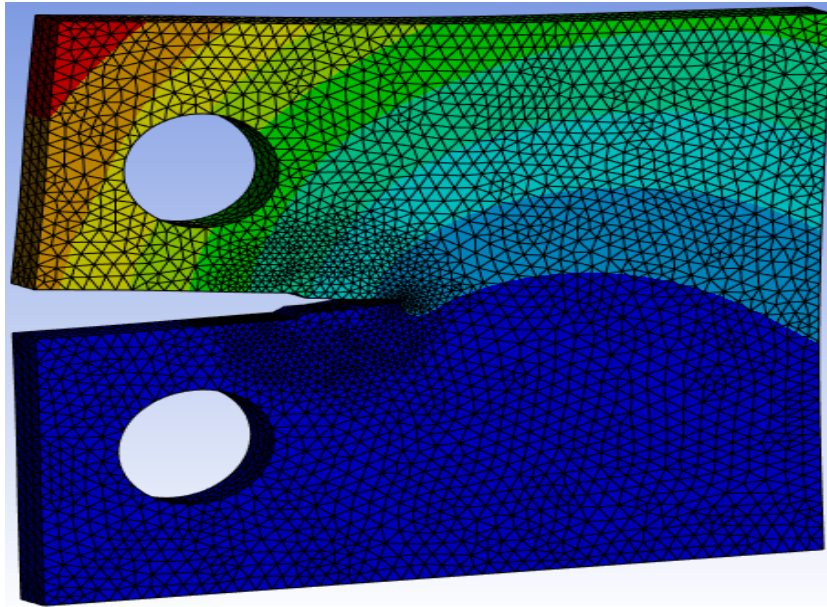




ISEL



Análise do Fator de Intensidade de Tensões em Carregamentos Multiaxiais

EDUARDO NUNO CAMPOS DIAS DIOGO
(Licenciado em Engenharia Mecânica)

Dissertação para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica, na Área de Especialização de Manutenção e Produção

Orientador:

Doutor Vítor Manuel Rodrigues Anes

Júri:

Presidente: Doutora Maria Amélia Ramos Loja

Vogais:

Doutor Rui Fernando dos Santos Pereira Martins

Doutor Vítor Manuel Rodrigues Anes

Novembro de 2024

Análise do Fator de Intensidade de Tensões em Carregamentos Multiaxiais

EDUARDO NUNO CAMPOS DIAS DIOGO
(Licenciado em Engenharia Mecânica)

Dissertação para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica, na Área de Especialização de Manutenção e Produção

Orientador:

Doutor Vítor Manuel Rodrigues Anes, ISEL/IPL

Júri:

Presidente: Doutora Maria Amélia Ramos Loja, ISEL/IPL

Vogais:

Doutor Rui Fernando dos Santos Pereira Martins, FCT/UNL

Doutor Vítor Manuel Rodrigues Anes, ISEL/IPL

Agradecimentos

No âmbito da realização desta dissertação para obtenção de grau de Mestre em Engenharia Mecânica, contei com o apoio de várias pessoas e entidades às quais gostaria de expressar o meu profundo agradecimento:

Em primeiro lugar ao meu orientador, o Professor Doutor Vítor Manuel Rodrigues Anes, do Departamento de Engenharia Mecânica do Instituto Superior de Engenharia de Lisboa, pela sugestão e pela oportunidade de desenvolver este tema, pelo seu apoio incondicional, interesse e disponibilidade perante todas as dificuldades que surgiram ao longo do desenvolvimento do trabalho, pela motivação e a palavra de encorajamento nos momentos mais difíceis, bem como a todo o conhecimento transmitido e á ajuda essencial para poder realizar este trabalho.

Ao Instituto Superior de Engenharia de Lisboa, onde foi a minha segunda casa durante vários anos, que tanto conhecimento me passou, não só como estudante e Engenheiro, como os valores éticos e morais, por todas as amizades que levo para o resto da vida e por todos os Professores e Mestres com os quais lidei que me transmitiram todos os seus ensinamentos, um muito obrigado.

Aos meus colegas e amigos, especialmente ao Leandro Camarão e José Ramos, pela amizade e pelo apoio constante e motivação que me transmitiram ao longo de todo o percurso académico.

Um agradecimento especial á minha avó materna, Olga Dias, pela disponibilidade demonstrada sempre para me apoiar, pelos conselhos, e por me garantir que no final iria tudo acabar bem e pela emoção demonstrada a cada desafio ultrapassado.

Á Maria, a minha irmã, o meu maior exemplo de resiliência que tenho na vida, um muito obrigado por tudo, pelas palavras bonitas que precisei nos momentos menos bons, e pela alegria demonstrada com cada sucesso meu, este trabalho também te pertence.

Por último, deixar o mais profundo agradecimento aos meus pais, por todo o apoio e motivação que me deram não só ao longo dos anos todos de formação, como ao longo de toda a minha vida, pois todos os desafios conquistados e objetivos conseguidos, seja a nível académico como a nível pessoal, devo tudo a eles e á minha irmã, eternamente grato.

Declaração de Integridade

Declaro que esta dissertação é o resultado da minha investigação pessoal e independente. O seu conteúdo é original e todas as fontes listadas nas referências bibliográficas foram consultadas e estão devidamente mencionadas no texto. Mais declaro que todas as referências científicas e técnicas relevantes para o desenvolvimento do trabalho estão devidamente citadas e constam das referências bibliográficas.

O autor



Lisboa, .10. de .Dezembro. de 2024

Análise do Fator de Intensidade de Tensões em Carregamentos Multiaxiais

Resumo

De forma a evitar falhas estruturais, a integridade dos componentes é avaliada através de uma área de grande importância na engenharia: a Mecânica da Fratura. No fundo, trata de investigar a resistência à fratura dos materiais, tendo em conta, quando é necessário, o estudo da fadiga. Um dos parâmetros que torna possível caracterizar a resistência à fratura do material em estudo é o Fator de Intensidade de Tensão (K). Uma das formas de avaliar a resistência à fratura de componente pelo Fator de Intensidade de Tensão é através de métodos computacionais, em softwares.

No presente trabalho o principal objetivo passa por simular o comportamento mecânico de dois tipos de provetes, um provete CTS (Compact Tension Shear) e um provete Flexão em 3 Pontos (3 Point Bending), fabricados em distintas ligas de alumínio e um aço inoxidável, através de ensaios de tenacidade à fratura e de um ensaio à fadiga, no *software* ANSYS®, recorrendo à ferramenta dos elementos finitos para obtenção de resultados fiáveis e com erros baixos.

Tendo as propriedades de cada material, foram modelados os provetes, de acordo com as normas ASTM E399-09, e retirados os valores de KI, KII, KIII e Keq. Desta forma, foram realizados 4 ensaios com valores distintos de cargas aplicadas, em Modo I + II, podendo-se fazer comparações de resultados e quais as condições de carregamento afetam mais os distintos materiais. Após resultados obtidos, foi feita uma comparação entre os resultados numéricos e os analíticos, avaliando-se qual o melhor critério para o cálculo de Keq.

Por último, simulou-se o Keq em Modo I + III e calculou-se analiticamente também o valor máximo do momento torsor que o aço inoxidável aguenta antes que haja propagação instável da fenda, e posteriormente procedeu-se à dissecação da fórmula do critério de Richard para cálculo do Keq, fazendo uma explicação sobre como cada constante é inserida e utilizada.

Palavras-chave: Fator de Intensidade de Tensão, Ansys, Lei de Paris, propagação de fenda por fadiga.

Stress Intensity Factor Analysis in Multiaxial Loadings

Abstract

To avoid structural failure, the integrity of components is assessed by an area of great importance in engineering: Fracture mechanics. Essentially, this involves examining the fracture strength of materials, taking fatigue into account where appropriate. One of the parameters that makes it possible to characterize the fracture strength of the material under investigation is the stress intensity factor (K). One way to evaluate the fracture strength of a component based on the stress intensity factor is to apply calculation methods in a software.

In this work, the main objective is to simulate the mechanical behavior of two types of specimens, a CTS (Compact Tension Specimen) specimen and a 3-point Bending specimen made of different aluminum alloys and a metallic steel, through fracture toughness tests and a fatigue test in ANSYS® software, using the finite element tool to obtain reliable results with low errors.

Once the properties of each material were known, the specimens were modeled according to ASTM E399-09 standards and the values of K_I , K_{II} , K_{III} and K_{eq} were determined. In this way, 4 tests were performed with different load values in mode I and II to compare the results and determine which materials were most affected by the different loading conditions. The numerical and analytical results were then compared to determine the best classification for the calculation of K_{eq} .

Finally, K_{eq} was simulated in mode I + III and the maximum value of torque that the stainless steel can withstand before unstable crack propagation occurs was also calculated analytically, and then the Richard's Criteria formula for K_{eq} was decomposed, explaining how each constant is inserted and used and where its values come from.

Keywords: Stress Intensity Factor, Ansys, Paris Law, fatigue crack propagation.

Lista de Símbolos e de siglas

Alfabeto romano

- a Comprimento de fenda [m]
- b Espessura do provete [m]
- C Constante do material na Lei de Paris [$m / MPa \sqrt{m}$]
- da Incremento do comprimento de fenda [m]
- dN Incremento do número de ciclos
- dU Incremento da energia elástica de deformação [J]
- E Módulo de Young [GPa]
- F Valor do carregamento [N]
- G Taxa de libertação de energia de deformação [$Pa.m$]
- G_c Taxa de libertação de energia de deformação crítica [$Pa.m$]
- J Valor do Integral J [J / m^2]
- J_c Valor do Integral J crítico [J / m^2]
- K Fator de intensidade de tensão [$MPa \sqrt{m}$]
- K_c Tenacidade á fratura em EPT [$MPa \sqrt{m}$]
- K_{eq} Fator de intensidade de tensão equivalente [$MPa \sqrt{m}$]
- $K_{eq,I,II}$ Fator de intensidade de tensão equivalente modo misto I+II [$MPa \sqrt{m}$]
- $K_{eq(Pook)}$ Fator de intensidade de tensão equivalente Pook [$MPa \sqrt{m}$]
- $K_{eq(Richard)}$ Fator de intensidade de tensão equivalente Richard [$MPa \sqrt{m}$]
- K_I Fator de intensidade de tensão no Modo I [$MPa \sqrt{m}$]
- K_{Ic} Tenacidade á fratura em EPD [$MPa \sqrt{m}$]
- K_{Ith} Fator de intensidade de tensão limite de propagação Modo I [$MPa \sqrt{m}$]
- K_{II} Fator de intensidade de tensão no Modo II [$MPa \sqrt{m}$]

K_{IIth} Fator de intensidade de tensão limite de propagação Modo II
[MPa \sqrt{m}]

K_{III} Fator de intensidade de tensão no Modo III [MPa \sqrt{m}]

K_{IIIth} Fator de intensidade de tensão limite de propagação Modo III
[MPa \sqrt{m}]

l Comprimento de fenda [m]

m Constante do material na Lei de Paris

M Momento de torção [$N.m$]

t Espessura do provete [m]

Alfabeto grego

Y Fator Geométrico

θ Ângulo [rad]

Γ Contorno do Integral J

ΔK Variação do fator de intensidade de tensão [MPa]

ν Coeficiente de Poisson

σ_m Tensão média [MPa]

σ_{max} Tensão normal máxima [MPa]

σ_{min} Tensão normal mínima [MPa]

σ_r Tensão de rotura [MPa]

$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ Tensão normal [MPa]

τ_x, τ_y, τ_z Tensão de corte [MPa]

δ Abertura da fenda

ε Extensão do material

ω Densidade de energia de deformação

Siglas

| | |
|------|-------------------------------------|
| 3PB | 3 Point Bending |
| CTS | Compact Tension Shear |
| EPD | Estado Plano de Deformação |
| EPT | Estado Plano de Tensão |
| FIT | Fator de Intensidade de Tensões |
| MEF | Método dos Elementos Finitos |
| MFLE | Mecânica da Fratura Linear Elástica |
| MFEP | Mecânica da Fratura Elasto-Plástica |

Índice

| | |
|--|-------------|
| Agradecimentos | v |
| Resumo | ix |
| Abstract | xi |
| Índice de Figuras | xxi |
| Índice de Tabelas | xxvi |
| 1. Introdução | 1 |
| 1.1. Objetivos | 1 |
| 1.2. Enquadramento..... | 2 |
| 1.3. Estrutura da Tese..... | 4 |
| 2. Pesquisa Bibliográfica | 5 |
| 2.1 Conceitos Fundamentais da Mecânica da Fratura | 5 |
| 2.1.1. Modos de Carregamento..... | 6 |
| 2.1.2. Estado Plano de Tensão e Estado Plano de Deformação | 7 |
| 2.1.3. Fator de Intensidade de Tensões..... | 9 |
| 2.1.4. Fator de Intensidade de Tensão Equivalente..... | 12 |
| 2.1.5. Integral J..... | 15 |
| 2.1.6. Relação entre K e J..... | 17 |
| 2.1.7. Propagação de Fenda por Fadiga e Lei de Paris..... | 19 |
| 2.1.8 Fator de Intensidade de Tensão Crítica K_{IC} (FITC) e Ensaios Experimentais para sua determinação | 22 |
| 2.2. Mecânica da Fratura em Regime de Carregamento Misto | 25 |
| 2.2.1. – Caracterização do Threshold em carregamentos mistos | 28 |
| 2.2.2. – Propagação de fenda em modo misto..... | 34 |
| 2.3 Métodos Numéricos | 39 |
| 2.3.1. Método dos Elementos Finitos (MEF) | 39 |
| 2.3.2. Sistema de equações | 40 |
| 2.3.3. Criação de elementos..... | 42 |

| | |
|--|-----------|
| 2.3.4 eXtended Finite Element Method (XFEM) | 45 |
| 3. Metodologia Numérica e Simulação Computacional | 52 |
| 3.1. Geometria dos Provetes | 53 |
| 3.1.1. Provette CTS (Compact Tension Shear) | 53 |
| 3.1.2. Provette 3 Point Bending | 54 |
| 3.2. Carregamentos e Condições de Fronteira | 55 |
| 3.2.1. Provette CTS (Compact Tension Shear) | 55 |
| 3.2.2. Provette 3 Point Bending | 56 |
| 3.3. Malha de Elementos Finitos | 56 |
| 3.3.1. Provette CTS (Compact Tension Shear) | 56 |
| 3.3.2. Provette 3 Point Bending | 58 |
| 4. Apresentação dos FIT e Análise de Resultados Numéricos | 59 |
| 4.1. Stainless Steel 316 | 59 |
| 4.1.1. - Teste 1: | 61 |
| 4.1.2. - Teste 2: | 61 |
| 4.1.3. - Teste 3: | 62 |
| 4.1.4. - Teste 4: | 62 |
| 4.2. Aluminum 6061-O | 63 |
| 4.2.1. - Teste 1: | 64 |
| 4.2.2. - Teste 2: | 65 |
| 4.2.3. - Teste 3: | 65 |
| 4.2.4. - Teste 4: | 65 |
| 4.3. Aluminum Alloy 7075-O | 66 |
| 4.3.1. - Teste 1: | 67 |
| 4.3.2. - Teste 2: | 68 |
| 4.3.3. - Teste 3: | 68 |
| 4.3.4. - Teste 4: | 69 |
| 4.4. Aluminum 2024-O | 70 |

| | |
|---|------------|
| 4.4.1. - Teste 1: | 71 |
| 4.4.2. - Teste 2: | 72 |
| 4.4.3. - Teste 3: | 72 |
| 4.4.4. - Teste 4: | 73 |
| 4.5. Aluminum 2024 / SiCp | 73 |
| 4.5.1. - Teste 1: | 75 |
| 4.5.2. - Teste 2: | 75 |
| 4.5.3. - Teste 3: | 76 |
| 4.5.4. - Teste 4: | 76 |
| 4.6. Fator de Intensidade Equivalente (K_{eq})..... | 77 |
| 4.6.1. Stainless Steel 316 e Al 6061-O (Provetes 3 Point Bend) | 78 |
| 4.6.2. Al 7075-O, Al 2024-O e Al 2024-O/SiCp (Provetes CTS) | 79 |
| 4.7 Comparação entre os fatores de intensidade de tensão equivalentes e críticos (K_{eq} vs. K_{Ic})..... | 80 |
| 4.8. K_{eq} para Carregamento Modo I + III ao Stainless Steel..... | 82 |
| 4.8.1. Método Analítico..... | 82 |
| 4.8.2. Método Numérico | 88 |
| 5. Comparação entre Resultados Experimentais e Numéricos e Otimização de Critério de Richard | 91 |
| 5.1. Carregamento Misto I + II..... | 91 |
| 5.1.1. Proвете 3 Point Bending (Flexão em 3 Pontos) | 91 |
| 5.1.2. Proвете CTS (Compact Tension Specimen) | 98 |
| 5.2. Carregamento Misto I + III..... | 107 |
| 5.3. Análise Crítica do Critério de Richard..... | 109 |
| 6. Conclusões e Desenvolvimentos Futuros | 115 |
| 6.1 Desenvolvimentos Futuros..... | 116 |
| Referências Bibliográficas..... | 119 |

Índice de Figuras

| | |
|--|----|
| Figura 1.1 - Navio Liberty [2]..... | 3 |
| Figura 1.2 - Fratura frágil em Navios Liberty [2]..... | 3 |
| Figura 2.1 - Limite da aplicação da MFLE | 6 |
| Figura 2.2 - Modo I, II e III de carregamentos..... | 7 |
| Figura 2.3 - Tenacidade á fratura em relação á espessura [5] | 8 |
| Figura 2.4 - Estado de tensão na vizinhança da extremidade de uma fenda [7] | 9 |
| Figura 2.5 Contorno do Integral J, em torno de uma fenda [14] | 16 |
| Figura 2.6 - Independência do contorno do Integral J [14] | 16 |
| Figura 2.7 – Curva Tensão vs. Número de Ciclos Adaptado. [16]..... | 19 |
| Figura 2.8 - Curva de propagação de fendas por fadiga [18] | 20 |
| Figura 2.9 - Curva típica de K_c vs. Espessura do provete [20]..... | 22 |
| Figura 2.10 - Máquina Servo-Hidráulica [21] | 23 |
| Figura 2.11 - Vibróforo [21] | 23 |
| Figura 2.12 - Diagrama de Kitagawa para limite de fadiga e K_{ic} | 28 |
| Figura 2.13 - Fenda central numa placa infinita sob carregamento multiaxial | 29 |
| Figura 2.14 - Orientação do plano crítico e do plano de tensão normal máxima..... | 31 |
| Figura 2.15 - Comparação dos K_{th} experimentais nos diferentes materiais | 33 |
| Figura 2.16 - Comparações dos crescimentos de fenda por fadiga experimentais..... | 38 |
| Figura 2.17 - Domínio do MEF num corpo com fenda sujeito a tensões [52] | 40 |
| Figura 2.18 - Coordenadas locais e globais num elemento bidimensional | 42 |
| Figura 2.19 - Malha com fenda adaptada [27] | 47 |
| Figura 2.20 - Malha sem fenda [27] | 47 |

| | |
|--|----|
| Figura 2.21 - Exemplos de nós enriquecidos pela função Heaviside em torno de uma fenda desalinhada com malha [55] | 49 |
| Figura 2.22 - Eixos de coordenadas locais para fendas com 2 extremidades [56] | 50 |
| Figura 3.1 - Dimensões do provete CTS de acordo com as normas padrão da ASTM, para os diferentes valores de t | 53 |
| Figura 3.2 - Dimensões do provete 3 Point Bend de acordo com a norma ISO 178 com (a) – Vista Frontal e (b) – Vista de Topo | 54 |
| Figura 3.3 - Condições de Fronteira e Carregamentos no provete CTS.... | 55 |
| Figura 3.4 - Condições de Fronteira e Carregamentos no provete 3 Point Bend..... | 56 |
| Figura 3.5 - Malha de elementos finitos aplicada ao provete CTS | 57 |
| Figura 3.6 - Pormenor da malha de elementos finitos na região da fenda do provete CTS | 57 |
| Figura 3.7 - Malha de elementos finitos aplicada ao provete 3 Point Bend | 58 |
| Figura 3.8 - Pormenor da malha de elementos finitos na região da fenda do provete 3 Point Bend..... | 58 |
| Figura 4.1 - Valores de K_{eq} para o 1º Teste - Stainless Steel 316..... | 61 |
| Figura 4.2 - Valores de K_{eq} para o 2º Teste - Stainless Steel 316..... | 61 |
| Figura 4.3 - Valores de K_{eq} para o 3º Teste – Stainless Steel 316 | 62 |
| Figura 4.4 - Valores de K_{eq} para o 4º Teste - Stainless Steel 316..... | 62 |
| Figura 4.5 - Valores de K_{eq} para o 1º Teste - Aluminum 6061-O..... | 64 |
| Figura 4.6 - Valores de K_{eq} para o 2º Teste - Aluminum 6061-O..... | 65 |
| Figura 4.7 - Valores de K_{eq} para o 3º Teste - Aluminum 6061-O..... | 65 |
| Figura 4.8 - Valores de K_{eq} para o 4º Teste - Aluminum 6061-O..... | 65 |
| Figura 4.9 - Valores de K_{eq} para o 1º Teste - Aluminum Alloy 7075-O..... | 67 |
| Figura 4.10 - Valores de K_{eq} para o 2º Teste - Aluminum Alloy 7075-O... | 68 |
| Figura 4.11 - Valores de K_{eq} para o 3º Teste - Aluminum Alloy 7075-O... | 68 |
| Figura 4.12 - Valores de K_{eq} para o 4º Teste - Aluminum Alloy 7075-O... | 69 |
| Figura 4.13 - Valores de K_{eq} para o 1º Teste - Aluminum 2024-O..... | 71 |

| | |
|--|-----|
| Figura 4.14 - Valores de Keq para o 2º Teste - Aluminum 2024-O..... | 72 |
| Figura 4.15 - Valores de Keq para o 3º Teste - Aluminum 2024-O..... | 72 |
| Figura 4.16 - Valores de Keq para o 4º Teste - Aluminum 2024-O..... | 73 |
| Figura 4.17 - Valores de Keq para o 1º Teste - Aluminum 2024-O /SiCp.. | 75 |
| Figura 4.18 - Valores de Keq para o 2º Teste - Aluminum 2024-O /SiCp.. | 75 |
| Figura 4.19 - Valores de Keq para o 3º Teste - Aluminum 2024-O /SiCp.. | 76 |
| Figura 4.20 - Valores de Keq para o 4º Teste - Aluminum 2024-O /SiCp.. | 76 |
| Figura 4.21 - Condições de Fronteira para Carregamento I + III | 88 |
| Figura 4.22 - Valor de Keq em Carregamento I + III | 88 |
| Figura 4.23 - Número de Ciclos de Vida Útil em Carregamento I + III..... | 89 |
| Figura 4.24 - Novas Condições de Carregamento para Vida Infinita..... | 89 |
| Figura 4.25 - Novo Número de Ciclos de Vida Útil | 90 |
| Figura 5.1 - Comparação entre KI e KII Experimentais e Numéricos com o Kith para o Stainless Steel 316 | 92 |
| Figura 5.2 - Comparação entre KI e KII Experimentais e Numéricos com o Kith para o Al 6061-O..... | 93 |
| Figura 5.3 - Tamanho da abertura da fenda do Alumínio 6061 em condições do Teste 1 | 96 |
| Figura 5.4 - Comparação entre KI e KII Experimentais e Numéricos com o Kith para o Al 7075-O..... | 98 |
| Figura 5.5 - Comparação entre KI e KII Experimentais e Numéricos com o Kith para o Al 2024..... | 99 |
| Figura 5.6 - Comparação entre KI e KII Experimentais e Numéricos com o Kith para o Al 2024/SiCp..... | 100 |
| Figura 5.7 - Tamanho da abertura da fenda do Alumínio 7075-O em condições do Teste 4 | 103 |
| Figura 5.8 - Tamanho da abertura da fenda do Alumínio 2024 em condições do Teste 4 | 104 |
| Figura 5.9 - Tamanho da abertura da fenda do Alumínio 2024 / SiCp em condições do Teste 4 | 105 |

