meio de ajustes nos parâmetros do material em estado estacionário;
- A variação do fator de concentração de tensão ao longo da trajetória da trinca é estimada por meio de uma análise de elementos finitos elásticos (FE) do material não trincado. Pressupõe-se que a distribuição obtida não seja afetada pela presença ou crescimento da fissura;
- O modelo de material cíclico Ramberg-Osgood é empregado para representar o comportamento não linear do material. Os parâmetros do modelo de material,  $\eta$  (coeficiente cíclico correspondente à tensão) e  $\varepsilon$  (coeficiente cíclico correspondente à deformação do material), foram estimados a partir de valores obtidos experimentalmente em pesquisas conduzidas por Rajan e Walbridge (2021). Esses valores foram obtidos por meio de testes controlados por deformação em amostras lisas, sujeitas a carregamento cíclico uniaxial, abrangendo uma faixa de valores de deformação de até  $\pm 1\%$ .

### 3.4 Implementação numérica do cálculo do FIT para o cálculo do $K_{gr}$

O método da Função de Peso (FP) é uma das várias técnicas usadas para calcular os Fatores de Intensidade de Tensão (FIT). Ingraffea (2004) realizou uma exploração abrangente dos métodos de Mecânica da Fratura Computacional, abrangendo abordagens históricas e de ponta e explorando várias representações de processos de fissuração. Essas abordagens são categorizadas em dois grupos: métodos geométricos e não geométricos. Os métodos geométricos podem ser ainda divididos em métodos restritos (que envolvem geometria prescrita e soluções conhecidas) e métodos arbitrários (que incluem abordagens sem malha, Método dos Elementos Finitos (MEF)/Método dos Elementos de Contorno (MEC) adaptativos, abordagens de reticulado, partículas e atomísticas).

O método FP é classificado como um Método de Solução Conhecida e é usado para calcular o FIT 2D. Glinka e Reinhardt (2000) delinearam etapas essenciais que devem ser seguidas antes de determinar o FIT usando a abordagem da função de peso. Essas etapas incluem:

- Calcular a distribuição de tensão ao longo de um plano especificado por meio de uma análise elástica linear;
- Aplicar as distribuições de tensão obtidas à superfície da fissura;
- Selecionar uma função de peso apropriada a partir de um conjunto pré-definido de opções;
- Integrar o produto da função de tensão e da função de peso selecionada ao longo do comprimento ou da superfície da fissura.

A função de peso usada aqui para calcular o FIT depende da geometria do corpo fissurado. Para uma fissura em 2D, o FIT pode ser determinado usando a Eq. (3.1), que envolve a integração da função de peso e do campo de tensão sobre a área da fissura  $\Omega_c$ . Essa equação fornece um meio de quantificar o FIT para a geometria da fissura dada e as condições de carga correspondentes.

$$K_A = \iint_A \sigma(x, y) w_A(x, y, A, \Omega_c) dx dy \quad (3.1)$$

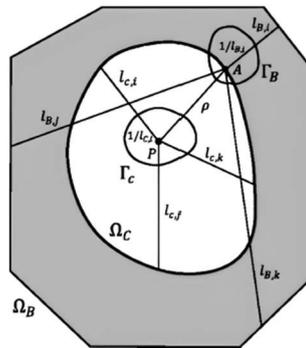
O termo  $A$  representa um ponto arbitrário na frente da fissura,  $\Omega_c$ , onde o FIT é calculado, e  $w_A(x, y, A, \Omega_c)$  representa diferentes funções de peso para diferentes geometrias de fissuras.

Oore e Burns (1980) introduziram uma função de peso geral projetada para fissuras planas com formas arbitrárias, com base em sua análise das soluções de FIT em várias

geometrias de fissuras. Como ilustrado na Figura 3.4, a função de peso proposta depende de dois parâmetros principais: a distância ( $\rho$ ) entre o ponto de carga  $P(x_p, y_p)$  e um ponto específico  $A(x_A, y_A)$  ao longo da frente da fissura, onde o cálculo do FIT é necessário, e a integral de linha ao longo do contorno da fissura ( $\Omega_C$ ) na Eq. (3.2).

$$w_A(x_p, y_p) = \sqrt{2} / \left( \pi \rho^2 \sqrt{\oint_{\Omega_C} d\Omega_C / l^2} \right) \quad (3.2)$$

Figura 3.4: Notação para a função de peso geral para uma trinca planar arbitrária em um corpo finito



Fonte: Lindroth *et al.* (2013).

A FP para uma fissura circular embutida em um corpo infinito pode ser obtida precisamente resolvendo a integral de linha na equação anterior. No entanto, calcular a integral de linha para geometrias mais intrincadas apresenta um desafio não trivial. Para lidar com isso, Glinka e Reinhardt (2000) introduziram uma interpretação geométrica da integral de linha que simplifica os cálculos. A avaliação da integral de linha é substituída pelo comprimento do contorno da fissura invertida,  $\Gamma_C$ , em relação à posição da carga pontual. Conseqüentemente, a função de peso para carga pontual de uma fissura embutida pode ser expressa de maneira mais direta, como mostrado na Eq. (3.3).

$$w_A(x_p, y_p) = \sqrt{2} / (\pi \rho^2 \sqrt{\Gamma_C}) \quad (3.3)$$

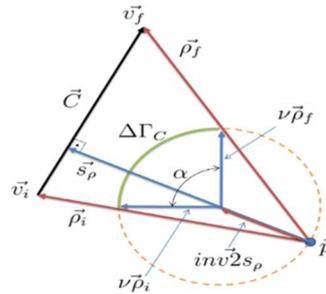
Para calcular o contorno invertido,  $\Gamma_C$ , um contorno é discretizado por um conjunto de segmentos lineares,  $C_i$ . Para cada segmento linear, o contorno invertido,  $\Delta\Gamma_{C_i}$ , é calculado conforme a Eq. (3.4).

$$\Gamma_C = \sum_{i=1}^n \Delta\Gamma_{C_i} \quad (3.4)$$

A Figura 3.5 mostra a representação geométrica do contorno invertido de um

segmento  $\vec{C}$  considerando um ponto  $\vec{p}$ . Esta figura é usada no algoritmo para calcular o  $\Gamma_C$ , conforme apresentado na Figura 3.5, com base na descrição do trabalho de Jankowiak *et al.* (2009).

Figura 3.5: Definição dos limites para a seção transversal com uma trinca superficial



Fonte: Autor (2023).

A Figura 3.6 descreve o algoritmo elaborado para calcular o contorno invertido na frente da trinca usando a função de peso de carga de ponto em 2D. O algoritmo recebe como entrada a lista de todos os segmentos de um contorno (L) e um ponto de preferência especificado para calcular o contorno invertido. Ele descreve as etapas e procedimentos necessários para determinar esse contorno invertido, que é um componente crucial em várias análises de mecânica da fratura.

Figura 3.6: Algoritmo para calcular o contorno invertido.

---

**Algoritmo 1:** Limite invertido

---

**Data:**  
 $L$ , Lista com todos os segmentos de um limite.  
 $\vec{p}$ , ponto de referência para calcular invertido.  
**Results:**  $\Gamma_C$  limite invertido

```

1   $\Gamma_C \leftarrow 0$ 
2  foreach segmento  $s_i$  em  $L$  do
3       $\vec{v}_i \leftarrow$  obter o vértice inicial do segmento  $s_i$ 
4       $\vec{v}_f \leftarrow$  obter o vértice final do segmento  $s_i$ 
5       $\vec{C} \leftarrow \vec{v}_f - \vec{v}_i$ 
6       $\vec{\rho}_i \leftarrow \vec{v}_i - \vec{p}$ 
7       $\vec{\rho}_f \leftarrow \vec{v}_f - \vec{p}$ 
8       $\vec{N} \leftarrow \begin{Bmatrix} -C_y \\ C_x \end{Bmatrix}$ 
9       $\vec{n} \leftarrow \vec{N} / \|\vec{N}\|$ 
10      $\vec{d} \leftarrow \vec{\rho}_i \cdot \vec{n}$ 
11      $\vec{s}_p \leftarrow \vec{n} \cdot \vec{d}$ 
12      $inv2s_p \leftarrow \vec{s}_p \cdot 0.5 / (\vec{s}_p \cdot \vec{s}_p)$ 
13      $inv\rho_i \leftarrow \vec{\rho}_i / (\vec{\rho}_i \cdot \vec{\rho}_i)$ 
14      $inv\rho_f \leftarrow \vec{\rho}_f / (\vec{\rho}_f \cdot \vec{\rho}_f)$ 
15      $v\rho_i \leftarrow inv\rho_i - inv2s_p$ 
16      $v\rho_f \leftarrow inv\rho_f - inv2s_p$ 
17      $\alpha \leftarrow \arccos((v\rho_i \cdot v\rho_f) / (\|v\rho_i\| \cdot \|v\rho_f\|))$ 
18      $\Delta\Gamma_C \leftarrow \|inv2s_p\| \cdot \alpha$ 
19      $\Gamma_C \leftarrow \Gamma_C + \Delta\Gamma_C$ 
20 end
```

---

Fonte: Autor (2023).

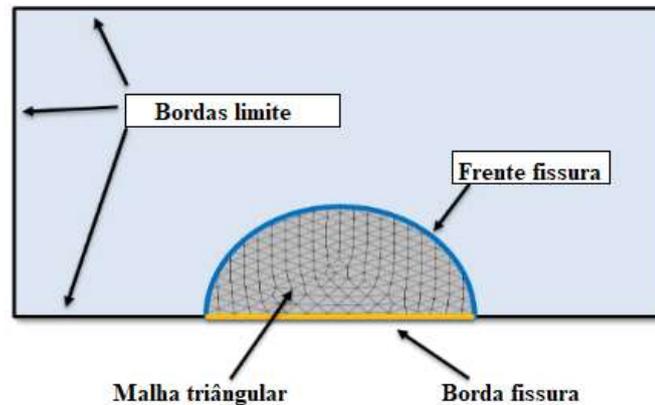


Na Figura 3.8, a superfície da trinca é discretizada em pequenos triângulos para representar cada tensão na Eq. (3.1). Considerando que a frente da trinca é discretizada em segmentos  $j_{th}$ , e  $K_{Ij}$  para um ponto no centro desse segmento é dado pela Eq. (3.6).

$$K_{Ij} = \sum_{i=1}^n P_i \left( \frac{\sqrt{2}}{\pi \rho^2} \right) \left( \frac{\sqrt{\Gamma_{Ci} + \Gamma_{CEj} + 2.3\Gamma_{BEj}}}{\Gamma_{Ci}} \right) \quad (3.6)$$

Onde  $n$  é o número de triângulos,  $P_i$  é a força para cada triângulo considerando a distribuição de tensão no centro do triângulo  $(x_i, y_i)$  em  $\sigma(x_i, y_i)$ ,  $\Gamma_{Ci}$  é o contorno invertido da frente da trinca para o centro do triângulo,  $\Gamma_{CEj}$  é o contorno invertido da borda da trinca para o centro do segmento de trinca  $j_{th}$ ,  $\Gamma_{BEj}$  é o contorno invertido da borda do contorno para o centro do segmento de trinca  $j_{th}$ , e  $\rho$  é a distância entre o centro do  $i$ -ésimo triângulo e o centro do segmento de trinca  $j_{th}$ .

Figura 3.8: Definição dos contornos para uma seção transversal com uma trinca superficial



Fonte: Autor (2023).

A Figura 3.9 apresenta o algoritmo utilizado para calcular  $K_I$  na frente da trinca usando a função de peso de carga pontual 2D. Este algoritmo foi projetado para calcular o FIT na frente da trinca usando a função de peso de carga de ponto 2D e é considerado os seguintes dados de entrada:

- LCF (Lista de Segmentos da Frente de Trinca): Uma lista de segmentos que descrevem a frente da trinca.
- LCE (Lista de Segmentos da Borda da Trinca): Uma lista de segmentos que descrevem a borda da trinca.
- LBE (Lista de Segmentos da Borda de Contorno): Uma lista de segmentos que

descrevem a borda de contorno.

- MBE (Dados da Malha Triangular na Superfície da Trinca): Dados contendo a malha triangular na superfície da trinca.

Esta metodologia programada e implementada considera a rediscretização da malha para cada incremento de trinca (adaptive remeshing) , a remalhagem adaptativa é empregada para melhorar a eficiência computacional, mantendo a precisão da análise. O algoritmo processa esses dados de entrada e produz uma lista de FITs denominada  $L_{KI}$  e esses valores são calculados nos pontos médios dos segmentos ao longo da frente da trinca.

Figura 3.9: Algoritmo para Calcular  $K_I$  na Frente de Trinca Usando a Função de Peso de Carga de Ponto 2D

---

**Algoritmo 2:** Computar  $K_I$  na frente da fissura

---

**Data:**  
 $L_{CF}$ , com todos os segmentos na frente da fissura  
 $L_{CE}$ , lista com todos os segmentos na borda da fissura  
 $L_{BE}$ , lista com todos os segmentos na borda limite  
 $M_{BE}$ , malha com todos os triângulos na superfície da fissura

**Result:**  
 $L_{KI}$  : lista de  $K_I$  calculado no meio de cada segmento da lista  $L_{CF}$

```

1  foreach triângulo  $t_i$  na malha  $M_{BE}$  do
2       $\vec{c}_i \leftarrow$  obter o centro do triângulo  $t_i$ 
3       $\Gamma_{Ci} \leftarrow$  Limite invertido ( $L_{CF}, \vec{c}_i$ )
4       $area \leftarrow$  obter área do triângulo  $t_i$ 
5       $\sigma \leftarrow$  obter a tensão de  $\vec{c}_i$ 
6       $P_i \leftarrow area \cdot \sigma$ , força resultante no centro do triângulo  $t_i$ 
7  end
8  foreach segmento  $s_j$  na lista  $L_{CF}$  do
9       $c\vec{s} \leftarrow$  obter o centro do segmento  $s_j$ 
10      $\Gamma_{CE} \leftarrow$  Limite invertido ( $L_{CE}, c\vec{s}$ )
11      $\Gamma_{BE} \leftarrow$  Limite invertido ( $L_{BE}, c\vec{s}$ )
12      $K_{Ij} \leftarrow 0$ , Iniciar  $K_I$  para segmento  $s_j$ 
13     foreach triângulo  $t_i$  na malha do
14          $\vec{\delta} \leftarrow \vec{c}_i - c\vec{s}$ 
15          $\rho^2 \leftarrow \vec{\delta} \cdot \vec{\delta}$ 
16          $K_{Ij} \leftarrow K_{Ij} + P_i \cdot \frac{\sqrt{2}}{\pi \cdot \rho^2} \cdot \frac{\sqrt{\Gamma_{Ci} + \Gamma_{CE} + 2.3 \cdot \Gamma_{BE}}}{\Gamma_{Ci}}$ 
17     end
18     , Inserir  $K_{Ij}$  na lista  $L_{KI}$ 
19 end

```

---

Fonte: Autor (2023).

Este algoritmo basicamente calcula a distância entre o ponto médio de cada segmento na frente da trinca e o ponto médio de cada segmento na borda do contorno, criando assim o contorno invertido do componente. Esse contorno invertido é útil para análises de mecânica da fratura e pode ser usada para calcular os FITs em pontos específicos. Este algoritmo

calcula os valores de  $K_I$  ao longo da frente da trinca com base nos dados de entrada fornecidos e na Função de Peso de carga de ponto 2D. Esses valores de  $K_I$  são cruciais para análises de mecânica de fratura e fornecem informações sobre o comportamento da trinca sob variadas condições de carga. De forma sintética os seguintes passos são seguidos:

1. É iniciada uma lista vazia para armazenar os FITs calculados nos pontos médios dos segmentos ao longo da frente da trinca:  $L_{KI}$ .
2. Para cada segmento na lista LCF (segmentos da frente da trinca) é determinado o ponto médio (centróide) do segmento.
3. Para cada segmento na lista LBE (segmentos da borda de contorno) encontra-se o ponto médio (centróide) do segmento.
4. Para cada segmento na lista LBE é determinado o LCF.
5. A distância entre o ponto médio do segmento LCF e o ponto médio do segmento LBE é calculada.
6. A função de peso de carga de ponto 2D é usada para calcular o FIT ( $K_I$ ) nesse local específico.
7. O valor de  $K_I$  calculado é adicionado na lista de  $L_{KI}$ , indicando que corresponde ao segmento dado na frente da trinca.
8. Os passos são repetidos para todos os pontos médios ao longo da frente da trinca.
9. Ao final o algoritmo retorna a lista  $L_{KI}$ , que contém os FIT ( $K_I$ ) calculados nos pontos médios dos segmentos ao longo da frente da trinca.

### 3.5 Determinação do $K_{gr}$

O Fator de Grafiente de Tensão (FGT) -  $K_{gr}$  - difere do clássico Fator de Concentração de Tensão ( $K_t$ ) por computar a concentração, na falha, usando o Fator de Intensidade de Tensão ajustado para levar em consideração a concentração no pé da solda. Alternativamente, a partir de um ponto de vista operacional, o problema de trinca curta pode ser mais claramente modelado por deixar a faixa  $\Delta K$  na sua forma original, enquanto a expressão do limiar de propagação (sob cargas pulsantes) é modificada para se tornar uma função do comprimento da trinca. O  $K_{gr}$  é definido como a razão entre o FIT em cada seção que sai de um concentrador de tensão e o FIT que atuaria nessa seção sem o efeito do concentrador de tensão, inicialmente considerando apenas os efeitos no regime elástico. A plasticidade na modelagem foi implementada através da superposição dos efeitos das tensões residuais, as quais foram

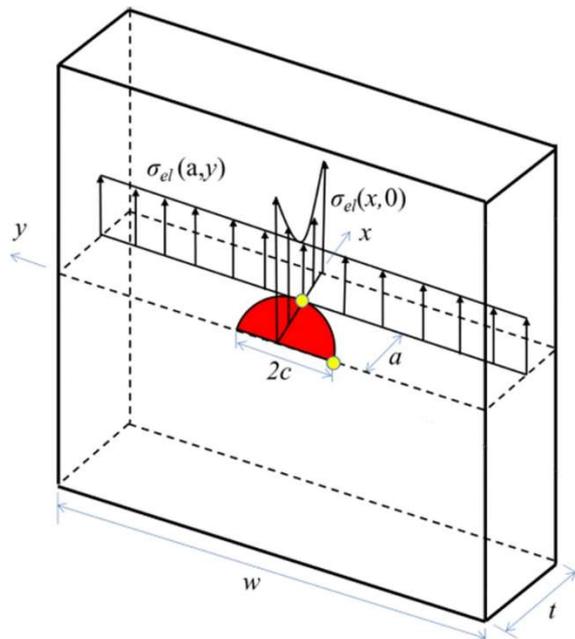
obtidas a partir de dados de difração de raio-X.

Os autores Miranda *et al.* (2019), empregando o conceito de funções peso, calcularam os FITs utilizando a distribuição de tensões ao longo das faces da trinca para determinar a fadiga por *fretting* e obter o fator  $K_{gr}$ . Para o modelo 2D, conforme Figura 3.10, com a abertura da trinca " $a$ " na direção da espessura e " $c$ " na direção da largura, os valores de  $K_{gr}$  são apresentados nas Equações (3.7) e (3.8). Onde  $\Delta K_{ref(a/t,c/w)}$  e  $\Delta K_{re(a/t,c/w)}$  são soluções FIT de referência, como as de Newman e Raju (1981).

$$K_{gr}(a/t, c/w) = \frac{K_{Ia}}{\Delta K_{ref(a/t,c/w)}} \quad (3.7)$$

$$K_{gr}(a/t, c/w) = \frac{K_{Ic}}{\Delta K_{ref(a/t,c/w)}} \quad (3.8)$$

Figura 3.10: Esboço do modelo com fissura 2D



Fonte: Adaptada de Ranjan (2019).

### 3.6 Implementação Computacional

O processamento dessas funções foi realizado por um código computacional implementado para determinar os concentradores de tensão,  $K_t$ , e dos Fatores do Gradiente de Tensão,  $K_{gr}$ , chamado de *genSIF.exe*. Com um arquivo de entrada de dados sobre uma determinada geometria, o programa gera um modelo completo de Elementos Finitos e faz a análise direta usando um programa de código livre: o CalculiX.

O *genSIF.exe* não possui uma interface gráfica e pode ser executado diretamente na

linha de comando do computador, como mostra a Figura 3.11.

Figura 3.11: Forma de execução do código genSIF.exe em linha de comando

```

C:\Users\Usuario\genSIF\genSIF.exe
*****
*** genSIF - Obtain solutions of FE SIF and Kgr *****
*** Date: Jun  1 2022, 09:19:06
*****
Input file name with .txt extension:

```

Fonte : Autor (2022).

Os dados de entrada no programa são alimentados por um arquivo em forma de texto, como mostra na Figura 3.12, com as seguintes informações :

- Nome da da geometria utilizada;
- Características geométricas ;
- Tensão nominal características do material.

Figura 3.12: Exemplo de entrada de dados para o código genSIF.exe

```

1 name =
2
3 # geometry of specimen in mm
4 Begin = FE_Model
5   neck_width = 100.0
6   thickness = 1.0
7   b = 5
8   c = 1
9   r = 10
10  ai = 0.05
11
12 # load - nominal stress in MPa
13 nominal_stress = 1.0
14
15 # Young Modulus in GPa
16 E = 200
17 # Poisson
18 v = 0.29
19 # plane stress (0) or plane strain (1)
20 plane = 0
21 End
22
23 Begin = KgrDistribution
24 ## in/out files
25 file_model = teste_Kgr.q2d
26 file_out = teste_Kgr.out
27 file_fit_equation = teste_Kgr.eqt
28
29 file_KI = teste_Kgr.ki
30 End

```

Diagrama de anotações:

- Tipo**: aponta para a linha 1 (`name =`).
- Geometria**: aponta para o bloco de código entre as linhas 3 e 10.
- Tensão nominal**: aponta para a linha 13 (`nominal_stress = 1.0`).
- Propriedade dos materiais**: aponta para o bloco de código entre as linhas 15 e 21.
- Quebra 2D : MEF**: aponta para a linha 25 (`file_model = teste_Kgr.q2d`).
- Distribuição do Kgr**: aponta para a linha 27 (`file_fit_equation = teste_Kgr.eqt`).
- Equações Kgr**: aponta para a linha 29 (`file_KI = teste_Kgr.ki`).

Fonte : Autor (2022).

## CAPÍTULO 4 – ANÁLISE DE FADIGA E RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados e discutidos os resultados referentes a análise de fadiga relacionada às etapas propostas na metodologia.

Todas as operações de soldagem discutidas neste capítulo foram realizadas no Departamento de Engenharia da Universidade de Waterloo, no Canadá, durante o período de 2015 a 2020. As formulações e modelagens, que se basearam nas características geométricas e nos resultados dos ensaios, foram disponibilizadas por meio de estudos científicos publicados por Ghahremani (2015) e Ranjan (2019). Foram conduzidos testes de fadiga em dois tipos de amostras: aquelas submetidas a processos de soldagem com carga e sem carga, seguidos de tratamento subsequente. Os testes de fadiga foram realizados sob dois espectros de carga: Amplitude Constante (AC) e Amplitude Variável (AV), ambos com uma razão de tensão (R) de 0.1.

As amostras utilizadas foram confeccionadas a partir de aço CSA (340.21) 350W, possuindo uma largura de 300 mm e uma espessura de placa (t) de 9,5 mm (equivalente a 3/8"). Este tipo de aço é classificado como um aço estrutural leve e facilmente soldável, com um limite de elasticidade nominal de 350 MPa e uma resistência máxima que varia entre 450 e 650 MPa. Os testes de tração para várias amostras foram conduzidos ,no Canadá, por Ghahremani (2015) e Ranjan (2019), resultando em valores característicos de 390 MPa para o limite de escoamento do material e 606 MPa para a resistência à tração.

A geometria envolveu a utilização de corpos de prova soldados com soldas de filete (denominados tipo cruciforme). Esses espécimes representam uma categoria de detalhe nominal de FAT-80, conforme definido por Hobbacher (2009), e uma classe de fadiga de ponto quente de FAT-100, conforme estabelecido por Niemi *et al.* (2006).

Os parâmetros de tratamento, que incluíram a seleção da ferramenta, a amplitude das soldas e os procedimentos de inspeção, foram cuidadosamente configurados para simular o tratamento típico de campo de soldas em estruturas de aço. Essa configuração foi adotada como uma medida de adaptação à realidade prática das soldagens em aço estrutural.