Figura 5.10 - Círculo de Mohr adaptado com propagação de fenda [67]. 111

Índice de Tabelas

| | |
|---|----|
| Tabela 2.1 – K_{th} experimental usado na validação do modelo [61]..... | 32 |
| Tabela 2.2 - Parâmetros do material para critério limite de fadiga [61]..... | 35 |
| Tabela 2.3 - Dados experimentais da taxa de crescimento de fenda do modelo [61] | 37 |
| Tabela 4.1 – Propriedades Mecânicas de 316 Stainless Steel [61]..... | 59 |
| Tabela 4.2 – Condições de Simulação para o 316 Stainless Steel [61] | 60 |
| Tabela 4.3 - Tabela dos valores experimentais de K_I/K_{th} e K_{II}/K_{th} para Stainless Steel [61] | 60 |
| Tabela 4.4 - Propriedades Mecânicas Al 6061-O [61] | 64 |
| Tabela 4.5 - Tabela dos valores experimentais de K_1 e K_2 para Al 6061-O [61] | 64 |
| Tabela 4.6 - Condições de Simulação para o Al 6061-O | 64 |
| Tabela 4.7 - Propriedades Mecânicas Aluminum Alloy 7075-O [61]..... | 66 |
| Tabela 4.8 - Tabela dos valores experimentais de K_1 e K_2 para Al Alloy 7075-O [61] | 66 |
| Tabela 4.9 - Condições de Simulação para o Aluminum Alloy 7075-O | 67 |
| Tabela 4.10 - Propriedades Mecânicas do Aluminum 2024-O [61] | 70 |
| Tabela 4.11 - Tabela dos valores experimentais de K_1 e K_2 para o Aluminum 2024-O [61] | 70 |
| Tabela 4.12 - Condições de Simulação para o Aluminum Alloy 7075-O ... | 71 |
| Tabela 4.13 - Propriedades Mecânicas do Aluminum 2024-O/SiCp [61]... .. | 73 |
| Tabela 4.14 - Tabela dos valores experimentais de K_1 e K_2 para o Aluminum 2024-O/SiCp [61] | 74 |
| Tabela 4.15 - Condições de Simulação para o Aluminum 2024/SiCp | 74 |
| Tabela 4.16 - Valores das constantes da Lei de Paris..... | 77 |
| Tabela 4.17 - Valores de K_{eq} para os provetes 3 Point Bend | 78 |
| Tabela 4.18 - Valores de K_{eq} para os provetes CTS | 79 |

| | |
|---|-----|
| Tabela 4.19 - Valores de Alongamento á Rotura e Kic para os diferentes materiais [61]..... | 90 |
| Tabela 4.20 - Propriedades do Provete 3 Point Bending Aço Inoxidável .. | 92 |
| Tabela 5.1 - Valores de K_i , K_{ii} e K_{eq} para os testes do provete 3 Point Bend | 94 |
| Tabela 5.2 - Erro Relativo entre K_{eq} (Richard) e K_{eq} (Simulação) | 95 |
| Tabela 5.3 - Condições de simulação do teste 1 | 96 |
| Tabela 5.4 - Valores de K_i , K_{ii} e K_{eq} para os testes do provete 3 Point Bend | 101 |
| Tabela 5.5 - Erro Relativo entre K_{eq} (Richard) e K_{eq} (Simulação) | 102 |
| Tabela 5.6 - Condições de simulação do teste 1 | 103 |
| Tabela 5.7 - Valores de K_{eq} analíticos e numéricos para os Ensaios 1 e 2 e seus respetivos erros | 107 |
| Tabela 5.8 - Valores de N_f analíticos e numéricos para os Ensaios 1 e 2 e seus respetivos erros | 108 |

1. Introdução

1.1. Objetivos

A presente tese de mestrado visa estabelecer um estudo aprofundado à correlação entre o fator de intensidade de tensões (K) e fator de intensidade de tensões equivalente (K_{eq}) quando sujeitos a carregamentos multiaxiais e como estes afetam a deformação na frente de fenda, nomeadamente carregamentos do Modo I, Modo II e Modo III (ou modo misto), isto é, ambos os Modo I e II aplicados simultaneamente, utilizando para as simulações numéricas o software Ansys.

Os ensaios serão todos calculados numericamente devido à escassez de bibliografia e resultados experimentais no Modo II e Modo III, muito também por não apresentarem normas para o cálculo dos valores de K_{II} e K_{III} .

Tendo obtido os resultados das simulações numéricas, estes serão comparados com os valores obtidos analiticamente e posteriormente com os valores obtidos nas pesquisas bibliográficas, escolhendo um trabalho para validar os resultados.

No estudo realizado, as principais tarefas foram as seguintes:

- Realização de pesquisa bibliográfica, reunindo informação necessária de temas semelhantes ao desta dissertação
- Criação de dois provetes normalizados (3 Point Bend e Compact Tension Specimen) e posterior aplicação de cargas, com o intuito de estudar numericamente a frente de fenda e o número de ciclos suportados, bem como os valores de K .
- Simulação em Modo I + II e Modo II + III, e comparação dos valores de K_{eq} e da propagação de fenda numérica e analítica, bem como a percentagem de erro de cada um.
- Análise crítica do Critério de Richard, explicando de onde vêm todos os valores e fatores de correção, e as derivações dos passos mais relevantes.

1.2. Enquadramento

A análise e avaliação do comportamento mecânico dos vários materiais quando sujeitos a condições de serviço são fundamentais para evitar que os mesmos sofram fraturas completas ou que surjam fendas que, após um certo número de ciclos de carga, culminem na rotura do próprio material. Este processo, caracterizado por tensões cíclicas que provocam a degradação física dos materiais, denomina-se por fadiga.

Com o avanço tecnológico surgiram novas exigências e com isto surge também a necessidade de um estudo mais aprofundado da integridade dos componentes mecânicos. O primeiro grande avanço científico na Mecânica da Fratura ocorreu com a revolução industrial no início do século XX, e que desde então, tem sido uma área de estudo intensivamente estudada.

A investigação referente aos domínios da mecânica dos meios contínuos e da análise de tensões e deformações em peças lineares e curvas teve como principais impulsionadores do desenvolvimento investigadores como Cauchy, Navier, Poisson e Mohr. Posteriormente, com os estudos realizados por von-Mises, Airy, Prandtl, Nadai, no fim do século XIX e início do século XX, foram apresentados novos desenvolvimentos nos domínios das teorias da elasticidade e plasticidade. Relativamente á fadiga e fratura dos materiais, que é o tópico central desta dissertação, foram registados primeiramente os avanços científicos através dos trabalhos publicados por Wohler, que estabeleciam uma relação entre o número de ciclos até á fratura com a aplicação de uma carga, e por Griffith, que estudou a propagação instável de fendas por fadiga [1].

Devido á falta de conhecimento que levou a falhas no dimensionamento de projetos e á sua conjugação com a crescente complexidade e exigência pretendida, foram várias as estruturas que sofreram falhas catastróficas e que puseram em causa um grande número de vidas como também investimentos de grande escala aplicados em diversos setores, como o da aeronáutica.

Um exemplo em que se verificou uma falha catastrófica foram os navios *Liberty*, presentes na Figura 1.1 [2]. Trata-se de um navio que simbolizava a produção industrial em massa durante a Segunda Guerra Mundial. Os efeitos da temperatura e das concentrações de tensão e tensões residuais não eram completamente compreendidos, tornando este navio um exemplo clássico de acidentes originados pela

fadiga. Aproximadamente 33% dos navios contruídos sofreram deste fenómeno, algumas destas possíveis de observar na Figura 1.2 [2].



Figura 1.1: Navio Liberty [2].

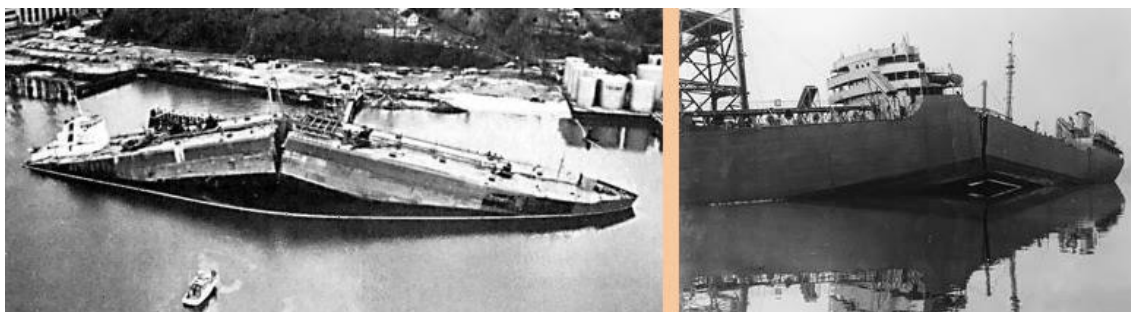


Figura 1.2: Fratura frágil em Navios Liberty [2].

1.3. Estrutura da Tese

Ao princípio, num 1º capítulo, começou-se por eleger o artigo científico ao qual abordava o tema selecionado para a tese, fazendo, portanto, uma análise detalhada dos ensaios que eram feitos e os fatores analisados posteriormente. De seguida, no 2º capítulo, de uma forma simples, mas informativa, abordou-se uma pesquisa bibliográfica onde descreve os distintos métodos para o cálculo preciso dos fatores de intensidade de tensão, K_I , K_{II} , K_{III} e K_{eq} , para os vários tipos de carregamentos, bem como se faz uma breve explicação ao que é os métodos numéricos computacionais e a importância que tem o método de elementos finitos (MEF) nas simulações numéricas.

No 3º capítulo passa por demonstrar os tipos de provetes a serem modelados no software SolidWorks (3 Point Bend e Compact Tension Specimen), assim como as suas dimensões, seguindo-se sempre pelas normas e condições impostas pelo artigo científico selecionado para grau de comparação. Também são demonstradas as cargas e encastramentos efetuados ao provete, os seus refinamentos de malha e as propriedades mecânicas de cada material usado nas simulações para cada teste.

No 4º capítulo são apresentadas tabelas com os valores dos resultados obtidos experimentalmente e, posteriormente, as propriedades mecânicas e os valores das constantes da Lei da Paris para cada material (C e m) e os resultados obtidos dos fatores de intensidade de tensões em cada um dos testes realizados.

No 5º capítulo são feitas as comparações finais, lado a lado, e em gráficos, dos resultados obtidos dos fatores de intensidade de tensões e, apresentados, através de fórmulas de cálculo designadas na pesquisa bibliográfica, os fatores de intensidade de tensões equivalentes para cada um dos testes e a posterior análise de cada um dos resultados, bem como o comportamento do material e da fenda nessas condições.

No 6º e último capítulo, são falados nos temas que podem ser desenvolvidos nesta área e em que falta algum conhecimento e recursos, tal como a importância do tipo de materiais a serem selecionados para diferentes tipos de carregamentos e a sua relevância no mundo atual.

2. Pesquisa Bibliográfica

No presente capítulo serão apresentadas algumas definições relacionadas à Mecânica da Fratura.

Também serão definidos e discutidos conceitos como: ductilidade, tenacidade, fadiga, estado de tensões e deformações, fator de intensidade de tensões, fator geométrico, propagação de fenda, entre outros, os quais serão utilizados no desenvolvimento do trabalho.

2.1 Conceitos Fundamentais da Mecânica da Fratura

A Mecânica da Fratura trata do comportamento à fratura de componentes contendo defeitos ou fendas sob condições semelhantes às encontradas na prática. Os conceitos tradicionais de resistência dos materiais baseados em propriedades como resistência ao escoamento ou resistência à rotura não têm em conta a tenacidade à fratura do material, a qual é definida pela mecânica da fratura como a propriedade que quantifica a resistência à propagação de uma fenda. Sob certas condições de serviço, um defeito, mesmo de dimensões muito pequenas, pode levar a falhas catastróficas.

Tais defeitos são inevitáveis nas estruturas. Por mais controlada que seja o fabrico dos componentes, defeitos aparecem de formas variadas, adicionalmente aqueles inerentes ao próprio material. As dimensões críticas de defeitos, que dependendo da sua posição provocam roturas catastróficas sob as condições de tensões, são determinadas em função da tenacidade do material.

A Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) resolve as limitações dos conceitos tradicionais de resistência dos materiais quanto à presença de descontinuidades tipo fenda em estruturas relativamente frágeis. A Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP) estende a aplicação dos critérios da MFLE para materiais dúcteis, nos quais uma zona plástica de tamanho significativo em relação às dimensões da peça invalida as considerações de tensões elásticas na ponta da fenda controlando o processo de fratura. Na Figura 2.1 mostram-se as duas considerações. [3]

Os principais objetivos da Mecânica da Fratura são responder às seguintes questões:

- Que tamanho de fenda pode ser tolerado para uma determinada carga de serviço?
- Que tamanho pode ser permitido para uma falha preexistente no começo da vida útil de uma estrutura?
- Com que frequência a estrutura deve ser inspecionada?

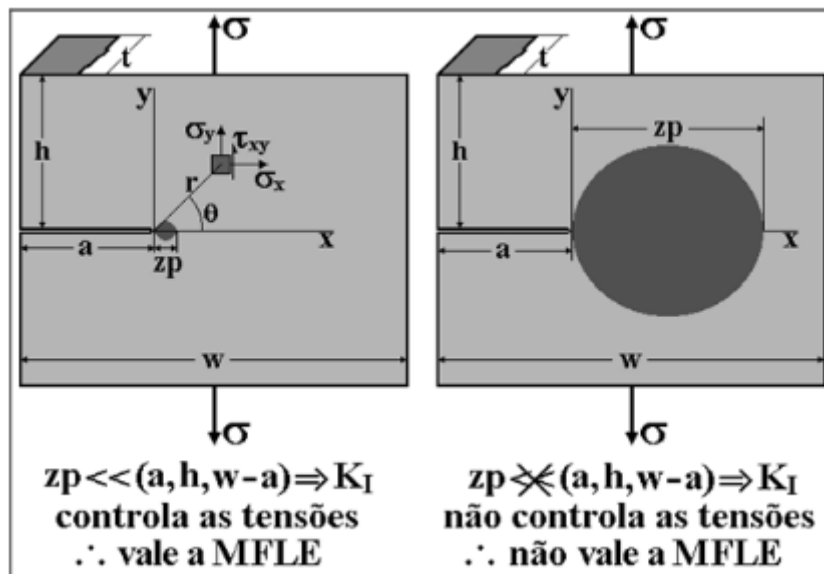


Figura 2.1: Limite da aplicação da MFLE [4].

2.1.1. Modos de Carregamento

Existem diferentes modos de carregamento que levam a diferentes tipos de fatores de intensidade de tensões. Os três modos são:

1. Modo I (abertura): Também conhecido como tensão de tração, ocorre quando as forças aplicadas tendem a abrir a fenda.
2. Modo II (plano de corte): Neste modo, as forças aplicadas tendem a criar um deslocamento relativo ao longo da fenda.

3. Modo III (corte fora do plano): Neste modo, as forças aplicadas tendem a criar um movimento de torção na vizinhança da fenda. [4]

Como se pode observar na Figura 2.2.

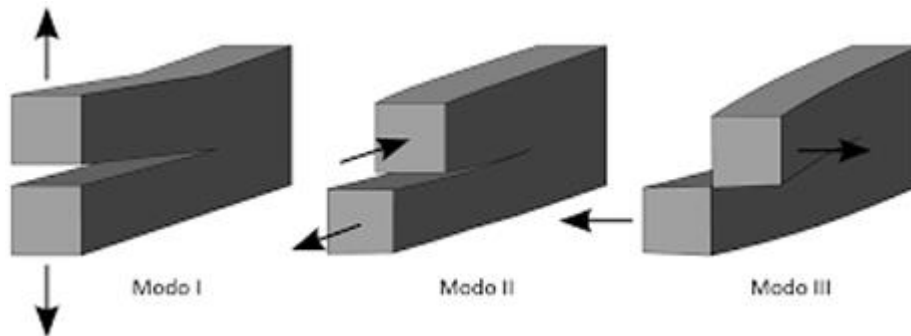


Figura 2.2: Modo I, II e III de carregamentos [4].

2.1.2. Estado Plano de Tensão e Estado Plano de Deformação

O estado de tensão ao qual um material se encontra sujeito pode influenciar as suas propriedades, tais como a tenacidade à fratura, bem como o modo como uma fratura se propaga. Consideram-se dois estados de tensão fundamentais a que um provete CT pode ser submetido: o estado plano de tensão e o estado plano de deformação, sendo estes, fortemente influenciados pela espessura do componente. O estado plano de tensão pode caracterizar-se por um estado biaxial de tensões, promovido pela ausência de tensão na direção perpendicular às superfícies laterais do provete para modo I. Este estado de tensão é característico de provetes finos (de pequena espessura) (Figura 2.3).

O estado plano de deformação caracteriza-se por um estado triaxial de tensões, sendo o estado dominante em provetes/componentes espessos, resultando em superfícies de fratura planas e normais à direção de aplicação da carga (Figura 2.3).

A equação (2.2) especifica um valor para a espessura do provete, abaixo do qual se verifica a presença de um estado plano de tensões, o qual é obtido através do quadrado do quociente entre a tenacidade à fratura do material e a tensão de cedência do mesmo. A tenacidade, para um material específico, é influenciada pela espessura do provete. Recorrendo á figura 5, é possível observar que a tenacidade à fratura tem o seu valor máximo para espessuras finas, em estado plano de tensão, diminuindo com o aumento da espessura, até o seu valor atingir o mínimo e estabilizar, encontrando-se o provete, então, em estado plano de deformação. [5]

$$B \leq 2.5 \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_{ced}} \right)^2 \quad (2.2)$$

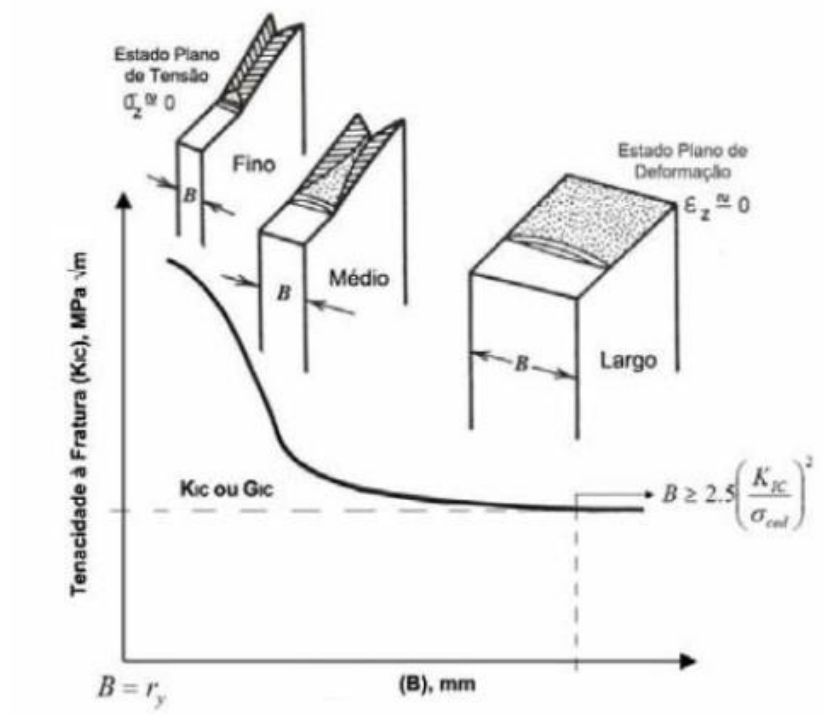


Figura 2.3: Tenacidade á fratura em relação á espessura [5].

Representa-se a tenacidade em modo I, para estado plano de tensão, e, por conseguinte, influenciada pela espessura, por K_{Ic} , sendo que, para estado plano de deformação é dada por K_{Ic} . O parâmetro K_{Ic} encontra-se amplamente estudado e

tabelado para um vasto leque de materiais. Salienta-se que a aplicação de K_{Ic} em análises que envolvam estado plano de tensões conduz a resultados conservadores.

2.1.3. Fator de Intensidade de Tensões

O fator de intensidade de tensões, muitas vezes referido como K_I ou "fator K ," é um conceito fundamental na mecânica da fratura que descreve a magnitude do campo de tensões ao redor da ponta de uma fenda ou fissura em um material. Ele é usado para avaliar a tendência de uma fenda a se propagar e causar fratura no material. O fator de intensidade de tensões é especialmente útil para prever o comportamento de materiais quando estão sujeitos a cargas que podem levar à fratura.

O conceito do fator de intensidade de tensões foi introduzido por Sir George Rankine Irwin, um engenheiro e matemático britânico, em 1957. Ele desenvolveu este conceito enquanto trabalhava na indústria aeronáutica durante a Segunda Guerra Mundial, como parte dos esforços para entender e prever o comportamento de fendas e fendas em aeronaves. O fator de intensidade de tensões tornou-se fundamental na análise da fratura e na avaliação da vida útil de componentes sujeitos a tensões cíclicas. [6]

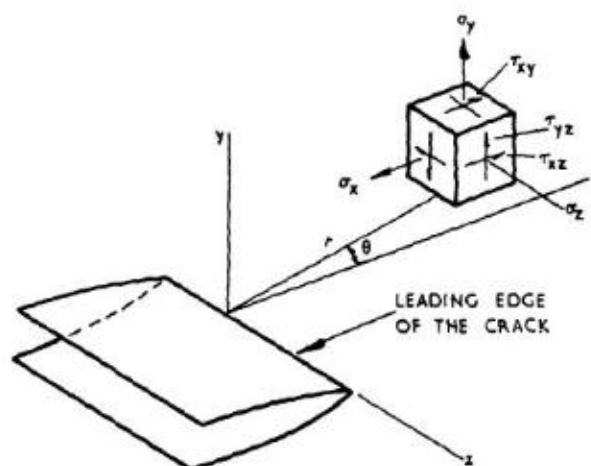


Figura 2.4: Estado de tensão na vizinhança da extremidade de uma fenda [7].

Para certas configurações com fendas e sujeitas a forças exteriores é possível chegar ao nível de tensão do corpo em análise, assumindo-o como isotrópico

e com um comportamento linear-elástico, através da equação seguinte (2.3) [8], que considera um sistema global de coordenadas polares, como mostra a Figura 6.

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) + \sum_{m=0}^{\infty} A_m r^{\frac{m}{2}} g_{ij}^m(\theta) \quad (2.3)$$

- σ_{ij} é o tensor das tensões
- r e θ estão definidos na Figura 6
- f_{ij} é uma função adimensional em função de θ e depende do carregamento aplicado e da geometria
- A_m é a amplitude
- g_{ij} é outra função adimensional, em função de θ , para o termo m da equação

De salientar que na extremidade da fenda, quando $r \rightarrow 0$, o termo principal tende para infinito e os outros termos para zero, ou então permanecem finitos. As tensões na vizinhança da extremidade da fenda variam $1/\sqrt{r}$ independentemente da geometria do componente.

Cada modo de carregamento contém uma singularidade de $1/\sqrt{r}$ na extremidade da fenda, mas K e f_{ij} dependem do modo de carregamento.

Para os diferentes modos também há expressões para os seus campos de tensão, e estão apresentadas em seguida tanto para o estado plano de tensão como para o estado plano de deformação (Equações 2.4, 2.5, 2.6) [9,10].

No Modo I:

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \quad (2.4)$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 + \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \quad (2.5)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \quad (2.6)$$

$$\sigma_{zz} = \begin{cases} 0 & \rightarrow \text{Estado plano de tensão} \\ \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) & \rightarrow \text{Estado plano de deformação} \end{cases} \quad (2.7)$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \quad (2.8)$$

Modo II:

$$\sigma_{xx} = -\frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[2 + \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \quad (2.9)$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[2 + \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \quad (2.10)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \quad (2.11)$$

$$\sigma_{zz} = \begin{cases} 0 & \rightarrow \text{Estado plano de tensão} \\ \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) & \rightarrow \text{Estado plano de deformação} \end{cases} \quad (2.12)$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \quad (2.13)$$

Modo III:

$$\tau_{xz} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (2.14)$$

$$\tau_{yz} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (2.15)$$

Posto isto, é possível estabelecer uma ligação entre os Fatores de Intensidade de Tensão e os valores de tensão para cada carregamento, como demonstrado nas seguintes equações (2.16, 2.17, 2.18) [11]:

$$\lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}^{(I)} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^{(I)}(\theta) \quad (2.16)$$

$$\lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}^{(I)} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^{(I)}(\theta) \quad (2.17)$$

$$\lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}^{(I)} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^{(I)}(\theta) \quad (2.18)$$

2.1.4. Fator de Intensidade de Tensão Equivalente

O fator de intensidade de tensão equivalente (K_{eq}) é uma variável crucial para avaliar e relacionar o comportamento de uma fenda sujeita a um carregamento em modo misto, muito útil para carregamentos multiaxiais.

Existem diferentes critérios para situações em que se verifique um carregamento misto de qualquer natureza, quer seja plano (modo I + II) ou espacial (modo I + II + III), os resultados obtidos seriam não conservadores, uma vez que também contribuem para o início da propagação instável da fenda, existindo sempre a hipótese

de fratura do componente. Posto isto, surge a necessidade de estabelecer um parâmetro que inclua as contribuições de K_I , K_{II} e K_{III} .

Sendo esta uma área amplamente estudada, já foram desenvolvidos vários critérios para avaliar esta componente, tendo-se escolhido 5, sendo estes: Critério de Pook, Critério de Richard, Critério de Irwin, Critério de taxa máxima de libertação de energia e Critério de Tanaka. [12]

2.1.4.1. - Critério de Pook

O fator de intensidade de tensão equivalente, K_{eq} , pode ser calculado através do critério de Pook, em duas etapas, conforme está apresentado nas equações (2.19) e (2.20)

$$K_{eq\ I,II} = \frac{0.83K_I + \sqrt{0.4489K_I^2 + 3K_{II}^2}}{1.5} \quad (2.19)$$

$$K_{eq\ (Pook)} = \frac{K_{eq\ I,II}(1 + 2\nu) + \sqrt{K_{eq\ I,II}^2(1 - 2\nu) + 4K_{III}^2}}{2} \quad (2.20)$$

2.1.4.2. - Critério de Richard

$$K_{eq\ (Richard)} = \frac{K_I}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{K_I^2 + 4.62K_{II}^2 + 4K_{III}^2} \quad (2.21)$$

Ao substituir o fator de intensidade de tensão em Modo I, K_I , pelo fator de intensidade de tensão equivalente, K_{eq} , nas condições previamente apresentadas, são obtidas duas novas condições de propagação de uma fenda ou de propagação instável,

ambas de aplicação onde se verifica um carregamento em modo misto, que estão abaixo apresentadas:

1ª → $\Delta K_{Ith} < \Delta K_{eq} < K_{IC}$, para propagação por fadiga.

2ª → $K_{IC} < \Delta K_{eq}$, para propagação instável.

2.1.4.3. – Critério de Irwin

Segundo (Irwin, 1957) o fator de tensão equivalente na extremidade de uma fenda pode ser dado por:

$$K_{eq} = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2} \quad (2.22)$$

2.1.4.4. – Critério de taxa máxima de libertação de energia

De acordo com (Fajdiga, 2015) o fator de intensidade equivalente na extremidade de uma fenda pode ser obtido por:

$$K_{eq} = \sqrt{EG} \quad (2.23)$$

$$K_{eq} = \frac{\sqrt{EG}}{(1 - \nu^2)} \quad (2.24)$$

Utilizando as expressões que relacionam G com os FIT, vem:

$$K_{eq} = \sqrt{(K_I^2 + K_{II}^2) + (1 - \nu)K_{III}^2} \quad (2.25)$$

$$K_{eq} = \sqrt{(K_I^2 + K_{II}^2)(1 + \nu^2) + (1 - \nu)K_{III}^2} \quad (2.26)$$

2.1.4.5. – Critério de Tanaka

O modelo proposto por (Tanaka, 1974) é o seguinte:

$$K_{eq} = \sqrt{(K_I^4 + 8K_{II}^4)^{\frac{1}{4}}} \quad (2.27)$$

2.1.5. Integral J

Eshelby [13] estudou as variações do potencial energético associadas à deformação resultante do movimento de uma singularidade por ação de um vetor de tração, formulando, em 1951, um integral de linha, que descrevesse esta mesma singularidade, pressupondo um comportamento elástico não linear. Neste seguimento, Cherepanov (1967) e Rice (1968), de uma forma independente, introduziram o conceito de Integral J, como um parâmetro aplicável à Mecânica da Fratura, que permitia avaliar campos de tensões e deformações na proximidade de uma fenda, para materiais elásticos lineares e não-lineares.

O Integral J consiste num integral de linha, que possibilita quantificar a taxa de libertação de energia de deformação, encontrando-se definido em torno da extremidade de uma fenda, com início numa das duas superfícies da fenda, estendendo-se ao longo de um contorno bem definido e terminando na superfície oposta da fenda (sentido anti-horário) (Figura 2.5). Este integral possui a particularidade de ser independente do contorno se, adicionalmente às condições anteriormente apresentadas, forem verificadas as seguintes condições: ausência de tensões de origem térmica, processo quase estático, material elástico homogêneo, ausência de forças de corpo aplicadas (Figura 2.6).

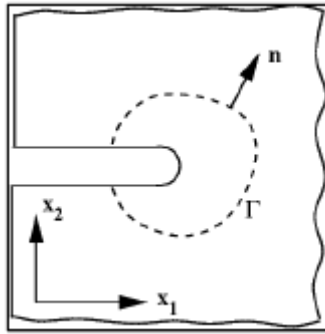


Figura 2.5: Contorno do Integral J, em torno de uma fenda [14].

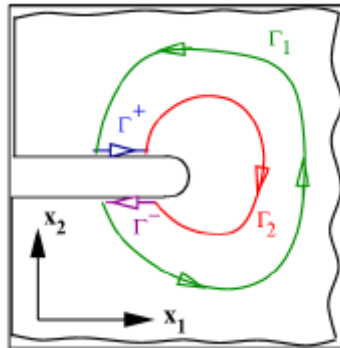


Figura 2.6: Independência do contorno do Integral J [14].

Foi, também, demonstrado por Rice [15] que o valor do Integral J é equivalente à taxa de libertação de energia de um sólido, G (derivado para comportamento linear elástico), aplicável a comportamento elástico não-linear, consistindo numa medida da variação de energia de deformação elástica com o aumento do comprimento da fenda (Eq. 2.28):

$$J = G = \frac{dU}{da} \quad (2.28)$$

O Integral J é dado analiticamente, para um contorno Γ , pela expressão 2.9b:

$$J = \int_{\Gamma} w \cdot dy - \vec{T} \frac{\partial \vec{u}}{\partial x} ds \quad (2.29)$$

Onde:

w – Densidade de Energia nos pontos do contorno

\vec{T} – Vetor de tração

\vec{u} – Vetor de deslocamento

ds – Elemento do contorno de Γ

Quando o valor crítico do Integral J é atingido, J_c , que equivale à taxa de libertação de energia crítica, G_c , dá-se a propagação da fenda.

2.1.6. Relação entre K e J

Uma relação entre os 3 tipos de fator de intensidade de tensão, K_I , K_{II} , K_{III} e os valores do integral J é possível ser estabelecida, associada a cada modo, assumindo que o material é completamente homogêneo, isotrópico e apresenta um comportamento linear-elástico.

Modo I: (Equações 2.30 e 2.31, respetivamente)

$$\left\{ \begin{array}{l} J_I = K_I^2 \left(\frac{1}{E} \right), \quad \text{para Estado Plano de Tensão} \\ J_I = K_I^2 \left(\frac{1 - \nu^2}{E} \right), \quad \text{para Estado Plano de Deformação} \end{array} \right. \quad (2.30)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} J_I = K_I^2 \left(\frac{1}{E} \right), \quad \text{para Estado Plano de Tensão} \\ J_I = K_I^2 \left(\frac{1 - \nu^2}{E} \right), \quad \text{para Estado Plano de Deformação} \end{array} \right. \quad (2.31)$$

Modo II: (Equações 2.32 e 2.33, respetivamente)

$$\left\{ \begin{array}{l} J_{II} = K_{II}^2 \left(\frac{1}{E} \right), \\ J_{II} = K_{II}^2 \left(\frac{1 - \nu^2}{E} \right), \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} \text{para Estado Plano de Tensão} \\ \text{para Estado Plano de Deformação} \end{array} \quad \begin{array}{l} (2.32) \\ (2.33) \end{array}$$

Já para o Modo III, a expressão apresenta a relação entre J_{III} e K_{III} para ambos EPT e EPD.

Modo III: (Equação 2.34)

$$J_{III} = K_{III}^2 \left(\frac{1}{2G} \right) = K_{III}^2 \left(\frac{1 + \nu}{E} \right); \quad G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (2.34)$$

Para um carregamento misto, a relação entre os valores do Integral J e K_I , K_{II} e K_{III} , apresenta-se sob a forma das equações (2.35) e (2.36), para EPT e EPD, respetivamente:

$$J = (K_I^2 + K_{II}^2) \left(\frac{1}{E} \right) + K_{III}^2 \left(\frac{1 + \nu}{E} \right) \quad (2.35)$$

$$J = (K_I^2 + K_{II}^2) \left(\frac{1 - \nu^2}{E} \right) + K_{III}^2 \left(\frac{1 + \nu}{E} \right), \quad (2.36)$$

2.1.7. Propagação de Fenda por Fadiga e Lei de Paris

A **fadiga cíclica** é um fenômeno associado à degradação de materiais ou componentes submetidos a ciclos repetidos de carga mecânica. Esses ciclos podem ser de compressão, tração, flexão ou torção, entre outros, e ocorrem com intensidade e frequência variáveis. Com o tempo, essa repetição de esforço pode causar micro danos internos do material, que se acumulam e levam ao surgimento de fendas, reduzindo a resistência estrutural e, eventualmente, causando falha completa.

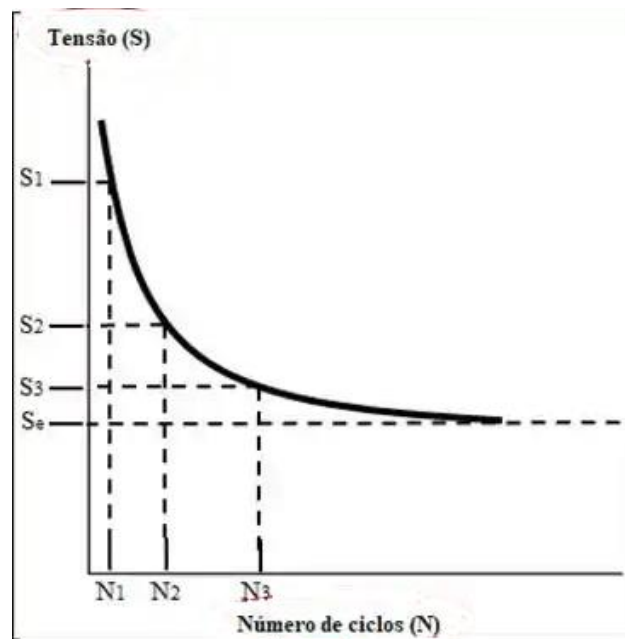


Figura 2.7: Curva Tensão vs. Número de Ciclos [16].

A **curva tensão vs. número de ciclos**, também conhecida como **curva S-N** (Stress-Number), é uma representação gráfica fundamental no estudo da fadiga de materiais. Essa curva mostra a relação entre a magnitude da tensão aplicada a um material e o número de ciclos necessários para causar sua falha.

- 1 – Região de alta tensão e baixa vida
- 2 – Região de transição
- 3 – Região limite de fadiga, abaixo do qual o material suporta ciclos infinitos

A propagação de fendas por fadiga divide-se em três regimes (Figura 2.8) [17]:

- **Regime I** (nucleação): Corresponde à zona do limiar de propagação, ΔK_{th} , abaixo do qual não é possível observar qualquer propagação das fendas que, existindo, não são propagáveis. A nucleação da fenda por fadiga está associada a uma concentração de tensões em defeitos que poderão existir no material, caso não existam, a fenda por fadiga forma-se à superfície e onde se verifique uma tensão máxima. Neste estágio ocorre uma propagação inicial muito lenta, sendo controlada pela microestrutura do material, tensão média, frequência e condições ambientais.

- **Regime II** (propagação estável): Neste regime a fenda propaga-se de forma estável e regra geral na direção normal ao carregamento aplicado. É caracterizada por uma relação aproximadamente linear entre $\text{Log}(da/dN)$ e $\text{Log } \Delta K$, a Lei de Paris. A taxa de propagação de fendas acontece sob a influência das condições ambientais, mas menos sob a influência da microestrutura e da tensão média.

- **Regime III** (propagação instável): A fenda encontra-se com uma propagação instável, apresentando taxas de propagação elevadas. A taxa de propagação é influenciada então pela tenacidade do material, que depende da microestrutura, espessura, tensão média ($\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2}$) e condições ambientais.

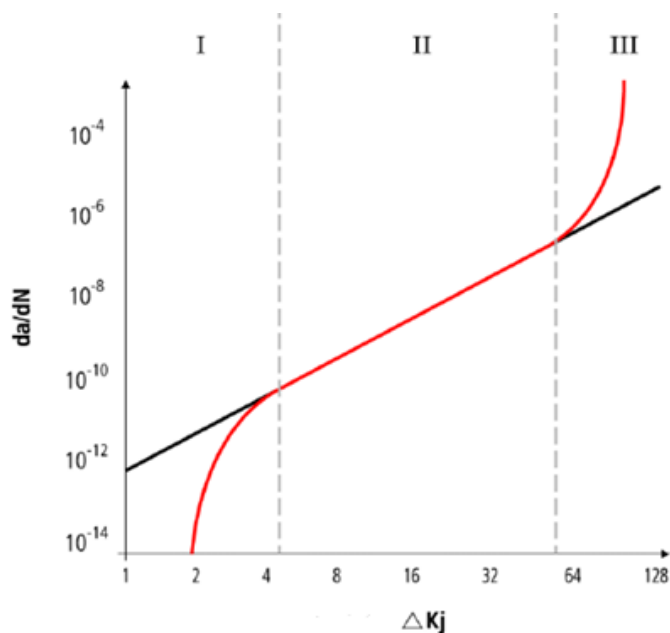


Figura 2.8: Curva de propagação de fendas por fadiga [18].

Normalmente é estabelecida a relação entre a taxa de propagação de fendas de fadiga e a variação do Fator de Intensidade de Tensão, ΔK , que se apresenta na seguinte equação (2.38) [17]:

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K) \quad (2.37)$$

$$\text{Sendo que: } \Delta K = Y\Delta\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.38)$$

Onde $Y \rightarrow$ Fator Geométrico do componente

Lei de Paris

Apesar da curva não ser linear nas suas extremidades, grande parte da vida útil do componente passa-se no regime II, que é aproximadamente linear. Posto isto, uma das relações mais simples foi proposta por Paris, que traduz a relação linear que está presente no regime II, presente na equação (2.39) [18,19]:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (2.39)$$

Onde:

$\frac{da}{dN} \rightarrow$ Propagação do comprimento da fenda por fadiga (a) por número de ciclos (N)

C e m \rightarrow Constantes empíricas determinadas experimentalmente, é característico de cada material

2.1.8 Fator de Intensidade de Tensão Crítica K_{IC} (FITC) e Ensaio Experimentais para sua determinação

O fator de intensidade de tensão crítico representa a magnitude da tensão (ou carga) na ponta de uma fenda ou falha pré-existente em um material quando essa fenda se começa a propagar ou crescer. Em outras palavras, quantifica o nível crítico de tensão no qual o material irá falhar devido à propagação da fenda. Materiais com valores mais altos de K_{IC} são mais resistentes ao crescimento de fendas e são considerados mais tenazes e mais resistentes à fratura.

O K_{IC} é tipicamente determinado por meio de testes experimentais, como testes de tenacidade à fratura, que envolvem a submissão de um provete com uma fenda pré-existente a condições de carregamento controladas e a medição da tensão crítica necessária para propagar a fenda. Essa propriedade é essencial no projeto e análise de engenharia, pois ajuda os engenheiros a prever como os materiais se comportarão na presença de falhas e sob várias condições de carregamento, garantindo a segurança e confiabilidade de estruturas e componentes.

Estes ensaios experimentais para o valor do K_{IC} dependem não só da carga, mas também de outros fatores como a velocidade de sollicitação, temperatura do ensaio, espessura e tipo de provete.

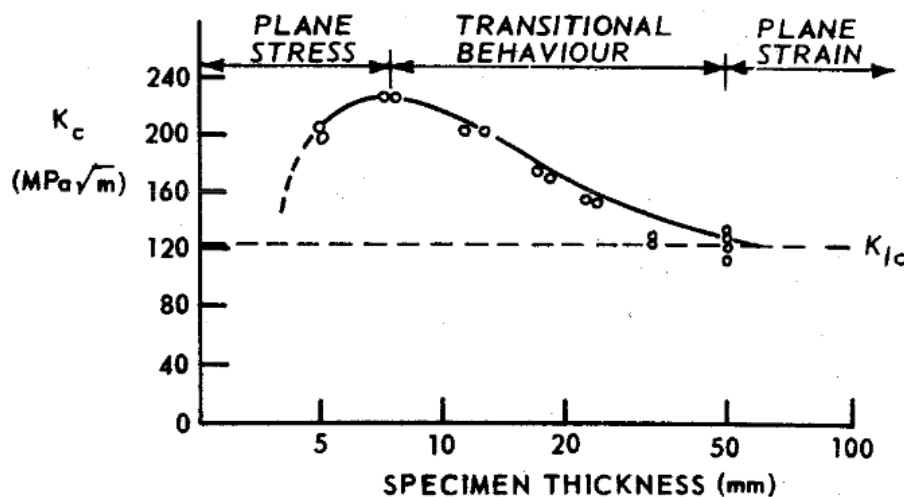


Figura 2.9: Curva típica de K_c vs. Espessura do provete [20].

Grande parte destes ensaios ocorrem em carregamentos uniaxiais, por isso os vários exemplos mencionados nesta tese serem dessa natureza, e em que o provete é um CTS (Compact Tensile Shear).

Dois dos métodos mais precisos para a determinação do K_{IC} neste tipo de provetes são os seguintes:

- Teste de Resistência à Fratura (Máquina Servo-Hidráulica) (Figura 2.10)



Figura 2.10: Máquina Servo-Hidráulica [21].

- Teste de Resistência à Fratura (Vibróforo) (Figura 2.11)



Figura 2.11: Vibróforo [21].

O teste normalmente envolve a aplicação de cargas controladas a uma amostra com uma fenda pré-existente enquanto monitora o comportamento da fenda. Um vibróforo não é um aparelho comum ou padrão usado para testes de resistência à fratura. Em vez disso, normalmente são utilizadas máquinas de teste tradicionais, como máquinas de teste servo-hidráulicas ou eletromecânicas. Aqui está uma visão geral de como o teste de tenacidade à fratura é normalmente realizado:

1 - Preparação de amostras:

Uma amostra padronizada, geralmente na forma de uma barra retangular ou de uma amostra de tensão compacta (CT), é preparada. A amostra deve conter uma pré fenda existente.

2 - Configuração:

O provete é colocado na máquina de testes.

A carga é aplicada à amostra de forma controlada. A carga pode ser aplicada através de vários métodos, incluindo controle de deslocamento, controle de carga ou controle de deformação, dependendo do padrão de teste.

3 - Medição de propagação de fendas:

Durante o teste, o comprimento da fenda é monitorado continuamente. Isso pode ser feito usando diversas técnicas, como medições de complacência ou deslocamento.

4 - Recolha de dados:

Dados sobre carga aplicada, deslocamento e comprimento de fenda são recolhidos durante o teste.

5 - Cálculo da resistência á fratura:

Usando os dados recolhidos, é calculado o fator crítico de intensidade de tensão, K_{IC} , ou integral J, que é outra medida de tenacidade à fratura. Esses cálculos são normalmente baseados no padrão de teste específico utilizado.

6 - Conclusão do teste:

O teste é considerado completo quando a fenda se propaga até um determinado comprimento ou quando outros critérios pré-determinados são atendidos.

7 - Análise de dados:

Os resultados do teste são analisados para avaliar as propriedades de resistência à fratura do material, incluindo o fator crítico de intensidade de tensão, K_{Ic} .

2.2. Mecânica da Fratura em Regime de Carregamento Misto

A investigação do comportamento da fenda por fadiga usando a mecânica da fratura tem sido amplamente focada no modo de carregamento I [21]. No entanto, componentes ou estruturas de engenharia estão frequentemente sujeitos a carregamentos axiais (modo I) e de corte (modos II e III). Este tipo de problema de fadiga é geralmente referido como problema de fadiga multiaxial para análise de fadiga clássica (abordagem de curva S – N ou e – N) ou problema de fenda por fadiga de modo misto no contexto da mecânica da fratura.

Para os modelos de fadiga multiaxial usando a abordagem da curva S – N (e – N), os modelos críticos baseados em planos têm vindo a ganhar popularidade devido ao seu sucesso em prever a vida de componentes com precisão [22]. O desenvolvimento da abordagem do plano crítico é baseado nas observações de que a fenda por fadiga nucleou ao longo de certos planos do material. Os planos são chamados de “planos críticos” e os componentes de tensão (deformação) nele são usados para análise de fadiga. [23]. Liu e Mahadevan [27] examinaram vários modelos críticos baseados em planos e agruparam-nos em duas categorias com base em seus mecanismos de falha subjacentes. Algumas abordagens do plano crítico são para o modo de rotura por corte e alguns outros são para o modo de rotura por tração. Foi descoberto que os métodos baseados em um modo de falha apresentam mau desempenho para a modelação de fadiga do outro modo de falha [28,29]. Jiang [30]

propôs um modelo incremental baseado no plano crítico. O modelo Jiang pode lidar com fendas por tração, por corte ou ambas (misto).

Trabalhos recentes de Jiang e Feng [31] e Feng et al. [32] estendeu a aplicação do critério de fadiga multiaxial de Jiang para prever o crescimento geral de fendas. Como o modelo de Jiang usou a energia de deformação plástica como a melhor medida do dano por fadiga, o modelo só é aplicável a materiais dúcteis.

Para os modelos de fenda por fadiga em modo misto, uma tendência semelhante é comparável àquelas dos modelos de fadiga multiaxial. Vários modelos existentes assumem que o crescimento da fissuração por tração domina durante a propagação da fenda por fadiga. O critério de tensão tangencial máxima (MTS) proposto por Erdogan e Sih [33] e o critério de deformação tangencial máxima (MTSN) proposto por Chambers et al. [34] são dois modelos típicos que usam a suposição do modo de ruptura por tração. Yan et al. [35] usou um fator de intensidade de tensão equivalente definido no plano de tensão tangencial máxima, que também assumiu o modo de rotura por tração. Muitos outros modelos baseados em conceitos de energia, como o modelo de taxa de liberação de energia [36], o modelo de energia de deformação modelo de densidade [37] e o modelo de densidade de energia de deformação de dilatação [38], também podem ser considerados como variações de um modelo baseado em rotura por tração semelhante ao critério MTS [39]. Comparado com um grande número de modelos com base no modo de rotura por tração, relativamente poucos modelos baseados no modo de rotura por corte estão disponíveis na literatura. Otsuka et al. [40] observaram o crescimento de fendas no Modo II em aços dúcteis e afirmaram que fendas por fadiga podem crescer ao longo do plano de tensão tangencial máxima (modo I) ou ao longo do plano de tensão de corte máximo (modo II). Uma abordagem semelhante para o crescimento de fissuras sob carregamento estático foi proposta por Chao e Liu [39], em que o critério MTS e o critério MSS (tensão de corte máxima) são combinados para prever o crescimento da fenda. Sociedade et al. [41] propuseram um fator de intensidade de deformação equivalente para o limiar próximo pequeno crescimento de fissura, que é definido no plano de deformação de corte máximo. Uma abordagem semelhante também foi proposta por Reddy e Fatemi [42].