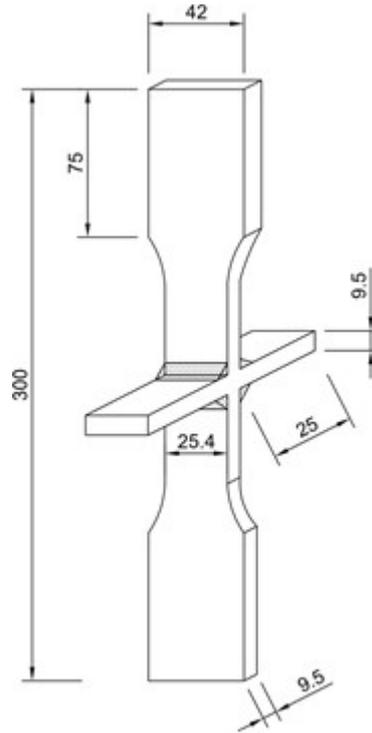
### 4.1 Espécimes e materiais

Os parâmetros de entrada foram categorizado como: propriedades do material, geometria do componente e tensões residuais, informações relacionadas à geometria do defeito e evolução da forma da trinca.

Para a modelagem do  $K_{gr}$  a partir do FIT encontrado, o material em estudo é o AÇO

350W ( $E = 208,083 \text{ MPa}$ ), atendendo aos requisitos da CSA G40.21 50W, que é um aço estrutural soldável com uma resistência mínima à tração de 350 MPa, muito comum em estruturas metálicas de pontes. Os autores Ghahremani (2015) e Ranjan (2019) desenvolveram análises experimentais do material citado e servem como base para validar o modelo encontrado.

Figura 4.1: Geometrias dos espécimes de teste de fadiga (todas as dimensões em mm)



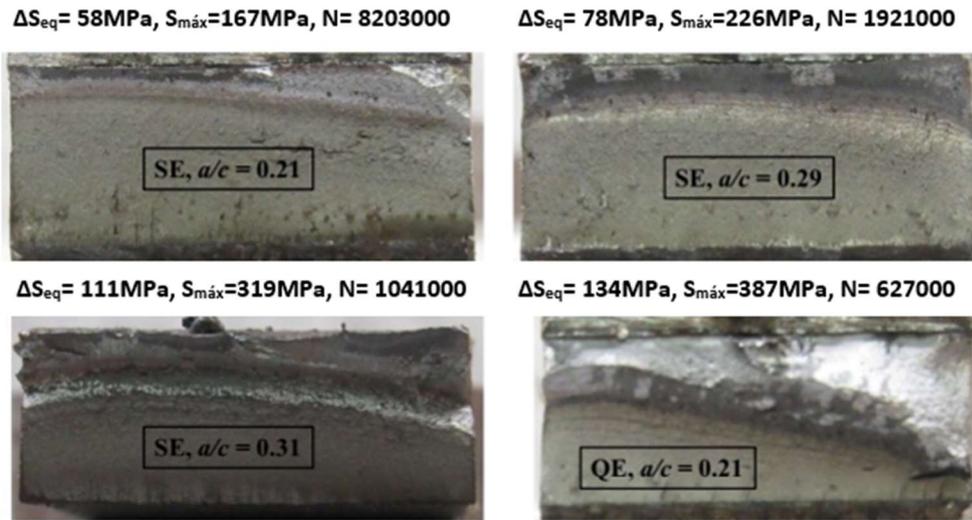
Fonte: Adaptada de Ghahremani (2023).

O  $K_{gr}$  foi determinado nas juntas (pé da solda), pois esse foi o local que ocorreu a iniciação de trincas devido à concentração de tensões e à presença de defeitos de soldagem para as amostras com largura ( $w$ ) de 24,5 mm e espessura ( $t$ ) de 9,5 mm. Juntamente com a geometria do componente, uma trinca semi-elíptica típica iniciada na ponta da solda foi caracterizada na modelagem, com dimensões iniciais de trinca  $a_i$  e  $c_i$ , para o cálculo do  $K_{gr}$ , por meio de um modelo 2D.

Metade das soldadas foram submetidas a ensaios de fadiga e posteriormente a outra metade foi submetida ao tratamento de impacto mecânico para reduzir as tensões residuais da soldagem e comparar o aumento da vida útil. Os espécimes foram submetidos a duas histórias de carregamento (amplitude constante e amplitude variável) em vários intervalos de tensão equivalente. Cada uma das amostras foi então testada por Ranjan (2019) no laboratório em

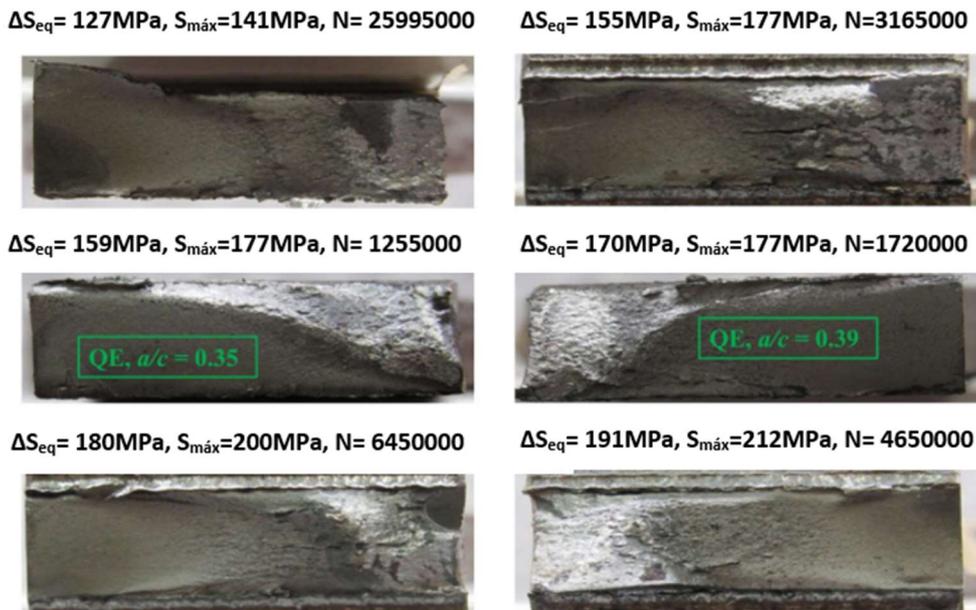
Waterloo, Canadá, com determinação dos limites máximos do número de ciclos e da propagação de trincas semi-elípticas (SE) e trincas quarto-elípticas (QE), como mostrado nas Figuras 4.2 e 4.3.

Figura 4.2: Superfícies de fratura para espécimes de aço 350W após soldagem sob carregamento variável



Fonte: Adaptada de Ranjan (2019).

Figura 4.3: Superfícies de fratura para espécimes de aço 350W tratados com HFMI sob carregamento de amplitude constante



Fonte: Adaptada de Ranjan (2019).

Os vários parâmetros de entrada relacionados à geometria do componente e às tensões residuais são resumidos na Tabela 4.1.

Tabela 4.1: Parâmetros de entrada do modelo MFBD relacionados à geometria do componente e às tensões residuais

Componente Geométrica	Símbolo	Fonte
<b>Espessura</b>	$t$	Rajan (2019) e Ghahremani (2015).
<b>Largura</b>	$w$	Rajan (2019) e Ghahremani (2015).
<b><math>K_{gr}</math> ao longo do caminho esperado da fissura</b>	$K_{gr}$ vs. $(a/t)$ e $(c/w)$	Análise por Elementos Finitos.
<b>Tensão residual ao longo do caminho esperado da fissura</b>	$\sigma_{res}$ vs. profundidade	Ajuste da curva para os dados encontrados por vários autores.

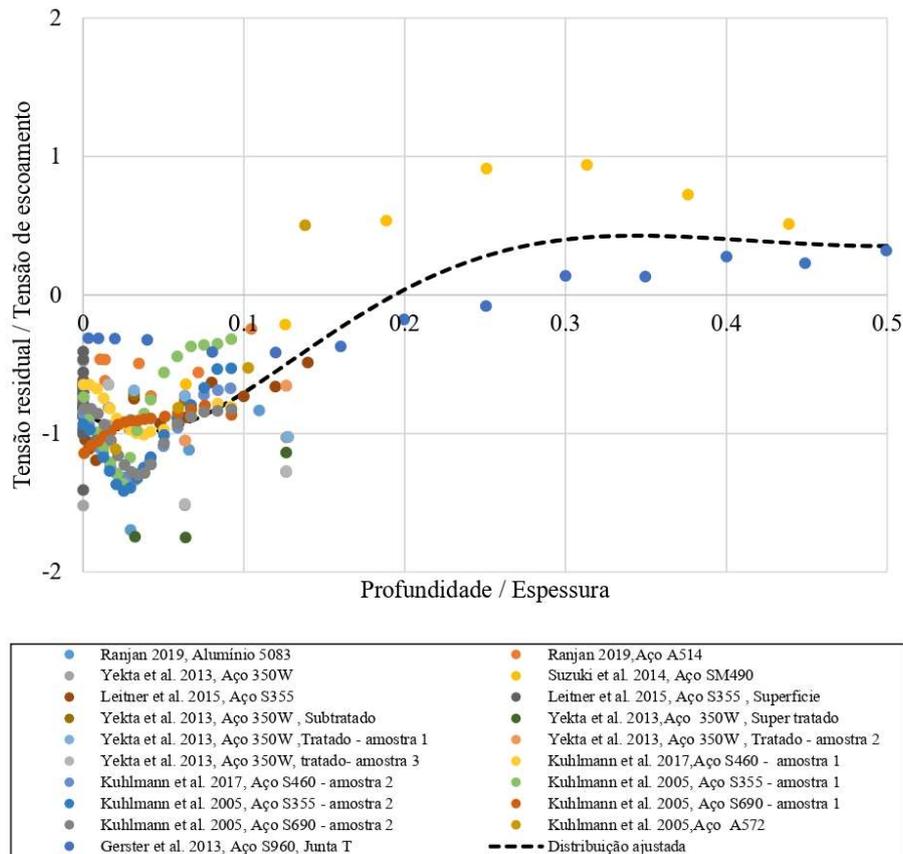
Fonte : Autor (2023).

A largura e a espessura do espécime foram medidas usando paquímetros vernier para cada espécime testado neste estudo. O fator de concentração de tensão (FCT) ao longo da trajetória da trinca esperada foi estimado realizando uma análise linear elástica de elementos finitos. A espessura do componente foi discretizada em várias ( $n = \sim 300$ ) camadas para estimar a variação do FCT em função da profundidade ao longo da trajetória da trinca.

A distribuição de tensões residuais para as juntas cruciformes soldadas e após tratamento HFMI foi obtida ajustando manualmente uma curva aos dados experimentais disponíveis na literatura existente. Ao ajustar a curva, certificou-se de que a distribuição geral de tensões residuais seja autoequilibrante e que a curva ajustada passe pela maioria dos pontos de dados experimentais.

Com base nos dados experimentais disponíveis em (Ghahremani 2015; Kuhlmann *et al.* 2005; Suzuki *et al.* 2014) para juntas cruciformes de aço macio no estado como soldado, a distribuição de tensões residuais foi ajustada conforme mostrado na Figura 4.4. Nesta figura, a tensão residual normalizada é plotada no eixo vertical e a profundidade normalizada é plotada ao longo do eixo horizontal. A profundidade normalizada é a razão entre a profundidade abaixo do dedo da solda e a espessura do componente. Pode-se observar uma quantidade significativa de dispersão nos dados experimentais com a profundidades da superfície variando 10% da espessura da chapa.

Figura 4.4: Distribuição de tensões residuais para juntas soldadas cruciformes tratamento HFMI



Fonte: Rajan (2019).

Por seguinte, os parâmetros de entrada com as propriedades do aço 350 W é apresentado na Tabela 4.2.

Tabela 4.2: Parâmetros de entrada do modelo MFBFD relacionados às propriedades do material

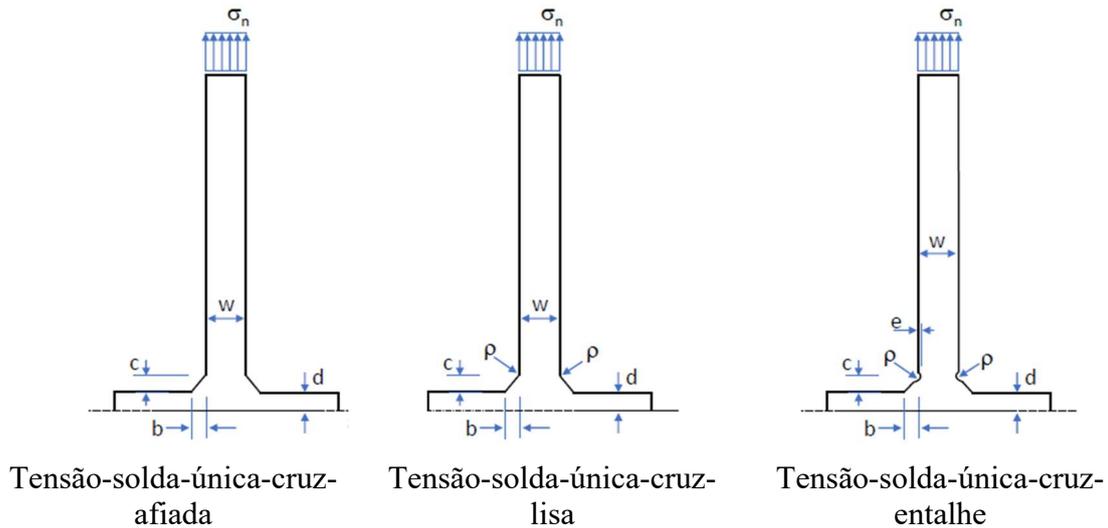
Parâmetros	Símbolo	Unidade	A514 Steel
Módulo de Elasticidade	E	MPa	208083
Resistência de escoamento cíclica	$\sigma_y$	MPa	356
Resistência máxima	$\sigma_u$	MPa	616
constantes da lei de crescimento de trinca Paris-Erdogan	C e m	-	LN(C)=-27,5 m=3
Faixa limiar do FIT	$\Delta K_{th}$	MPa $\sqrt{mm}$	60
Parâmetros de material cíclico Ramberg-Osgood.	$K', n'$	MPa	$K'=812$ $n'=0,108$

Fonte : Autor (2023).

Conforme a Figura 4.5, os nomes das geometrias se dá com tipo de elemento que está sendo analisado para soldagem em cruz, e apresenta as seguintes denominações: a) *Tension-Weld-Single-Cross-Sharp* (Tensão-solda-única-cruz-afiada); b) *Tension-Weld-Single-Cross-*

*Smooth* (Tensão-solda-única-cruz-lisa); e c) *Tension-Weld-Single-Cross-Notch* (Tensão-solda-única-cruz-entalhe). Esta ultima faz referência às geometrias com a presença do parâmetro ‘ $e$ ’ proveniente do tratamento por impacto mecânico para reduzir as tensões residuais.

Figura 4.5: Nomenclatura das geometrias com solda em cruz



Fonte : Autor (2023).

Os dados de saída proposto para cada uma das geometrias é um arquivo de texto com as relações de  $(a/t)$  e  $(c/w)$  com o  $K_{gr}$ , e um arquivo de texto com dados de concentração de tensão de  $K_t$  em função da distribuição de tensão normal e a função do  $K_{gr}$ . Por fim, com estes resultados é possível representar a curva S/N para o elemento geométrico então estudado.

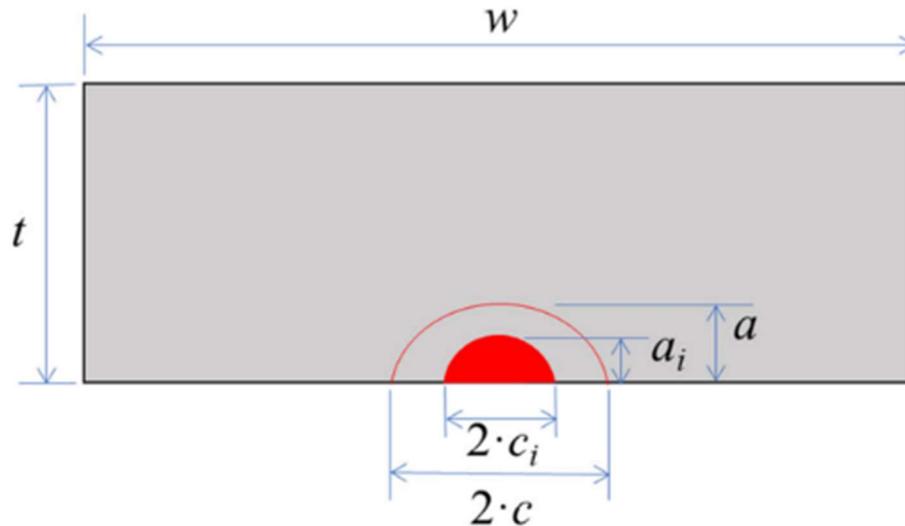
## 4.2 Aspectos geométricos

O estudo concentra-se na caracterização da geometria de uma junta soldada cruciforme, fabricada com aço 350 W. Essa junta é composta por quatro filetes de solda semelhantes, que apresentam uma propensão à iniciação de trincas devido à presença de concentrações de tensão e defeitos de solda nas direções de largura ( $w$ ) e espessura ( $t$ ), considerando um modelo 2D. Além disso, foram definidos comprimentos iniciais de fissura  $a_i$  e  $c_i$ , conforme ilustrado na Figura 4.6.

Além da descrição da geometria do componente, foi estabelecido um modelo de trinca semi-elíptica que se inicia na extremidade da solda. O objetivo desse modelo é caracterizar o fator de intensidade de tensão nessas regiões, a fim de calcular posteriormente o  $K_{gr}$ .

A superfície da trinca é discretizada em pequenos triângulos para representar cada tensão, enquanto a frente da trinca é discretizada em segmentos  $j_{th}$ . O algoritmo apresentado na metodologia é, então, utilizado para calcular  $K_I$  na frente da trinca usando a função de peso de carga pontual 2D. No caso de falha, a tensão líquida no componente fissurado deve ser igual ou superior à resistência última do material.

Figura 4.6: Características geométricas da amostra

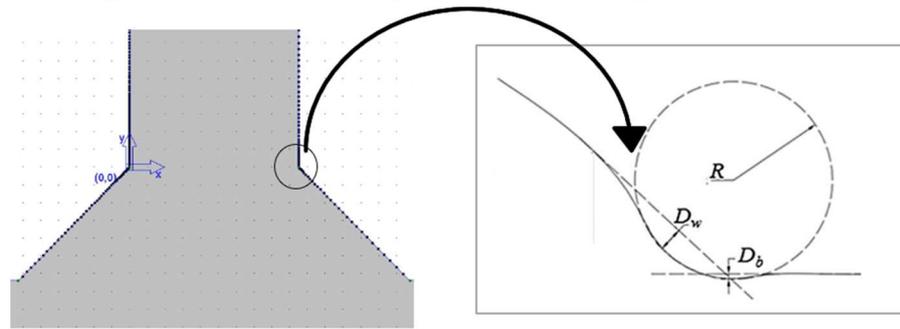


Fonte: Adaptado de Ranjan (2019).

#### 4.2.1 Geometria devido ao tratamento HFMI

A geometria é então configurada em dois modelos, levando em consideração a aplicação do Tratamento Mecânico de Alta Frequência (HFMI) a fim de estimar o aumento na vida útil à fadiga. A geometria apresenta uma curvatura ( $R$ ) na região da base da solda, a qual é definida por meio das dimensões  $D_w$  e  $D_b$ , conforme ilustrado na Figura 4.7, sendo essas dimensões determinadas com base em dados experimentais.

Figura 4.7: Parâmetros de geometria da convergência de solda



Fonte: Autor (2023).

Uma série de parâmetros geométricos, que descrevem as condições locais na região do pé da solda, foram medidas utilizando embasamento teórico de Yekta *et al.* (2013) e os resultados dos ensaios encontrados por Ranjan (2019). Esses resultados foram empregados como dados de entrada na análise de mecânica da fratura, com o propósito de calcular os fatores de concentração de tensão nas regiões dos filetes de solda, tanto na configuração soldada quanto naquela tratada por impacto. Os parâmetros medidos estão detalhados na Tabela 4.3.

Tabela 4.3: Medições dos entalhes para espécimes tratados

Material		$D_b$ (mm)	$D_w$ (mm)	$D_{avg}$ (mm)	$R$ (mm)
Aço 350W	Média	0,312	0,390	0,351	2,03
	Desv. Padrão	0,278	0,305	0,126	0,29

Fonte : Adaptado de Ranjan (2019).

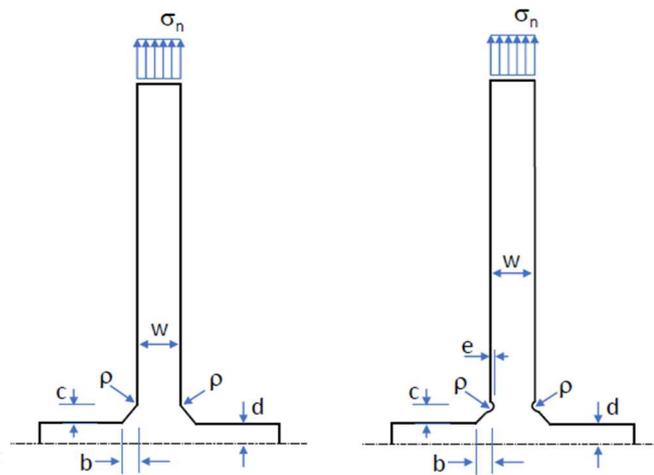
O raio correspondente à maior reentrância na profundidade do lado do metal base foi considerado como o raio crítico da solda ( $R$ ). A profundidade da reentrância foi definida como a medida perpendicular à máxima distância de uma linha reta até a parte inferior da reentrância. Uma medição de profundidade ( $D_b$ ) foi realizada em relação a uma linha de melhor ajuste ao longo da superfície do metal base, assemelhando-se à profundidade normalmente verificada manualmente por inspetores de solda para avaliação da qualidade da solda. Outra medição de profundidade ( $D_w$ ) foi efetuada em relação a uma linha de melhor ajuste traçada ao longo da superfície da solda. A média das profundidades de penetração do metal base e do lado da solda ( $D_{avg}$ ) também foi calculada para cada caso.

Os resultados estabelecidos serviram de base para a determinação do valor do entalhe

proveniente do tratamento de impacto na modelagem numérica. Para a modelagem das amostras soldadas, foi definida a geometria de tração em soldas simples em cruz, enquanto para as amostras com tratamento, utilizou-se a geometria de tração em solda única cruzada com entalhe, onde o termo ' $\rho$ ' representa o raio associado ao impacto mecânico do HFMI, e ' $e$ ' indica o entalhe do efeito do tratamento.

A Figura 4.8 apresenta o incremento do entalhe nas amostras modeladas para levar em consideração o tratadas com HFMI.

Figura 4.8: Soldagem cruzada para amostras soldadas (esquerda) e do tratamento HFMI (direita)



Fonte: Autor (2023).

A Tabela 4.4 apresenta os dados de entrada das geometrias para a análise das peças, tanto as soldadas quanto as com tratamento HFMI.

Tabela 4.4 : Dados de entrada para as peças tratadas e soldadas.

Dimensões	Amostras soldadas	Amostras tratadas
<b>Espessura</b>	9,50	9,50
<b>Largura</b>	25,40	25,40
<i>b</i>	6,25	6,25
<i>c</i>	6,40	6,40
<i>ρ</i>	1,00	2,03
<i>d</i>	4,75	4,75
<i>e</i>	-	0,39

Fonte: Autor (2023).