É bem conhecido que modelos baseados no modo de rotura por tração funcionam bem para materiais frágeis. Para materiais dúcteis, podem ocorrer fissuras de modo I e modo II e os modelos baseados em um único mecanismo de falha não pode fornecer uma previsão satisfatória [25,39]. Para o crescimento de fendas por fadiga em

modo misto, foi relatado que a fenda pode alterar o modo de crescimento dependendo da amplitude de carregamento aplicada [43]. Gao et al. [43] observaram que o crescimento próximo do limite da fenda é no modo de corte e a fenda se ramifica para o modo de tração quando o carregamento de modo misto aplicado é aumentado gradualmente. Este tipo de observação indica que nenhum modelo único baseado em um mecanismo de falha específico pode ser aplicado a todo o regime de crescimento da fenda por fadiga, ou seja, de crescimento de fissuras próximo do limiar até crescimento de fissuras longas, uma vez que os mecanismos de falha subjacentes podem ser diferentes. Para o problema de fadiga sob carregamento multiaxial, a não proporcionalidade do carregamento aplicado é outro fator importante que afeta a vida em fadiga. Os efeitos de diferentes caminhos de carregamento no início da fenda por fadiga vida foram estudadas por pesquisadores anteriores [6,44–46].

Para propagação de fissuras por fadiga em modo misto, vários estudos têm-se concentrado no efeito da não proporcionalidade [22, 25, 47]. Feng et al. [47] observaram diferentes comportamentos de crescimento de fissuras sob diferentes trajetórias de carga com magnitude de carga idêntica nas direções axial e de torção e afirmou que muitos modelos que usam a faixa de intensidade de tensão aplicada ou faixa de integral J não são capazes nesta situação, pois produzem previsões idênticas sob diferentes carregamentos. Um modelo razoável para o crescimento de fendas por fadiga em modo misto, deve-se considerar os efeitos do caminho de carregamento. Neste estudo, um novo modelo para fator de intensidade limite de modo misto e previsão de taxa de crescimento é proposto.

O método é uma abordagem nominal, pois é desenvolvido usando tensões remotas em vez de tensões perto da ponta da abertura da fenda. Duas grandes vantagens do modelo proposto são que ele pode se adaptar automaticamente para diferentes mecanismos de falha e que considere os efeitos do caminho de carregamento. Um critério de limite de fadiga multiaxial proposto anteriormente pelos autores [48] é estendido para desenvolver um critério de fator de intensidade de estresse limiar usando o diagrama de Kitagawa [49]. Em seguida, um fator de intensidade de tensão equivalente é proposto para a previsão da taxa de crescimento da fenda. As previsões do modelo de dano por fadiga proposto sob carregamento de amplitude constante são comparadas com uma ampla gama de resultados experimentais de fadiga na literatura.

2.2.1. – Caracterização do Threshold em carregamentos mistos

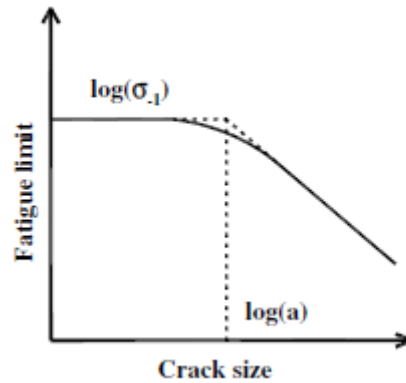


Figura 2.12 – Diagrama de Kitagawa para limite de fadiga e Kic [49].

Uma ligação entre o limite de fadiga e o fator de intensidade de tensão crítica foi proposta por Kitagawa e Takahashi [58]. O limite de fadiga em relação ao tamanho da fissura usando o diagrama de Kitagawa é mostrado na Figura 2.12.

De acordo com o modelo de El Haddad [59], o limite de fadiga pode ser expresso usando o fator limite de intensidade de tensão e um comprimento de fenda fictício a . O comprimento da fenda a representa a interseção do limite de fadiga do provete liso e o fator de intensidade de tensão limite da mecânica de fratura linear elástica (MFLE), ou seja:

$$f_{-1} = \frac{K_{I,th}}{\sqrt{\pi a}} \quad (2.40)$$

Onde $K_{I,th}$ é o fator de intensidade de tensões para carregamentos de modo I. Assim sendo, para os modos II e III, temos:

$$f_{-1} = \frac{K_{II,th}}{\sqrt{\pi a}} \quad (2.41)$$

$$f_{-1} = \frac{K_{III,th}}{\sqrt{\pi a}} \quad (2.42)$$

E conforme demonstrado Figura 2.12, o diagrama de Kitagawa liga o comportamento à fadiga de materiais fissurados e não fissurados. Usando este conceito, é fácil estender o critério de limite de fadiga multiaxial para um critério de fator de intensidade de tensão crítico de modo misto, conforme derivado abaixo.

Para facilitar o problema, consideramos primeiro um problema simples como mostrado na Figura 2.13. Uma placa infinita que está sob tensão de tração e tensão de corte remotas, possui uma fenda centrada de comprimento $2a$. Isso resulta em uma condição mista de modo I e II perto da ponta da fenda.

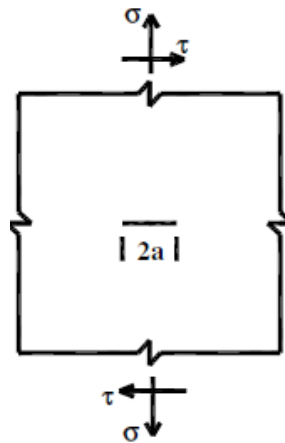


Figura 2.13 - Fenda central numa placa infinita sob carregamento multiaxial [59].

Supomos que a tensão de tração remota tenha um valor de σ com taxa de tensão zero e a tensão de corte remota tenha um valor τ com taxa de tensão zero. O valor do fator de intensidade de tensão do modo I é:

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.43)$$

Do modo II é:

$$K_{II} = \tau\sqrt{\pi a} \quad (2.44)$$

Sendo que a expressão para critério limite de fadiga em carregamentos multiaxiais é dada, segundo Liu e Mahadevan [60], por:

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma_c}{f_{-1}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_c}{t_{-1}}\right)^2 + A\left(\frac{\sigma^H}{f_{-1}}\right)^2} = B \quad (2.45)$$

Onde:

$\sigma_c \rightarrow$ Tensão normal no plano crítico

$\tau_c \rightarrow$ Tensão de corte no plano crítico

$\sigma^H \rightarrow$ Amplitude da tensão hidroestática

A e B \rightarrow Parâmetros do material, determinados por ensaios de limite de fadiga à tração uniaxial e torsão

Substituindo as equações (2.40) até (2.44) na equação (2.45) e temos:

$$\sqrt{\left(\frac{k_1}{K_{I,th}}\right)^2 + \left(\frac{k_2}{K_{II,th}}\right)^2 + A\left(\frac{k^H}{K_{I,th}}\right)^2} = B \quad (2.46)$$

Onde k_1 , k_2 e k^H são parâmetros relacionados com o carregamento e com as mesmas unidades que o Kic. Para carregamentos multiaxiais proporcionais, podem ser expressos por:

$$\begin{cases} k_1 = \frac{K_I}{2}(1 + \cos 2\alpha) + K_{II} \sin 2\alpha \\ k_2 = -\frac{K_I}{2}(1 + \sin 2\alpha) + K_{II} \cos 2\alpha \\ k^H = \frac{K_I}{3} \end{cases} \quad (2.47)$$

Onde α é a orientação do plano crítico e pode ser calculado por:

$$\alpha = \beta + \gamma \quad (2.48)$$

Onde:

β → Orientação do plano da tensão normal máxima, que para carregamentos proporcionais se dá por $\beta = \frac{1}{2} \tan^{-1} \left(\frac{2K_{II}}{K_I} \right)$, como podemos ver na Figura 13.

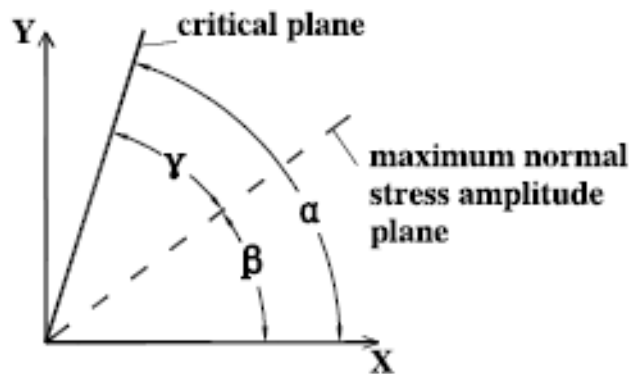


Figura 2.14 - Orientação do plano crítico e do plano de tensão normal máxima

Oito conjuntos de dados experimentais de fadiga disponíveis na literatura são empregados nesta seção e estão listados na Tabela 1. Os limites previstos e as observações experimentais estão plotados na figura 2.15. Na figura 2.15 os valores no eixo x e no eixo y são os valores de intensidade de tensão aplicadas para o modo I e modo II (ou modo III), respectivamente. Todos os valores são normalizados usando o fator de intensidade de estresse do limite do modo I. Para comparações, as previsões usando o MTS, a taxa máxima de liberação de energia de deformação e a densidade mínima de energia de deformação também são traçadas.

Tabela 2.1 – K_{th} experimental usado na validação do modelo [61].

| <i>Material</i> | <i>Tipo de Carregamento</i> | $K_{I,th} (MPa m^{\frac{1}{2}})$ | $s = K_{II,th}/K_{I,th} (MPa m^{\frac{1}{2}})$ |
|------------------------|-----------------------------|----------------------------------|--|
| 6061 Al | I + II | 3.9 | 0.55 |
| 7075-T6 Aluminum Alloy | I + II | 1.6 | 0.64 |
| 316 Stainless Steel | I + II | 5.81 | 0.7 |
| Aluminum Alloy | I + II | 2.75 | 0.83 |
| 2017-T3 Aluminum Alloy | I + II | 1.6 | 0.9 |
| Mild Steel | I + III | 6.6 | 1.1 |
| 2024 Al | I + II | 3.9 | 1.46 |
| SiCp/2024 Al Composite | I + II | 4.8 | 1.79 |

A partir do artigo científico utilizado para comparar os resultados obtidos do FIT I (K_i) e o FIT threshold (K_{ith}) das diversas ligas metálicas e do aço Inoxidável, usaram-se os valores dos gráficos obtidos na Figura 2.14.

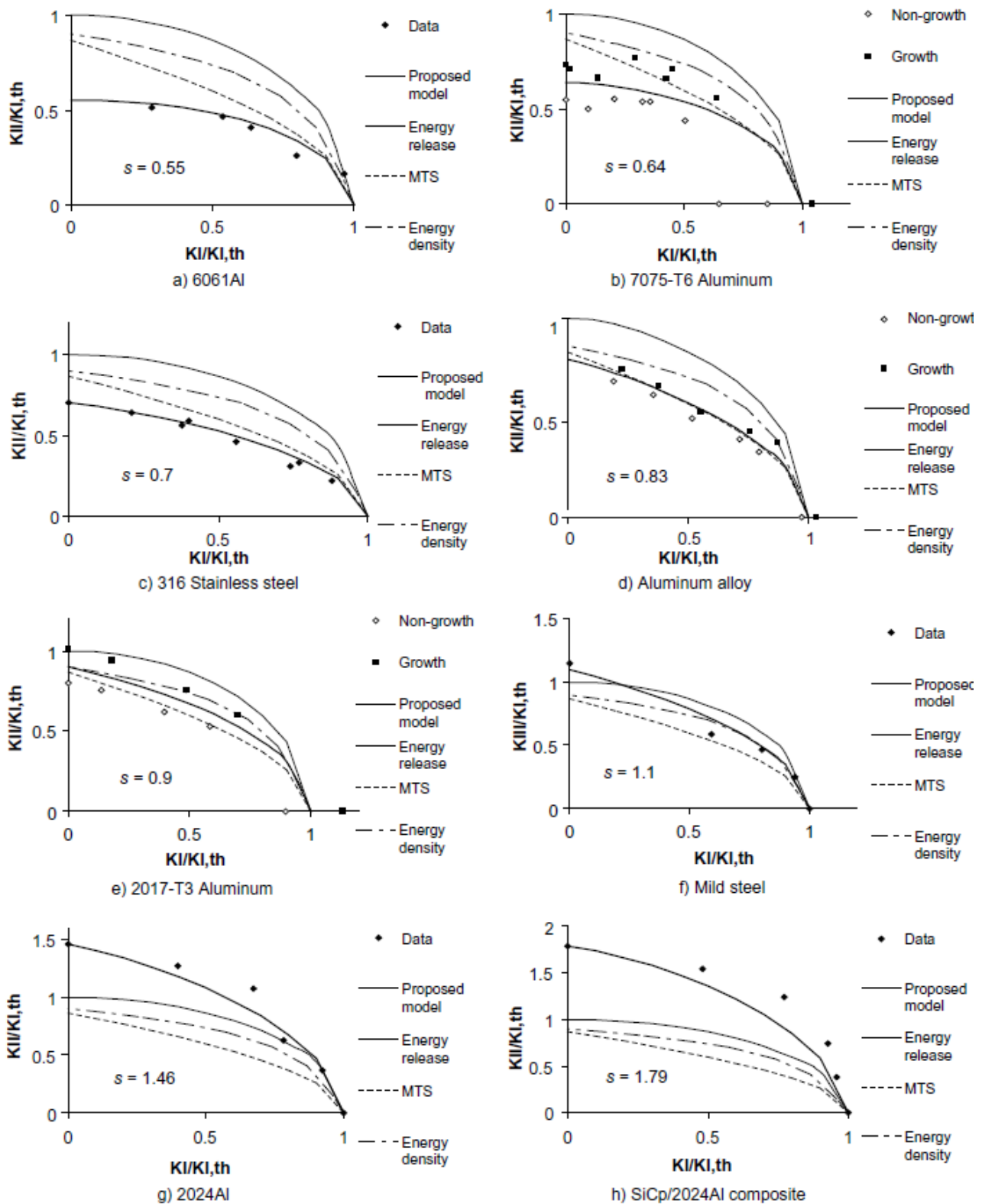


Figura 2.15 - Comparação dos K_{th} experimentais nos diferentes materiais [61].

2.2.2. – Propagação de fenda em modo misto

1 - Modo (I + II)

Depois de desenvolver o critério do fator de intensidade de tensão crítico como acima, a metodologia para previsão da taxa de crescimento de fenda por fadiga é relativamente fácil. Observa-se que o fator de intensidade de tensão crítico está frequentemente relacionado à intensidade de tensão em uma taxa de crescimento de fenda muito baixa ($\frac{da}{dN} < 10^{-8} - 10^{-7}$ mm/ciclo). A equação (7) pode ser reescrita como:

$$\frac{1}{B} \sqrt{(k_1)^2 + \left(\frac{k_2}{S}\right)^2 + A(k^H)^2} = K_{I,th} \quad (2.49)$$

O lado esquerdo da Eq. (10) pode ser tratado como a intensidade de tensão equivalente. Pode ser usado para correlacionar com a taxa de crescimento de fenda usando a curva de crescimento de fenda para modo I. Para a previsão correspondente a uma taxa geral de crescimento de fenda da/dN , os fatores de intensidade de tensão críticos ($K_{I,th}, K_{II,th}$) podem ser substituídos pelos coeficientes de intensidade de tensão na taxa específica de crescimento de fissura ($K_{I,da/dN}, K_{II,da/dN}$). No modelo de crescimento de fendas de modo misto proposto, os coeficientes de intensidade de tensão nas taxas específicas de crescimento de fendas são considerados como fator de intensidade de tensão equivalente para o caso de modo misto. Então o modelo de crescimento de fissura de modo misto é expresso como:

$$K_{mixed,eq} = \frac{1}{B} \sqrt{(k_1)^2 + \left(\frac{k_2}{S}\right)^2 + A(k^H)^2} = K_{I,da/dN} = f\left(\frac{da}{dN}\right) \quad (2.50)$$

Onde:

$f\left(\frac{da}{dN}\right) \rightarrow$ Curva de crescimento de fenda em carregamento modo I

A Eq. (2.50) não tem uma solução concreta. No cálculo prático, um método de tentativa e erro pode ser usado para encontrar da/dN . Para problemas de fadiga de ciclos elevados, $K_{I,da/dN}$ e $K_{II,da/dN}$ assumem valores iniciais como $K_{I,th}$ e $K_{II,th}$, respectivamente. Verifica-se que geralmente algumas iterações são suficientes para fazer N_f convergir. Eq. (2.50) juntamente com os parâmetros da Tabela 2.2 podem ser usados para previsão da taxa de crescimento de fendas por fadiga sob carregamento de modo misto.

Tabela 2.2 - Parâmetros do material para critério limite de fadiga [61].

| Material property | $s = \frac{t-1}{f-1} \leq 1$ | $s = \frac{t-1}{f-1} > 1$ |
|-------------------|--|---------------------------|
| γ | $\cos(2\gamma) = \frac{-2 + \sqrt{4 - 4(1/s^2 - 3)(5 - 1/s^2 - 4s^2)}}{2(5 - 1/s^2 - 4s^2)}$ | $\gamma = 0$ |
| A | $A = 0$ | $A = 9(s^2 - 1)$ |
| B | $B = [\cos^2(2\gamma)s^2 + \sin^2(2\gamma)]^{1/2}$ | $B = s$ |

Onde: $s = \frac{K_{I,da/dN}}{K_{II,da/dN}}$.

2 - Modo (I + III) e (I + II + III)

A derivação acima é para carregamento de modo misto I + II. Resultados semelhantes podem ser obtidos para carregamento de modo misto I + III. Para materiais isotrópicos, nenhuma diferença é obtida para o limite de fadiga para tensão de corte no plano ou tensão de corte fora do plano. Essas duas cargas diferentes resultam em fatores de intensidade de tensão de modo II e modo III se a fenda de atrito for incluída.

Semelhante à Eq. (2.44), o fator de intensidade de tensão do modo III pode ser expresso como:

$$K_{III} = \tau\sqrt{\pi a} \quad (2.51)$$

Onde a refere-se à profundidade da fenda sob o carregamento de modo misto I + III e refere-se ao comprimento da fenda (fissura superficial) sob o carregamento de modo misto I + II. A verificação experimental das condições de modo misto I + II e das condições de modo misto I + III mostradas na próxima seção reconhece a definição acima. Seguindo o mesmo procedimento descrito na caracterização do threshold em carregamentos mistos, o fator de intensidade de tensão crítico I + III de modo misto e o modelo de taxa de crescimento também podem ser desenvolvidos.

São quase iguais aos do modo I + II, exceto que todos os componentes do modo II são substituídos por componentes do modo III, ou seja, K_{II} , $K_{II,th}$ e $K_{II,da/dN}$ são substituídos por K_{III} , $K_{III,th}$ e $K_{III,da/dN}$, respectivamente.

$$\sqrt{\left(\frac{k_1}{K_{I,th}}\right)^2 + \left(\frac{k_3}{K_{III,th}}\right)^2 + A\left(\frac{k^H}{K_{I,th}}\right)^2} = B \quad (2.52)$$

$$K_{mix,eq} = \frac{1}{B} \sqrt{(k_1)^2 + \left(\frac{k_3}{s}\right)^2 + A(k^H)^2} = K_{I,da/dN} = f\left(\frac{da}{dN}\right) \quad (2.53)$$

Se o material estiver sob tensão de tração remota, tensão de corte dentro e fora do plano, isso resulta em carregamento de modo misto I + II + III na fenda. Comparado com o carregamento no modo I + II e no modo I + III, o problema é mais difícil, especialmente quando nenhum desses componentes de tensão é proporcional. Eq. (2.41) é usado para carregamento geral em modo misto. Seguindo o mesmo procedimento para o caso de modo misto I + II, as fórmulas para carregamento geral de modo misto I + II + III são derivadas como:

$$\sqrt{\left(\frac{k_1}{K_{I,th}}\right)^2 + \left(\frac{k_2}{K_{II,th}}\right)^2 + \left(\frac{k_3}{K_{III,th}}\right)^2 + A\left(\frac{k^H}{K_{I,th}}\right)^2} = B \quad (2.54)$$

$$K_{mix,eq} = \frac{1}{B} \sqrt{(k_1)^2 + \left(\frac{k_2}{S}\right)^2 + \left(\frac{k_3}{S}\right)^2 + A(k^H)^2} = K_{I,da/dN} = f\left(\frac{da}{dN}\right) \quad (2.55)$$

Quatro conjuntos de dados experimentais de fadiga são empregados nesta seção e estão listados na Tabela 2.3. As taxas previstas de crescimento de fendas e observações experimentais são demonstradas na Figura 2.15. Na Figura 2.15, o eixo do x representa a variação do fator de intensidade tensão equivalente em modo misto (Eq. 2.55). O eixo y é a taxa de crescimento da fenda por fadiga. Diferentes tipos de carregamento de modo misto são representados usando um ângulo φ , conforme listado nas legendas da Figura 2.15 (a) – (e). O ângulo φ é definido como:

$$\varphi = \tan\left(\frac{K_I}{K_{II}}\right) \quad (2.56)$$

Tabela 2.3 - Dados experimentais da taxa de crescimento de fenda do modelo [61].

| <i>Material</i> | <i>Tipo de Carregamento</i> | <i>Modo de Mistura φ (graus)</i> |
|--------------------------|-----------------------------|---|
| 3.5NiCrMoV Forging Steel | I + III | 0, 30, 60 |
| Rail Steel | I + II | 0, 12, 30, 65 |
| Metal X | I + II | 0, 45, 60 |
| 304 Stainless Steel | I + II | 0, 15, 45, 75 |

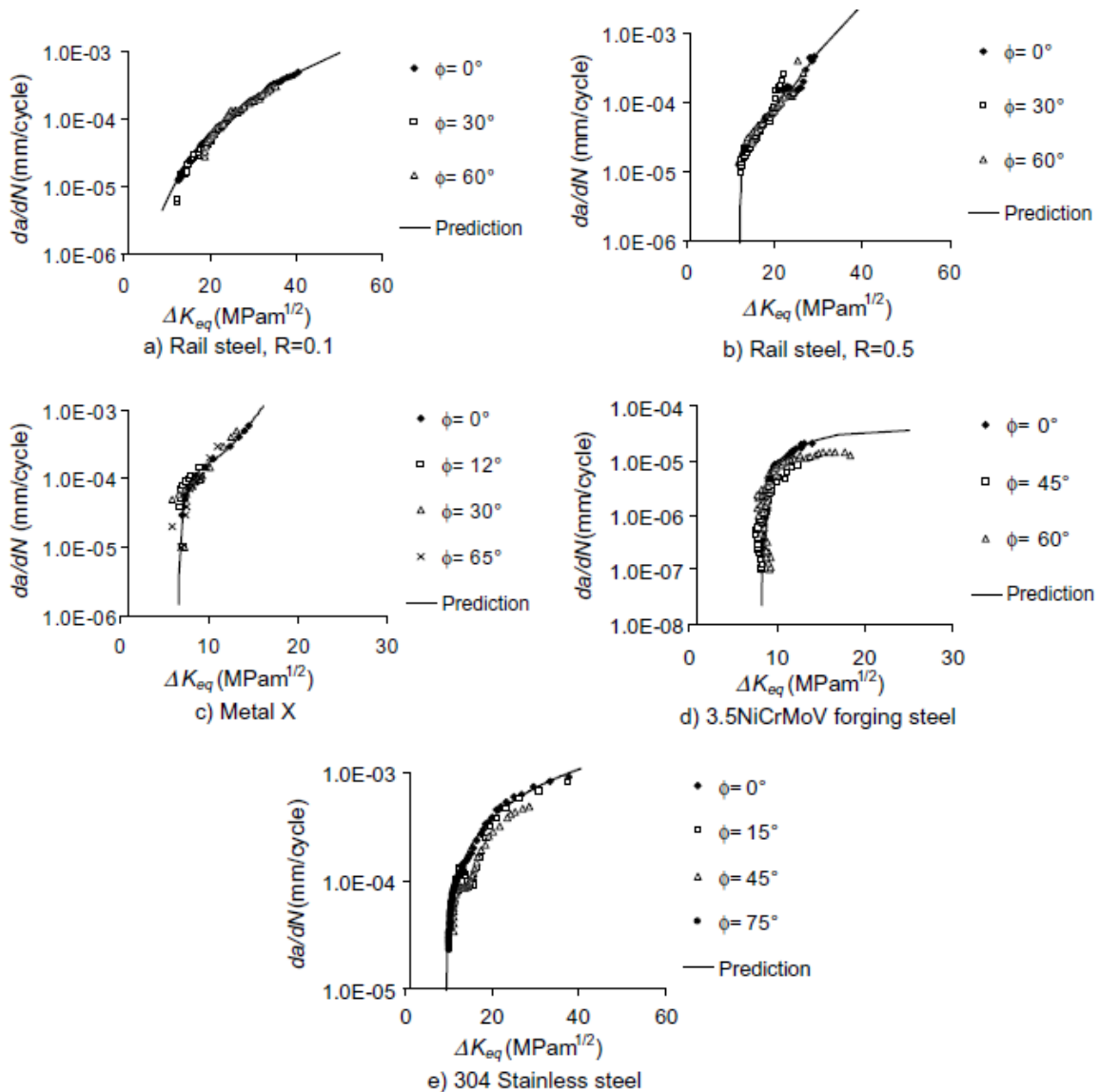


Figura 2.16 - Comparações dos crescimentos de fenda por fadiga experimentais [61].