Inicialmente, ambas as geometrias da Figura 4.8 foram modeladas utilizando o Método dos Elementos Finitos 2D (MEF) sob deformação plana, considerando as dimensões descritas na Tabela 4.4. Isso foi feito para obter a distribuição de tensões na frente do entalhe como entrada para o algoritmo representado na Figura 3.9, linha 5. A distribuição de tensão para as geometrias soldadas "as welded" e tratadas com HFMI é expressa pelas Eqs. (4.1) e (4.2), respectivamente, para uma tensão nominal unitária.

$$\sigma(x) = 0,830074 + 3,84721 / \left( \left( 1 + e^{\log\left(\frac{x}{9,5}\right)} + 5,55671 \right) / 1,14985 \right) \quad (4.1)$$

$$\sigma(x) = 0,850007 + 1,21312 / \left( \left( 1 + e^{\log\left(\frac{x}{9,5}\right)} + 3,26198 \right) / 0,795899 \right) \quad (4.2)$$

Onde  $x$  começa no entalhe da superfície. O algoritmo (na Figura 3.9) foi executado para  $0,01 \leq a/t \leq 0,6$  e  $0,1 \leq a/c \leq 2,0$ , para produzir um conjunto de resultados de FGT para ambas as geometrias, usando as Eqs. (3.7) e (3.8) em (4.1) e (4.2), respectivamente, para criar novas equações de FGT. Utilizando o conjunto de resultados, foram obtidas as equações de ajuste não linear que serão apresentadas no subíndice 4.3.

#### 4.2.2 Operação do programa genSIF

O genSIF.exe é um programa de linguagem C++ usado para calcular o Fator de Intensidade de Tensões (FIT) por meio do método de elementos finitos e funções de peso. Inicialmente desenvolvido por Miranda (2019) para amostras submetidas a *fretting*, foi expandido neste trabalho para a análise de amostras soldadas. Como já citado, na metodologia a análise por elementos finitos é realizada pelo CalculiX, um programa de código aberto destinado a essa finalidade.

Como qualquer software computacional, o genSIF.exe, requer dados de entrada e gera dados de saída. Os dados de entrada são fornecidos por meio de um arquivo em formato de texto. Os dados de saída incluem dois tipos de arquivos:

1. Um arquivo de texto que apresenta a relação  $a/w$ , e  $a/t$  a tensão nominal posição e o  $K_{gr}$  nas duas direções de crescimento da trinca;
2. Um arquivo de texto contendo informações sobre a concentração de tensão de  $K_t$ , a função da distribuição de tensão normal e a função de  $K_{gr}$ .

O genSIF.exe calcula, por meio de funções de peso, as gamas  $\Delta K_{I,ref}$  para espécimes

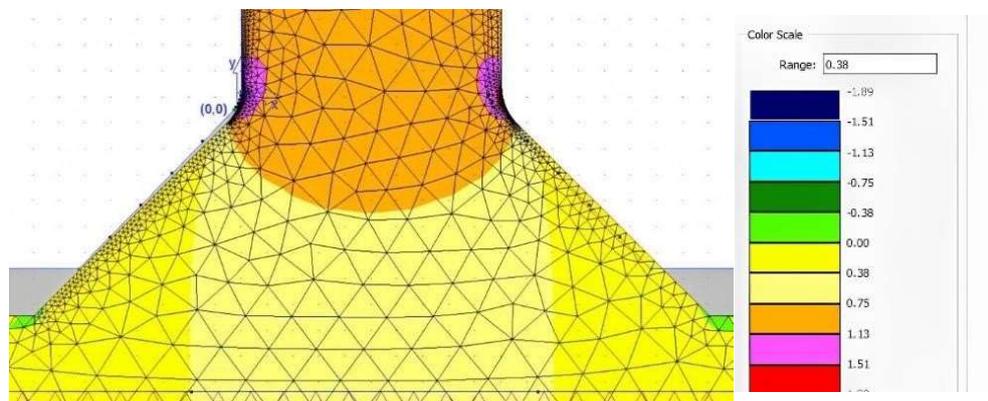
padrões e as  $\Delta K_I$  para peças com concentradores de tensões, gerando como resultado a distribuição do fator de gradiente de tensões  $K_{gr}$ . O FIT é calculado de forma direta integrando a função de peso com a distribuição de tensões nas faces da trinca.

Os dados de entrada para a análise devem incluir informações como a tensão nominal, características do material e nomes das geometrias com especificações do tipo de elemento que esta sendo analisado para soldagem cruzada:

- Tração solda simples cruzada afiada;
- Tração única solda cruzada solda suave;
- Tração solda única cruzada com entalhe.

Uma das outras saídas geradas pelo genSIF.exe é um arquivo com a extensão ".frd". Esse arquivo pode ser aberto na interface gráfica do fluxo de tensões gerado pelo CalculiX usando o Método dos Elementos Finitos (MEF), ilustrado pelas imagens das tensões na Figura 4.9. A concentração da malha é realizada aumentando o número de nós nos pontos de solda.

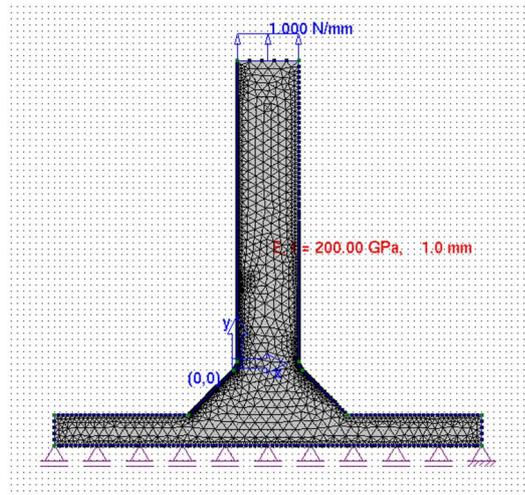
Figura 4.9: Distribuição das tensões pelo Calculix



Fonte: Autor (2023).

Outra saída gerada pelo genSIF.exe é um arquivo com a extensão ".q2d". Esse arquivo pode ser aberto na interface gráfica da malha gerada pelo programa Quebra 2D para visualizar os resultados das tensões em cada ponto obtidos pelo Método dos Elementos Finitos (MEF), como ilustrado na Figura 4.10.

Figura 4.10: Distribuição da malha pelo Quebra 2D



Fonte: Autor (2023).

Devido à presença de concentrações de tensões, a distribuição da tensão aparente, não é uniforme. Essa distribuição é determinada multiplicando o Fator de Gradiente de Tensão (FGT) em cada profundidade ( $x$ ) pela tensão nominal correspondente a um histórico de carga específico. No tópico seguinte é apresentado os valores de  $K_{gr}$  encontrados.

### 4.3 Modelagem dos valores de $K_{gr}$

O  $K_{gr}$  é definido como a razão entre o FIT em cada seção afetada por um concentrador de tensão e o FIT que existiria naquela seção sem a presença do concentrador de tensão. O  $K_{gr}$  difere do Fator de Concentração de tensão clássico ( $K_t$ ) por considerar a concentração na falha com base no FIT. A Tabela 4.5 apresenta os resultados do FGT ( $K_{gr}$ ) encontrados em relação à direção de propagação da trinca. Os resultados estão relacionados apenas ao comprimento da trinca inicial " $a$ " de 0,095 mm, e estão representados na direção da espessura para as amostras soldadas.

Tabela 4.5: Simulação  $K_{gr}$  e propagação de trincas 2D para amostras soldadas

t(mm)	a(mm)	c(mm)	t/w	a/t	a/c	$K_{gra}$	$K_{grc}$
9,5	0,095	0,0475	0,748031	0,01	2,0	2,24719	3,74863
9,5	0,095	0,063	0,748031	0,01	1,5	2,30766	3,66565
9,5	0,095	0,095	0,748031	0,01	1,0	2,39543	3,62958
9,5	0,095	0,1187	0,748031	0,01	0,8	2,39857	3,65172
9,5	0,095	0,1583	0,748031	0,01	0,6	2,44368	3,68329
9,5	0,095	0,2375	0,748031	0,01	0,4	2,48578	3,68408
9,5	0,095	0,475	0,748031	0,01	0,2	2,51575	3,77669
9,5	0,095	0,95	0,748031	0,01	0,1	2,52363	3,84514

Fonte: Autor (2023).

A Tabela 4.6 apresenta os resultados do FGT ( $K_{gr}$ ) encontrados em relação à direção de propagação da trinca. Os resultados estão relacionados apenas ao comprimento da trinca "a" maior de 5,7 mm, e estão representados na direção da espessura para as amostras soldadas.

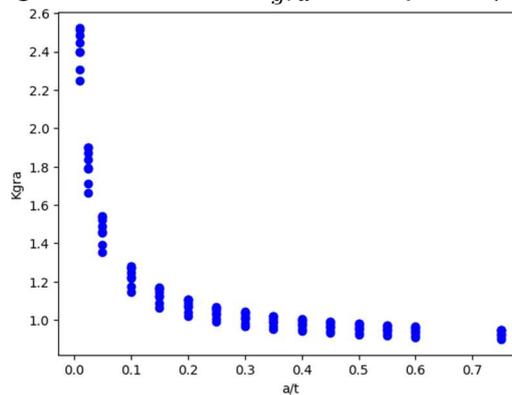
Tabela 4.6: Simulação  $K_{gr}$  e propagação de trincas 2D para amostras soldadas

t(mm)	a(mm)	c(mm)	t/w	a/t	a/c	$K_{gra}$	$K_{grc}$
9,5	5,7	2,85	0,748031	0,6	2,0	0,911283	1,45202
9,5	5,7	3,80	0,748031	0,6	1,5	0,921068	1,38531
9,5	5,7	5,70	0,748031	0,6	1,0	0,935517	1,34108
9,5	5,7	7,12	0,748031	0,6	0,8	0,938972	1,35131
9,5	5,7	9,50	0,748031	0,6	0,6	0,946659	1,35064
9,5	5,7	14,25	0,748031	0,6	0,4	0,959001	1,05538
9,5	5,7	28,50	0,748031	0,6	0,2	0,964213	0,994708
9,5	5,7	5,70	0,748031	0,6	0,1	0,964707	0,987765

Fonte: Autor (2023).

Os resultados mostram uma redução significativa do  $K_{gr}$  ao longo do crescimento da trinca. Os valores de  $K_{gra}$  e  $K_{grc}$ , para amostras soldadas, são apresentados de maneira abrangente em todos os intervalos de fissuras nos Apêndices A e B, respectivamente. A modelagem de  $K_{gra}$  para um modelo de crescimento da trinca na direção da espessura ( $t$ ) é ilustrada na Figura 4.11.

Figura 4.11: Valor do  $K_{gra}$  em função de ( $a/t$ )



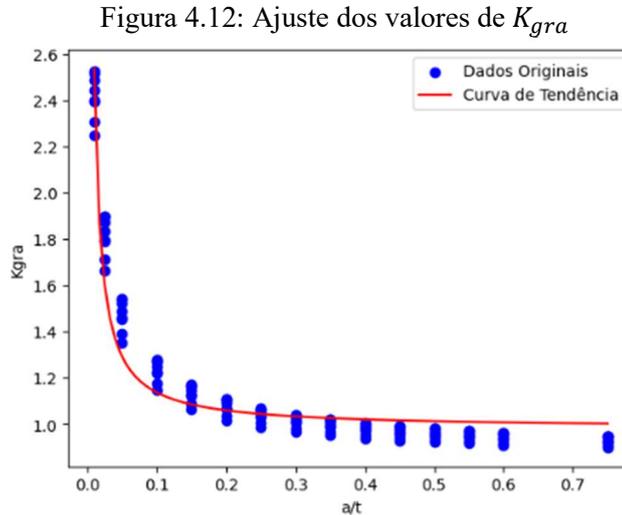
Fonte: Autor (2023).

O ajuste dos dados da curva pode ser realizado por meio de uma função polinomial de quinto grau, expressa pela seguinte equação:

$$K_{gra} = \frac{A}{x} \cdot x + B \quad (4.3)$$

Com os valores dos parâmetros de ajuste da curva apresentada na figura 4.12 são: A = -

0,015538253273591601,  $B= 0,982161426592781$ ; A modelagem apresentou resíduos de 0,0038 e desvio padrão de 0,02.



Fonte: Autor (2023).

Os resultados também forneceram a distribuição do FGT para as amostras após o tratamento HFMI. Na Tabela 4.7, é apresentada a simulação do  $K_{gra}$  para o primeiro intervalo de fissura inicial de 0,095.

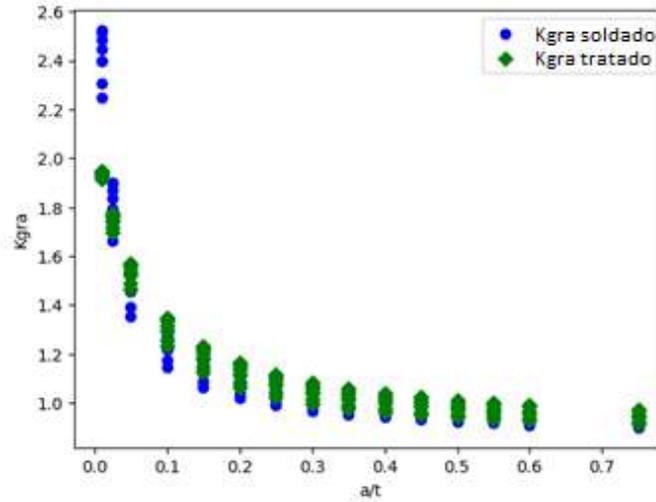
Tabela 4.7: Simulação  $K_{gr}$  e propagação de trincas 2D com tratamento HFMI

$t(\text{mm})$	$a(\text{mm})$	$c(\text{mm})$	$t/w$	$a/t$	$a/c$	$K_{gra}$	$K_{grc}$
9,5	0,095	0,0475	0,748031	0,01	2,0	1,91414	2,03998
9,5	0,095	0,0633333	0,748031	0,01	1,5	1,92246	2,03694
9,5	0,095	0,095	0,748031	0,01	1,0	1,93378	2,03562
9,5	0,095	0,11875	0,748031	0,01	0,8	1,93308	2,03652
9,5	0,095	0,158333	0,748031	0,01	0,6	1,93853	2,03793
9,5	0,095	0,2375	0,748031	0,01	0,4	1,94352	2,03856
9,5	0,095	0,475	0,748031	0,01	0,2	1,94727	2,04343
9,5	0,095	0,95	0,748031	0,01	0,1	1,94915	2,04833

Fonte: Autor (2023).

Os resultados mostram uma redução significativa do  $K_{gra}$  para amostras após o tratamento HFMI nos primeiros intervalos de crescimento da trinca ( $a$ ), com uma redução de aproximadamente 70%. Os valores de FGT, para os dois casos, se aproximam à medida que os valores da fissura aumentam, conforme Figura 4.13.

Figura 4.13: Distribuição do  $K_{gra}$  para amostras soldadas ('as welded') e  $K_{gra}$  tratado (HFMI)



Fonte: Autor (2023).

Os valores da simulação do  $K_{gr}$  para o modelo 2D das amostras após o tratamento HFMI, com a maior faixa do comprimento da fissura, estão apresentados na Tabela 4.8.

Tabela 4.8: Simulação  $K_{gr}$  e propagação de trincas 2D com tratamento HFMI

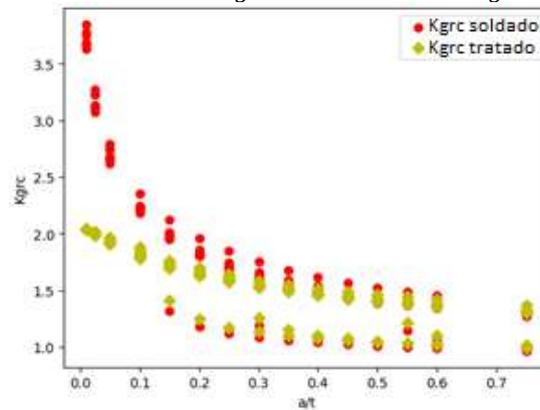
t(mm)	a(mm)	c(mm)	t/w	a/t	a/c	$K_{gra}$	$K_{grc}$
9,5	5,7	2,85	0,748031	0,6	2,0	0,926706	1,42047
9,5	5,7	3,8	0,748031	0,6	1,5	0,938492	1,37361
9,5	5,7	5,7	0,748031	0,6	1,0	0,956507	1,35316
9,5	5,7	7,125	0,748031	0,6	0,8	0,959083	1,36378
9,5	5,7	9,5	0,748031	0,6	0,6	0,968808	1,37933
9,5	5,7	14,25	0,748031	0,6	0,4	0,984442	1,10149
9,5	5,7	28,5	0,748031	0,6	0,2	0,990626	1,02704
9,5	5,7	5,7	0,748031	0,6	0,1	0,991215	1,01863

Fonte: Autor (2023).

Para o modelo de simulação 2D, além da modelagem do  $K_{gra}$ , o  $K_{grc}$  na direção do crescimento da trinca na direção da largura também é modelado. Os valores de  $K_{grc}$  apresentam valores superiores aos do  $K_{gra}$ .

A simulação das amostras com tratamento HFMI apresentou uma redução do fator em aproximadamente 50% no valor do  $K_{grc}$ .

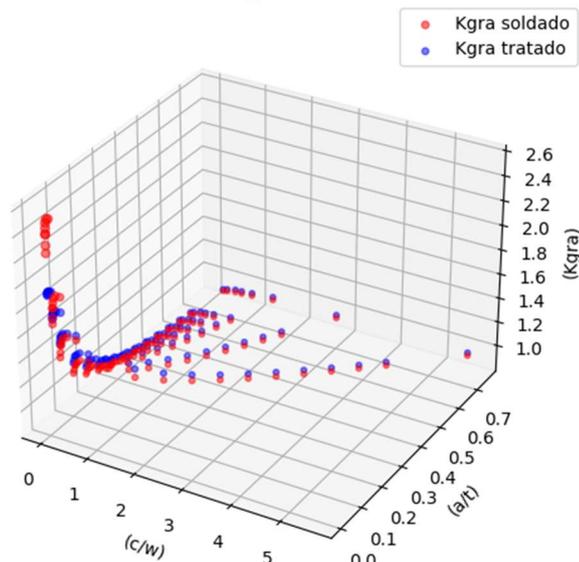
Figura 4.14: Distribuição do  $K_{grc}$  ('as welded') e  $K_{grc}$  tratado (HFMI)



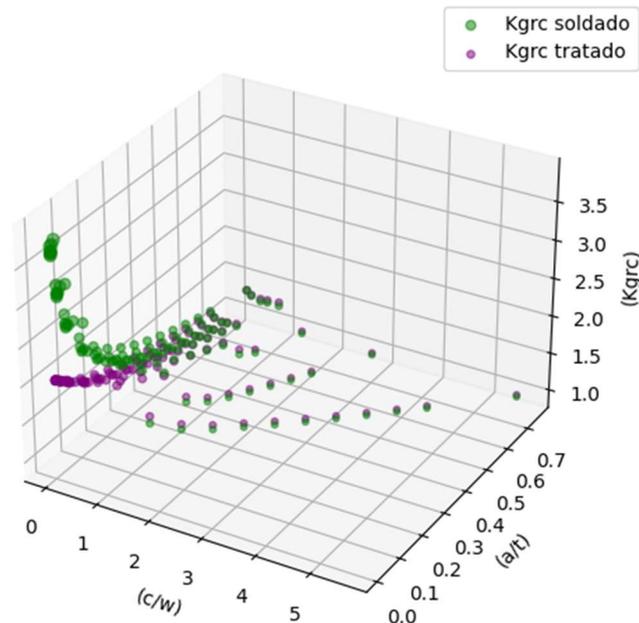
Fonte: Autor (2023).

De forma geral, para todos os intervalos até a ruptura no modelo 2D com uma abertura de trinca " $a$ " na direção da espessura e " $c$ " na direção da largura, as distribuições de  $K_{gra}$  e  $K_{grc}$ , de acordo com as curvas ajustadas, são apresentadas nas Figuras 4.15 e 4.16, respectivamente, tanto para as condições soldadas (*as-welded*) quanto para as tratadas (*treated*). Esta análise ajuda a avaliar o efeito dos tratamentos na concentração de tensão e, conseqüentemente, na vida útil à fadiga. Essas curvas mostram como os valores de  $K_{gra}$  e  $K_{grc}$  mudam com parâmetros variáveis, cargas ou propriedades dos materiais. Pode-se observar que o tratamento HFMI reduz significativamente o valor inicial de  $K_{gr}$  em ambas as situações, sendo mais expressivo na direção do  $K_{gra}$ .

Figura 4.15: Curvas ajustadas de  $K_{gra}$  para as condições soldadas e tratadas



Fonte: Autor (2023).

Figura 4.16: Curvas ajustadas de  $K_{grc}$  para as condições soldadas e tratadas

Fonte: Autor (2023).

#### 4.3.1 Equações numéricas do $K_{gr}$ para amostras soldadas

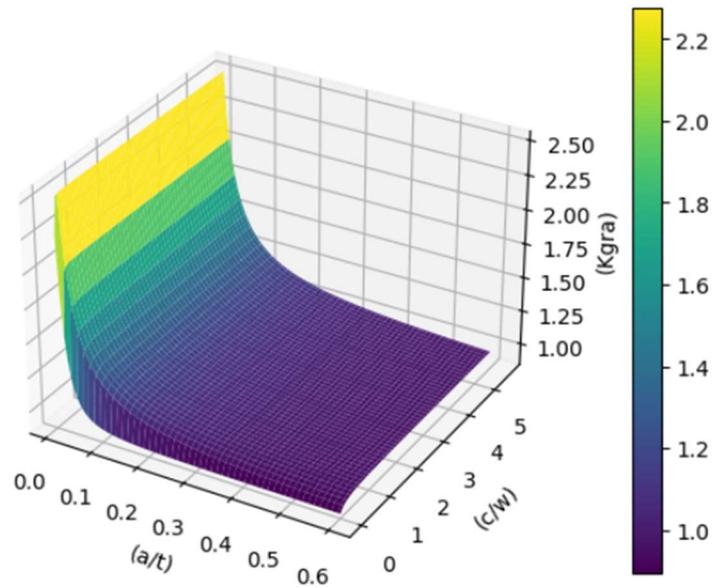
Na análise 2D, as distribuições de tensão geradas nas direções de normalização  $a/t$  e  $c/w$  são descritas por equações não lineares. Para obter resultados com base nessas equações, são necessários programas de computador para cálculos numéricos. A equação para determinar  $K_{gra}$ , com parâmetros de ajuste de curva, como função do crescimento da trinca para soldagem como recebida (received), é fornecida pela Eq. (4.4). Essa equação é usada para estabelecer a relação entre  $K_{gra}$  e o crescimento da trinca, fornecendo informações sobre como o fator de concentração de tensão muda à medida que a trinca se estende. Isso é um fator crítico para entender o comportamento das soldas em condições de fadiga e pode informar decisões relacionadas à manutenção e segurança.

$$K_{gra} = A + \frac{B}{C + D \left( \frac{a}{t} \right) \left( \left( \frac{E + \left( \frac{a}{t} \right)}{\left( \frac{c}{w} \right)} + F \right) \left( \left( \frac{a}{t} \right) + \left( G + H \left( \frac{a}{t} \right) \right) \left( \frac{c}{w} \right) + I \right) + J \right)} \quad (4.4)$$

Os parâmetros de ajuste na curva  $K_{gra}$  são:  $A=0,874206489730076$ ;  $B=11395,0845048691$ ;  $C= 4446,57625753121$ ;  $D=9786,52521430511$ ;  $E=-$

0,000667028151689745;  $F=-0,00810208971457737$ ;  $G=-12,3720537143734$ ;  
 $H=1,72700227688743$ ;  $I= 5,87653260123217$  e  $J=24,881479864326$ . A soma dos resíduos ao quadrado da equação de ajuste é 0,017 e o desvio padrão dos resíduos de 0,012. A modelagem de distribuição do  $K_{gra}$  é apresentada na Figura 4.17.

Figura 4.17: Distribuição do  $K_{gra}$  para amostras soldadas



Fonte: Autor (2023).

O  $K_{grc}$  apresenta equações e parâmetros diferentes para cada uma das seções analisadas, neste sentido para cada intervalo foi encontrada equações diferentes para determinar o  $K_{grc}$ .

O valor do  $K_{grc}$  em função do valor de  $0,01 \leq a/t \leq 0,6$  e para o intervalo  $0,0037 \leq c/w \leq 0,08$  apresentaram certa similaridade com a equação a seguir:

$$K_{grc} = \frac{\left(\frac{a}{t}\right)^2}{A + \left(\frac{c}{w}\right)} + \frac{\left(\frac{c}{w}\right) + B}{C \left(\frac{a}{t}\right) + D} + \frac{E}{F + \left(G + H \left(\frac{c}{w}\right)\right) \left(\frac{a}{t}\right)} \quad (4.5)$$

Os parâmetros de ajuste desta curva foram dados por:  $A=-0,00293173$ ;  $B=2,94796$ ,  
 $C=6,51694$ ;  $D=0,841851$ ;  $E=-0,00229182$ ;  $F= -0,0038335$ ;  $G= 1,0011$  e  $H= -2,43517$ . A soma dos resíduos ao quadrado foi de 0,022 e o desvio padrão dos resíduos de 0,015.