Como demonstrado na Figura 2.16, o modelo proposto correlaciona diferentes tipos de taxas de crescimento de fendas de modo misto usando a função de crescimento de fendas do modo I. Deve-se ressaltar que o modelo proposto não está vinculado a um formato de função específico para representar os dados experimentais. Em vez de usar a lei de Paris comumente usada ou outras formas de modelo, a melhor forma de modelo de regressão é usada para representar os dados do modo experimental I e para prever a taxa de crescimento de fissuras sob carregamento de modo misto.

2.3 Métodos Numéricos

De forma a garantir a integridade das estruturas, é necessário testá-las experimentalmente de maneira a obter uma estimativa da sua vida útil e prevenir a propagação de fendas por fadiga. No entanto, muitos dos métodos de testagem de estruturas/componentes acarretam custos elevados, e por isso são utilizados processos computacionais que permitem uma análise precisa da propagação de fendas por fadiga.

Existindo vários Softwares de simulação computacional, os mais frequentemente utilizados são:

- Fracture Simulation
- Abaqus
- XFEM
- Ansys (usado para a simulação nesta dissertação)

2.3.1. Método dos Elementos Finitos (MEF)

O Método dos Elementos Finitos contempla a decomposição do domínio contínuo do problema em diversos subdomínios. Para a obtenção da solução do problema, parte-se de uma função geral, que descreve o fenómeno físico associado, em todo o seu domínio, composto por subfunções que suportam cada um dos subdomínios, sendo que, a união de todas estas subfunções, compõem uma função representativa de todo o domínio. A origem do nome deste método está, precisamente, na associação de uma subfunção a um subdomínio particular, que representa uma região finita do espaço, constituindo um elemento finito, o qual poderá ser associado a diversos outros elementos finitos, com vista a representar todo o domínio. Desta forma, dá-se uma simplificação considerável do problema, podendo ser, o mesmo, descrito através de um conjunto de equações polinomiais, consideravelmente mais simples. É, então, possível, ajustar o erro associado, mediante a escolha do número de subdomínios que constituem o problema, sendo possível obter soluções tão próximas da exata, consoante o desejado, através do aumento do número de elemento finitos, ainda que à custa de poder computacional. Salienta-se que, devido á natureza iterativa deste método, bem como ao volume de cálculo necessário, para a obtenção de

resultados plausíveis, existe a necessidade de recorrer à discretização adequada do domínio [50, 51].

2.3.2. Sistema de equações

Considerando o domínio, Ω , é possível repartir a sua fronteira, Γ , em três conjuntos: Γ_u , Γ_t , Γ_c , em que $\Gamma = \Gamma_u \cup \Gamma_t \cup \Gamma_c$, como mostra a Figura 2.17. Os deslocamentos são definidos em Γ_u enquanto a tração é imposta em Γ_t . É assumido que a superfície da fenda, Γ_c (linhas em 2D e superfícies em 3D), está livre de tração [52].

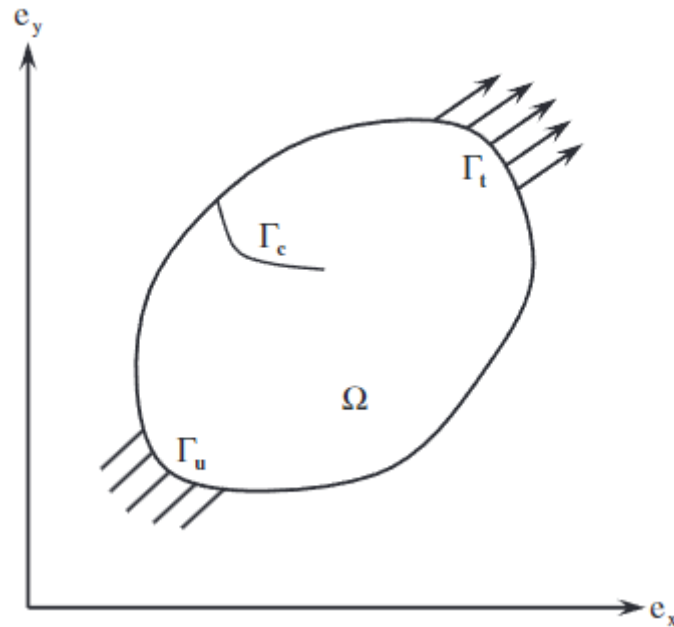


Figura 2.17: Domínio do MEF num corpo com fenda sujeito a tensões [52].

Apresentam-se, portanto, as condições de fronteira nas seguintes expressões:

$$\nabla \cdot \sigma + b = 0 \text{ no domínio } \Omega \quad (2.57)$$

$$\sigma \cdot \hat{n} = \bar{t} \quad (2.58)$$

$$\sigma \cdot \hat{n} = 0 \text{ em } \Gamma_c^+ \text{ (superfície superior da fenda)} \quad (2.59)$$

$$\sigma \cdot \hat{n} = 0 \text{ em } \Gamma_c^- \text{ (superfície inferior da fenda)} \quad (2.60)$$

Onde:

$\sigma \rightarrow$ Tensor de tensões de Cauchy

$\hat{n} \rightarrow$ Vetor unitário normal exterior

$b \rightarrow$ Forças de volume

$\bar{t} \rightarrow$ Tensão de tração aplicada

Para deslocamentos muito pequenos, a relação de deformação-deslocamento é dada pela seguinte equação (2.61):

$$\varepsilon = \varepsilon(u) = \nabla_s u \quad (2.61)$$

Onde ∇_s é a parte simétrica do gradiente e ε é o tensor das deformações lineares, onde existe a seguinte condição de fronteira (equação 2.62):

$$u = \bar{u} \text{ em } \Gamma_u \quad (2.62)$$

Temos então as equações de equilíbrio, podendo ser formuladas tendo em conta uma deformação infinitesimal $\nabla \delta u$, demonstrado na seguinte equação (2.63):

$$\int_{\Omega} \sigma \cdot \nabla \delta u = \int_{\Omega} b \cdot \nabla \delta u \, d\Omega + \int_{\Gamma_c} \bar{t} \cdot \nabla \delta u \, d\Omega \quad (2.63)$$

2.3.3. Criação de elementos

No Método dos Elementos Finitos, o componente em estudo é dividido em formas definidas que se designam por elemento. Como mencionado, estes são ligados por nós, onde a continuidade do campo de deslocamento é reforçada.

A Figura 2.18 mostra um elemento bidimensional para problemas de estado plano de tensão ou estado plano de deformação, acompanhado pelos referenciais de coordenadas local e global. As coordenadas locais variam entre -1 e 1 em toda a área do elemento, sendo (-1, 1) o conjunto de coordenadas que definem o nó esquerdo inferior, já o nó direito superior é definido pelas coordenadas (1, 1).

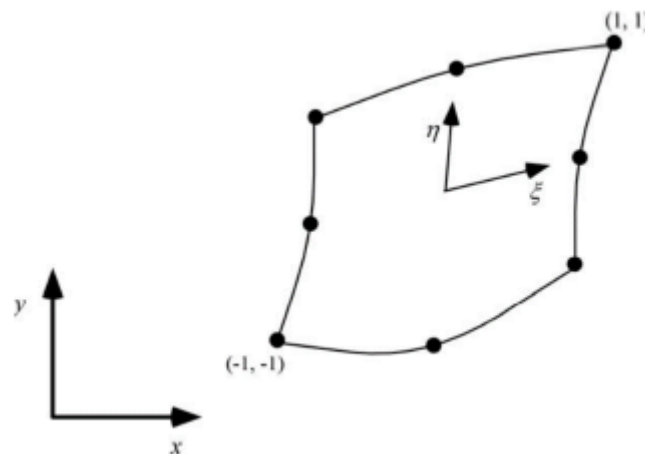


Figura 2.18: Coordenadas locais e globais num elemento bidimensional [52].

Este sistema de coordenadas não é necessariamente ortogonal. Considerando agora um ponto no elemento com um conjunto de coordenadas locais (ξ , η) as coordenadas globais do ponto são dadas pelas seguintes equações [53]:

$$x = \sum_{i=1}^n N_i(\xi, \eta)x_i \quad (2.64)$$

$$y = \sum_{i=1}^n N_i(\xi, \eta) y_i \quad (2.65)$$

Em que:

$n = N^{\circ}$ de nós no elemento

N_i = Funções de forma correspondentes ao nó i , que tem como coordenadas globais (x_i, y_i) e de coordenadas locais (ξ_i, η_i) .

Para o caso do elemento representado na Figura 2.18, as funções de forma para o elemento direito superior (1) e esquerdo inferior (2) são as seguintes [54]:

$$N_1 = \frac{1}{4} (1 + \xi)(1 + \eta) \quad (2.66)$$

$$N_2 = \frac{1}{4} (1 - \xi)(1 - \eta) \quad (2.67)$$

São também considerados polinómios interpoladores cujo grau depende do número de nós do respetivo elemento, é dado pela relação $n-1$.

Os deslocamentos dentro de um elemento são dados pelas equações que se seguem [54]:

$$u = \sum_{i=1}^n N_i(\xi, \eta) u_i \quad (2.68)$$

$$v = \sum_{i=1}^n N_i(\xi, \eta) v_i \quad (2.69)$$

Onde (u_i, v_i) são os deslocamentos nodais na direção de x e y , respetivamente.

Da mesma forma também é possível estabelecer o valor da tensão e da extensão de um elemento, que é dado pelas equações abaixo [54]:

$$\sigma = \sum_{i=1}^n N_i(\xi, \eta) \sigma_i \quad (2.70)$$

$$\varepsilon = \sum_{i=1}^n N_i(\xi, \eta) \varepsilon_i \quad (2.71)$$

A matriz de deformação nas coordenadas (x, y) é representada na equação (2.17a), onde $[B]$ está representado na equação [54].

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = [B] \begin{Bmatrix} u_i \\ v_i \end{Bmatrix} \quad (2.72)$$

$$[B] = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_i}{\partial y} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} & \frac{\partial N_i}{\partial x} \end{bmatrix} \quad (2.73)$$

Uma vez que as funções de forma estão dependentes das coordenadas locais (ξ, η) , é necessário convertê-las para coordenadas globais para que seja possível utilizá-las na matriz de rigidez, daí o aparecimento da matriz Jacobiana, que permite relacioná-las através da equação (2.74) [54]:

$$\begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} \end{Bmatrix} = [J]^{-1} \begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \eta} \end{Bmatrix} \quad (2.74)$$

Onde \mathbf{J} é definido pela equação (3.19) [54]:

$$[\mathbf{J}] = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \xi} \\ \frac{\partial x}{\partial \eta} & \frac{\partial y}{\partial \eta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cdots & \frac{\partial N_i}{\partial x} & \cdots \\ \cdots & \frac{\partial N_i}{\partial y} & \cdots \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \cdots \\ x_i y_i \\ \cdots \end{bmatrix} \quad (2.75)$$

A matriz da tensão apresentada pela equação (2.76), em que $[\mathbf{D}]$ trata-se da matriz constitutiva tensão-deformação [54].

$$\{\sigma\} = [\mathbf{D}]\{\varepsilon\} \quad (2.76)$$

Os deslocamentos nos nós dependem da rigidez do elemento e das forças nodais. A matriz de rigidez de cada elemento é dada pela equação (2.77) [54]:

$$[\mathbf{K}] = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 [\mathbf{B}]^T [\mathbf{D}] [\mathbf{B}] \det | \mathbf{J} | \, d\xi \, d\eta \quad (2.77)$$

As matrizes de rigidez dos elementos são assembladas e resulta a matriz de rigidez global $[\mathbf{KG}]$. As matrizes globais de rigidez, forças e deslocamentos relacionam-se consoante a equação (2.78) [54]:

$$[\mathbf{K}_G][u] = [F] \quad (2.78)$$

2.3.4 eXtended Finite Element Method (XFEM)

O método dos elementos finitos estendidos (XFEM), é uma técnica numérica baseada no método dos elementos finitos e no método da partição da unidade. Este estende a abordagem clássica do método de elementos finitos, enriquecendo o espaço

da solução do modelo de elementos finitos para soluções de equações diferenciais com funções descontínuas, capazes de representar numericamente descontinuidades.

Esta técnica encontra-se implementada nos softwares Abaqus e Ansys, é independente da malha e está implementada para modelos bidimensionais e tridimensionais.

O método de elementos finitos estendidos foi desenvolvido para fazer frente às dificuldades na obtenção da solução de problemas localizados que não são eficientemente resolvidos pelo refinamento da malha. Foi inicialmente implementado na modelação de situações de fratura em materiais. Nesta implementação original, funções de base descontínuas são adicionadas às funções de base polinomial padrão para nós que pertencem a elementos que são intercetados por uma fenda, de forma a fornecer uma base de dados que incluísse deslocamentos de abertura da fenda.

Uma das principais vantagens do XFEM é que, em tais problemas, a malha de elementos finitos não precisa ser atualizada para rastrear o caminho percorrido pela fenda. Trabalhos posteriores, ilustraram o uso mais geral do método para problemas que envolvem singularidades, interfaces de materiais e outros problemas em que uma característica localizada pode ser descrita por um conjunto apropriado de funções básicas.

2.3.4.1 Enriquecimento do XFEM perto da fenda: Função de descontinuidade

É um modelo em que a fenda é independente da malhada formada pelos vários elementos finitos, tendo como objetivo o enriquecimento de descontinuidades, ou seja, na zona da ponta da fenda.

O objetivo é demonstrar que um espaço discreto equivalente pode ser construído a partir de uma malha sem qualquer fenda modelada, presente na Figura 2.19, com a adição de um enriquecimento da descontinuidade da fenda.

De forma a introduzir este conceito, considera-se um caso bidimensional simples com uma fenda modelado por quatro elementos, como mostra a Figura 2.18. Para efeitos de simplificação, o referencial de coordenadas locais tem como origem a extremidade da fenda. [55]

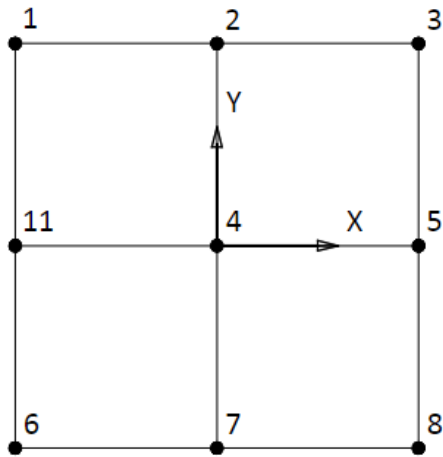


Figura 2.19: Malha sem fenda [27].

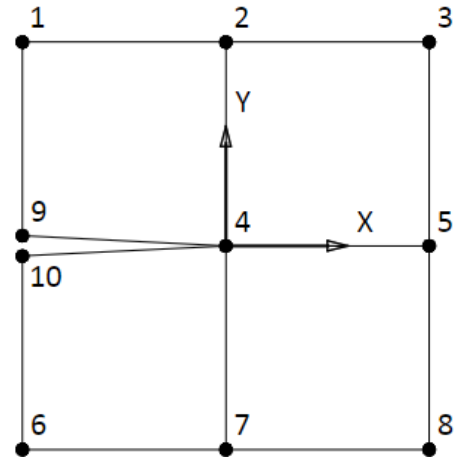


Figura 2.20: Malha com fenda adaptada de [27]

O deslocamento é dado pela seguinte aproximação dos elementos finitos para esta malha, a equação (2.79), em que $N_i(\xi, \eta)$ é a função de forma do nó i com coordenadas (ξ, η) , e u_i é o vetor deslocamento nesse mesmo nó.

$$u(\xi, \eta) = \sum_{i=1}^{10} N_i(\xi, \eta) u_i \quad (2.79)$$

Definindo a variável M como um ponto médio entre os deslocamentos dos nós 9 e 10, u_9 e u_{10} , respetivamente, e D como a distância entre os dois nós dos mesmos deslocamentos, tem-se as seguintes equações (2.80) [55]:

$$M = \frac{u_9 + u_{10}}{2} \quad (2.80)$$

$$D = \frac{u_9 - u_{10}}{2} \quad (2.81)$$

Tendo em função de u_9 e u_{10} :

$$u_9 = M + D \quad (2.82)$$

$$u_{10} = M - D \quad (2.83)$$

Substituindo na equação (2.79) os termos dos deslocamentos u_9 e u_{10} em função das variáveis M e D , surge a equação (2.84):

$$u(\xi, \eta) = \sum_{i=1}^{10} N_i(\xi, \eta) u_i + M(N_9 + N_{10}) + D(N_9 + N_{10})H(\xi, \eta) \quad (2.84)$$

Presente na equação (2.85) encontra-se a função de Heaviside, $H(\xi, \eta)$, que é definida no referencial de coordenadas local da fenda, segundo o sistema apresentado [55].

$$H(\xi, \eta) = \begin{cases} 1, & \text{para } \eta > 0 \\ -1, & \text{para } \eta < 0 \end{cases} \quad (2.85)$$

Considerando agora a malha presente na Figura 16, o termo N_9+N_{10} pode ser substituído por N_{11} , e M por u_{11} . A aproximação de elementos finitos apresenta assim a seguinte forma da equação (2.86):

$$u(\xi, \eta) = \sum_{i=1}^{10} (N_i(\xi, \eta) u_i + u_{11}N_{11}) + (D(N_{11})H(\xi, \eta)) \quad (2.86)$$

No primeiro termo do segundo membro da equação está representada a aproximação clássica de elementos finitos, e o segundo termo consiste no enriquecimento da função de Heaviside. É possível então, num caso onde esteja

modelada uma fenda numa malha, como apresenta a Figura 2.24, interpretar o espaço dos elementos finitos como a soma de um que não tenha a fenda (Figura 2.24, lado direito) com um enriquecimento proveniente da descontinuidade da fenda, logo a geometria da fenda dispensa uma malha que apresente a descontinuidade, devido à soma com a função de Heaviside.

Nos casos em que a fenda não está sob a fronteira dos elementos finitos, e através da função de Heaviside, os nós enriquecidos são aqueles cujos suportes são “cortados” pela fenda e divididos, como representado na Figura 2.24 do lado direito.

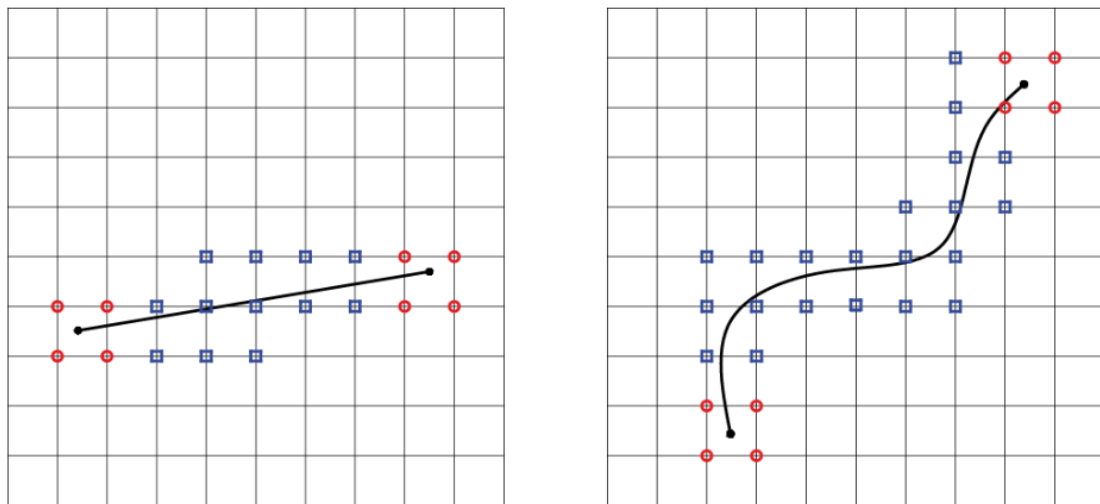


Figura 2.21: Exemplos de nós enriquecidos pela função Heaviside em torno de uma fenda desalinhada com malha [55].

De modo a descrever a descontinuidade da superfície da fenda recorre-se à função descontínua de Heaviside, e utiliza-se a função assintótica na frente da fenda de forma a permitir o enriquecimento dos nós que a rodeiam, existindo então dois tipos de enriquecimento. É possível verificar na Figura 2.20 os nós que são enriquecidos pela função de Heaviside (nós circulares) e aqueles que são enriquecidos pela função assintótica nas extremidades da fenda (nós quadrados) [56].

Com esta segunda função de enriquecimento é possível formular a equação de elementos finitos completa do XFEM. Denominando o conjunto de todos os nós da malha S , os nós em redor das extremidades da fenda S_c , e os restantes nós que são intersetados pela fenda (excluindo os do conjunto S_c) S_h , e tendo em conta os

referenciais da Figura 2.21, temos a equação de elementos finitos apresentada na equação (2.87).

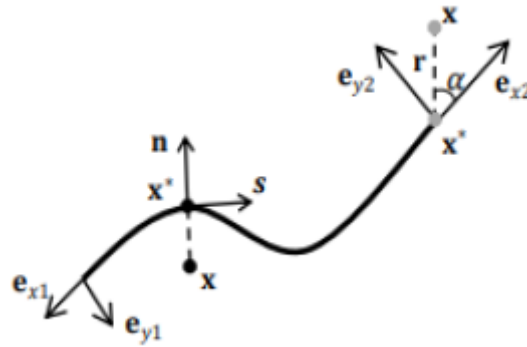


Figura 2.22: Eixos de coordenadas locais para fendas com 2 extremidades [56].

$$u = \sum_{I \in S} N_I(x) u_I + H(x)_{I \in S_c} a_I + \sum_{i=1}^4 \varphi_i(x)_{I \in S_c} b_I^i \quad (2.87)$$

Onde:

$u_I \rightarrow$ Vetor de deslocamento nodal

$a_I \rightarrow$ Vetor nodal de enriquecimento de graus de liberdade em $H(x)$

$H(x) \rightarrow$ Função Heaviside que representa descontinuidades ao longo das superfícies fraturadas

$b_I^i \rightarrow$ Vetor nodal de enriquecimento de graus de liberdade na extremidade da fenda ($\varphi_i(x)$).