Para o intervalo seguinte de  $0,01 \leq a/t \leq 0,6$  e  $0,08 < c/w \leq 1,0$  os valores de  $K_{grc}$  apresentaram uma formulação mais complexa, dada como:

$$K_{grc} = A + B \left(\frac{a}{t}\right) + \frac{C + D \left(\frac{a}{t}\right)}{E + \left(\frac{a}{t}\right)} + \frac{F + G \left(\frac{a}{t}\right) + H \left(\frac{a}{t}\right)^2}{I + \left(\frac{c}{w}\right)} + \frac{J \left(\frac{a}{t}\right)^2 + K \left(\frac{a}{t}\right)^3}{\left(L + \left(\frac{c}{w}\right)\right) \left(\frac{c}{w}\right)} \quad (4.6)$$

Os parâmetros de ajuste da curva foram dados por: A=2,222327990; B=-0,137206, C=0,1019840001; D=-0,995364; E=0,0471162; F=-0,003875483105; G=0,05674697075; H=-0,1846811855; I=-0,0615838; J=-0,006446027610; K=0,06291323954 e L=-0,0615838 . A soma dos resíduos ao quadrado foi de 0,034 e o desvio padrão dos resíduos de 0,043.

Para o último intervalo os valores de  $K_{grc}$  em função do valor de  $0,01 \leq a/t \leq 0,6$  e  $1,0 < c/w \leq 5,6$  é apresentado na Eq. (4.7).

$$K_{grc} = A + \frac{B}{\frac{C}{\left(\frac{c}{w}\right)} + D} + \frac{E}{\left(\left(\frac{c}{w}\right)^2 + F \left(\frac{a}{t}\right)^2 + G \left(\frac{c}{w}\right) \left(\frac{a}{t}\right)^3 + H \left(\frac{a}{t}\right)^4\right) \left(\frac{c}{w}\right)^3} \quad (4.7)$$

Os parâmetros de ajuste da curva foram dados por: A=0,8998152; B=0,0552124; C=0,0136775; D=-0,436267; E=0,146886; F=-7,17199; G=7,17199 e H=8,479874096. A soma dos resíduos ao quadrado foi de 0,082 e o desvio padrão dos resíduos de 0,055.

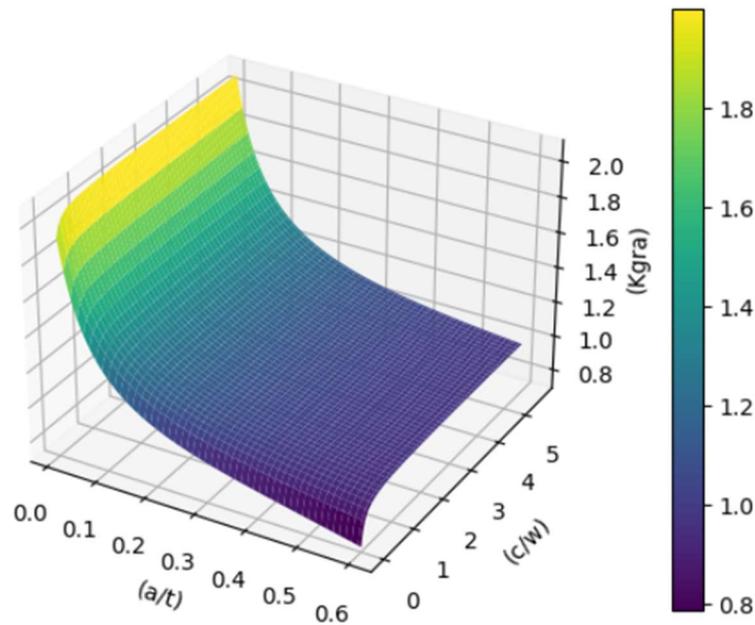
#### 4.3.2 Equações numéricas do $K_{gr}$ para amostras tratadas (HFMI)

Para os espécimes soldados após o tratamento HFMI, com o acréscimo de tensões residuais compressivas, o valores de  $K_{gr}$  mostraram uma redução. Nesse caso, a equação para  $K_{gra}$ , correlacionada com os parâmetros de ajuste, em função do crescimento da trinca, é determinada pela Eq. (4.8).

$$K_{gra} = A + \frac{B + C \left(\frac{a}{t}\right)^2 \left(\frac{c}{w}\right) + D \left(\frac{a}{t}\right)^2 + E \left(\frac{a}{t}\right)^3}{F \left(\frac{c}{w}\right) + G} + \frac{H}{I \left(\frac{a}{t}\right) + J} \quad (4.8)$$

Os parâmetros de ajuste da curva foram dados por: A=0,862951559803289; B=-74,07650405; C=131,8345964; D=-97,24303988; E=78,94398458; F=3500,84208168124; G=437,765544505892; H=-739,650250485021; I=-8795,08481933373 e J=-516,630637044676. A soma dos resíduos ao quadrado foi de 0,002 e o desvio padrão dos resíduos de 0,015. A modelagem de distribuição do  $K_{gra}$  é apresentada na Figura 4.18.

Figura 4.18: Distribuição do  $K_{gra}$  para amostras após o tratamento HFMI



Fonte: Autor (2023).

Os valores de  $K_{grc}$  apresentam diferentes equações e parâmetros para cada uma das seções tratadas analisadas, assim como ocorreu com as amostras soldadas sem tratamento. O valor de  $K_{grc}$  em função de  $0,01 \leq a/t \leq 0,6$  para valores do intervalo  $0,08 < c/w \leq 1,0$  é melhor definido pela função de ajuste exponencial a seguir:

$$K_{grc} = e^{A\left(\frac{a}{t}\right)^3 + B\left(\frac{a}{t}\right)^2 + C\left(\frac{c}{w}\right) + D\left(\frac{a}{t}\right)} + E \quad (4.9)$$

Os parâmetros de ajuste da curva foram dados por :  $A=-1,98641331773522$ ;  $B=3,56200359486201$ ;  $C=0,0837907315446451$ ;  $D=-3,45270930586684$  e  $E=1,07168753115552$ . Os resíduos é de  $0,00004817367077$  e desvio padrão de  $0,002194850126$ . A soma dos resíduos ao quadrado foi de  $0,085$  e o desvio padrão dos resíduos de  $0,033$ .

Os valores de  $K_{grc}$  em função de  $0,01 \leq a/t \leq 0,6$  para o intervalo  $1,0 < c/w \leq 5,6$  é melhor ajustado pela equação a seguir:

$$K_{grc} = A + \frac{B + C\left(\frac{a}{t}\right)^2\left(\frac{c}{w}\right) + D\left(\frac{a}{t}\right)^3 + E\left(\frac{a}{t}\right)^2}{F\left(\frac{c}{w}\right) + G} + \frac{H}{I\left(\frac{a}{t}\right) + J} \quad (4.10)$$

Os parâmetros de ajuste da curva foram:  $A=0,729044675448113$ ;  $B=0,1087731102$ ;

$C=0,4026723320$ ;  $D=-0,09932548993$ ;  $E=-0,4389935892$ ;  $F=3,69054583440585$ ;  $G=-3,42615942603481$ ;  $H=16,3665149507321$ ;  $I=80,4973859191474$  e  $J=19,2140998272819$ . A soma dos resíduos ao quadrado foi de 0,063 e o desvio padrão dos resíduos de 0,046.

As equações encontradas demonstraram uma excelente correspondência com os resultados obtidos por meio da modelagem. Esses resultados, por sua vez, desempenharam um papel crucial na determinação da vida útil das amostras simuladas. No próximo tópico, serão apresentadas as análises probabilísticas que foram conduzidas para estabelecer as curvas S/N e avaliar a influência do FGT nesse contexto.

#### **4.4 Obtenção de curvas S/N probabilísticas**

Nesta seção, são apresentadas as estimativas de vida das ligações soldadas cruciformes feitas com o aço 350W por meio do Fator de Gradiente de Tensão, o qual foi previamente formulado na seção anterior. Inicialmente, as propriedades da curva de Ramberg-Osgood e a taxa de crescimento da trinca são definidas com base em dados experimentais disponíveis na literatura.

Com os parâmetros de cálculo estabelecidos, as estimativas de vida em fadiga são realizadas para elementos soldados ('As welded') e para aqueles submetidos ao tratamento HFMI. A partir dos resultados obtidos, são identificados os parâmetros que podem influenciar na vida útil e é conduzida uma análise probabilística.

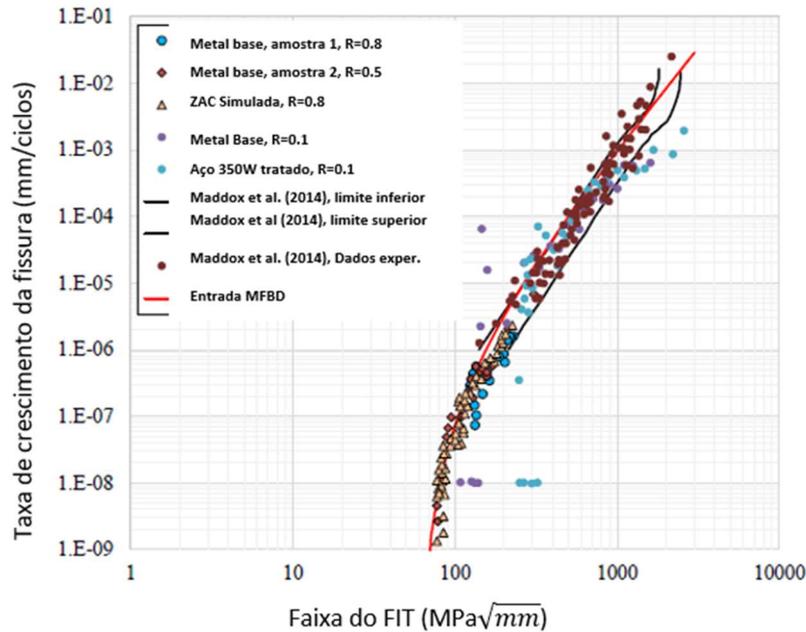
Por fim, uma curva de projeto específica para o modelo de estudo abordado nesta dissertação é determinada e comparada com dados experimentais. Esse processo visa proporcionar uma compreensão mais aprofundada de como o Fator de Gradiente de Tensão impacta a vida do detalhe cruciforme feito deste aço para esta ligação cruciforme específica em diferentes condições, fornecendo informações valiosas para aplicações práticas e decisões de engenharia.

##### **4.4.1 Constantes da lei de crescimento de trinca de Paris-Erdogan para o aço 350 W**

Os testes de taxa de crescimento de trinca foram conduzidos com o propósito de estimar as constantes da lei de crescimento de trinca de Paris-Erdogan, que são parâmetros cruciais na análise de mecânica da fratura. Os resultados desses testes foram obtidos para dois tipos de aço, nomeados: Base Metal (metal base) e Simulated ZTA (ZTA simulada) do aço 350W, conforme descrito no estudo de Ghahremani (2015). Esses resultados estão graficamente representados na Figura 4.19, juntamente com uma curva de crescimento de

trinca ajustada.

Figura 4.19: Medidas de taxa de crescimento de trinca e curva ajustada para o aço 350W



Fonte: Ranjan (2019).

Os ensaios realizados por Ranjan (2019) e que foram modelados utilizaram espécimes de compactação com entalhe em forma de cunha, seguindo as diretrizes estabelecidas no ASTM E647-13 (2013). Esses espécimes continham trincas pré-existentes e foram submetidos a ciclos de carregamento cíclico de compressão. Foi pressuposto que as taxas de crescimento de trinca "livres de fechamento" foram obtidas sob uma alta razão de R (0,8).

Para determinar as constantes  $C$ ,  $m$  e  $\Delta K$ , que são essenciais para a descrição da lei de crescimento de trinca de Paris-Erdogan, utilizaram-se os dados de teste de taxa de crescimento de trinca obtidos do estudo de Ghahremani (2015) e dados adicionais disponíveis em Maddox (1991). É importante destacar que os pontos de dados da taxa de crescimento de trinca para os espécimes de ZTA simulada estavam situados entre os do metal base. A curva de taxa de crescimento de trinca ajustada manualmente, que envolveu variações no valor de  $C$  para a curva ajustada e observações visuais para garantir o melhor ajuste, representou um limite superior dos dados do teste em faixas de tensão mais elevadas, enquanto proporcionou o melhor ajuste nas faixas de tensão mais baixas. Essa última parte da curva é considerada uma representação da taxa de crescimento de trinca livre de fechamento.

A seguinte equação de crescimento da trinca foi estabelecida com base nos resultados dos testes de taxa de crescimento de trinca: (mm/cycle, MPa√mm).

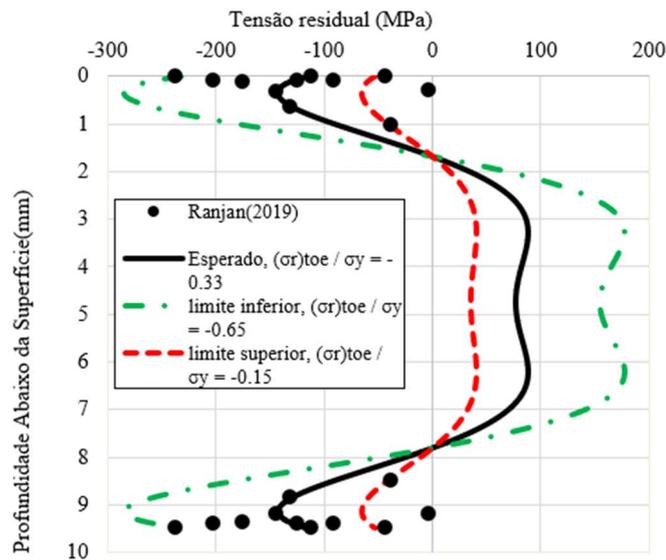
$$\frac{da}{dN} = 1,14 \times 10^{-12} (\Delta K - 60)^{3,0} \quad (4.11)$$

#### 4.4.2 Tensões residuais das amostras

A não uniforme distribuição de tensão residual,  $\sigma_r(x)$ , é conhecida neste estudo e é modelada utilizando uma distribuição ajustada, com base em dados de medição de tensão residual. As tensões residuais desempenham um papel crucial na integridade estrutural das soldas. Elas são resultantes do processo de soldagem e podem afetar significativamente o comportamento de fadiga e fratura dos componentes soldados. No contexto deste estudo, as distribuições de tensão residual foram avaliadas com base em dados experimentais obtidos por meio da técnica de difração de raios-X realizadas por Ranjan (2019).

Na Figura 4.20, há a distribuição de tensão residual para amostras que foram submetidas à soldagem e com tratamento mecânico adicional. É notável que as amostras sem tratamento exibem uma concentração de tensão residual de tração na região da ponta da solda. Essa concentração de tensão residual de tração pode ser prejudicial, pois tende a promover o início de trincas por fadiga nessa região, reduzindo a vida útil da estrutura.

Figura 4.20: Distribuição da tensão residual para amostras tratadas de aço 350W



Fonte: Adaptada de Ranjan (2019).

Por outro lado, as amostras que receberam tratamento HFMI (Impacto Mecânico de Alta Freqüência) mostram uma distribuição de tensões residuais diferentes. Nesse caso, as tensões residuais são predominantemente compressivas na região da ponta da solda. Essas

tensões residuais compressivas podem ser benéficas, pois ajudam a retardar ou mesmo inibir o início de trincas por fadiga. Portanto, o tratamento HFMI é uma técnica eficaz para melhorar a resistência à fadiga de componentes soldados, reduzindo as tensões residuais de tração.

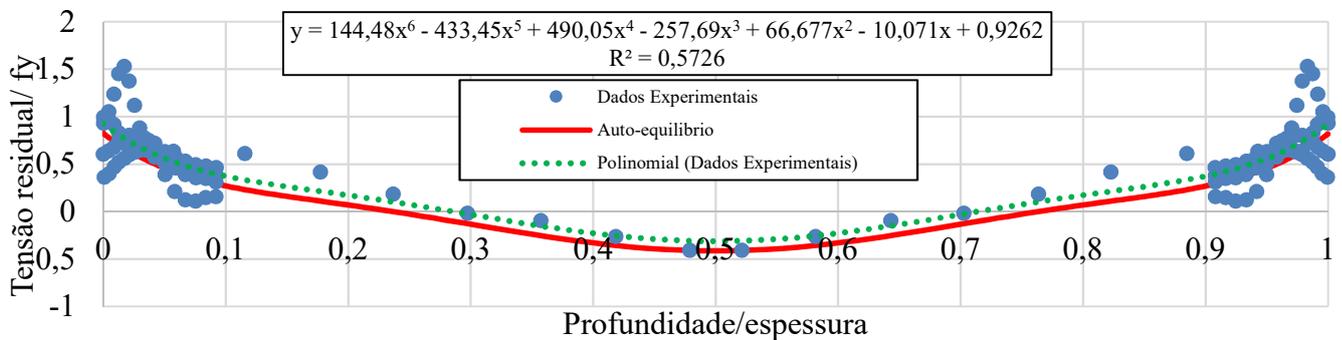
O conhecimento das distribuições de tensão residual é fundamental para entender o desempenho de componentes soldados sob carregamento cíclico e para otimizar os processos de fabricação e tratamento para aumentar a vida útil das estruturas soldadas.

A distribuição das tensões residuais em função dos dados experimentais determinados é ajustada por uma função polinomial de grau 6:

$$\sigma_{res} = \sigma_y \left[ A \left( \frac{a}{W} \right)^6 + B \left( \frac{a}{W} \right)^5 + C \left( \frac{a}{W} \right)^4 + D \left( \frac{a}{W} \right)^3 + E \left( \frac{a}{W} \right)^2 + F \left( \frac{a}{W} \right) + G \right] \quad (4.12)$$

Os parâmetros de ajuste da curva paara as amostras soldadas é: A=144,48; B=-433,45; C=490,05; D=-257,69; E=66,677; F=-10,071; G=0,9262, , apresentados na figura a seguir:

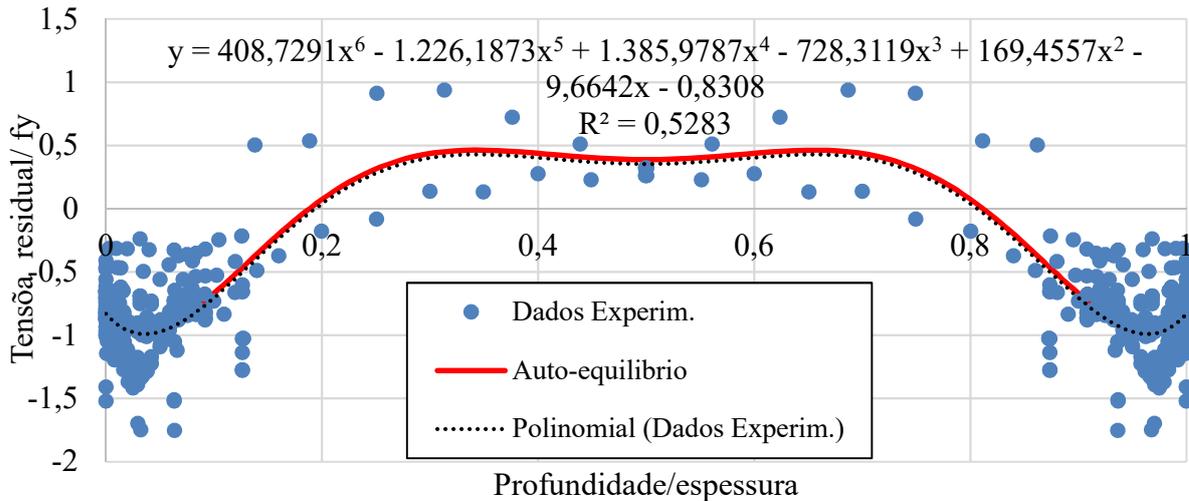
Figura 4.21: Curvas ajustadas de tensão residual das amostras soldadas



Fonte: Adaptada de Ranjan (2019).

Os parâmetros de ajuste da curva para as amostras com tratamento HFMI são: A=408,7291; B=-1226,1873; C=1385,9787; D=-728,3119; E=169,4557; F=-9,6642 e G=-0,8308, apresentados na figura a seguir:

Figura 4.22: Curvas ajustadas de tensão residual das amostras com tratamento



Fonte: Adaptada de Ranjan (2019).

#### 4.4.3 Análise probabilística

Em cada conjunto de níveis de faixa de tensão, uma série de tentativas é realizada como parte do processo de análise probabilística. Essas tentativas são guiadas por entradas de dados que se baseiam em números aleatórios gerados dentro da faixa de zero a um. Dentro desse cenário, o modelo determinístico da mecânica da fratura é aplicado, e uma série de ciclos até a falha é realizada.

Após cada ciclo, resultados são obtidos e podem ser organizados em um histograma para representar a distribuição de falhas em relação ao número de ciclos. Esses resultados são então plotados em um gráfico S/N, assemelhando-se a um experimento real, gerando, assim, gráficos de probabilidade de falha versus o número de ciclos aplicados para diferentes faixas de tensão.

Essas curvas resultantes podem ser comparadas com curvas semelhantes baseadas em análises estatísticas de dados reais de testes. Essa comparação é fundamental para avaliar a eficácia do modelo probabilístico da mecânica da fratura em descrever o comportamento real da falha em condições de fadiga.

É relevante observar que diversos padrões de engenharia, como o Eurocode 3, o IIW (Hobbacher, 2009), o CSA S6 (Canadian Standards Association, 2014) e o AISC (American Institute of Steel Construction, 2016), incluem curvas de projeto específicas para avaliação da fadiga em juntas soldadas cruciformes. Essas referências fornecem diretrizes valiosas para projetistas e engenheiros no dimensionamento e na análise de estruturas sujeitas à fadiga, contribuindo assim para a segurança e confiabilidade.

A análise determinista da mecânica da fratura pode ser interrompida com base em qualquer um dos três critérios principais. O primeiro, quando o valor máximo do fator de intensidade de tensão atinge a tenacidade crítica à fratura, denominada  $K_c$ . Segundo, quando a taxa de crescimento da fissura torna-se excessivamente rápida, indicando uma transição de um problema de fadiga para um problema de fratura. Terceiro, quando o tamanho da fissura atinge uma dimensão crítica em relação às dimensões do componente sob carga cíclica. Esse último critério é frequentemente utilizado na análise de propagação de trincas em estruturas soldadas, envolve um tamanho crítico de fissura, geralmente representado por  $a_c$  ser metade da largura ou  $c_c$  ser metade da espessura da seção transversal.

A Tabela 4.9 apresenta os parâmetros das variáveis estatísticas para o tamanho inicial da trinca ( $a_i$ ), bem como os valores de  $C$  e  $\Delta K_{th}$  da curva da taxa de crescimento de trinca ( $da/dN$ ). Além disso, são consideradas as equações do Fator de Gradiente de Tensão ( $K_{gr}$ ) e as tensões residuais já apresentadas. Esta tabela resume as distribuições probabilísticas atribuídas aos diversos parâmetros de entrada na análise probabilística. Foi adotada a abordagem de simulação de Monte Carlo (MC), na qual os parâmetros críticos de entrada são associados a distribuições probabilísticas com base em revisões de dados disponíveis e estudos anteriores, como os realizados por Righiniotis e Chryssanthopoulos (2003).