A função Heaviside $H(x)$ é definida pela equação (2.88) [57]:

$$H(x) = \begin{cases} 1, & \text{se } (x - x^*) \cdot n \geq 0 \\ -1, & \text{caso contrário} \end{cases} \quad (2.88)$$

Em que:

x^* → Ponto na fenda mais próximo de x

n → Normal exterior da fenda no ponto x^*

Para um material isotrópico linear elástico, a solução para a função assintótica nas extremidades da fenda ($\varphi_i(x)$) são representadas na equação (2.89), onde (r, a) são coordenadas polares locais na extremidade da fenda, onde $-\pi \leq a \leq \pi$.

$$\{\varphi_i(x)\}_{i=1}^4 = \left(\sqrt{r} \sin\left(\frac{a}{2}\right), \sqrt{r} \cos\left(\frac{a}{2}\right), \sqrt{r} \sin\left(\frac{a}{2}\right) \sin(\alpha), \sqrt{r} \cos\left(\frac{a}{2}\right) \sqrt{r} \sin\left(\frac{a}{2}\right) \right) \quad (2.89)$$

No seguinte capítulo serão feitas as simulações numéricas no Software Ansys, onde a vasta maioria destes critérios e fórmulas estão implementados, de forma a obter os valores mais reais possíveis, diminuindo ao máximo o erro relativo entre os resultados numéricos e analíticos, sendo esperado alguma diferença entre os valores obtidos devido a que existem sempre arredondamentos de valores e algumas discrepâncias que possam existir na introdução de todos os parâmetros de cada material no software.

3. Metodologia Numérica e Simulação Computacional

O presente capítulo visa descrever as capacidades computacionais do software ANSYS® e a metodologia aplicada com o objetivo de demonstrar como foi feita a modelação dos provetes, a aplicação das condições de fronteira e carregamentos, a realização da malha e as análises realizadas, para os ensaios de tenacidade à fratura e para o de propagação de fenda por fadiga.

O software ANSYS® é um programa informático que utiliza o Método de Elementos Finitos na análise de modelos computacionais. Foi um dos programas escolhidos, pelo facto de apresentar resultados fiáveis e consistentes e pelo contacto e experiência prévia com este software.

Uma simulação feita em ANSYS® está sujeita a três etapas distintas: pré-processamento, solução e pós-processamento.

1 - O pré-processamento consiste nas propriedades físicas e geométricas do modelo, são definidos os tipos de elementos, as constantes características dos elementos e o tipo de material. São também aplicados os carregamentos simplificados e os constrangimentos necessários, definindo assim os graus de liberdade do sistema.

2 - Na fase de solução podem realizar-se diferentes tipos de análise, tendo sido feitas, no caso da dissertação elaborada, várias análises de tipo estático e dinâmico.

3 - A etapa de pós-processamento é a última e permite a apresentação dos resultados provenientes da solução sob a forma de tabelas ou gráficos.

3.1. Geometria dos Provetes

Para a realização da simulação, é necessário que se realize a definição da geometria do sólido a analisar. Para o presente caso, tornou-se necessário a modelação de provetes CT e 3 point bend em Solidworks, de geometrias diversas, no interface gráfico do programa, variando, estas mesmas geometrias ao nível da espessura e de comprimentos de fenda.

3.1.1. Provette CTS (Compact Tension Shear)

Com efeito, tornou-se necessário modelar provetes CTS com determinada espessura, visto ser um parâmetro relevante nos valores de fator de intensidade de tensão a obter; o valor escolhido para este mesmo parâmetro foi de 10 mm, tal como usado experiencialmente, bem como diferentes comprimentos de fenda, de 14 mm e 18 mm, respetivamente.

A Figura 3.1 permite visualizar a geometria de um provete CTS, modelada no programa.

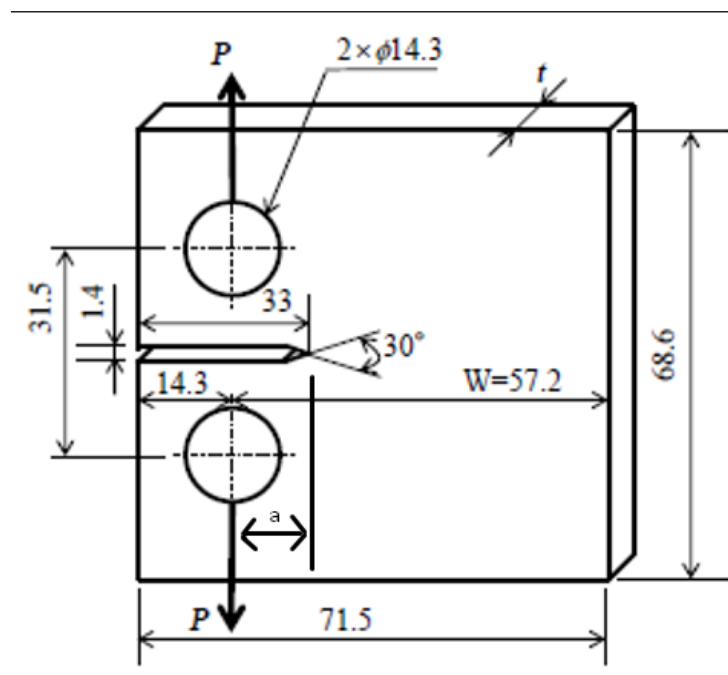


Figura 3.1 - Dimensões do provete CTS de acordo com as normas padrão da ASTM E399, para os diferentes valores de t [68].

3.1.2. Provete 3 Point Bending

Para o provete 3 Point Bending, as medidas padrões da ASTM são 100 x 16 x 5 mm, sendo que para estas simulações, apenas se utilizou espessura de 5 mm ao invés de várias, como no provete CTS, devido à falta de variedade de resultados com espessuras variadas.

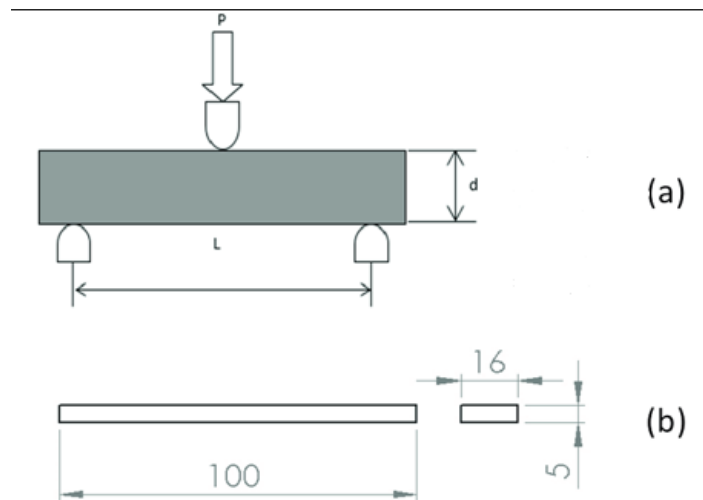


Figura 3.2. - Dimensões do provete 3 Point Bending de acordo com a norma ISO 178, (a) – Vista Frontal e (b) – Vista de Topo [69].

3.2. Carregamentos e Condições de Fronteira

Os carregamentos e condições de fronteira introduzidos no programa computacional foram especificados com vista a reproduzir, o mais aproximadamente possível, as condições impostas aos provetes nos ensaios experimentais realizados por Liming Liu [61].

3.2.1. Provete CTS (Compact Tension Shear)

Analogamente às montagens experimentais, foi imposta uma carga com um ângulo de 60° aplicada no furo inferior [B] e um encastramento no furo superior [A], como demonstrado na Figura 3.3.

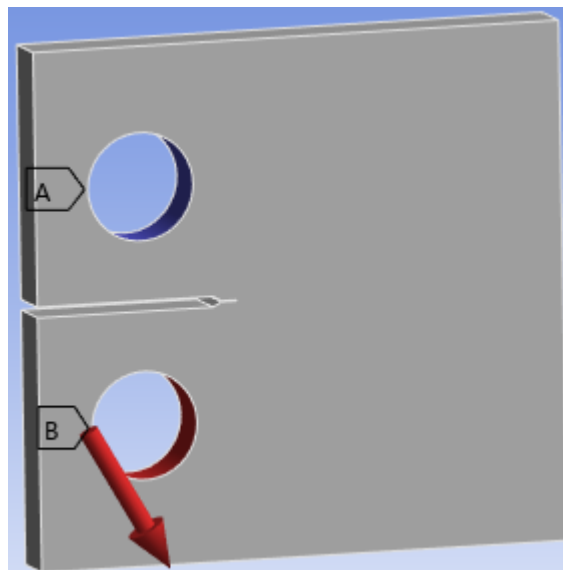


Figura 3.3 - Condições de Fronteira e Carregamentos no provete CTS

3.2.2. Provete 3 Point Bending

Quanto ao provete 3 Point Bending, as condições de fronteira impostas nos procedimentos experimentais foram os apoios na zona inferior do provete [B] e [C], sendo que estes pontos têm uma distância entre eles de $L = 80 \text{ mm}$, bem como uma força P com um desvio de 10 mm do centro da face superior do provete [A], como demonstrado na Figura 3.4.

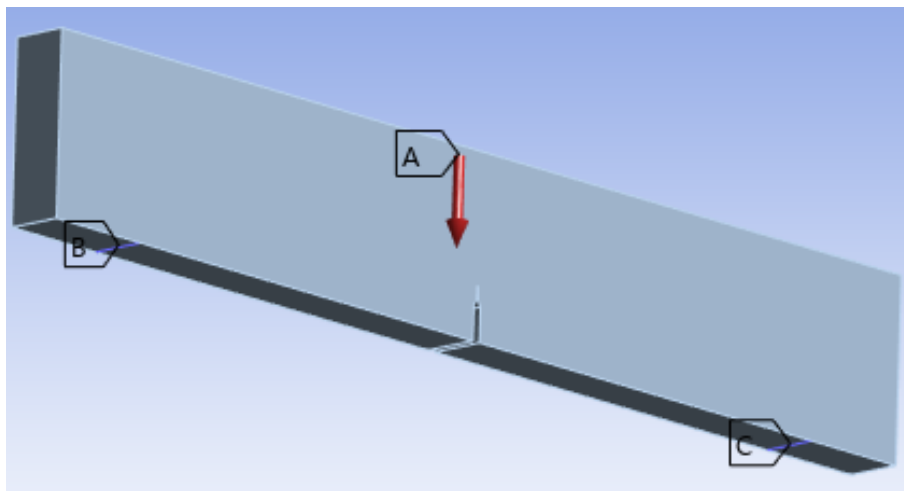


Figura 3.4 - Condições de Fronteira e Carregamentos no provete 3 Point Bending.

3.3. Malha de Elementos Finitos

3.3.1. Provete CTS (Compact Tension Shear)

A malha aplicada ao provete CT foi gerada, de forma automática, pelo programa computacional, sendo constituída por elementos tetraédricos, bem como a utilização da ferramenta de esfera de influência no refinamento de malha localizada, sendo que estes se concentraram, maioritariamente, na região próxima do entalhe.

As Figuras 3.5 e 3.6 permitem a visualização da malha aplicada ao provete e o refinamento da mesma na região do entalhe, respetivamente.

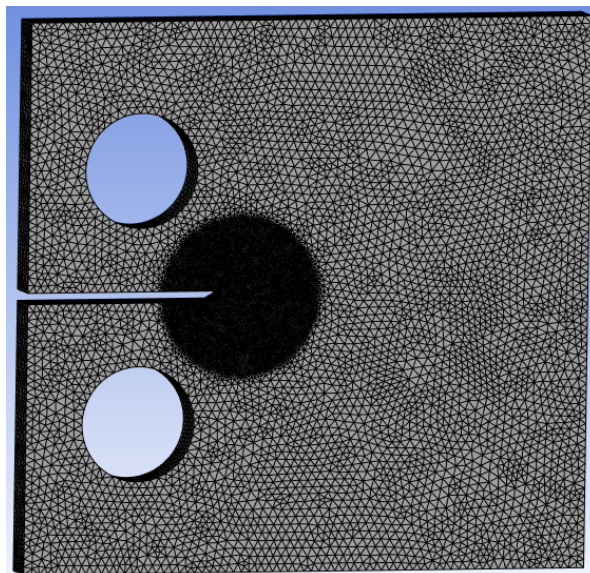


Figura 3.5 - Malha de elementos finitos aplicada ao provete CTS

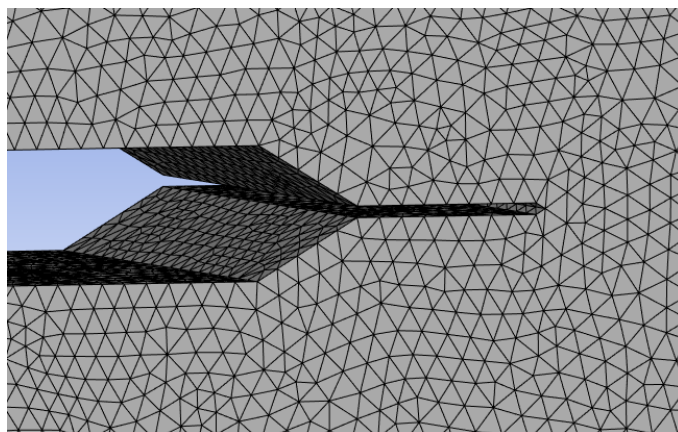


Figura 3.6 - Pormenor da malha de elementos finitos na região da fenda do provete CTS.

3.3.2. Provete 3 Point Bending

Para este provete, procedeu-se exatamente às mesmas ferramentas e condições de refinamento de malha do provete CTS, com a malha do provete a ser constituída por elementos tetraédricos e novamente a esfera de influência a ser utilizada para o refinamento de malha localizado na região da fenda onde se criaram elementos tetraédricos de 0.75mm de tamanho.

Como estão ilustradas nas Figuras 3.7 e 3.8, respetivamente.

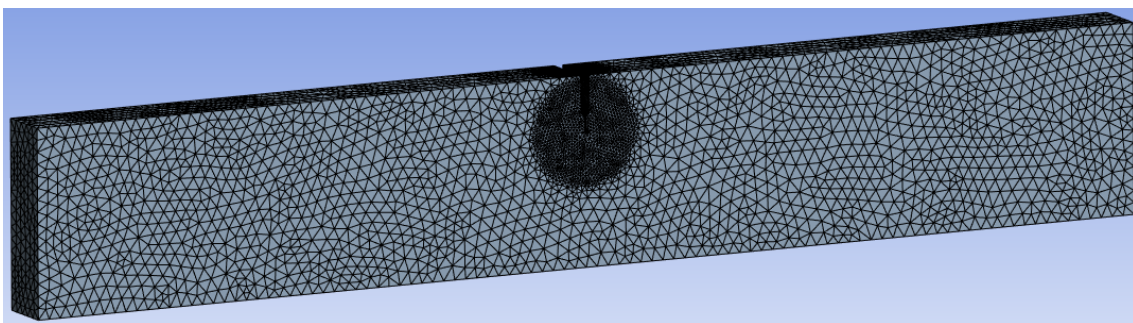


Figura 3.7 - Malha de elementos finitos aplicada ao provete 3 Point Bending.

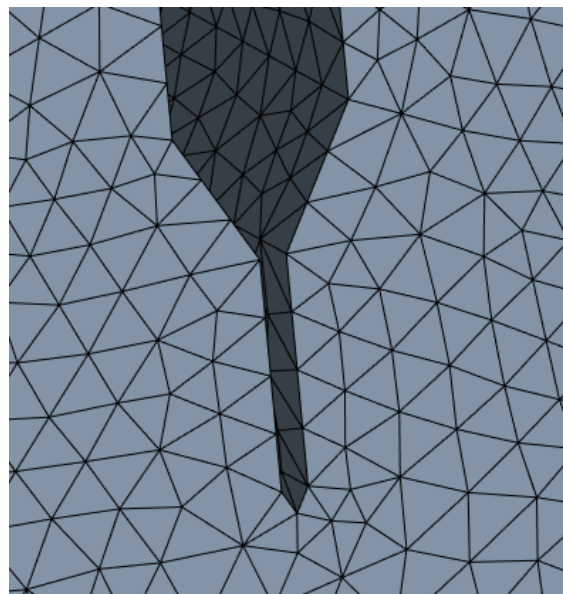


Figura 3.8 - Pormenor da malha de elementos finitos na região da fenda do provete 3 Point Bending.

4. Apresentação dos FIT e Análise de Resultados Numéricos

Neste capítulo serão apresentados os resultados, graficamente, dos fatores de intensidade de tensão (K_I , K_{II} , K_{III} e K_{eq}) ao longo da propagação da fenda para os vários provetes e materiais selecionados, bem como as tensões máximas atingidas na frente de fenda os deslocamentos obtidos nos ensaios experimentais, quando estes são submetidos a cargas multiaxiais, mais especificamente carregamentos do tipo I e II.

Na parte final da análise, serão então comparados os resultados obtidos por simulação em Ansys com os resultados obtidos experimentalmente por Liu, L. (2008) [61], onde terá como objetivo ter um conhecimento a fundo de como a propagação de fenda se dá, e o que medidas tomar controlar melhor a propagação desta, quando presente na região II do gráfico da Lei de Paris.

Adicionalmente, simular-se-á também um provete 3 Point Bending em carregamentos de tipo I + III, a fim de estudar a influência que tem a mudança de um carregamento de tipo II para tipo III na propagação de fenda e o quão crucial é saber em que tipo de carregamento estamos presentes.

4.1. Stainless Steel 316

Tabela 4.1 - Propriedades Mecânicas de 316 Stainless Steel [61]

| Mechanical Properties | Metric |
|---------------------------|---------|
| Hardness Brinell | 79 |
| Ultimate Tensile Strength | 580 MPa |
| Yield Tensile Strength | 290 MPa |
| Elongation at Break | 50% |
| Modulus of Elasticity | 193 GPa |
| Poisson's Ratio | 0.25 |
| Shear Modulus | 77 GPa |

Para este material, $K_{I,th} = 5.81 (MPa \sqrt{m})$, como calculado experimentalmente [61].

Tabela 4.2 - Condições de Simulação para Aço Inoxidável 316

| | P _I máx (N) |
|---------|------------------------|
| Teste 1 | 250 |
| Teste 2 | 500 |
| Teste 3 | 750 |
| Teste 4 | 1000 |

Para as mesmas condições de simulação, foram feitos também 4 testes ao provete, como demonstrados em [61] e obtiveram-se as os seguintes valores de K_{eq} ($MPa \sqrt{m}$):

Tabela 4.3 - Tabela dos valores experimentais de K_I/K_{th} e K_{II}/K_{th} para Stainless Steel [61]

| Test | B | W (mm) | a ₀ | a ₀ /W | S ₀ (mm) | R | P _{max} (kN) | P _{min} | ΔK _I (MN m ^{-3/2}) | ΔK _{II} | $\frac{\Delta K_{II}}{\Delta K_I}$ | $\frac{\Delta K_I}{\Delta K_{thI}}$ | $\frac{\Delta K_{II}}{\Delta K_{thII}}$ |
|-----------------------------|-------|-----------|----------------|-------------------|------------------------|-----|--------------------------|------------------|--|------------------|------------------------------------|-------------------------------------|---|
| For initial coplanar growth | | | | | | | | | | | | | |
| 0-1 | 15.5 | 40 | 18.54 | 0.46 | 11 | 0.2 | 11.83 | 2.37 | 3.06 | 1.81 | 0.59 | 0.69 | 0.41 |
| 0-2 | 15.5 | 40 | 17.8 | 0.45 | 4 | 0.2 | 16.5 | 3.3 | 1.46 | 2.37 | 1.62 | 0.34 | 0.55 |
| 0-3 | 12.0 | 29.87 | 14.7 | 0.49 | 2 | 0.2 | 10.17 | 2.03 | 1.04 | 2.56 | 2.46 | 0.24 | 0.59 |
| 0-4 | 12.05 | 29.77 | 14.1 | 0.47 | 1 | 0.2 | 12.0 | 2.4 | 0.58 | 2.82 | 4.87 | 0.13 | 0.65 |

4.1.1. - Teste 1:

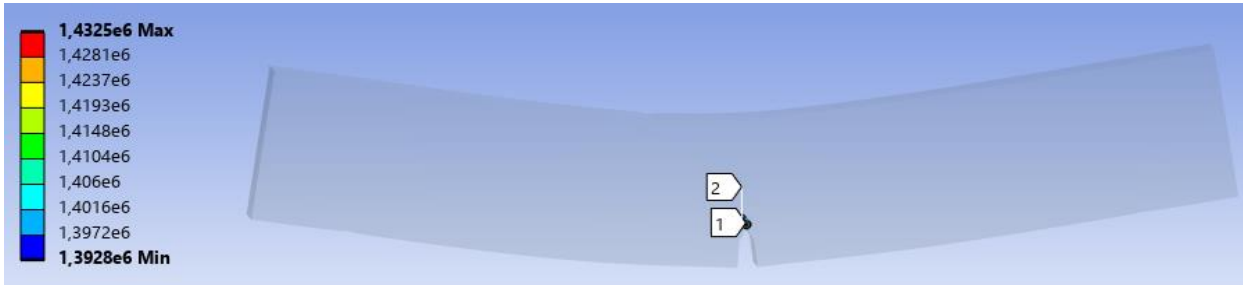


Figura 4.1 - Valores de Keq para o 1º Teste - Stainless Steel 316

4.1.2. - Teste 2:



Figura 4.2 - Valores de Keq para o 2º Teste – Stainless Steel 316

4.1.3. - Teste 3:

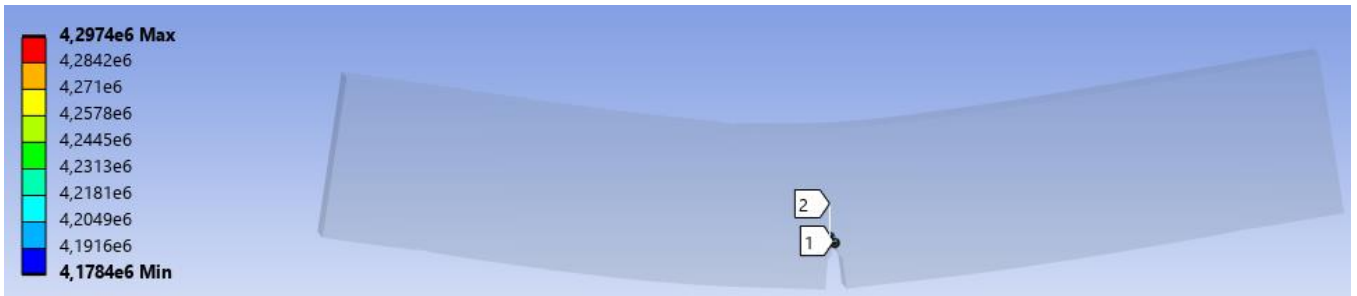


Figura 4.3 - Valores de Keq para o 3º Teste - Stainless Steel 316

4.1.4. - Teste 4:

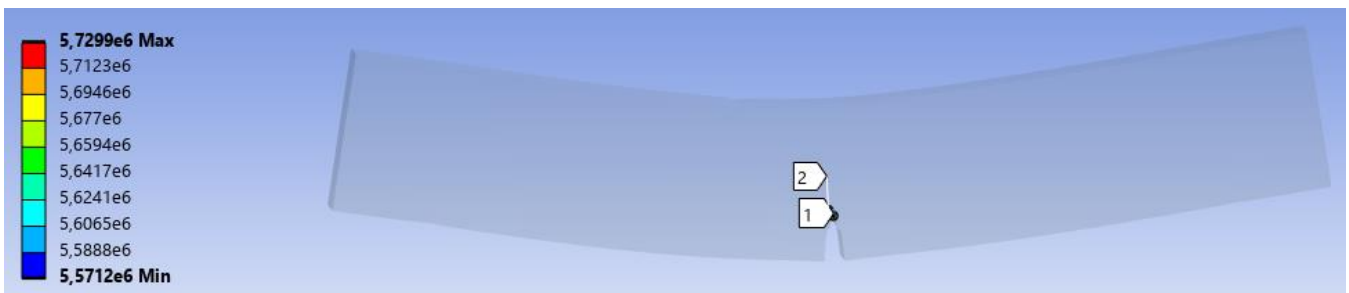


Figura 4.4 - Valores de Keq para o 4º Teste - Stainless Steel 316

4.2. Aluminum 6061-O

Tabela 4.4 - Propriedades Mecânicas Al 6061-O [61]

| Mechanical Properties | Metric |
|---------------------------|----------|
| Hardness Brinell | 30 |
| Ultimate Tensile Strength | 124 MPa |
| Yield Tensile Strength | 55.2 MPa |
| Elongation at Break | 25% |
| Modulus of Elasticity | 68.9 GPa |
| Poisson's Ratio | 0.33 |
| Shear Modulus | 26 GPa |

Para este material, $K_{I,th} = 3.90 \text{ (MPa}\sqrt{m})$, como calculado experimentalmente [61].