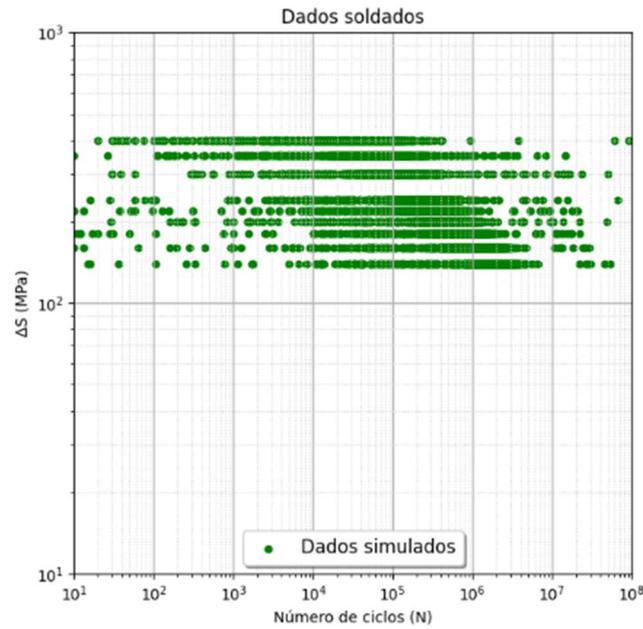
Tabela 4.9: Parâmetros de Entrada para Análise Probabilística

<b>Parâmetro</b>	<b>Média</b>	<b>Desv.</b>	<b>Distribuição</b>
$LN(C)$	27,5	0,4	lognormal
$\Delta K_{th}$	60	0,07	lognormal
$m$	3	-	uniform
$K'$	812	0,05	lognormal
$N'$	0,108	0,05	lognormal
$a_0$	0,095	0,2	lognormal
$c_0$	0,5	0,2	lognormal
$S_y$	1,0	0,07	lognormal
$S_u$	1,0	0,05	lognormal

Fonte: Autor (2023).

Nas análises, foram conduzidas mais de 100 simulações de Monte Carlo para cada nível de tensão, seguindo a recomendação de WALBRIDGE (2005) e MIRANDA *et al.* (2015). Os resultados simulados para cada nível de tensão são apresentados na figura a seguir:

Figure 4.23: Simulação MC para amostras soldadas (received)



Fonte: Autor (2023).

A partir dos resultados, foi possível estabelecer curvas de confiabilidade tanto para os dados simulados quanto para os dados experimentais. Conforme a convenção adotada, a distribuição normal foi escolhida como um modelo matemático adequado para representar a distribuição das vidas no modelo de estudo. Nesse contexto, foram consideradas probabilidades de sobrevivência de 50% e 95%. As curvas de confiabilidade apresentam o seguinte formato:

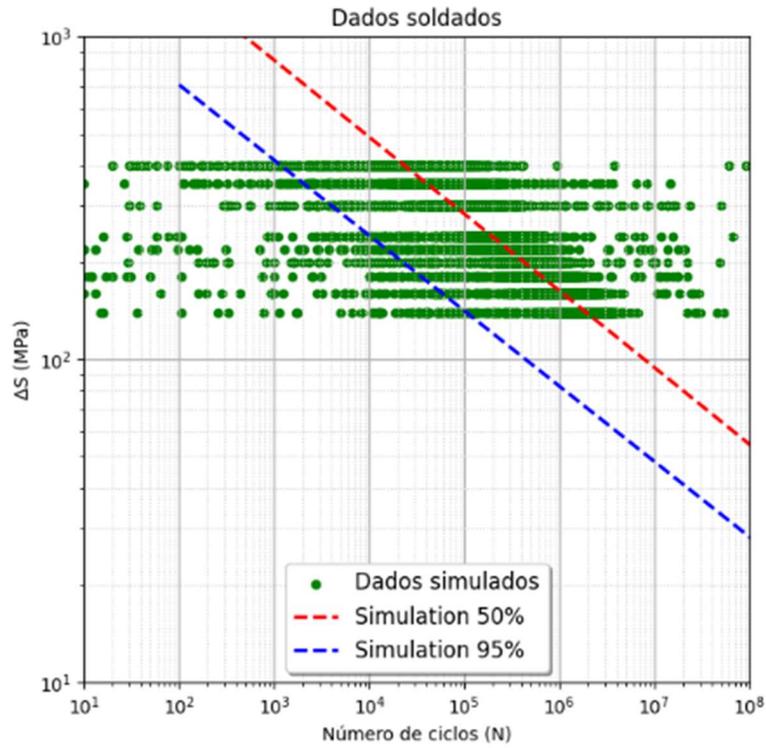
$$\log(N) = \log(D) - m \log(\Delta S) \quad (4.13)$$

Onde  $N$  representa o número de ciclos,  $\Delta S$  é a tensão máxima,  $D$  é uma constante de ajuste e  $m$  representa a inclinação da curva. A constante de ajuste  $D$  e o parâmetro  $m$  são determinados com base nos dados experimentais ou em simulações, e influenciam a forma da curva de confiabilidade.

A seguir, na Figura 4.24, são apresentadas as curvas de probabilidade de sobrevivência de 50% e 95%, considerando também a influência do FGT para as amostras soldadas.

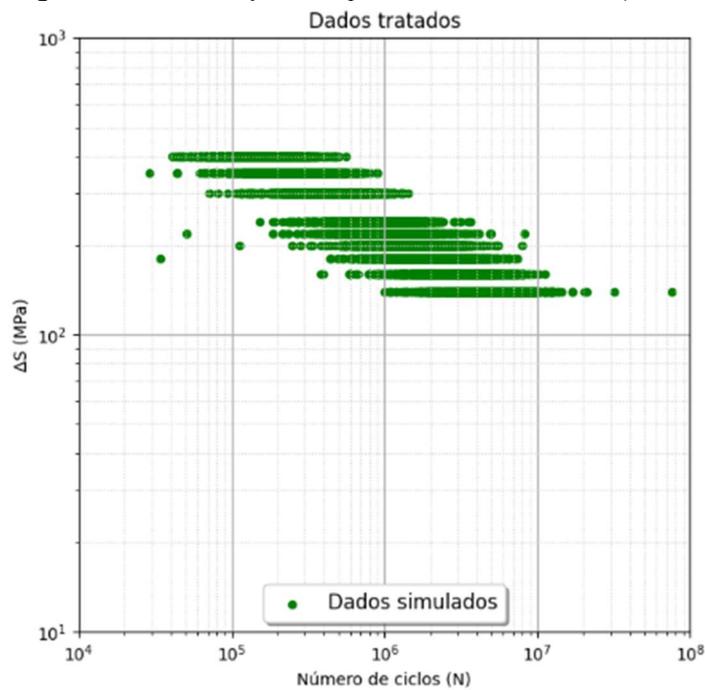
Para os espécimes após o tratamento HFMI, levando em consideração a redução de  $K_{gr}$ , a simulação apresentou um aumento nas vidas e um melhor ajuste da curva, como mostrado na Figura 4.25.

Figura 4.24: Curvas de probabilidade de sobrevivência de 50% e 95% das amostras soldadas



Fonte: Autor (2023).

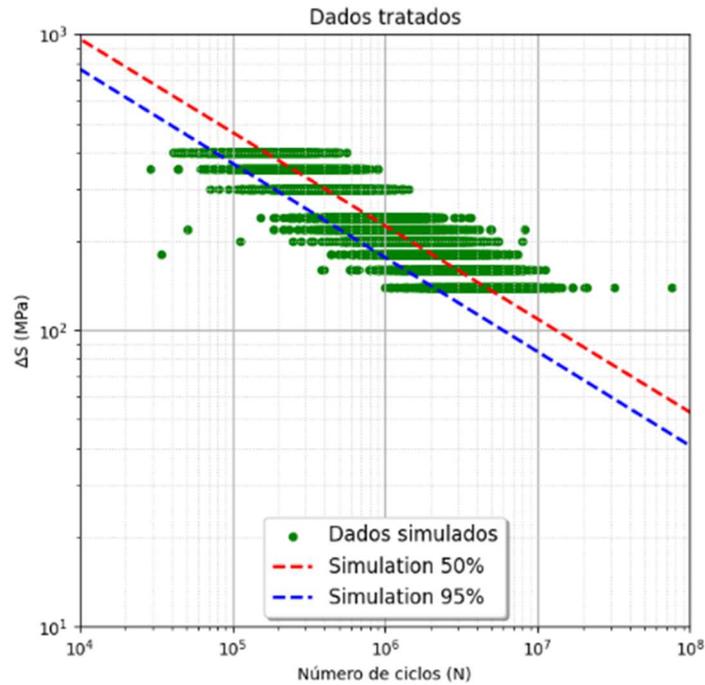
Figura 4.25: Simulação MC para amostras tratadas (treated)



Fonte: Autor (2023).

As curvas de probabilidade de sobrevivência de 50% e 95% para as amostras tratadas são ilustradas a seguir:

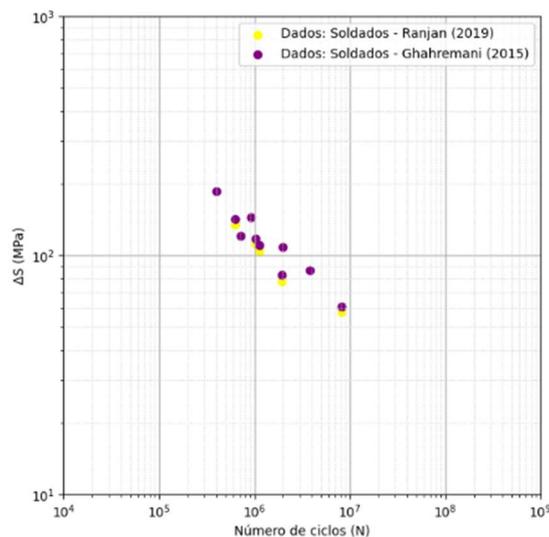
Figura 4.26: Curvas de probabilidade de sobrevivência de 50% e 95% das amostras tratadas



Fonte: Autor (2023).

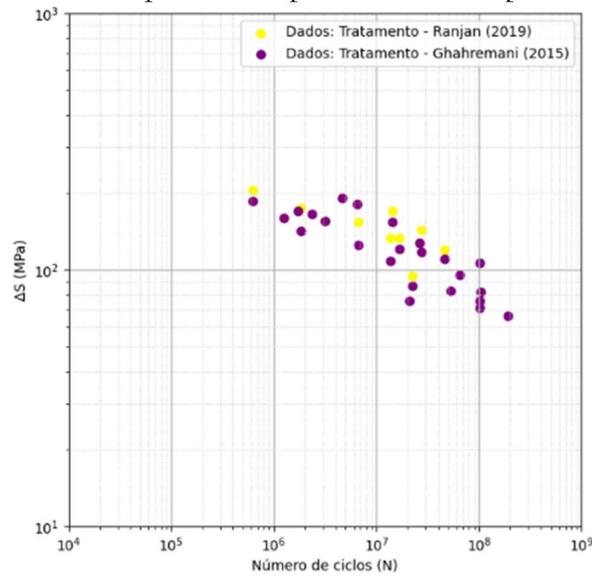
Os dados experimentais obtidos por Ranjan (2019) e Ghahremani (2015) na Universidade de Waterloo, Canadá, e apresentados nos Apêndices E e F, respectivamente, foram utilizados como parâmetros para a validação e calibração do modelo. Os dados processados para amostras soldadas e tratadas com HFMI são mostrados nas Figuras 4.27 e 4.28, respectivamente.

Figura 4.27: Dados experimentais para as amostras soldadas



Fonte: Autor (2023).

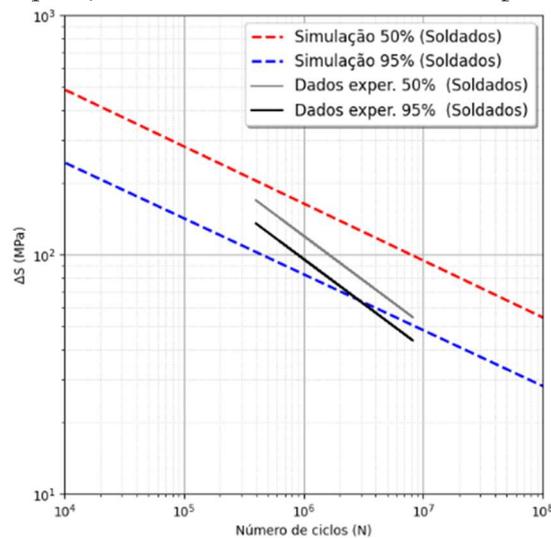
Figura 4.28: Dados experimentais para as amostras após tratados HFMI



Fonte: Autor (2023).

A Figura 4.29 exibe as curvas comparando os dados experimentais com os resultados simulados. É perceptível que as curvas de confiança de 95% se intersectam próximo a 62 MPa. A partir desse ponto e acima, as curvas dos dados simulados/numéricos demonstram um maior grau de segurança em relação a possíveis cálculos de dimensionamento. No entanto, é importante notar que alguns dados experimentais estão abaixo da curva simulada de 95%, o que pode ser atribuído à subestimação desses pontos. A estimativa de 50% de sobrevivência dos dados simulados corresponde bem aos dados experimentais.

Figura 4.29: Comparação de curvas simuladas e dados experimentais soldados

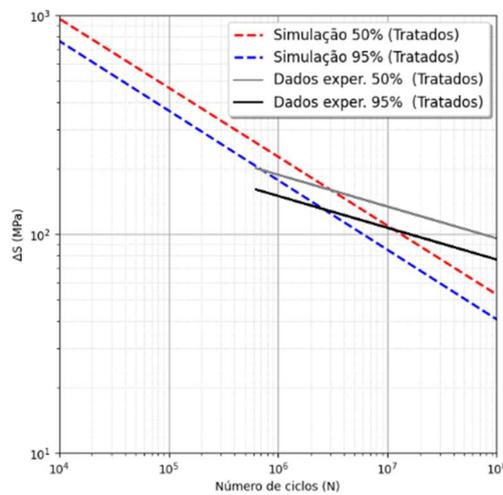


Fonte: Autor (2023).

Na Figura 4.30, são apresentadas as curvas de sobrevivência para os dados experimentais em comparação com os resultados simulados quando tratados. Observa-se que as curvas de confiança de 95% se aproximam quando a tensão atinge 140 MPa para corpos de

prova tratados. A partir desses pontos, as curvas dos dados simulados/numéricos oferecem um menor nível de segurança para possíveis análises de dimensionamento. É importante destacar que alguns dados experimentais estão abaixo da curva simulada de 95%, o que pode ser devido à inadequada representação de alguns pontos durante os ensaios ou o parâmetro de de inclinação da curva que pode ser melhor ajustado. Além disso, é notável que as amostras tratadas apresentem uma menor variação na inclinação das curvas em comparação com as amostras soldadas. A estimativa de sobrevivência de 50% dos dados simulados está em consonância com os dados experimentais.

Figura 4.30: Comparação de curvas simuladas e dados experimentais tratados



Fonte: Autor (2023).

A Tabela 4.10 resume os dados simulados de forma comparativa com os experimentais. Os dados soldados acompanharam uma maior precisão na tensão referente a  $2 \cdot 10^6$  de ciclos, diferença foi de aproximadamente 5%, e uma maior precisão na inclinação da curva,. Os dados tratados apresentaram uma diferença maior de aproximadamente 7% na tensão referente a  $2 \cdot 10^6$  de ciclos.

Tabela 4.10: Valores dos parâmetros S/N para dados experimentais e simulações probabilísticas para curvas de sobrevivência de 95%

Soldadas (As received)		
Data	m=3	$\Delta S(2 \cdot 10^6)=74$ MPa
Data simulation	m=4	$\Delta S(2 \cdot 10^6)=70$ MPa
Tratamento (Treated)		
Data	m=5	$\Delta S(2 \cdot 10^6)=140$ MPa
Data simulation	m=3	$\Delta S(2 \cdot 10^6)=130$ MPa

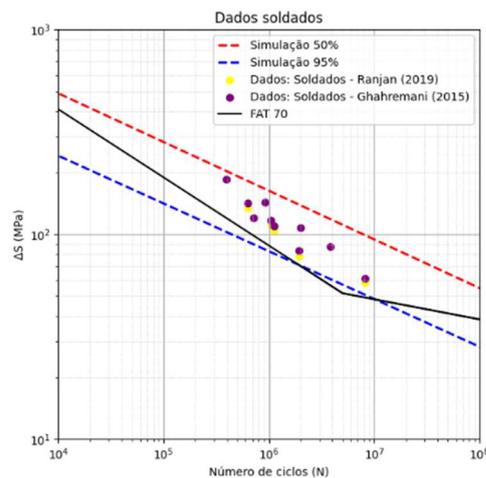
Fonte: Autor (2023).

As curvas S/N, Eurocode 3, FAT-70 e FAT-140 (m=5) apresentaram semelhança com

as curvas das amostras soldadas e das tratadas, respectivamente. A análise apresentada na Figura 4.32 mostra que os elementos soldados com tratamento apresentam inclinação da curva  $m=3$  com boa precisão em relação à curva FAT-140, semelhante aos estudos de Ranjan e Walbridge (2021). As amostras soldadas mostram semelhança com a curva FAT-70 com dois milhões de ciclos, mas com inclinação de  $m=4$ . A inclinação  $m=5$  nas amostras experimentais tratadas mostra que a qualidade da solda está tão boa atualmente que a iniciação tem uma importância significativa na vida total das amostras.

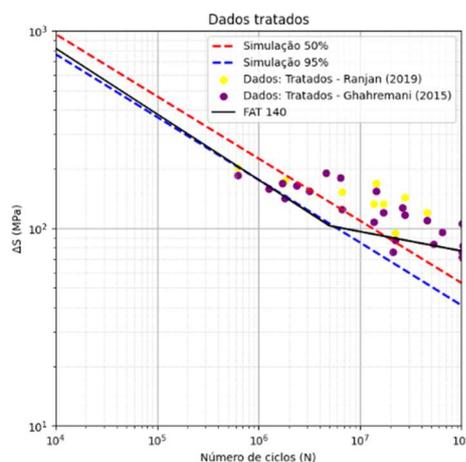
O modelo tratado apresentou boa calibração com a curva FAT-140. O modelo para exemplares soldados apresentou resultados não conservativos para níveis de tensão inferiores a 70 MPa. Na aplicação apresentada, o modelo 2D MFBFD demonstrou que pode ser utilizado para verificar a precisão dos códigos de curva fornecidos pelas normas.

Figura 4.31: Comparação da curva simulada , Eurocode 3 e curvas de projeto das amostras soldadas



Fonte: Autor (2023).

Figura 4.32: Comparação da curva simulada , Eurocode 3 e curvas de projeto das amostras com tratamento HFMI



Fonte: Autor (2023).

## CAPÍTULO 5 - CONCLUSÕES

O desenvolvimento de ferramentas computacionais precisas, especialmente para projetos de estudo de fadiga, torna-se necessário na área de Engenharia para evitar problemas futuros com colapso estrutural ou quebra de máquinas. As principais ferramentas computacionais disponíveis para a automação do projeto de fadiga mecânica foram desenvolvidas no exterior, inviabilizando sua adoção em centros de ensino e pesquisa no Brasil devido ao alto custo. O modelo descrito neste artigo é capaz de estimar o desempenho à fadiga de peças soldadas e juntas soldadas cruciformes tratadas com HFMI sob condições de carregamento variadas utilizando as equações do  $K_{gr}$ .

As previsões numéricas são então comparadas com outras abordagens e com dados experimentais. Há uma boa concordância entre as previsões da metodologia proposta e os dados experimentais. A metodologia apresentada pelo programa genSIF.exe é, portanto, uma ferramenta segura para engenheiros para análise de fadiga de componentes soldados.

O tratamento HFMI resulta em um aumento confiável na vida útil à fadiga em espécimes de aço (CSA 350), sob condições de carga constante (CA) e de amplitude variável (VA). O aumento real depende do histórico de carga aplicado e da magnitude da tensão residual compressiva devido ao tratamento HFMI próximo à raiz da solda.

Uma análise estatística dos resultados dos testes confirma que o aumento na vida útil à fadiga pode ser observado quando as comparações são feitas em uma variedade de probabilidades de sobrevivência (50% e 95%). Em sua atual forma, o modelo apresentado pode servir como uma ferramenta útil para prever de forma conservadora os efeitos do tratamento de impacto sobre o curva de projeto de fadiga sob carga CA e VA complexa condições.

A resistência à fadiga do projeto do laboratório dos espécimes soldados de aço 350W estimados pelo modelo probabilístico 2D MFBD se alinham bem com o projeto dados no EN 1993-1-9 (2005), para curvas de FAT-70. As curvas de projeto derivadas analiticamente para os espécimes tratados sob carga CA são alinhados bem com a curva FAT-140. Esses resultados convergiram para os valores simulados na análise probabilística.

Baseado nos resultados apresentados, pode-se resumir as principais contribuições desta dissertação:

1. Procedimento para determinar a curva de fadiga por soldagem fundamentado em ensaios da/dN e  $\epsilon$ -N, sem a necessidade inicial de realização de testes de

- laboratório (que são mais complexos);
2. Determinar as equações do Fator de Gradiente de Tensão para problemas de fadiga por soldas, modelo 2D obtidas pelo método da Função Peso. Um pseudo-algoritmo detalhado para implementação numérica de valores de SIF usando o método de função de peso de carga pontual para distribuição não linear de tensões é usado. Este método é mais fácil de implementar do que métodos tradicionais como o Método dos Elementos Finitos (MEF);
  3. Correções no fluxo de simulação para a propagação de trincas 2D usando a Mecânica da Fratura Baseada em Deformação. No caso de trincas 2D, há dois SGFs para cada direção de propagação de trinca;
  4. Equações 2D de SIF para juntas soldadas, considerando geometrias com e sem tratamento de tensões residuais, incorporando o conceito de Fator de Gradiente de Tensão (FGT) como parte do SIF. Essa abordagem permite adicionar a porção do FIT quando há concentrações de tensão e determinar a influência do Fator de Gradiente de Tensão na estimativa das vidas das amostras simuladas.
  5. O uso do Método de Monte Carlo para simular modelos com variação de parâmetros estatísticos e, então, determinar a curva S/N para as amostras soldadas com tratamento HFMI.

## 5.1 Sugestão para trabalhos futuros

- Recomenda-se que pesquisas adicionais sejam conduzidas para estender essa análise de mecânica da fratura a uma gama mais ampla de históricos de carga de amplitude variável mais complexos, com foco no domínio da fadiga de alto ciclo.
- Também é recomendável realizar um estudo mais abrangente sobre a eficácia do tratamento HFMI em soldas de alumínio, com ênfase na variação da profundidade da indentação para estudar o efeito desse parâmetro no desempenho em fadiga e na realização de testes em componentes de alumínio em maior escala.
- A análise probabilística de MFBD 2D pode ser realizada para quantificar o benefício do tratamento HFMI em materiais diferentes do aço 350W, como o aço A514 e o alumínio 5083.
- A análise probabilística de MFBD 2D pode ser realizada para avaliar os efeitos

da carga VA no benefício do tratamento HFMI com uma gama mais ampla de históricos de carga VA.

- Uma coleta mais abrangente de dados sobre tensão residual e outros parâmetros de entrada além do  $C$ ,  $\Delta K_{th}$ ,  $K'$ ,  $a_i$  e  $c_i$ , fornecerá dados necessários para modelar a incerteza desses parâmetros durante a análise probabilística de mecânica da fratura. Variando cada um dos parâmetros para saber uma maior influência em cada um deles utilizando as equações do  $K_{gr}$  para determinar a vida útil dos elementos.
- Com base nos resultados e na perspectiva de investigação adicional, recomenda-se a realização de testes de fadiga em placas mais grossas, que serão valiosas para quantificar o efeito do tamanho sobre as melhorias na vida de fadiga em soldas tratadas com HFMI. Outras melhorias podem ser feitas para incorporar isso na análise 3D e considerar fissuras reais mais complexas.
- Run-outs também podem ser simulados (vida para iniciar uma trinca até 0.1 mm porém com amplitudes fatores de intensidade de tensão abaixo do threshold para propagar) para poder derivar uma segunda inclinação para as curvas S-N.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABDELBASET, H., CHENG, B., XIANG, S., TIAN, L. (2023). **An investigation on fatigue crack propagation behavior of welded connections in UHPC reinforced OSDs using 3D crack simulation.** *Structures*, 50, pp. 1527-1544. DOI: 10.1016/j.istruc.2023.02.074.
- ALENCAR, G., JESUS, A., SILVA, J. G.S., CALÇADA, R. (2019). **Fatigue cracking of welded railway bridges: A review.** *Engineering Failure Analysis*, 104, pp. 154-176. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2019.05.037.
- ALSHOAIBI, A., FAGEEHI, Y. A. (2020). **2D finite element simulation of mixed mode fatigue crack propagation for CTS specimen.** *Journal of Materials Research and Technology*, 9(4), pp. 7850-7861. DOI: 10.1016/j.jmrt.2020.04.083.
- ANDERSON, T. L. (2005). **Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications**, CRC Press. 2<sup>ed.</sup> University College Station, Texas.
- ANTUNES, M. A.; SILVA, C. R.M.; RÊGO, E. M. F.; MIRANDA, A. C. O. (2017). **Stress intensity factor solutions for fretting fatigue using stress gradient factors.** *Eng Fract Mech* 186:331–46.
- AWS - AMERICAN WELDING SOCIETY. AWS D1.1. (2010). **Structural Welding Code-Steel.** *Welding Handbook Committee, v. 1, ed. 22, USA, Miami.*
- BAPTISTA, C., REIS, A. NUSSBAUMER, A. **Probabilistic S-N curves for constant and variable amplitude.** *International Journal of Fatigue*, 101 (312-327).
- BARSON, J. M.; ROLFE, S. T. (1999). **Fracture and Fatigue Control in Structures.** 3<sup>a</sup> Edição, ASTM.
- BELL, R.; VOSIKOWSKY; BURNS, D.J.; MOHAUPT, U.H. (1987). **A fracture mechanics model for life prediction of welded joints.** *Steel in marine structures, Elsevier Science, Amsterdam.*
- BOWNESS, D.; LEE, M.M.K. (2000). **Prediction of weld toe magnification factors for semi-elliptical cracks in T-butt joints.** *Int J Fatigue*, 22, pp. 369-387.
- BRACARENSE, A. Q. (2003) **Gas Metal Arc Welding.** *Artigo Infosolda, 2003. Programa de pós graduação em Engenharia Mecânica, UFMG .*
- BRACARENSE, A. Q.; MODENESI, P. J.; MARQUES, J. P. V. (2005). **Soldagem-Fundamentos e Tecnologia.** *Editora UFMG, ed 3, Belo Horizonte.*
- BRENNAN, F.P.; DOVER W.D.; KARÉ, R.F.; HELLIER, A.K. (1999). **Parametric equations for T-butt weld toe stress intensity factors.** *Int J Fatigue*, 21, pp. 1051-1062.
- CASTRO, J. T. P.; MEGGIOLARO, M. C. (2016). **Fatigue Design Techniques: Vol. II - LowCycle and Multiaxial Fatigue.** 1. ed. CreateSpace Independent Publishing Platform.