Tabela 4.5 - Tabela dos valores experimentais de K1 e K2 para Al 6061-O [61]

| Material | SiCw/6061Al, L-T | | | | | SiCw/6061Al, T-L | | | | | 6061Al | | | | |
|------------------------------------|------------------|------|------|------|------|------------------|------|------|------|------|--------|------|------|------|------|
| | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
| $\Delta K_{II}/\Delta K_I$ | 0.19 | 0.32 | 0.52 | 0.81 | 1.96 | 0.16 | 0.30 | 0.62 | 0.82 | 1.54 | 0.17 | 0.23 | 0.64 | 0.86 | 1.72 |
| $\Delta K_I, \text{MPam}^{1/2}$ | 5.96 | 4.92 | 2.57 | 2.82 | 1.23 | 3.71 | 3.06 | 2.42 | 2.10 | 1.17 | 3.82 | 3.15 | 2.51 | 2.12 | 1.13 |
| $\Delta K_{II}, \text{MPam}^{1/2}$ | 1.10 | 1.60 | 1.84 | 2.29 | 2.41 | 0.62 | 0.91 | 1.52 | 1.69 | 1.82 | 0.64 | 1.02 | 1.61 | 1.83 | 2.03 |

Tabela 4.6 – Condições de Simulação para o Al 6061-O

| | P _i máx (N) |
|---------|------------------------|
| Teste 1 | 250 |
| Teste 2 | 500 |
| Teste 3 | 750 |
| Teste 4 | 1000 |

Para as mesmas condições de simulação, foram feitos também 4 testes ao provete, e obtiveram-se as os seguintes valores de K_{eq} ($MPa \sqrt{m}$):

4.2.1. - Teste 1:

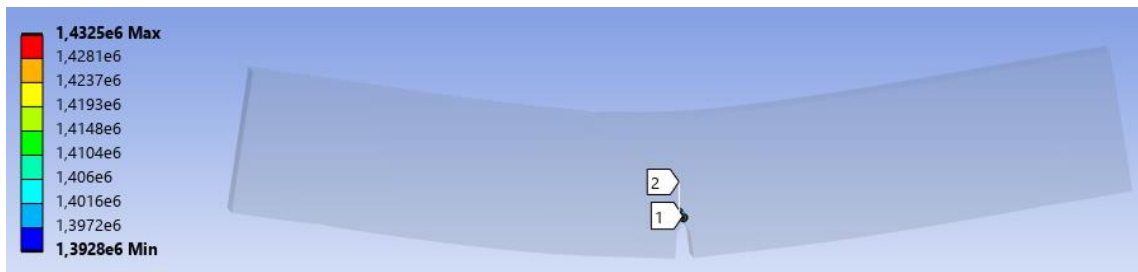


Figura 4.5 - Valores de Keq para o 1º Teste - Aluminum 6061-O

4.2.2. - Teste 2:



Figura 4.6 - Valores de Keq para o 2º Teste - Aluminum 6061-O

4.2.3. - Teste 3:

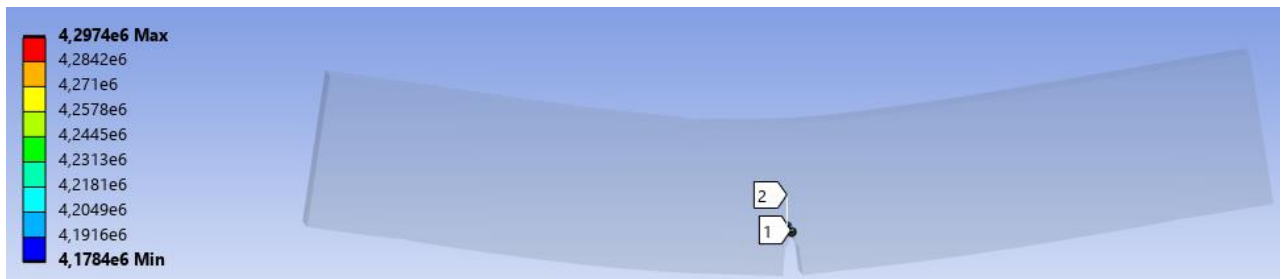


Figura 4.7 - Valores de Keq para o 3º Teste - Aluminum 6061-O

4.2.4. - Teste 4:

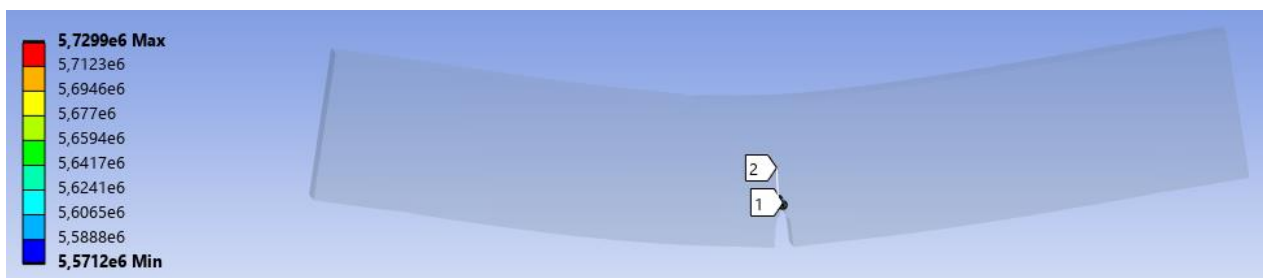


Figura 4.8 - Valores de Keq para o 4º Teste - Aluminum 6061-O

4.3. Aluminum Alloy 7075-O

Tabela 4.7 - Propriedades Mecânicas Aluminum Alloy 7075-O [61]

| Mechanical Properties | Metric |
|---------------------------|----------|
| Hardness Brinell | 60 |
| Ultimate Tensile Strength | 228 MPa |
| Yield Tensile Strength | 103 MPa |
| Elongation at Break | 15% |
| Modulus of Elasticity | 71.7 GPa |
| Poisson's Ratio | 0.33 |
| Shear Modulus | 26.9 GPa |

Para este material, $K_{I,th} = 2.75 (MPa \sqrt{m})$, como calculado experimentalmente [61].

Tabela 4.8 - Tabela dos valores experimentais de K1 e K2 para Al Alloy 7075-O [61]

| Specimen no. | Loading angle β (degree) | SIF (MN/m ^{3/2}) | | | | SIF (MN/m ^{3/2}) | | | |
|--------------|--------------------------------|----------------------------|--------------|--------------|------------|----------------------------|--------------|--------------|--------|
| | | Δk_1 | Δk_2 | Δk_3 | | Δk_1 | Δk_2 | Δk_3 | |
| 1 | 90 | 2.68 | 0.00 | 0.00 | Non-growth | 2.85 | 0.00 | 0.00 | Growth |
| 2 | 75 | 2.19 | 0.95 | 0.00 | Non-growth | 2.41 | 1.08 | 0.00 | Growth |
| 3 | 60 | 1.97 | 1.13 | 0.00 | Non-growth | 2.09 | 1.25 | 0.00 | Growth |
| 4 | 45 | 1.43 | 1.43 | 0.00 | Non-growth | 1.53 | 1.53 | 0.00 | Growth |
| 5 | 30 | 0.98 | 1.78 | 0.00 | Non-growth | 1.05 | 1.91 | 0.00 | Growth |
| 6 | 15 | 0.52 | 1.98 | 0.00 | Non-growth | 0.62 | 2.15 | 0.00 | Growth |

Tabela 4.9 - Condições de Simulação para o Aluminum Alloy 7075-O

| | P_1 máx (N) |
|---------|---------------|
| Teste 1 | 250 |
| Teste 2 | 500 |
| Teste 3 | 750 |
| Teste 4 | 1000 |

Para as mesmas condições de simulação, foram feitos também 4 testes ao provete, e obtiveram-se as os seguintes valores de K_{eq} ($MPa \sqrt{m}$):

4.3.1. - Teste 1:

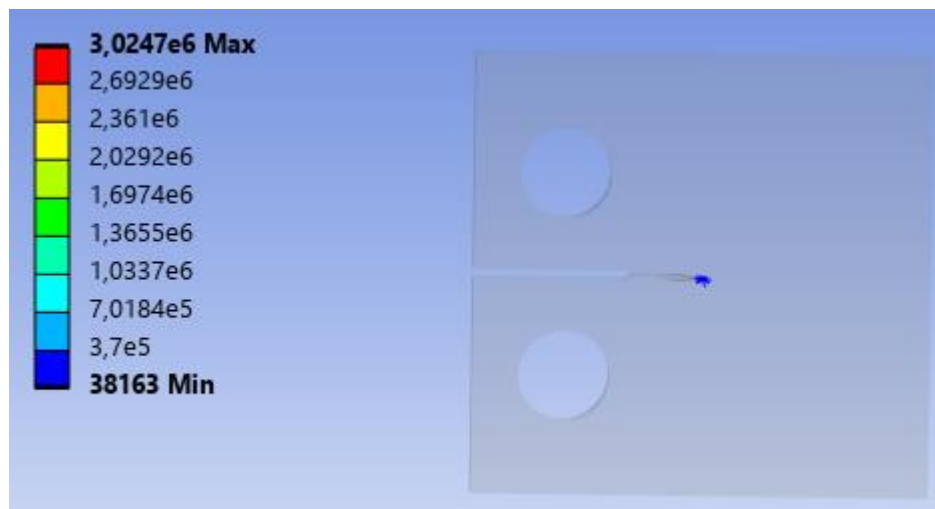


Figura 4.9 - Valores de K_{eq} para o 1º Teste - Aluminum Alloy 7075-O

4.3.2. - Teste 2:

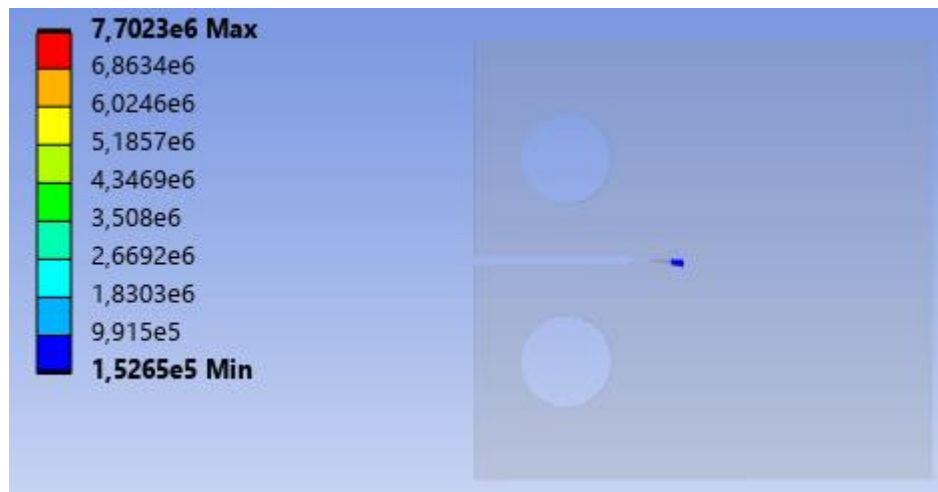


Figura 4.10 - Valores de Keq para o 2º Teste - Aluminum Alloy 7075-O

4.3.3. - Teste 3:



Figura 4.11 - Valores de Keq para o 3º Teste - Aluminum Alloy 7075-

4.3.4. - Teste 4:



Figura 4.12 - Valores de K_{eq} para o 4º Teste - Aluminum Alloy 7075-O

4.4. Aluminum 2024-O

Tabela 4.10 - Propriedades Mecânicas do Aluminum 2024-O [61]

| Mechanical Properties | Metric |
|---------------------------|----------|
| Hardness Brinell | 60 |
| Ultimate Tensile Strength | 189 MPa |
| Yield Tensile Strength | 75.8 MPa |
| Elongation at Break | 20% |
| Modulus of Elasticity | 73.1 GPa |
| Poisson's Ratio | 0.33 |
| Shear Modulus | 28 GPa |

Para este material, $K_{I,th} = 3.90 \text{ (MPa}\sqrt{m})$, como calculado experimentalmente [61].

Tabela 4.11 - Tabela dos valores experimentais de K1 e K2 para o Aluminum 2024-O [61]

| material | code | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 |
|-------------|---------------------------------------|------|-------|-------|-------|-------|----------|
| 2024Al | $\Delta K_I \text{ (MPa}\sqrt{m})$ | 3.9 | 3.50 | 2.96 | 2.55 | 1.51 | 0 |
| | $\Delta K_{II} \text{ (MPa}\sqrt{m})$ | 0 | 1.40 | 2.37 | 4.08 | 4.83 | 5.52 |
| | $\Delta K_{II}/\Delta K_I$ | 0 | 0.4 | 0.8 | 1.6 | 3.2 | ∞ |
| | $\Delta K_I/\Delta K_{thI}$ | 1 | 0.923 | 0.782 | 0.673 | 0.398 | 0 |
| | $\Delta K_{II}/\Delta K_{thI}$ | 0 | 0.369 | 0.626 | 1.077 | 1.274 | 1.46 |
| | $\theta_c \text{ (deg)}$ | 0 | -56 | -60 | -64 | -64 | -64 |
| SiCp/2024Al | $\Delta K_I \text{ (MPa}\sqrt{m})$ | 4.80 | 4.61 | 4.46 | 3.71 | 2.30 | 0 |
| | $\Delta K_{II} \text{ (MPa}\sqrt{m})$ | 0 | 1.84 | 3.57 | 5.93 | 7.40 | 8.59 |
| | $\Delta K_{II}/\Delta K_I$ | 0 | 0.4 | 0.8 | 1.6 | 3.2 | ∞ |
| | $\Delta K_I/\Delta K_{thI}$ | 1 | 0.960 | 0.929 | 0.772 | 0.480 | 0 |
| | $\Delta K_{II}/\Delta K_{thI}$ | 0 | 0.383 | 0.744 | 1.235 | 1.542 | 1.79 |
| | $\theta_c \text{ (deg)}$ | 0 | -43 | -57 | -59 | -59 | -59 |

Para as mesmas condições de simulação, foram feitos também 4 testes ao provete, e obtiveram-se as os seguintes valores de K_{eq} ($MPa \sqrt{m}$):

Tabela 4.12 - Condições de Simulação para o Aluminum Alloy 7075-O

| | P_I máx (N) |
|---------|---------------|
| Teste 1 | 250 |
| Teste 2 | 500 |
| Teste 3 | 750 |
| Teste 4 | 1000 |

4.4.1. - Teste 1:

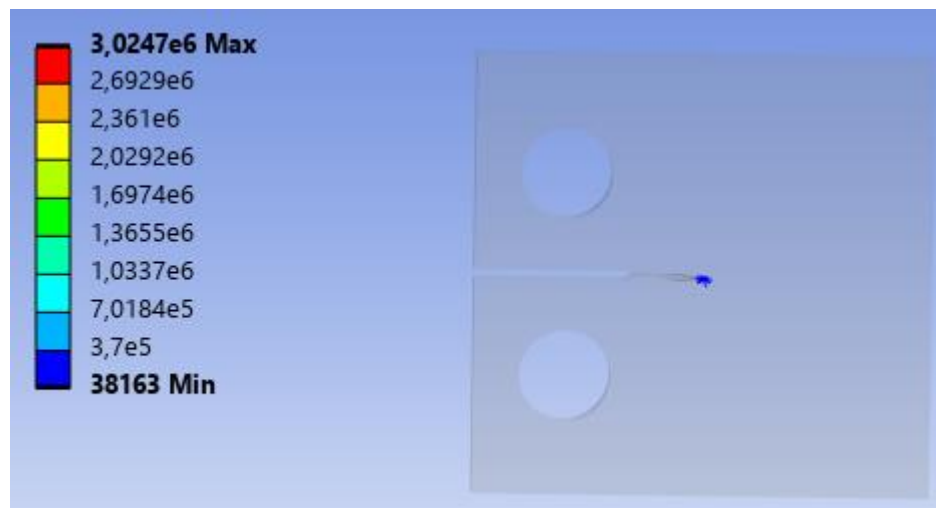


Figura 4.13 - Valores de K_{eq} para o 1º Teste - Aluminum 2024-O

4.4.2. - Teste 2:

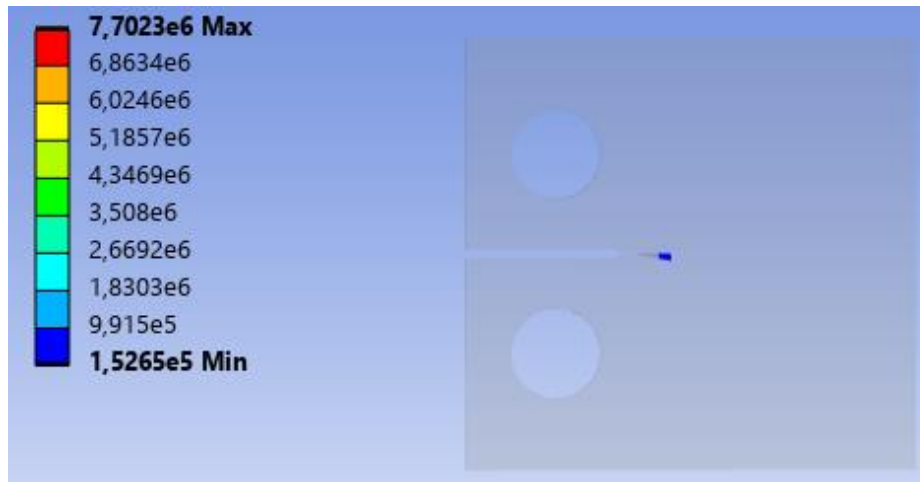


Figura 4.14 - Valores de Keq para o 2º Teste - Aluminum 2024-

4.4.3. - Teste 3:

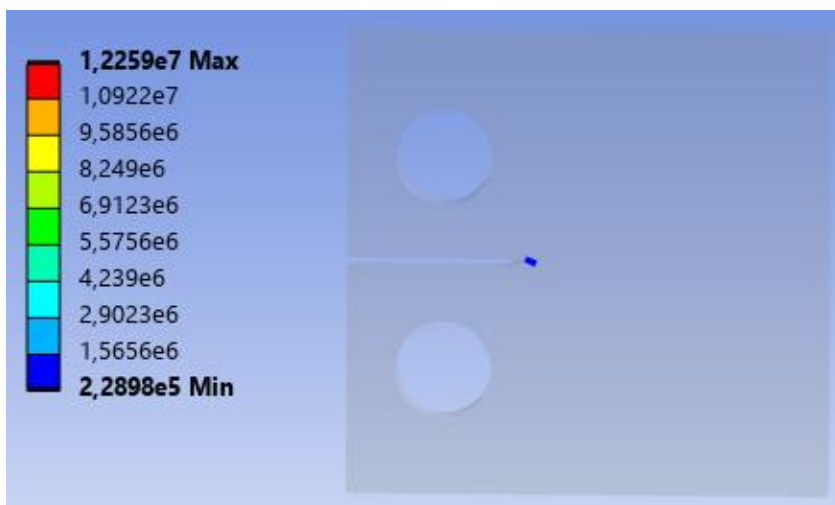


Figura 4.15 - Valores de Keq para o 3º Teste - Aluminum 2024-O

4.4.4. - Teste 4:



Figura 4.16 - Valores de Keq para o 4º Teste - Aluminum 2024-O

4.5. Aluminum 2024 / SiCp

Tabela 4.13 - Propriedades Mecânicas do Aluminum 2024-O/SiCp [61]

| Mechanical Properties | Metric |
|---------------------------|----------|
| Hardness Brinell | 60 |
| Ultimate Tensile Strength | 476 MPa |
| Yield Tensile Strength | 393 MPa |
| Elongation at Break | 5% |
| Modulus of Elasticity | 72.4 GPa |
| Poisson's Ratio | 0.33 |
| Shear Modulus | 27 GPa |

Para este material, $K_{I,th} = 4.80 (MPa \sqrt{m})$, como calculado experimentalmente [61].