- CASTRO, J. T. P.; LANDIM, R. V.; LEITE, J. C. C.; MEGGIOLARO, M. A. (2015). **Prediction of notch sensitivity effects in fatigue and in environmentally assisted cracking.** *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 38(2): 161-179.
- CASTRO, J. T. P.; LANDIM, R. V.; MEGGIOLARO, M. A. (2015). **Defect tolerance under environmentally-assisted cracking conditions.** *Corros Rev* 33:417–32.
- CHATTOPADHYAY, A.; GLINKA, G.; EL-ZEIN, M.; QIAN, J.; FORMAS, R. (2011). **Stress Analysis and Fatigue of welded structures.** *Welding in the World*, v. 55, n. 7–8, p. 2–21.
- CHIARUTTINI, V., RIOLO, V., FEYEL, F., (2013) **Advanced remeshing techniques for complex 3D crack propagation**, 13th International Conference on Fracture, June 16–21, Beijing, China.
- CONCEIÇÃO, J. P. (2016). **Análise da Distribuição de Temperatura e Distorções em Juntas de Filete através do Método dos Elementos Finitos.** 15p. 2016. *Engenharia Mecânica – DEMEC, UFRGS, Porto Alegre.*
- COUGHLIN, R.; WALBRIDGE, S. (2012) **Fatigue testing and analysis of aluminum welds under in-service highway bridge loading conditions.** *Journal of Bridge Engineering*, v. 17, p. 409–419.
- DA SILVA, B. L.; FERREIRA, J. L. A; ARAÚJO, J. A. (2012). **Influence of notch geometry on the estimation of the stress intensity factor threshold by considering the Theory of Critical Distances.** *International Journal of Fatigue* 42(Supplement C): 258-270.
- DABAYEH, A. A.; BERUBE, A. J.; TOPPER, T. H. (1998). **An experimental study of the effect of a flaw at a notch root on the fatigue life of cast Al 319.** *International Journal of Fatigue* 20(7): 517-530 .
- DABAYEH, A. A.; XU, R. X.; DU, B. P.; TOPPER, T. H. (1996). **Fatigue of cast aluminium alloys under constant and variable-amplitude loading.** *International Journal of Fatigue* 18(2): 95-104.
- DIALAMI, N.; CHIUMENTI, M.; CERVERA, M.; AGELET DE SARACIBAR, C. (2017). **Challenges in Thermo-Mechanical Analysis of Friction Stir Welding Processes.** *Archives of Computational Methods in Engineering.*
- DIJKSTRA O.D.; VAN STRAALLEN, I.J. (1997). **Fracture mechanics and fatigue of welded structures.** *Proceedings of the International Conference on Performance of Dynamically Loaded Welded Structure.* New York: WRC, p. 225–39.
- DONG, Y. GARBATOV, Y. GUEDES SOARES, C. (2018). **A two-phase approach to estimate fatigue crack initiation and propagation lives of notched structural components.** *International Journal of Fatigue*, 166 (523-534).
- DOWLING, N. E. (2007). **Mechanical behavior of materials.** 3rd ed. Pearson Education Inc., Upper Saddle River.
- EL HADDAD, M. H.; TOPPER, T. H.; SMITH, K. N. (1979). **Prediction of non**

**propagating cracks.** *Eng Fract Mech* 11:573–584.

- EL HADDAD, M. H.; TOPPER, T. H.; TOPPER, T. N. (1981). **Fatigue Life Predictions of Smooth and Notched Specimens Based on Fracture Mechanics.** *Journal of Engineering Materials and Technology* 103(2): 91-96.
- EL-SAYED, M. M.; SHASH, A.Y.; ABD-RABOU, M.; ELSHERBINY, M. G. (2021). **Welding and processing of metallic materials by using friction stir technique: A review.** *Journal of Advanced Joining Processes. Volume 3.*
- FETT, T.; MUNZ, D. (1997). **Stress intensity factors and weight functions.** *Engineering Fracture Mechanics, Institut für Material forschung.*
- FERRIÉ, E., BUFFIÈRE, J.Y., LUDWIG, W., GRAVOUIL, A., EDWARDS, L. (2006). **Fatigue crack propagation: In situ visualization using X-ray microtomography and 3D simulation using the extended finite element method.** *Acta Materialia*, 54(4), pp. 1111-1122. DOI: 10.1016/j.actamat.2005.10.053.
- FRICKE, W. (2003). **Fatigue analysis of welded joints: state of development.** *Marine Structures*, 16(3), pp. 185-200. DOI: 10.1016/S0951-8339(02)00075-8.
- FU, B.; HASWELL, J.V.; BETTESS, P. (1996). **Weld magnification factors for semi-elliptical surface cracks in fillet-welded T-butt joint models.** *Int J Fract*, 63, pp. 155-171.
- GHAHREMANI, K. (2015). **Fatigue Assessment of Repaired Highway Bridge Welds Using Local Approaches.** *A thesis presented to the University of Waterloo.*
- GHAHREMANI, K.; WALBRIDGE, S. (2011). **Fatigue testing and analysis of peened highway bridge welds under in-service variable amplitude loading conditions.** *International Journal of Fatigue* 33(3): 300-312.
- GHAHREMANI, K.; WALBRIDGE, S. and TOPPER, T. (2015). **High Cycle Fatigue Behaviour of Impact Treated Welds under Variable Amplitude Loading Conditions.** *International Journal of Fatigue.*
- GHAHREMANI, K.; SAFA, M.; YEUNG, J.; WALBRIDGE, S.; HAAS, C.; DUBOIS S. (2015). **Quality Assurance for High-Frequency Mechanical Impact (HFMI) Treatment of Welds Using Handheld 3D Laser Scanning Technology.** *Welding in the World.*
- GHAHREMANI, K.; SADHU, A.; WALBRIDGE, S.; NARASIMHAN, S. (2013). **Fatigue testing and structural health monitoring of retrofitted web stiffeners on steel highway bridges.** *Transp Res Rec J Transp Res Board*, pp. 27-35.
- GLINKA, G.; REINHARDT, W. (2000). **Calculation of Stress Intensity Factors for cracks of Complex Geometry and Subjected to Arbitrary Nonlinear Stress Fields.** *University of Waterloo, Ontario, Canada.*
- GLINKA G.; SHEN, G. (1991) **Universal features of weight functions for cracks in mode I.** *Eng Fract Mech* 40:1135–1146. [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(91\)90177-3](https://doi.org/10.1016/0013-7944(91)90177-3).

- GOZIN, M. H., KHAFRI, M. A. (2013). **2D and 3D finite element analysis of crack growth under compressive residual stress field.** *International Journal of Solids and Structures*, 49(23–24), pp. 3316–3322. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2012.07.014.
- GURNEY, T. (2006). **Cumulative Damage of Welded Joints**, CRC Press; 1 ed.
- HAAGENSEN, P. J.; MADDOX, S. J. (2013) **IIW recommendations on post weld fatigue life improvement of steel and aluminium structures.** *International Institute of Welding, Paris*.
- HEYDER, M., KUHN, G. (2006). **3D fatigue crack propagation: Experimental studies.** *International Journal of Fatigue*, 28(5–6), May–June, Pages 627–634. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2005.06.052.
- HOBACHER, A. F. IIW (2009). **The New IIW Recommendations for Fatigue Assessment of Welded Joints and Components . A Comprehensive Code Recently Updated**, WRC Bulletin 520, The Welding Research Council, New York.
- HOBACHER, A. F. (1993). **Stress intensity factors of welded joints.** *Eng Fract Mech*, 46 (29), pp. 173–182.
- INGLIS, C. E. (1913). **Stresses in a plate due to the presence of cracks and sharp corners.** *Trans Inst Naval Archit*, 55:219–241.
- INGRAFFEA, A. R. (2004). **Computational Fracture Mechanics in Encyclopedia of Computational Mechanics.** ed: John Wiley & Sons, Ltd.
- JANKOWIAK, A., JAKUBCZAK, H., GLINKA, G., (2009). **Fatigue crack growth analysis using 2-D weight function.** *International Journal of Fatigue*, p.1921–1927.
- KHALIL. M.; TOPPER, T.H. (2003). **Prediction of crack-opening stress levels for 1045 as-received steel under service loading spectra.** *Int J Fatigue* 25:149–157.
- KUHLMANN, U.; BERGMANN J.; DURR, A.; THUMSER R.; GUNTHER H. P., and GERTH, U. (2005). **Erhöhung Der Ermüdungsfestigkeit von Geschweiten Höherfesten Baustählen Durch Anwendung von Nachbehandlungsverfahren.** *journal Stahlbau*.
- KUHN, B.; LUKIĆ, M.; NUSSBAUMER, A.; GÜNTHER, H.P.; HELMERICH, R.; HERION, S. (2008). **Assessment of existing steel structures: recommendations for estimation of remaining.** *Fatigue Fife (JRC scientific and technical reports). Jt Rep Prep under JRC-ECCS co-operation Agreem Evol Eurocode 3*.
- LEITNER M.; SIMUNEK D.; STOSCHKA M. (2014). **Local fatigue assessment of welded and high frequency mechanical impact-treated joints based on manufacturing process simulation.** *Stirlingshire, United Kingdom: Civil-Comp Press; paper 41*.
- LINDROTH, P.; MARQUIS, G.; GLINKA, G. (2013). **Fatigue crack growth of arbitrary planar cracks in welded components.** *Welding in the World*, v. 57, n. 3, p. 425–435.
- LOHWASSER, D.; CHEN, Z. (2009). **Friction Stir Welding: From Basics to Applications.**

- MADDOX, S. (1991). **Fatigue strength of welded structures**. Abington Publishers, Cambridge.
- MANAI, A., POLACH, R. U. F. B., AL-EMRANI, M. (2020). **A probabilistic study of welding residual stresses distribution and their contribution to the fatigue life**, *Engineering Failure Analysis*, 118, 104787. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2020.104787.
- MASHIRI, F.R., ZHAO, X.L., GRUNDY, P., AND TONG, L. W. (2002). **Stress concentration factors of welded tube-to-tube tjoints in thin-walled ( $t < 4\text{mm}$ ) square hollow sections**. Applied Mechanics - Progress and Application, The Third Australasian Congress on Applied Mechanics, pp. 123-128. DOI:10.1142/97898127779730019.
- MATSUMOTO, M.; NISHIMURA, T. (1998). **Mersenne twister: a 623-dimensionally equidistributed uniform pseudo-random number generator**. *ACM Trans. Model. Comput. Simul.*, v. 8, p. 3–30.
- MCGINTY, B. (2021). **Fracture mechanics**. URL <https://www.fracturemechanics.org/>. Acesso em: 19 de jun de 2022.
- MEGGIOLARO, M. A.; MIRANDA, A. C. D. O.; DE CASTRO, J. T. P. (2007). **Short crack threshold estimates to predict notch sensitivity factors in fatigue**. *International Journal of Fatigue* 29(9): 2022-2031.
- MEGGIOLARO, M.A.; DE CASTRO, J. T. P. (2009). **Fadiga - Tecnicas E Praticas de Dimensionamento Estrutural Sob Cargas Reais de Servico**. Volume I - Iniciacao de Trincas. Createspace IPP.
- MIRANDA, A. C. O., MEGGIOLARO, M. A., CASTRO, J. T. P., MARTHA, L. F. (2003). **Fatigue life and crack path predictions in generic 2D structural components**, *Engineering Fracture Mechanics*, 70(10), pp. 1259-1279. DOI:10.1016/S00137944(02)00099-1.
- MIRANDA, A. C. O.; ANTENUS, M. A.; ALARCÓN, M. V. G.; MEGGIOLARO, M, A.; DE CASTRO, J. T. P. (2019). **Use of the stress gradient factor to estimate fatigue stress concentration factors  $K_f$** . *Engineering Fracture Mechanics* 206. 250–266.
- MIRANDA, A. C.; GERLICH, A.; WALBRIDGE, S., (2015). **Aluminum friction stir welds: Review of fatigue parameter data and probabilistic fracture mechanics**. *Engineering-Fracture Mechanics* Volume 147, October 2015.
- MODENESI, P. J. (2008). **Terminologia Usual de Soldagem e Símbolos de Soldagem**. Belo Horizonte: Universidade Federal de Minas Gerais - Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais.
- MOSLEMI, H., KHOEI, A.R. (2009). **3D adaptive finite element modeling of non-planar curved crack growth using the weighted superconvergent patch recovery method**, *Engineering Fracture Mechanics*, 76(11), pp. 1703-1728. DOI:10.1016/j.engfracmech.2009.03.013.
- NEWMAN, J.C., RAJU, I.S. (1981) **An empirical stress-intensity factor equation for the surface crack**. *Engineering Fracture Mechanics*, 15(1-2), pp. 185-192. DOI:

10.1016/0013-7944(81) 90116-8.1016/j.engstruct.2007.03.021.

- NGUYEN, N.T.; WAHAB, M.A. (1996). **The effect of undercut and residual stresses on fatigue behaviour of misaligned butt joints.** *Eng Fract Mech*, 55 (3), pp. 453-469.
- NIEMI, E.; FRICKE, W.; MADDOX, S. (2006). **Fatigue analysis of welded joints - Designer's guide to the structural hot-spot stress approach,** Cambridge, Woodhead.
- NIU, X.; GLINKA, G. (1987). **The weld profile effect on stress intensity factors in weldments.** *Int J Fract*, 35, pp. 3-20.
- NIU, X.; GLINKA, G. (1989). **Stress Intensity factors for semi-elliptical surface cracks in welded joints.** *Int J Fract*, 40, pp. 255-270.
- OORE, M.; BURNS, D. J., (1980). **Estimation of stress intensity factors for embedded irregular cracks subjected to arbitrary normal stress fields.** *J Press Vessel Technol*, 102/211.
- PANG, H.L.J.; GRAY, T.G.F. (1993). **Fatigue analysis of surface cracks and fillet-welded toes.** *Fatigue Fract Eng Mater Struct*, 16 (2), pp. 151-164.
- PARIS, P.C. (1998). **Fracture mechanics and fatigue: a historical perspective.** *Fatigue Fract Eng Mater Struct*, 21 (5) pp. 535-540.
- PARIS, P. C.; ERDOGAN, F. (1963). **A critical analysis of crack propagation laws.** *Journal of Basic Engineering*, 85:528-534.
- PORTA NETO, D. G. (2017). **Avaliação das distorções angulares em juntas de filete.** *Dissertação para obtenção do título de Mestre em Engenharia. Porto Alegre.*
- RANJAN, R. (2019). **Probabilistic Strain-Based Fracture Mechanics Analysis of Weldments. A thesis presented to the University of Waterloo.** *A thesis presented to the Waterloo, Ontario, Canada.*
- RANJAN, R.; WALBRIDGE, S. (2021). **2D fracture mechanics analysis of HFMI treatment effects on the fatigue behaviour of structural steel welds.** *Weld World* 65, 1805-1819 <https://doi.org/10.1007/s40194-021-01120>.
- RÊGO, E. M. F. O.; ANTUNES, M. A.; MIRANDA, A. C. O. (2018). **A methodology for fretting fatigue life estimation using strain-based fracture mechanics.** *Eng Fract Mech*;194:24-41.
- RÊGO, E. M. F. O. (2017). **MECÂNICA DA FRATURA BASEADA EM DEFORMAÇÃO APLICADA EM FADIGA POR FRETING.** *Tese de Doutorado da Universidade de Brasília, Faculdade de Tecnologia, Estruturas e Construção Civil.*
- ROTHER, K., FRICKE, W. (2016). **Effective notch stress approach for welds having low stress concentration.** *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 147, pp. 12-20. DOI: 10.1016/j.ijpvp.2016.09.008.
- SANDOR, B. (1972). **Fundamentals of Cyclic Stress and Strain.** *U. of Wisconsin.*

- SKORUPA, M. (1998). **Load interaction effects during fatigue crack growth under variable amplitude loading - a literature review. Part I: empirical trends.** *Fatigue Fract Eng Mater Struct*, 21, pp. 987-1006.
- SKORUPA M. (1999). **Load interaction effects during fatigue crack growth under variable amplitude loading - a literature review. Part II: qualitative interpretations.** *Fatigue Fract Eng Mater Struct*, 22, pp. 905-926.
- SMITH, R.A. (1986). **Thirty years of fatigue crack growth - a historical review.** In: *Fatigue Crack Growth, 30 Years of Progress.* Oxford: Pergamon Press. p. 1–16.
- STEPHENS, R. I.; FATEMI, A.; STEPHENS, R. R.; FUCHS, H. O. (1980). **Metal Fatigue in Engineering.** *Second Edition* .
- SUZUKI, T.; OKAWA, T.; SHIMANUKI, H.; NOSE, T.; OHTA, N.; SUZUKI, H.; MORIAI, A. (2014). **Effect of Ultrasonic Impact Treatment (UIT) on Fatigue Strength of Welded Joints.** *Advanced Materials Research*.
- TADA, H.; PARIS, P. C.; IRWIN, G. R. (2000). **The stress analysis of cracks handbook.**
- TSAI, C.L.; KIM, D.S. (1990). **Analysis of fatigue crack propagation behaviour in fillet-welded T-joint.** *Eng Fract Mech*, 36 (4), pp. 653-660.
- VAN STRAALLEN, I.J.; DIJKSTRA, O.D. (1993). **Prediction of the fatigue behaviour of welded steel and aluminium structures with the fracture mechanics approach.** *J Construct Steel Res*, 27, pp. 68-88.
- WALBRIDGE, S. A (2005). **Probabilistic study of fatigue in post-weld treated tubular bridge structures.** 238 f. *École Polytechnique Fédérale de Lausanne*.
- WALBRIDGE, S., NUSSBAUMER, A. (2008). **A probabilistic model for determining the effect of post-weld treatment on the fatigue performance of tubular bridge joints.** *Engineering Structures*, 30(1), pp. 247-257. DOI: 10.1016/j.engstruct.2007.03.021.
- WANG, X.; LAMBERT, S.B. (1998). **Weight functions and stress intensity factor for semi-elliptical cracks in T-plate welded joints.** *Fatigue Fract Eng Mater Struct*, 21, pp. 99-117.
- WU, X. R.; CARLSSON, J. (1991). **Weight functions and stress intensity factor solutions.** *Universidade de Michigan*.
- YANG, S., CAO M., RENB, X., MA, G., ZHANGB, J., WANG, H. (2018). **3D crack propagation by the numerical manifold method.** *Computers & Structures*, 194, pp. 116-129. DOI: 10.1016/j.compstruc.2017.09.008.
- YANG, Y. P.; DULL, R.; CASTNER, H.; HUANG, T. D.; FANGUY, D. (2014). **Material Strength Effect on Weld Shrinkage and Distortion.** *Welding Journal*, v. 93(11):421s-430s.
- YAO, W.; XIA, K.; GU, Y. (1995). **On the fatigue notch factor, Kf.** [https://doi.org/10.1016/0142-1123\(95\)93538-D](https://doi.org/10.1016/0142-1123(95)93538-D). Pages 245-251.

YEKTA, T.; GHAHREMANI, K.; WALBRIDGE, S. (2013). **Effect of Quality Control Parameter Variations on the Fatigue Performance of Ultrasonic Impact Treated Welds.** *International Journal of Fatigue*, v. 55, p. 245–256.

**APÊNDICE A:** Valores de  $K_{gra}$  para amostras soldadas

a(mm)	c(mm)	t/w	a/t	a/c	x_a	y_a	f_a	Kgr_a
0.095	0.0475	0.748031	0.01	2	0.095	0	0.448041	2.24719
0.095	0.063333	0.748031	0.01	1.5	0.095	0	0.527569	2.30766
0.095	0.095	0.748031	0.01	1	0.095	0	0.65408	2.39543
0.095	0.11875	0.748031	0.01	0.8	0.095	0	0.797182	2.39857
0.095	0.158333	0.748031	0.01	0.6	0.095	0	0.878433	2.44368
0.095	0.2375	0.748031	0.01	0.4	0.095	0	0.966993	2.48578
0.095	0.475	0.748031	0.01	0.2	0.095	0	1.05788	2.51575
0.095	0.95	0.748031	0.01	0.1	0.095	0	1.10319	2.52363
0.2375	0.11875	0.748031	0.025	2	0.2375	0	0.447999	1.66191
0.2375	0.158333	0.748031	0.025	1.5	0.2375	0	0.527659	1.71325
0.2375	0.2375	0.748031	0.025	1	0.2375	0	0.654191	1.78948
0.2375	0.296875	0.748031	0.025	0.8	0.2375	0	0.797553	1.79449
0.2375	0.395833	0.748031	0.025	0.6	0.2375	0	0.87893	1.83459
0.2375	0.59375	0.748031	0.025	0.4	0.2375	0	0.96749	1.87222
0.2375	1.1875	0.748031	0.025	0.2	0.2375	0	1.05848	1.89782
0.2375	2.375	0.748031	0.025	0.1	0.2375	0	1.10659	1.89859
0.475	0.2375	0.748031	0.05	2	0.475	0	0.448203	1.35333
0.475	0.316667	0.748031	0.05	1.5	0.475	0	0.527984	1.39322
0.475	0.475	0.748031	0.05	1	0.475	0	0.654738	1.45326
0.475	0.59375	0.748031	0.05	0.8	0.475	0	0.798231	1.45862
0.475	0.791667	0.748031	0.05	0.6	0.475	0	0.87975	1.49078
0.475	1.1875	0.748031	0.05	0.4	0.475	0	0.968451	1.52088
0.475	2.375	0.748031	0.05	0.2	0.475	0	1.05956	1.53983
0.475	4.75	0.748031	0.05	0.1	0.475	0	1.10777	1.5352
7.125	3.5625	0.748031	0.75	2	7.125	0	0.486702	0.899731
7.125	4.75	0.748031	0.75	1.5	7.125	0	0.588111	0.908584
7.125	7.125	0.748031	0.75	1	7.125	0	0.753547	0.921419
7.125	8.90625	0.748031	0.75	0.8	7.125	0	0.923899	0.9247
7.125	11.875	0.748031	0.75	0.6	7.125	0	1.02723	0.931515
7.125	17.8125	0.748031	0.75	0.4	7.125	0	1.19568	0.946577
7.125	35.625	0.748031	0.75	0.2	7.125	0	1.29121	0.94864
7.125	71.25	0.748031	0.75	0.1	7.125	0	1.31346	0.948862
0.95	0.475	0.748031	0.1	2	0.95	0	0.448684	1.14782
0.95	0.633333	0.748031	0.1	1.5	0.95	0	0.528753	1.17634
0.95	0.95	0.748031	0.1	1	0.95	0	0.656029	1.21965
0.95	1.1875	0.748031	0.1	0.8	0.95	0	0.799832	1.22463
0.95	1.58333	0.748031	0.1	0.6	0.95	0	0.881686	1.24815
0.95	2.375	0.748031	0.1	0.4	0.95	0	0.970719	1.26987
0.95	4.75	0.748031	0.1	0.2	0.95	0	1.06212	1.28152
0.95	9.5	0.748031	0.1	0.1	0.95	0	1.11053	1.27284
1.425	0.7125	0.748031	0.15	2	1.425	0	0.449529	1.06465
1.425	0.95	0.748031	0.15	1.5	1.425	0	0.529787	1.08744

a(mm)	c(mm)	t/w	a/t	a/c	x_a	y_a	f_a	Kgr_a
1.425	1.425	0.748031	0.15	1	1.425	0	0.657806	1.12202
1.425	1.78125	0.748031	0.15	0.8	1.425	0	0.801742	1.12667
1.425	2.375	0.748031	0.15	0.6	1.425	0	0.884021	1.14556
1.425	3.5625	0.748031	0.15	0.4	1.425	0	0.97354	1.16272
1.425	7.125	0.748031	0.15	0.2	1.425	0	1.06528	1.17055
1.425	14.25	0.748031	0.15	0.1	1.425	0	1.11648	1.16483
1.9	0.95	0.748031	0.2	2	1.9	0	0.450004	1.01857
1.9	1.26667	0.748031	0.2	1.5	1.9	0	0.530855	1.03776
1.9	1.9	0.748031	0.2	1	1.9	0	0.65956	1.0669
1.9	2.375	0.748031	0.2	0.8	1.9	0	0.804207	1.07121
1.9	3.16667	0.748031	0.2	0.6	1.9	0	0.886976	1.08716
1.9	4.75	0.748031	0.2	0.4	1.9	0	0.976917	1.10141
1.9	9.5	0.748031	0.2	0.2	1.9	0	1.06913	1.10692
1.9	19	0.748031	0.2	0.1	1.9	0	1.11231	1.10808
2.375	1.1875	0.748031	0.25	2	2.375	0	0.45104	0.988862
2.375	1.58333	0.748031	0.25	1.5	2.375	0	0.532391	1.00559
2.375	2.375	0.748031	0.25	1	2.375	0	0.661527	1.03102
2.375	2.96875	0.748031	0.25	0.8	2.375	0	0.8072	1.03505
2.375	3.95833	0.748031	0.25	0.6	2.375	0	0.890455	1.04894
2.375	5.9375	0.748031	0.25	0.4	2.375	0	0.981101	1.06112
2.375	11.875	0.748031	0.25	0.2	2.375	0	1.07379	1.06509
2.375	23.75	0.748031	0.25	0.1	2.375	0	1.11486	1.06971
2.85	1.425	0.748031	0.3	2	2.85	0	0.452207	0.968005
2.85	1.9	0.748031	0.3	1.5	2.85	0	0.53405	0.982939
2.85	2.85	0.748031	0.3	1	2.85	0	0.664953	1.00549
2.85	3.5625	0.748031	0.3	0.8	2.85	0	0.810595	1.00944
2.85	4.75	0.748031	0.3	0.6	2.85	0	0.894722	1.02177
2.85	7.125	0.748031	0.3	0.4	2.85	0	0.986078	1.03243
2.85	14.25	0.748031	0.3	0.2	2.85	0	1.07703	1.03921
2.85	28.5	0.748031	0.3	0.1	2.85	0	1.1181	1.04216
3.325	1.6625	0.748031	0.35	2	3.325	0	0.453505	0.952505
3.325	2.21667	0.748031	0.35	1.5	3.325	0	0.537904	0.965853
3.325	3.325	0.748031	0.35	1	3.325	0	0.668053	0.986495
3.325	4.15625	0.748031	0.35	0.8	3.325	0	0.815004	0.990245
3.325	5.54167	0.748031	0.35	0.6	3.325	0	0.899885	1.00138
3.325	8.3125	0.748031	0.35	0.4	3.325	0	0.992126	1.01086
3.325	16.625	0.748031	0.35	0.2	3.325	0	1.08695	1.01939
3.325	33.25	0.748031	0.35	0.1	3.325	0	1.12346	1.02132
3.8	1.9	0.748031	0.4	2	3.8	0	0.454835	0.940529
3.8	2.53333	0.748031	0.4	1.5	3.8	0	0.538532	0.95297
3.8	3.8	0.748031	0.4	1	3.8	0	0.672406	0.971677
3.8	4.75	0.748031	0.4	0.8	3.8	0	0.820112	0.975342
3.8	6.33333	0.748031	0.4	0.6	3.8	0	0.906195	0.985504
3.8	9.5	0.748031	0.4	0.4	3.8	0	0.999432	0.994035

a(mm)	c(mm)	t/w	a/t	a/c	x_a	y_a	f_a	Kgr_a
3.8	19	0.748031	0.4	0.2	3.8	0	1.10179	1.00326
3.8	38	0.748031	0.4	0.1	3.8	0	1.13112	1.005
4.275	2.1375	0.748031	0.45	2	4.275	0	0.456924	0.930947
4.275	2.85	0.748031	0.45	1.5	4.275	0	0.541596	0.942522
4.275	4.275	0.748031	0.45	1	4.275	0	0.677492	0.959849
4.275	5.34375	0.748031	0.45	0.8	4.275	0	0.826432	0.963423
4.275	7.125	0.748031	0.45	0.6	4.275	0	0.913828	0.972796
4.275	10.6875	0.748031	0.45	0.4	4.275	0	1.0084	0.980547
4.275	21.375	0.748031	0.45	0.2	4.275	0	1.11141	0.99083
4.275	42.75	0.748031	0.45	0.1	4.275	0	1.14135	0.991868
4.75	2.375	0.748031	0.5	2	4.75	0	0.459312	0.923151
4.75	3.16667	0.748031	0.5	1.5	4.75	0	0.545503	0.933997
4.75	4.75	0.748031	0.5	1	4.75	0	0.68341	0.95023
4.75	5.9375	0.748031	0.5	0.8	4.75	0	0.834276	0.953699
4.75	7.91667	0.748031	0.5	0.6	4.75	0	0.923154	0.962425
4.75	11.875	0.748031	0.5	0.4	4.75	0	1.01941	0.969521
4.75	23.75	0.748031	0.5	0.2	4.75	0	1.12704	0.980312
4.75	47.5	0.748031	0.5	0.1	4.75	0	1.15466	0.981112
5.225	2.6125	0.748031	0.55	2	5.225	0	0.462141	0.916707
5.225	3.48333	0.748031	0.55	1.5	5.225	0	0.550165	0.926955
5.225	5.225	0.748031	0.55	1	5.225	0	0.691815	0.942189
5.225	6.53125	0.748031	0.55	0.8	5.225	0	0.843849	0.94567
5.225	8.70833	0.748031	0.55	0.6	5.225	0	0.934795	0.953834
5.225	13.0625	0.748031	0.55	0.4	5.225	0	1.03521	0.963515
5.225	26.125	0.748031	0.55	0.2	5.225	0	1.146	0.971559
5.225	52.25	0.748031	0.55	0.1	5.225	0	1.1718	0.972185
5.7	2.85	0.748031	0.6	2	5.7	0	0.466179	0.911283
5.7	3.8	0.748031	0.6	1.5	5.7	0	0.556119	0.921068
5.7	5.7	0.748031	0.6	1	5.7	0	0.701656	0.935517
5.7	7.125	0.748031	0.6	0.8	5.7	0	0.855955	0.938972
5.7	9.5	0.748031	0.6	0.6	5.7	0	0.949464	0.946659
5.7	14.25	0.748031	0.6	0.4	5.7	0	1.06456	0.959001
5.7	28.5	0.748031	0.6	0.2	5.7	0	1.16953	0.964213
5.7	57	0.748031	0.6	0.1	5.7	0	1.19391	0.964707

**APÊNDICE B: Valores de  $K_{grc}$  para amostras soldadas**

a(mm)	c(mm)	t/w	a/t	a/c	x_c	y_c	f_c	Kgr_c
0.095	0.0475	0.748031	0.01	2	0.001174	-0.04749	1.0052	3.74863
0.095	0.063333	0.748031	0.01	1.5	0.001282	-0.06332	0.93829	3.66565
0.095	0.095	0.748031	0.01	1	0.001492	-0.09498	0.763546	3.62958
0.095	0.11875	0.748031	0.01	0.8	0.001718	-0.11871	0.70368	3.65172
0.095	0.158333	0.748031	0.01	0.6	0.00206	-0.15826	0.560712	3.68329
0.095	0.2375	0.748031	0.01	0.4	0.002778	-0.23729	0.446006	3.68408
0.095	0.475	0.748031	0.01	0.2	0.004881	-0.47374	0.337928	3.77669
0.095	0.95	0.748031	0.01	0.1	0.007434	-0.94415	0.346991	3.84514
0.2375	0.11875	0.748031	0.025	2	0.002876	-0.11873	1.00537	3.22593
0.2375	0.158333	0.748031	0.025	1.5	0.00314	-0.1583	0.938471	3.11717
0.2375	0.2375	0.748031	0.025	1	0.00373	-0.23744	0.763329	3.07019
0.2375	0.296875	0.748031	0.025	0.8	0.004294	-0.29677	0.703815	3.09711
0.2375	0.395833	0.748031	0.025	0.6	0.005048	-0.39565	0.562545	3.13325
0.2375	0.59375	0.748031	0.025	0.4	0.006808	-0.59325	0.446077	3.12673
0.2375	1.1875	0.748031	0.025	0.2	0.012203	-1.18434	0.337992	3.2235
0.2375	2.375	0.748031	0.025	0.1	0.018312	-2.36078	0.34482	3.27153
0.475	0.2375	0.748031	0.05	2	0.005752	-0.23746	1.00565	2.79025
0.475	0.316667	0.748031	0.05	1.5	0.00628	-0.31661	0.938765	2.67096
0.475	0.475	0.748031	0.05	1	0.00746	-0.47488	0.763588	2.61824
0.475	0.59375	0.748031	0.05	0.8	0.008588	-0.59355	0.704026	2.64501
0.475	0.791667	0.748031	0.05	0.6	0.010096	-0.7913	0.562694	2.67907
0.475	1.1875	0.748031	0.05	0.4	0.013616	-1.18651	0.446189	2.66373
0.475	2.375	0.748031	0.05	0.2	0.024406	-2.36868	0.338093	2.737
0.475	4.75	0.748031	0.05	0.1	0.036625	-4.72155	0.344946	2.74884
7.125	3.5625	0.748031	0.75	2	0.086284	-3.56192	1.01228	1.37132
7.125	4.75	0.748031	0.75	1.5	0.096117	-4.74908	0.948408	1.31155
7.125	7.125	0.748031	0.75	1	0.114183	-7.12315	0.772882	1.27074
7.125	8.90625	0.748031	0.75	0.8	0.128827	-8.90322	0.724139	1.27967
7.125	11.875	0.748031	0.75	0.6	0.154519	-11.8693	0.620263	1.27786
7.125	17.8125	0.748031	0.75	0.4	5.04389	-12.5797	0.71833	0.986565
7.125	35.625	0.748031	0.75	0.2	6.66644	-12.5732	0.570869	0.96896
7.125	71.25	0.748031	0.75	0.1	7.01318	-12.573	0.414388	0.965863
0.95	0.475	0.748031	0.1	2	0.011505	-0.47492	1.00617	2.35764
0.95	0.633333	0.748031	0.1	1.5	0.012559	-0.63321	0.93931	2.24047
0.95	0.95	0.748031	0.1	1	0.01492	-0.94977	0.764059	2.18569
0.95	1.1875	0.748031	0.1	0.8	0.017177	-1.1871	0.704396	2.20846
0.95	1.58333	0.748031	0.1	0.6	0.020191	-1.5826	0.562936	2.23439
0.95	2.375	0.748031	0.1	0.4	0.027232	-2.37301	0.44637	2.21042
0.95	4.75	0.748031	0.1	0.2	0.048812	-4.73735	0.338294	2.24491
0.95	9.5	0.748031	0.1	0.1	0.073249	-9.44311	0.345448	2.21945
1.425	0.7125	0.748031	0.15	2	0.017257	-0.71239	1.00663	2.11876
1.425	0.95	0.748031	0.15	1.5	0.019223	-0.94982	0.939794	2.01113

a(mm)	c(mm)	t/w	a/t	a/c	x_c	y_c	f_c	Kgr_c
1.425	1.425	0.748031	0.15	1	0.02238	-1.42465	0.764388	1.95435
1.425	1.78125	0.748031	0.15	0.8	0.025251	-1.78067	0.704683	1.97355
1.425	2.375	0.748031	0.15	0.6	0.030904	-2.37386	0.561364	1.99332
1.425	3.5625	0.748031	0.15	0.4	0.041676	-3.55941	0.446493	1.96498
1.425	7.125	0.748031	0.15	0.2	0.073218	-7.10603	0.338612	1.97731
1.425	14.25	0.748031	0.15	0.1	0.670257	-12.5722	0.276321	1.31741
1.9	0.95	0.748031	0.2	2	0.023009	-0.94985	1.00703	1.95929
1.9	1.26667	0.748031	0.2	1.5	0.025119	-1.26643	0.940203	1.85616
1.9	1.9	0.748031	0.2	1	0.02984	-1.89953	0.764767	1.80309
1.9	2.375	0.748031	0.2	0.8	0.034354	-2.37419	0.704874	1.82012
1.9	3.16667	0.748031	0.2	0.6	0.040382	-3.1652	0.56314	1.8347
1.9	4.75	0.748031	0.2	0.4	0.054464	-4.74603	0.446572	1.80531
1.9	9.5	0.748031	0.2	0.2	0.097624	-9.47471	0.339581	1.80356
1.9	19	0.748031	0.2	0.1	1.42458	-12.5708	0.326266	1.1773
2.375	1.1875	0.748031	0.25	2	0.029348	-1.1873	1.00735	1.84382
2.375	1.58333	0.748031	0.25	1.5	0.031398	-1.58304	0.940533	1.74566
2.375	2.375	0.748031	0.25	1	0.038061	-2.37438	0.765779	1.69468
2.375	2.96875	0.748031	0.25	0.8	0.042084	-2.96778	0.704953	1.70927
2.375	3.95833	0.748031	0.25	0.6	0.051506	-3.95643	0.56139	1.71971
2.375	5.9375	0.748031	0.25	0.4	0.06808	-5.93253	0.448972	1.69014
2.375	11.875	0.748031	0.25	0.2	0.119765	-11.8445	0.343285	1.67773
2.375	23.75	0.748031	0.25	0.1	2.01483	-12.5732	0.340113	1.11628
2.85	1.425	0.748031	0.3	2	0.034514	-1.42477	1.0076	1.75184
2.85	1.9	0.748031	0.3	1.5	0.038447	-1.89963	0.940778	1.66302
2.85	2.85	0.748031	0.3	1	0.04476	-2.8493	0.765017	1.61042
2.85	3.5625	0.748031	0.3	0.8	0.050501	-3.56134	0.704917	1.6245
2.85	4.75	0.748031	0.3	0.6	0.061808	-4.74771	0.561269	1.63215
2.85	7.125	0.748031	0.3	0.4	0.083353	-7.11881	0.447003	1.60141
2.85	14.25	0.748031	0.3	0.2	1.33872	-12.5772	0.405907	1.18781
2.85	28.5	0.748031	0.3	0.1	2.55775	-12.5705	0.349661	1.08788
3.325	1.6625	0.748031	0.35	2	0.040266	-1.66223	1.00777	1.67892
3.325	2.21667	0.748031	0.35	1.5	0.044855	-2.21624	0.943328	1.5949
3.325	3.325	0.748031	0.35	1	0.053286	-3.32414	0.767402	1.54434
3.325	4.15625	0.748031	0.35	0.8	0.058918	-4.1549	0.704772	1.55708
3.325	5.54167	0.748031	0.35	0.6	0.072109	-5.539	0.561116	1.56313
3.325	8.3125	0.748031	0.35	0.4	0.097245	-8.30528	0.447925	1.53181
3.325	16.625	0.748031	0.35	0.2	2.17506	-12.5729	0.448448	1.09739
3.325	33.25	0.748031	0.35	0.1	3.07819	-12.5705	0.357301	1.05981
3.8	1.9	0.748031	0.4	2	0.046018	-1.89969	1.00786	1.61858
3.8	2.53333	0.748031	0.4	1.5	0.050237	-2.53286	0.941017	1.53675
3.8	3.8	0.748031	0.4	1	0.05968	-3.79906	0.764999	1.48927
3.8	4.75	0.748031	0.4	0.8	0.068708	-4.74838	0.704549	1.50138
3.8	6.33333	0.748031	0.4	0.6	0.080764	-6.33039	0.562608	1.50579
3.8	9.5	0.748031	0.4	0.4	0.108927	-9.49205	0.450285	1.47607

a(mm)	c(mm)	t/w	a/t	a/c	x_c	y_c	f_c	Kgr_c
3.8	19	0.748031	0.4	0.2	2.84898	-12.5718	0.476126	1.0587
3.8	38	0.748031	0.4	0.1	3.58594	-12.5731	0.363829	1.0388
4.275	2.1375	0.748031	0.45	2	0.052827	-2.13714	1.00791	1.56824
4.275	2.85	0.748031	0.45	1.5	0.056517	-2.84946	0.941051	1.48965
4.275	4.275	0.748031	0.45	1	0.067141	-4.27395	0.762261	1.44343
4.275	5.34375	0.748031	0.45	0.8	0.077296	-5.34193	0.70431	1.45494
4.275	7.125	0.748031	0.45	0.6	0.090859	-7.12169	0.561242	1.45799
4.275	10.6875	0.748031	0.45	0.4	0.125029	-10.6782	0.455771	1.4289
4.275	21.375	0.748031	0.45	0.2	3.45694	-12.5739	0.493652	1.03415
4.275	42.75	0.748031	0.45	0.1	4.08591	-12.573	0.37017	1.0222
4.75	2.375	0.748031	0.5	2	0.058697	-2.3746	1.00793	1.52431
4.75	3.16667	0.748031	0.5	1.5	0.062796	-3.16607	0.941088	1.44933
4.75	4.75	0.748031	0.5	1	0.076122	-4.74877	0.765555	1.40467
4.75	5.9375	0.748031	0.5	0.8	0.084168	-5.93557	0.704183	1.41554
4.75	7.91667	0.748031	0.5	0.6	0.103013	-7.91285	0.562104	1.41646
4.75	11.875	0.748031	0.5	0.4	0.136159	-11.8651	0.469065	1.38837
4.75	23.75	0.748031	0.5	0.2	4.0296	-12.5737	0.508855	1.01616
4.75	47.5	0.748031	0.5	0.1	4.58063	-12.5704	0.375656	1.00861
5.225	2.6125	0.748031	0.55	2	0.063275	-2.61208	1.00799	1.48561
5.225	3.48333	0.748031	0.55	1.5	0.070486	-3.48266	0.941227	1.41613
5.225	5.225	0.748031	0.55	1	0.082061	-5.22371	0.766158	1.37065
5.225	6.53125	0.748031	0.55	0.8	0.094473	-6.52903	0.704393	1.38131
5.225	8.70833	0.748031	0.55	0.6	0.113314	-8.70414	0.564251	1.38127
5.225	13.0625	0.748031	0.55	0.4	1.33686	-12.6241	0.539361	1.14816
5.225	26.125	0.748031	0.55	0.2	4.58023	-12.5709	0.521477	1.00174
5.225	52.25	0.748031	0.55	0.1	5.07152	-12.5704	0.381613	0.997419
5.7	2.85	0.748031	0.6	2	0.069028	-2.84954	1.00821	1.45202
5.7	3.8	0.748031	0.6	1.5	0.076893	-3.79926	0.941632	1.38531
5.7	5.7	0.748031	0.6	1	0.089521	-5.69859	0.765283	1.34108
5.7	7.125	0.748031	0.6	0.8	0.101002	-7.12268	0.70532	1.35131
5.7	9.5	0.748031	0.6	0.6	0.123615	-9.49542	0.568739	1.35064
5.7	14.25	0.748031	0.6	0.4	2.66691	-12.5919	0.613005	1.05538
5.7	28.5	0.748031	0.6	0.2	5.11547	-12.5708	0.533177	0.994708
5.7	57	0.748031	0.6	0.1	5.55965	-12.5704	0.387989	0.987765

APÊNDICE C: Valores de  $K_{gra}$  para amostras soldadas após tratamento HFMI

a(mm)	c(mm)	t/w	a/t	a/c	x_a	y_a	f_a	Kgr_a
0.095	0.0475	0.748031	0.01	2	0.095	0	0.448041	1.91414
0.095	0.063333	0.748031	0.01	1.5	0.095	0	0.527569	1.92246
0.095	0.095	0.748031	0.01	1	0.095	0	0.65408	1.93378
0.095	0.11875	0.748031	0.01	0.8	0.095	0	0.797182	1.93308
0.095	0.158333	0.748031	0.01	0.6	0.095	0	0.878433	1.93853
0.095	0.2375	0.748031	0.01	0.4	0.095	0	0.966993	1.94352
0.095	0.475	0.748031	0.01	0.2	0.095	0	1.05788	1.94727
0.095	0.95	0.748031	0.01	0.1	0.095	0	1.10319	1.94915
0.2375	0.11875	0.748031	0.025	2	0.2375	0	0.447999	1.69861
0.2375	0.158333	0.748031	0.025	1.5	0.2375	0	0.527659	1.71657
0.2375	0.2375	0.748031	0.025	1	0.2375	0	0.654191	1.74143
0.2375	0.296875	0.748031	0.025	0.8	0.2375	0	0.797553	1.74052
0.2375	0.395833	0.748031	0.025	0.6	0.2375	0	0.87893	1.75263
0.2375	0.59375	0.748031	0.025	0.4	0.2375	0	0.96749	1.76379
0.2375	1.1875	0.748031	0.025	0.2	0.2375	0	1.05848	1.77206
0.2375	2.375	0.748031	0.025	0.1	0.2375	0	1.10659	1.77548
0.475	0.2375	0.748031	0.05	2	0.475	0	0.448203	1.46279
0.475	0.316667	0.748031	0.05	1.5	0.475	0	0.527984	1.48729
0.475	0.475	0.748031	0.05	1	0.475	0	0.654738	1.52194
0.475	0.59375	0.748031	0.05	0.8	0.475	0	0.798231	1.52183
0.475	0.791667	0.748031	0.05	0.6	0.475	0	0.87975	1.53907
0.475	1.1875	0.748031	0.05	0.4	0.475	0	0.968451	1.55503
0.475	2.375	0.748031	0.05	0.2	0.475	0	1.05956	1.56673
0.475	4.75	0.748031	0.05	0.1	0.475	0	1.10777	1.57096
7.125	3.5625	0.748031	0.75	2	7.125	0	0.486702	0.913602
7.125	4.75	0.748031	0.75	1.5	7.125	0	0.588111	0.924326
7.125	7.125	0.748031	0.75	1	7.125	0	0.753547	0.94058
7.125	8.90625	0.748031	0.75	0.8	7.125	0	0.923899	0.943
7.125	11.875	0.748031	0.75	0.6	7.125	0	1.02723	0.951856
7.125	17.8125	0.748031	0.75	0.4	7.125	0	1.19568	0.969766
7.125	35.625	0.748031	0.75	0.2	7.125	0	1.29121	0.972244
7.125	71.25	0.748031	0.75	0.1	7.125	0	1.31346	0.972504
0.95	0.475	0.748031	0.1	2	0.95	0	0.448684	1.23215
0.95	0.633333	0.748031	0.1	1.5	0.95	0	0.528753	1.25752
0.95	0.95	0.748031	0.1	1	0.95	0	0.656029	1.29443
0.95	1.1875	0.748031	0.1	0.8	0.95	0	0.799832	1.2958
0.95	1.58333	0.748031	0.1	0.6	0.95	0	0.881686	1.31467
0.95	2.375	0.748031	0.1	0.4	0.95	0	0.970719	1.3323
0.95	4.75	0.748031	0.1	0.2	0.95	0	1.06212	1.34505
0.95	9.5	0.748031	0.1	0.1	0.95	0	1.11053	1.34876
1.425	0.7125	0.748031	0.15	2	1.425	0	0.449529	1.12431
1.425	0.95	0.748031	0.15	1.5	1.425	0	0.529787	1.14747

a(mm)	c(mm)	t/w	a/t	a/c	x_a	y_a	f_a	Kgr_a
1.425	1.425	0.748031	0.15	1	1.425	0	0.657806	1.18166
1.425	1.78125	0.748031	0.15	0.8	1.425	0	0.801742	1.18379
1.425	2.375	0.748031	0.15	0.6	1.425	0	0.884021	1.20161
1.425	3.5625	0.748031	0.15	0.4	1.425	0	0.97354	1.21832
1.425	7.125	0.748031	0.15	0.2	1.425	0	1.06528	1.23029
1.425	14.25	0.748031	0.15	0.1	1.425	0	1.11648	1.23355
1.9	0.95	0.748031	0.2	2	1.9	0	0.450004	1.06309
1.9	1.26667	0.748031	0.2	1.5	1.9	0	0.530855	1.08389
1.9	1.9	0.748031	0.2	1	1.9	0	0.65956	1.11502
1.9	2.375	0.748031	0.2	0.8	1.9	0	0.804207	1.11742
1.9	3.16667	0.748031	0.2	0.6	1.9	0	0.886976	1.13383
1.9	4.75	0.748031	0.2	0.4	1.9	0	0.976917	1.14929
1.9	9.5	0.748031	0.2	0.2	1.9	0	1.06913	1.16021
1.9	19	0.748031	0.2	0.1	1.9	0	1.11231	1.1655
2.375	1.1875	0.748031	0.25	2	2.375	0	0.45104	1.02386
2.375	1.58333	0.748031	0.25	1.5	2.375	0	0.532391	1.04267
2.375	2.375	0.748031	0.25	1	2.375	0	0.661527	1.07114
2.375	2.96875	0.748031	0.25	0.8	2.375	0	0.8072	1.07359
2.375	3.95833	0.748031	0.25	0.6	2.375	0	0.890455	1.08871
2.375	5.9375	0.748031	0.25	0.4	2.375	0	0.981101	1.10294
2.375	11.875	0.748031	0.25	0.2	2.375	0	1.07379	1.11285
2.375	23.75	0.748031	0.25	0.1	2.375	0	1.11486	1.11878
2.85	1.425	0.748031	0.3	2	2.85	0	0.452207	0.996725
2.85	1.9	0.748031	0.3	1.5	2.85	0	0.53405	1.01392
2.85	2.85	0.748031	0.3	1	2.85	0	0.664953	1.03996
2.85	3.5625	0.748031	0.3	0.8	2.85	0	0.810595	1.04257
2.85	4.75	0.748031	0.3	0.6	2.85	0	0.894722	1.05652
2.85	7.125	0.748031	0.3	0.4	2.85	0	0.986078	1.06967
2.85	14.25	0.748031	0.3	0.2	2.85	0	1.07703	1.08178
2.85	28.5	0.748031	0.3	0.1	2.85	0	1.1181	1.08512
3.325	1.6625	0.748031	0.35	2	3.325	0	0.453505	0.976927
3.325	2.21667	0.748031	0.35	1.5	3.325	0	0.537904	0.992528
3.325	3.325	0.748031	0.35	1	3.325	0	0.668053	1.01689
3.325	4.15625	0.748031	0.35	0.8	3.325	0	0.815004	1.01945
3.325	5.54167	0.748031	0.35	0.6	3.325	0	0.899885	1.03243
3.325	8.3125	0.748031	0.35	0.4	3.325	0	0.992126	1.04464
3.325	16.625	0.748031	0.35	0.2	3.325	0	1.08695	1.05743
3.325	33.25	0.748031	0.35	0.1	3.325	0	1.12346	1.05966
3.8	1.9	0.748031	0.4	2	3.8	0	0.454835	0.961915
3.8	2.53333	0.748031	0.4	1.5	3.8	0	0.538532	0.976605
3.8	3.8	0.748031	0.4	1	3.8	0	0.672406	0.999059
3.8	4.75	0.748031	0.4	0.8	3.8	0	0.820112	1.00164
3.8	6.33333	0.748031	0.4	0.6	3.8	0	0.906195	1.01375
3.8	9.5	0.748031	0.4	0.4	3.8	0	0.999432	1.02516

a(mm)	c(mm)	t/w	a/t	a/c	x_a	y_a	f_a	Kgr_a
3.8	19	0.748031	0.4	0.2	3.8	0	1.10179	1.03774
3.8	38	0.748031	0.4	0.1	3.8	0	1.13112	1.03978
4.275	2.1375	0.748031	0.45	2	4.275	0	0.456924	0.950126
4.275	2.85	0.748031	0.45	1.5	4.275	0	0.541596	0.963895
4.275	4.275	0.748031	0.45	1	4.275	0	0.677492	0.98496
4.275	5.34375	0.748031	0.45	0.8	4.275	0	0.826432	0.98752
4.275	7.125	0.748031	0.45	0.6	4.275	0	0.913828	0.998905
4.275	10.6875	0.748031	0.45	0.4	4.275	0	1.0084	1.00959
4.275	21.375	0.748031	0.45	0.2	4.275	0	1.11141	1.02261
4.275	42.75	0.748031	0.45	0.1	4.275	0	1.14135	1.02385
4.75	2.375	0.748031	0.5	2	4.75	0	0.459312	0.940703
4.75	3.16667	0.748031	0.5	1.5	4.75	0	0.545503	0.953674
4.75	4.75	0.748031	0.5	1	4.75	0	0.68341	0.973612
4.75	5.9375	0.748031	0.5	0.8	4.75	0	0.834276	0.976113
4.75	7.91667	0.748031	0.5	0.6	4.75	0	0.923154	0.986878
4.75	11.875	0.748031	0.5	0.4	4.75	0	1.01941	0.996929
4.75	23.75	0.748031	0.5	0.2	4.75	0	1.12704	1.00991
4.75	47.5	0.748031	0.5	0.1	4.75	0	1.15466	1.01086
5.225	2.6125	0.748031	0.55	2	5.225	0	0.462141	0.933045
5.225	3.48333	0.748031	0.55	1.5	5.225	0	0.550165	0.945353
5.225	5.225	0.748031	0.55	1	5.225	0	0.691815	0.964217
5.225	6.53125	0.748031	0.55	0.8	5.225	0	0.843849	0.966785
5.225	8.70833	0.748031	0.55	0.6	5.225	0	0.934795	0.976994
5.225	13.0625	0.748031	0.55	0.4	5.225	0	1.03521	0.989916
5.225	26.125	0.748031	0.55	0.2	5.225	0	1.146	0.999393
5.225	52.25	0.748031	0.55	0.1	5.225	0	1.1718	1.00014
5.7	2.85	0.748031	0.6	2	5.7	0	0.466179	0.926706
5.7	3.8	0.748031	0.6	1.5	5.7	0	0.556119	0.938492
5.7	5.7	0.748031	0.6	1	5.7	0	0.701656	0.956507
5.7	7.125	0.748031	0.6	0.8	5.7	0	0.855955	0.959083
5.7	9.5	0.748031	0.6	0.6	5.7	0	0.949464	0.968808
5.7	14.25	0.748031	0.6	0.4	5.7	0	1.06456	0.984442
5.7	28.5	0.748031	0.6	0.2	5.7	0	1.16953	0.990626
5.7	57	0.748031	0.6	0.1	5.7	0	1.19391	0.991215

APÊNDICE D: Valores de  $K_{grc}$  para amostras soldadas após tratamento HFMI

a(mm)	c(mm)	t/w	a/t	a/c	x c	y c	f c	Kgr c
0.095	0.0475	0.748031	0.01	2	0.001174	-0.04749	1.0052	2.03998
0.095	0.063333	0.748031	0.01	1.5	0.001282	-0.06332	0.93829	2.03694
0.095	0.095	0.748031	0.01	1	0.001492	-0.09498	0.763546	2.03562
0.095	0.11875	0.748031	0.01	0.8	0.001718	-0.11871	0.70368	2.03652
0.095	0.158333	0.748031	0.01	0.6	0.00206	-0.15826	0.560712	2.03793
0.095	0.2375	0.748031	0.01	0.4	0.002778	-0.23729	0.446006	2.03856
0.095	0.475	0.748031	0.01	0.2	0.004881	-0.47374	0.337928	2.04343
0.095	0.95	0.748031	0.01	0.1	0.007434	-0.94415	0.346991	2.04833
0.2375	0.11875	0.748031	0.025	2	0.002876	-0.11873	1.00537	1.997
0.2375	0.158333	0.748031	0.025	1.5	0.00314	-0.1583	0.938471	1.98871
0.2375	0.2375	0.748031	0.025	1	0.00373	-0.23744	0.763329	1.9851
0.2375	0.296875	0.748031	0.025	0.8	0.004294	-0.29677	0.703815	1.98754
0.2375	0.395833	0.748031	0.025	0.6	0.005048	-0.39565	0.562545	1.99123
0.2375	0.59375	0.748031	0.025	0.4	0.006808	-0.59325	0.446077	1.99286
0.2375	1.1875	0.748031	0.025	0.2	0.012203	-1.18434	0.337992	2.00633
0.2375	2.375	0.748031	0.025	0.1	0.018312	-2.36078	0.34482	2.01924
0.475	0.2375	0.748031	0.05	2	0.005752	-0.23746	1.00565	1.92959
0.475	0.316667	0.748031	0.05	1.5	0.00628	-0.31661	0.938765	1.91353
0.475	0.475	0.748031	0.05	1	0.00746	-0.47488	0.763588	1.90657
0.475	0.59375	0.748031	0.05	0.8	0.008588	-0.59355	0.704026	1.91125
0.475	0.791667	0.748031	0.05	0.6	0.010096	-0.7913	0.562694	1.91826
0.475	1.1875	0.748031	0.05	0.4	0.013616	-1.18651	0.446189	1.92086
0.475	2.375	0.748031	0.05	0.2	0.024406	-2.36868	0.338093	1.94614
0.475	4.75	0.748031	0.05	0.1	0.036625	-4.72155	0.344946	1.96985
7.125	3.5625	0.748031	0.75	2	0.086284	-3.56192	1.01228	1.36888
7.125	4.75	0.748031	0.75	1.5	0.096117	-4.74908	0.948408	1.32234
7.125	7.125	0.748031	0.75	1	0.114183	-7.12315	0.772882	1.30234
7.125	8.90625	0.748031	0.75	0.8	0.128827	-8.90322	0.724139	1.31166
7.125	11.875	0.748031	0.75	0.6	0.154519	-11.8693	0.620263	1.32537
7.125	17.8125	0.748031	0.75	0.4	5.04389	-12.5797	0.71833	1.01748
7.125	35.625	0.748031	0.75	0.2	6.66644	-12.5732	0.570869	0.996324
7.125	71.25	0.748031	0.75	0.1	7.01318	-12.573	0.414388	0.992595
0.95	0.475	0.748031	0.1	2	0.011505	-0.47492	1.00617	1.82201
0.95	0.633333	0.748031	0.1	1.5	0.012559	-0.63321	0.93931	1.79508
0.95	0.95	0.748031	0.1	1	0.01492	-0.94977	0.764059	1.78356
0.95	1.1875	0.748031	0.1	0.8	0.017177	-1.1871	0.704396	1.79131
0.95	1.58333	0.748031	0.1	0.6	0.020191	-1.5826	0.562936	1.80264
0.95	2.375	0.748031	0.1	0.4	0.027232	-2.37301	0.44637	1.80547
0.95	4.75	0.748031	0.1	0.2	0.048812	-4.73735	0.338294	1.84504
0.95	9.5	0.748031	0.1	0.1	0.073249	-9.44311	0.345448	1.87982
1.425	0.7125	0.748031	0.15	2	0.017257	-0.71239	1.00663	1.74159
1.425	0.95	0.748031	0.15	1.5	0.019223	-0.94982	0.939794	1.70817

a(mm)	c(mm)	t/w	a/t	a/c	x c	y c	f c	Kgr c
1.425	1.425	0.748031	0.15	1	0.02238	-1.42465	0.764388	1.6936
1.425	1.78125	0.748031	0.15	0.8	0.025251	-1.78067	0.704683	1.7027
1.425	2.375	0.748031	0.15	0.6	0.030904	-2.37386	0.561364	1.71771
1.425	3.5625	0.748031	0.15	0.4	0.041676	-3.55941	0.446493	1.71965
1.425	7.125	0.748031	0.15	0.2	0.073218	-7.10603	0.338612	1.76507
1.425	14.25	0.748031	0.15	0.1	0.670257	-12.5722	0.276321	1.41088
1.9	0.95	0.748031	0.2	2	0.023009	-0.94985	1.00703	1.67866
1.9	1.26667	0.748031	0.2	1.5	0.025119	-1.26643	0.940203	1.64043
1.9	1.9	0.748031	0.2	1	0.02984	-1.89953	0.764767	1.62442
1.9	2.375	0.748031	0.2	0.8	0.034354	-2.37419	0.704874	1.63513
1.9	3.16667	0.748031	0.2	0.6	0.040382	-3.1652	0.56314	1.6502
1.9	4.75	0.748031	0.2	0.4	0.054464	-4.74603	0.446572	1.65117
1.9	9.5	0.748031	0.2	0.2	0.097624	-9.47471	0.339581	1.69958
1.9	19	0.748031	0.2	0.1	1.42458	-12.5708	0.326266	1.24715
2.375	1.1875	0.748031	0.25	2	0.029348	-1.1873	1.00735	1.62871
2.375	1.58333	0.748031	0.25	1.5	0.031398	-1.58304	0.940533	1.5862
2.375	2.375	0.748031	0.25	1	0.038061	-2.37438	0.765779	1.5698
2.375	2.96875	0.748031	0.25	0.8	0.042084	-2.96778	0.704953	1.57985
2.375	3.95833	0.748031	0.25	0.6	0.051506	-3.95643	0.56139	1.59701
2.375	5.9375	0.748031	0.25	0.4	0.06808	-5.93253	0.448972	1.596
2.375	11.875	0.748031	0.25	0.2	0.119765	-11.8445	0.343285	1.64291
2.375	23.75	0.748031	0.25	0.1	2.01483	-12.5732	0.340113	1.17408
2.85	1.425	0.748031	0.3	2	0.034514	-1.42477	1.0076	1.58471
2.85	1.9	0.748031	0.3	1.5	0.038447	-1.89963	0.940778	1.54176
2.85	2.85	0.748031	0.3	1	0.04476	-2.8493	0.765017	1.52332
2.85	3.5625	0.748031	0.3	0.8	0.050501	-3.56134	0.704917	1.53447
2.85	4.75	0.748031	0.3	0.6	0.061808	-4.74771	0.561269	1.55199
2.85	7.125	0.748031	0.3	0.4	0.083353	-7.11881	0.447003	1.55047
2.85	14.25	0.748031	0.3	0.2	1.33872	-12.5772	0.405907	1.25961
2.85	28.5	0.748031	0.3	0.1	2.55775	-12.5705	0.349661	1.13916
3.325	1.6625	0.748031	0.35	2	0.040266	-1.66223	1.00777	1.54815
3.325	2.21667	0.748031	0.35	1.5	0.044855	-2.21624	0.943328	1.50374
3.325	3.325	0.748031	0.35	1	0.053286	-3.32414	0.767402	1.48549
3.325	4.15625	0.748031	0.35	0.8	0.058918	-4.1549	0.704772	1.49605
3.325	5.54167	0.748031	0.35	0.6	0.072109	-5.539	0.561116	1.51399
3.325	8.3125	0.748031	0.35	0.4	0.097245	-8.30528	0.447925	1.51092
3.325	16.625	0.748031	0.35	0.2	2.17506	-12.5729	0.448448	1.15151
3.325	33.25	0.748031	0.35	0.1	3.07819	-12.5705	0.357301	1.10537
3.8	1.9	0.748031	0.4	2	0.046018	-1.89969	1.00786	1.51636
3.8	2.53333	0.748031	0.4	1.5	0.050237	-2.53286	0.941017	1.47035
3.8	3.8	0.748031	0.4	1	0.05968	-3.79906	0.764999	1.45144
3.8	4.75	0.748031	0.4	0.8	0.068708	-4.74838	0.704549	1.46327
3.8	6.33333	0.748031	0.4	0.6	0.080764	-6.33039	0.562608	1.4793
3.8	9.5	0.748031	0.4	0.4	0.108927	-9.49205	0.450285	1.47597

a(mm)	c(mm)	t/w	a/t	a/c	x c	y c	f c	Kgr c
3.8	19	0.748031	0.4	0.2	2.84898	-12.5718	0.476126	1.10469
3.8	38	0.748031	0.4	0.1	3.58594	-12.5731	0.363829	1.08001
4.275	2.1375	0.748031	0.45	2	0.052827	-2.13714	1.00791	1.48969
4.275	2.85	0.748031	0.45	1.5	0.056517	-2.84946	0.941051	1.4416
4.275	4.275	0.748031	0.45	1	0.067141	-4.27395	0.762261	1.42239
4.275	5.34375	0.748031	0.45	0.8	0.077296	-5.34193	0.70431	1.43412
4.275	7.125	0.748031	0.45	0.6	0.090859	-7.12169	0.561242	1.4499
4.275	10.6875	0.748031	0.45	0.4	0.125029	-10.6782	0.455771	1.44611
4.275	21.375	0.748031	0.45	0.2	3.45694	-12.5739	0.493652	1.07464
4.275	42.75	0.748031	0.45	0.1	4.08591	-12.573	0.37017	1.05999
4.75	2.375	0.748031	0.5	2	0.058697	-2.3746	1.00793	1.4647
4.75	3.16667	0.748031	0.5	1.5	0.062796	-3.16607	0.941088	1.41614
4.75	4.75	0.748031	0.5	1	0.076122	-4.74877	0.765555	1.39754
4.75	5.9375	0.748031	0.5	0.8	0.084168	-5.93557	0.704183	1.4078
4.75	7.91667	0.748031	0.5	0.6	0.103013	-7.91285	0.562104	1.42433
4.75	11.875	0.748031	0.5	0.4	0.136159	-11.8651	0.469065	1.41853
4.75	23.75	0.748031	0.5	0.2	4.0296	-12.5737	0.508855	1.05288
4.75	47.5	0.748031	0.5	0.1	4.58063	-12.5704	0.375656	1.04364
5.225	2.6125	0.748031	0.55	2	0.063275	-2.61208	1.00799	1.44087
5.225	3.48333	0.748031	0.55	1.5	0.070486	-3.48266	0.941227	1.3941
5.225	5.225	0.748031	0.55	1	0.082061	-5.22371	0.766158	1.37381
5.225	6.53125	0.748031	0.55	0.8	0.094473	-6.52903	0.704393	1.3853
5.225	8.70833	0.748031	0.55	0.6	0.113314	-8.70414	0.564251	1.40071
5.225	13.0625	0.748031	0.55	0.4	1.33686	-12.6241	0.539361	1.21274
5.225	26.125	0.748031	0.55	0.2	4.58023	-12.5709	0.521477	1.0355
5.225	52.25	0.748031	0.55	0.1	5.07152	-12.5704	0.381613	1.03018
5.7	2.85	0.748031	0.6	2	0.069028	-2.84954	1.00821	1.42047
5.7	3.8	0.748031	0.6	1.5	0.076893	-3.79926	0.941632	1.37361
5.7	5.7	0.748031	0.6	1	0.089521	-5.69859	0.765283	1.35316
5.7	7.125	0.748031	0.6	0.8	0.101002	-7.12268	0.70532	1.36378
5.7	9.5	0.748031	0.6	0.6	0.123615	-9.49542	0.568739	1.37933
5.7	14.25	0.748031	0.6	0.4	2.66691	-12.5919	0.613005	1.10149
5.7	28.5	0.748031	0.6	0.2	5.11547	-12.5708	0.533177	1.02704
5.7	57	0.748031	0.6	0.1	5.55965	-12.5704	0.387989	1.01863

APÊNDICE E: Resultados do teste de fadiga em aço macio por Ranjan (2019).

Material	Tipo	Carregamento	$\Delta S$ (MPa)	$S_{m\acute{a}x}$ (MPa)	N
A514 steel	as-welded	CA	240	267	170000
A514 steel	as-welded	CA	295	328	95000
A514 steel	as-welded	CA	316	351	80000
A514 steel	as-welded	CA	332	369	140000
A514 steel	as-welded	CA	346	384	75000
A514 steel	as-welded	CA-UL	147	274	770000
A514 steel	as-welded	CA-UL	158	294	680000
A514 steel	as-welded	CA-UL	181	337	305000
A514 steel	as-welded	CA-UL	192	357	335000
A514 steel	as-welded	CA-UL	198	368	315000
A514 steel	treated	CA	295	328	3160000
A514 steel	treated	CA	316	351	865000
A514 steel	treated	CA	332	369	910000
A514 steel	treated	CA	346	384	1750000
A514 steel	treated	CA-UL	170	316	4050000
A514 steel	treated	CA-UL	181	337	2595000
A514 steel	treated	CA-UL	192	357	3990000
350W steel	as-welded	VA1	104	229	1131000
350W steel	as-welded	VA2	58	167	8203000
350W steel	as-welded	VA2	78	226	1921000
350W steel	as-welded	VA2	111	319	1041000
350W steel	as-welded	VA2	134	387	627000
350W steel	treated	CA	127	141	25995000
350W steel	treated	CA	155	177	3165000
350W steel	treated	CA	159	177	1255000
350W steel	treated	CA	170	177	1720000
350W steel	treated	CA	180	200	6450000
350W steel	treated	CA	191	212	4650000
350W steel	treated	VA1	95	180	22327000
350W steel	treated	VA1	120	229	45826000
350W steel	treated	VA1	133	252	16852000
350W steel	treated	VA1	169	320	14283000
350W steel	treated	VA1	204	387	625000
350W steel	treated	VA2	133	295	13600000
350W steel	treated	VA2	143	319	27646000
350W steel	treated	VA2	153	341	6593000
350W steel	treated	VA2	174	387	1818000

**APÊNDICE F:** Resultados do teste de fadiga para o aço 350W encontrados por Ghahremani (2015).

Material	Type	Load	Range S	Smax (MPa)	N	Smin (MPa)	$\Delta S_{max}$ (MPa)	$\Delta S_{min}$ (MPa)	$\Delta S_{min}^*$ (MPa)
350W steel	as-welded	CA	108	120	1995000	12	-	-	-
350W steel	as-welded	CA	144	160	920000	16			
350W steel	as-welded	VA1	87	180	3843000	10	171	3	11
350W steel	as-welded	VA1	110	229	1131000	12	217	3	14
350W steel	as-welded	VA1	121	252	713000	13	239	4	15
350W steel	as-welded	VA1	186	387	397000	21	367	6	23
350W steel	as-welded	VA2	61	167	8203000	7	162	3	3
350W steel	as-welded	VA2	83	226	1921000	9	220	3	3
350W steel	as-welded	VA2	117	319	1041000	13	310	5	5
350W steel	as-welded	VA2	142	387	627000	16	376	6	6
350W steel	treated	CA	106	118	101080000	12			
350W steel	treated	CA	127	141	25995000	14			
350W steel	treated	CA	155	177	3165000	18			
350W steel	treated	CA	159	177	1255000	18			
350W steel	treated	CA	165	177	2365000	18			
350W steel	treated	CA	170	177	1720000	18			
350W steel	treated	CA	180	200	6450000	20			
350W steel	treated	CA	191	212	4650000	21	-	-	-
350W steel	treated	VA1	66	138	192686000	7	131	2	8
350W steel	treated	VA1	71	148	100685000	8	141	2	9
350W steel	treated	VA1	76	159	101545000	8	151	2	10
350W steel	treated	VA1	82	170	103020000	9	161	3	10
350W steel	treated	VA1	87	180	22327000	10	171	3	11
350W steel	treated	VA1	110	229	45826000	12	217	3	14
350W steel	treated	VA1	121	252	16852000	13	239	4	15
350W steel	treated	VA1	154	320	14283000	17	304	5	19
350W steel	treated	VA1	186	387	625000	21	367	6	23
350W steel	treated	VA2	76	207	21103000	8	201	3	3
350W steel	treated	VA2	83	226	52989000	9	220	3	3
350W steel	treated	VA2	96	262	64693000	11	254	4	4
350W steel	treated	VA2	108	295	13599000	12	286	4	4
350W steel	treated	VA2	117	319	27646000	13	310	5	5
350W steel	treated	VA2	125	341	6592000	14	331	5	5
350W steel	treated	VA2	142	387	1818000	16	376	6	6