Para as mesmas condições de simulação, foram feitos também 4 testes ao provete, e obtiveram-se as os seguintes valores de $K_{eq} (MPa \sqrt{m})$:

Tabela 4.15 - Condições de Simulação para o Aluminum 2024/SiCp

| | P_I máx (N) |
|---------|---------------|
| Teste 1 | 250 |
| Teste 2 | 500 |
| Teste 3 | 750 |
| Teste 4 | 1000 |

Tabela 4.14 - Tabela dos valores experimentais de K1 e K2 para o Aluminum 2024-O/SiCp [61]

| material | code | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 |
|-------------|--------------------------------|------|-------|-------|-------|-------|----------|
| 2024Al | $\Delta K_I (MPa \sqrt{m})$ | 3.9 | 3.50 | 2.96 | 2.55 | 1.51 | 0 |
| | $\Delta K_{II} (MPa \sqrt{m})$ | 0 | 1.40 | 2.37 | 4.08 | 4.83 | 5.52 |
| | $\Delta K_{II}/\Delta K_I$ | 0 | 0.4 | 0.8 | 1.6 | 3.2 | ∞ |
| | $\Delta K_I/\Delta K_{thI}$ | 1 | 0.923 | 0.782 | 0.673 | 0.398 | 0 |
| | $\Delta K_{II}/\Delta K_{thI}$ | 0 | 0.369 | 0.626 | 1.077 | 1.274 | 1.46 |
| | θ_c (deg) | 0 | -56 | -60 | -64 | -64 | -64 |
| SiCp/2024Al | $\Delta K_I (MPa \sqrt{m})$ | 4.80 | 4.61 | 4.46 | 3.71 | 2.30 | 0 |
| | $\Delta K_{II} (MPa \sqrt{m})$ | 0 | 1.84 | 3.57 | 5.93 | 7.40 | 8.59 |
| | $\Delta K_{II}/\Delta K_I$ | 0 | 0.4 | 0.8 | 1.6 | 3.2 | ∞ |
| | $\Delta K_I/\Delta K_{thI}$ | 1 | 0.960 | 0.929 | 0.772 | 0.480 | 0 |
| | $\Delta K_{II}/\Delta K_{thI}$ | 0 | 0.383 | 0.744 | 1.235 | 1.542 | 1.79 |
| | θ_c (deg) | 0 | -43 | -57 | -59 | -59 | -59 |

4.5.1. - Teste 1:

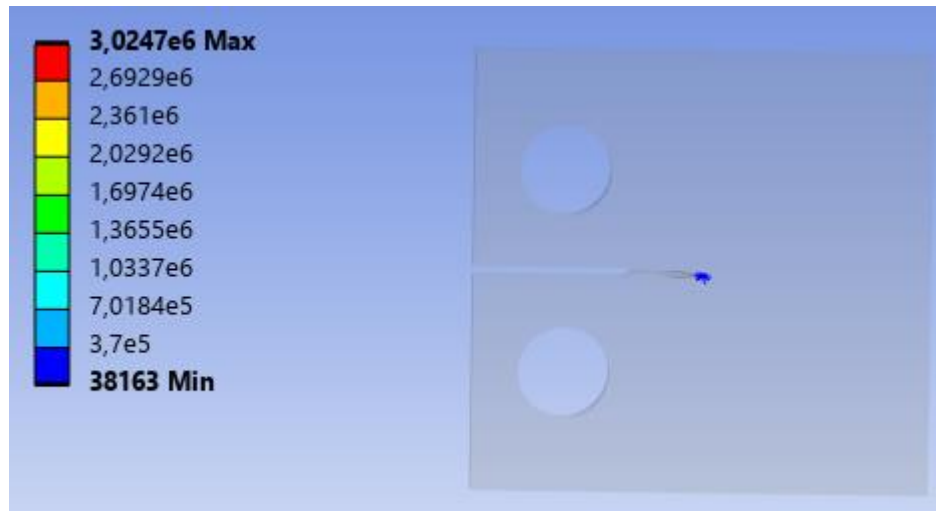


Figura 4.17 - Valores de Keq para o 1º Teste - Aluminum 2024-O /SiCp

4.5.2. - Teste 2:

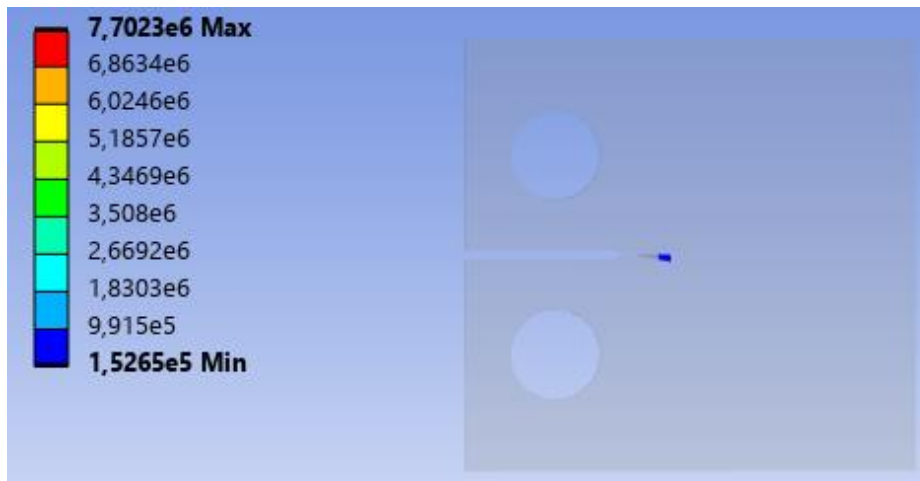


Figura 4.18 - Valores de Keq para o 2º Teste - Aluminum 2024-O /SiCp

4.5.3. - Teste 3:



Figura 4.19 - Valores de K_{eq} para o 3º Teste - Aluminum 2024-O /SiCp

4.5.4. - Teste 4:



Figura 4.20 - Valores de K_{eq} para o 4º Teste - Aluminum 2024-O /SiCp

Os valores utilizados para as constantes da Lei de Paris estão demonstrados na tabela seguinte:

Tabela 4.16 – Valores das constantes da Lei de Paris

| | C | m | Referências |
|-----------------------------|--|----------|--------------------|
| Materiais | [m/ciclo * (Pa * m)^{-m}] | | |
| <i>Stainless Steel 316</i> | 1.09 x 10 ⁻¹² | 3.03 | 62 |
| <i>Aluminum Alloy 6061</i> | 7.88 x 10 ⁻⁹ | 3.97 | 63 |
| <i>Aluminum 7075-O</i> | 1.321 x 10 ⁻⁸ | 3.307 | 64 |
| <i>Aluminum 2024-O</i> | 1.6 x 10 ⁻¹² | 3.352 | 65 |
| <i>Aluminum 2024-O/SiCp</i> | 2.66 x 10 ⁻¹⁰ | 2.93 | 66 |

4.6. Fator de Intensidade Equivalente (Keq)

Para este parâmetro, foi escolhido o Critério de Richard no Ansys, que, tal como explicado no capítulo da pesquisa bibliográfica, calcula-se pela seguinte fórmula:

$$K_{eq(Richard)} = \frac{K_I}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{K_I^2 + 4.62K_{II}^2 + 4K_{III}^2} \quad (MPa \sqrt{m}) \quad (4.1)$$

Onde obtemos os seguintes valores de Keq para os distintos testes e materiais:

4.6.1. Stainless Steel 316 e Al 6061-O (Provetes 3 Point Bend)

Tabela 4.17 - Valores de K_{eq} para os provetes 3 Point Bend

| | Stainless Steel 316 ($MPa \sqrt{m}$) | Al 6061-O ($MPa \sqrt{m}$) |
|----------------|--|--|
| <i>Teste 1</i> | 1,43 | 1,43 |
| <i>Teste 2</i> | 2,86 | 2,86 |
| <i>Teste 3</i> | 4,29 | 4,29 |
| <i>Teste 4</i> | 5,72 | 5,72 |

4.6.2. Al 7075-O, Al 2024-O e Al 2024-O/SiCp (Provetes CTS)

Tabela 4.18 - Valores de K_{eq} para os provetes CTS

| | Al 7075-O (MPa \sqrt{m}) | Al 2024-O (MPa \sqrt{m}) | Al 2024-O/SiCp (MPa \sqrt{m}) |
|----------------|--|--|---|
| <i>Teste 1</i> | 3,02 | 3,02 | 3,02 |
| <i>Teste 2</i> | 7,7 | 7,7 | 7,7 |
| <i>Teste 3</i> | 12,2 | 12,2 | 12,2 |
| <i>Teste 4</i> | 15,7 | 15,7 | 15,7 |

Os valores dos fatores de intensidade de tensão equivalentes mantiveram-se relativamente constantes nos provetes de flexão em 3 pontos (3 Point Bending) e nos provetes CT, pois a única alteração era a magnitude da carga aplicada.

Contudo, pode-se observar que nos provetes CTS, os valores foram bem mais elevados pois a geometria difere bastante e induz a que uma pré fenda existente seja mais propícia a um fator de intensidade de tensões equivalente superior.

4.7 Comparação entre os fatores de intensidade de tensão equivalentes e críticos (K_{eq} vs. K_{IC})

É muito importante comparar o fator de intensidade de tensões equivalentes com o crítico pois dá-nos um ponto de referência sobre o que alterar e em que condições ter os materiais sujeitos a esforços elevados, tendo-se obtido os seguintes valores para K_{eq} máximo em simulação no Ansys, como demonstrados na tabela 4.19:

Tabela 4.19 - Valores de Alongamento à Rotura e K_{IC} para os diferentes materiais [61]

| Material | Alongamento à rotura (%) | K_{IC} ($MPa \sqrt{m}$) | Máx. K_{eq} ($MPa \sqrt{m}$) |
|----------------------|--------------------------|-----------------------------|----------------------------------|
| Stainless Steel 316 | 50-60 | 50 | 6 |
| Aluminum Alloy 6061 | 25 | 29 | 6 |
| Aluminum 7075-O | 12 | 25 | 13,6 |
| Aluminum 2024-O | 15 | 36 | 13,6 |
| Aluminum 2024-O/SiCp | 5 | 20 | 13,6 |

Como se pode observar na tabela 4.19, os materiais com maior alongamento à rotura comportaram-se melhor, no geral, conseguindo obter valores de K_{eq} muito mais baixos que os valores críticos, especialmente o Aço Inoxidável, que ficou muito abaixo de ser sequer alarmante, sendo então um material ideal para aplicações críticas onde a resistência à propagação de fendas é essencial.

No entanto, a grande conclusão que se tira a partir desta tabela é que nenhum material foi testado ao limite, mesmo o Alumínio 2024-O/SiCp, que registou um K_{eq} a metade do valor do K_{IC} , ainda assim ficou a mais de 50% do valor ao qual começa a propagação de fendas instável.

Por estes ensaios experimentais não terem sido suficientemente satisfatórios em termos de levar o material ao limite, optou-se por realizar mais uma

simulação numérica, no provete CTS em Aço Inoxidável, pois é o mais dúctil de todos os materiais selecionados e o que foi considerado melhor levar ao limite e estudar o seu comportamento a carregamentos elevados, e neste caso em específico, é feito um carregamento Modo I + III, pois é um carregamento que mais esforços oferece à estrutura.

Em conclusão, nestes procedimentos experimentais, todos os provetes tiveram uma expectativa de vida útil infinita, ou seja, superior de 1 milhão de ciclos.

4.8. Keq para Carregamento Modo I + III ao Stainless Steel

Neste último sub-capítulo, irá ser feito um estudo numérico para levar ao limite o provete de Aço Inoxidável, sendo aplicado uma força axial e um momento torsor, sendo então o provete submetido a um esforço multiaxial (Modo I + III), e saber, portanto, a magnitude dos carregamentos a serem feitos até ao limite onde começa a propagação de fenda instável.

As condições do provete são as listadas na tabela 4.20:

Tabela 4.20 – Propriedades do Provete 3 Point Bending Aço Inoxidável

| | |
|----------------------------------|---|
| Volume | 10x16x100 = 8000 (mm ³) |
| Distância entre apoios fixos (L) | 80 (mm) |
| C | 1.09 x 10 ⁻¹² |
| m | 3.03 |
| a _i | 5 (mm) |
| Tensão Limite de Fadiga | 290 (MPa) |
| K _{ic} | 50 (MPa √m) |
| Y | $Y = \frac{1,93 - 3,07 \left(\frac{a}{w}\right) + 14,53 \left(\frac{a}{w}\right)^2 - 25,11 \left(\frac{a}{w}\right)^3 + 25,8 \left(\frac{a}{w}\right)^4}{\sqrt{\pi}}$ |

4.8.1. Método Analítico

Antes de passarmos ao cálculo numérico, calcularemos primeiro analiticamente, para se comparar os resultados posteriormente.

Para testar o material ao limite, começou-se por sobrecarregar o provete com um carregamento mais elevado e comparar com o K_{ic}, deste modo usou-se os seguintes carregamentos:

$$F = 2000 \text{ N}$$

$$M = 670 \text{ N.m}$$

Começamos então por calcular o fator de intensidade de tensão K_I :

$$Y = \frac{1,93 - 3,07 \left(\frac{a}{W}\right) + 14,53 \left(\frac{a}{W}\right)^2 - 25,11 \left(\frac{a}{W}\right)^3 + 25,8 \left(\frac{a}{W}\right)^4}{\sqrt{\pi}} = 1,005$$

$$K_I = \frac{3P}{2BW^2} * \sqrt{\pi * a} * Y_I$$

$$K_{III} = \frac{3 * 2000}{2 * 0,01 * 0,016^2} * \sqrt{\pi * 0,005} * 1,055 = 12,3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

Sendo que não existe deslizamento no plano, $K_{II} = 0$, logo falta só calcular K_{III} devido ao momento fletor $M = 670 \text{ N.m} = 670000 \text{ N.mm}$, e temos:

$$K_{III} = \frac{3T}{2BW^2} * \sqrt{\pi * a} \quad (4.2)$$

$$K_{III} = \frac{3 * 670 * \sqrt{\pi * 0,005}}{0,01 * 0,016^2} = 45,7 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \quad (4.3)$$

Tendo ambos os valores de K_I e K_{III} , podemos então calcular o K_{eq} (Irwin), e ficamos com:

$$K_{eq (Irwin)} = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2 + K_{III}^2} \quad (4.4)$$

$K_{II} = 0$, ficamos apenas com:

$$K_{eq (Richard)} = \sqrt{K_I^2 + K_{III}^2}$$

Substituindo os valores temos, portanto:

$$K_{eq (Richard)} = \sqrt{12,4^2 + 45,7^2} = 58,7 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

Para estes valores, podemos observar que $K_{eq} > K_{IC}$, logo, terá de se baixar o carregamento, e optou-se por baixar o valor do momento fletor aplicado, pois tem um peso superior no K_{eq} , usou-se, portanto, o seguinte valor:

$$F = 2000 \text{ N}$$

$$M = 500 \text{ N.m} = 500000 \text{ N.mm}$$

Calculando então o novo K_{III} :

$$K_{III} = \frac{500 * \sqrt{\pi * 0.005}}{0,01 * 0,016^2} = 36,7 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

Calculando o novo K_{eq} , temos:

$$K_{eq (Richard)} = \sqrt{12,4^2 + 36,7^2} = 38,8 < 50 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

Neste caso já temos $K_{eq} < K_{IC}$, logo calculamos o número de ciclos de vida útil do provete, pela Lei de Paris temos:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta\sigma \sqrt{\pi a})^m \quad (4.5)$$

Reorganizando para a integração ficamos com:

$$N = \int_{a_i}^{a_f} \frac{d_a}{C(K_{eq(Irwin)})^m} \quad (4.6)$$

Visto o provete ter 16 mm de altura, optou-se por escolher $a_f = 10$ mm, ficamos então com:

$$N = \int_{0.005}^{0.01} \frac{d_a}{1.09 * 10^{-12} * (38,8)^{3.03}}$$

$$N = 70379 \text{ Ciclos}$$

No mínimo, o componente aguentaria 70369 ciclos, o que é muito pouco para um componente que estará sujeito a várias cargas cíclicas. Deste modo, decidiu-se reverter o processo e procurar que carregamentos podem ser feitos ao provete, de modo a que este tenha vida útil infinita, ou seja, superior a 1 milhão de ciclos.

Comecemos, portanto, por meter igualar a equação do número de ciclos de vida a 1 milhão e posteriormente retirar o valor de K_{eq} :

$$N = \int_{a_i}^{a_f} \frac{d_a}{C(K_{eq})^m} \leftrightarrow \quad (4.7)$$

$$\leftrightarrow N = \frac{1}{C(K_{eq})^m} \int_{a_i}^{a_f} d_a$$

Resolve-se primeiro a integral:

$$\int_{0.005}^{0.01} d_a = a_f - a_i = 0.01 - 0.005 = 0.005 \text{ m}$$

Substituindo os valores na equação:

$$10^6 = \frac{1}{1.09 * 10^{-12} (K_{eq})^{3.03} * 0.005}$$

Isolando o K_{eq} retira-se o seu valor:

$$(K_{eq})^{3.03} = \frac{0.005}{1.09 * 10^{-12} * 10^6} \leftrightarrow$$

$$\leftrightarrow K_{eq} = \sqrt[3.03]{\frac{0.005}{1.09 * 10^{-12} * 10^6}} = 19.83 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

Obtendo o resultado do fator de intensidade equivalente, optou-se por escolher qual dos fatores de intensidade reduzir, o qual foi designado o K_{III} , pois foi o que teve maior impacto no valor de fator equivalente.

Aplicou-se, portanto, novamente o critério de Irwin:

$$K_{eq} (Richard) = \sqrt{K_I^2 + K_{III}^2} \quad (4.8)$$

Substituindo os valores temos:

$$19.83 = \sqrt{14.65^2 + K_{III}^2}$$

Calculando em ordem a K_{III} , obtemos:

$$K_{III} = 13,36 \text{ MPa}\sqrt{m}$$

Podemos, finalmente, retirar o valor máximo do momento fletor a ser aplicado:

$$K_{III} = \frac{3 * T}{2 * 0,01 * 0,016^2} * \sqrt{\pi * 0,005} * 1,055 = 13,36$$

$$\leftrightarrow T = 182 \text{ N.m}$$

Ou seja, para o componente ter uma vida útil infinita, o momento tissor teria de ter um valor máximo de 182 N.m, caso a força axial mantivesse o valor de 2000 N.

4.8.2. Método Numérico

Começou-se por definir todos os carregamentos e condições de fronteira, que são iguais aos feitos anteriormente no método analítico, como demonstrados na Figura 4.21.

$$F = 2000 \text{ N}$$

$$M = 670 \text{ N.m}$$

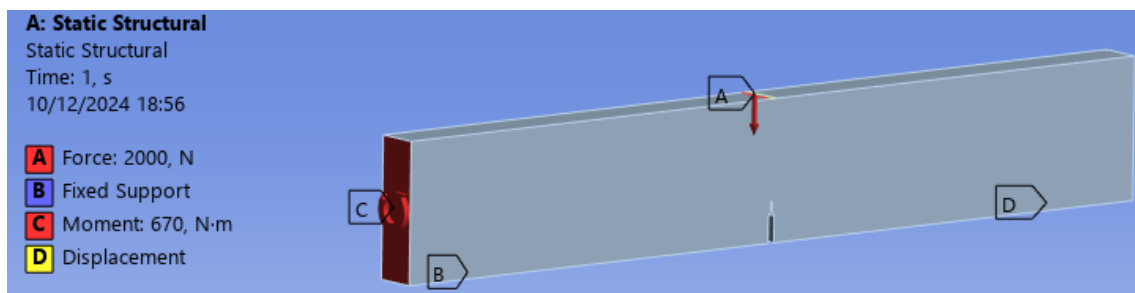


Figura 4.21 - Condições de Fronteira para Carregamento I + III

Retirou-se, portanto, o valor de K_{eq} :

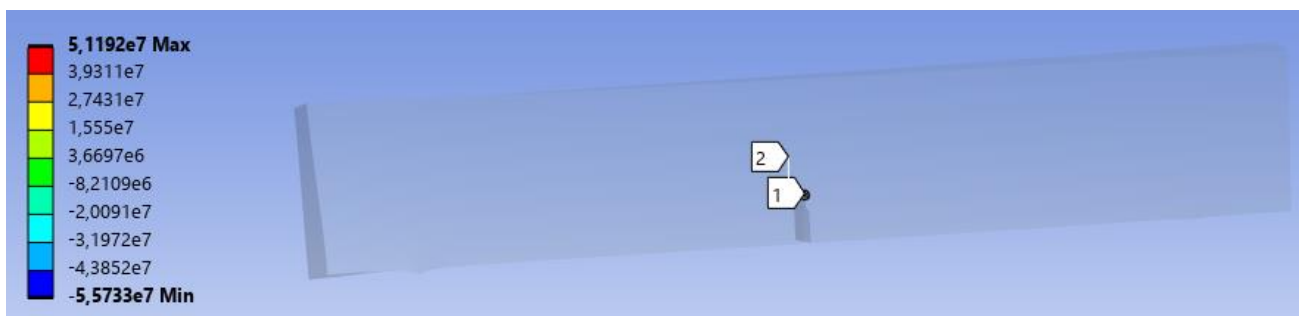


Figura 4.22 - Valor de K_{eq} em Carregamento I + III

Retirou-se também, tal como referido no método analítico, o número de ciclos de vida do componente:

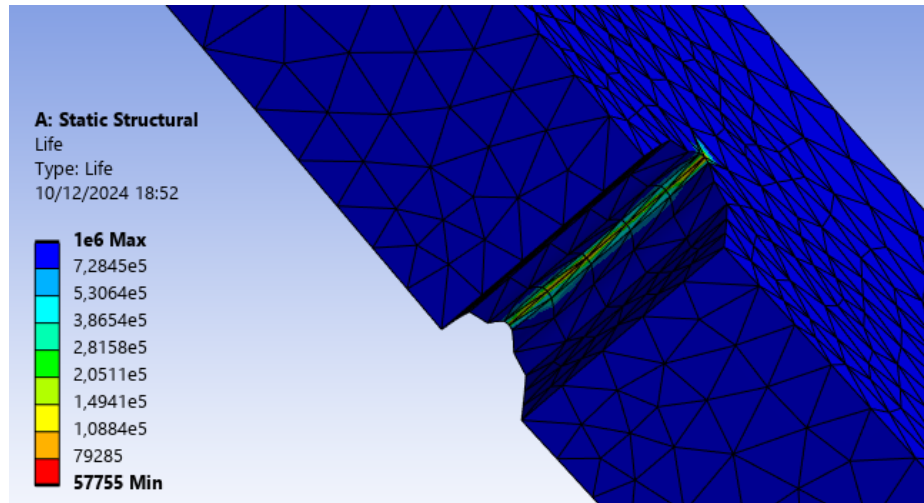


Figura 4.23 - Número de Ciclos de Vida Útil em Carregamento I + III

Aplicando então o novo momento fletor calculado no método analítico, como demonstrado na Figura 4.25:

$$F = 2000 \text{ N}$$

$$M = 182 \text{ N.m}$$

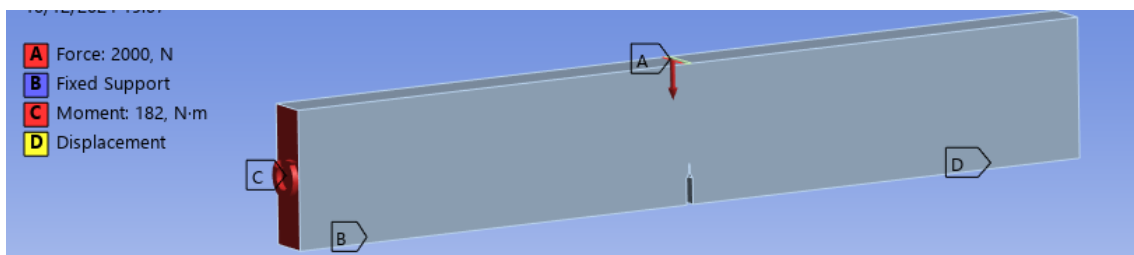


Figura 4.24 - Novas Condições de Carregamento para Vida Infinita

Temos então o novo número de ciclos de vida útil para o novo valor do momento fletor:

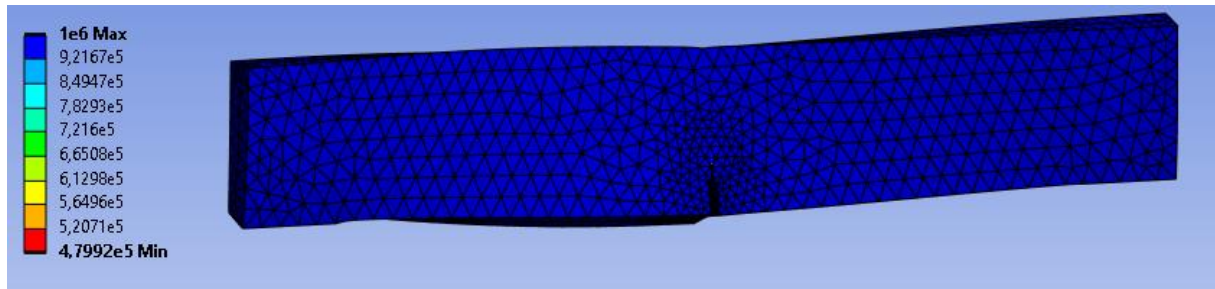


Figura 4.25 - Novo Número de Ciclos de Vida Útil

Como se pode observar, tal como estudado analiticamente, que o componente tinha o K_{eq} muito próximo do K_{ic} , e teria, portanto, uma vida útil demasiado curta, pouco mais de 70.000 ciclos, e conforme comprovado, baixou-se o valor do momento fletor para um valor em que permita haver vida infinita do componente, ao qual se chegou ao valor de 182 N.m.

As discrepâncias nos resultados analíticos e numéricos provêm muito da licença no Ansys ser de estudante e estar bastante limitada no número de nós permitidos para o método de elementos finitos, bem como no facto de o K_I não ser exatamente 0 na simulação, mas ter sido ignorada por completo nos cálculos.

5. Comparação entre Resultados Experimentais e Numéricos e Otimização de Critério de Richard

Neste capítulo serão feitas as comparações dos vários fatores de intensidade de tensões, em todos os testes realizados, entre os resultados experimentais e numéricos.

Também serão apresentados resultados dos ciclos de vida útil em cada um dos casos e posterior relação entre as cargas aplicadas com a variação do fator de intensidade de tensões e a geometria dos provetes com a propagação da fenda nos carregamentos multiaxiais.

Por fim será feita uma análise global sobre os diferentes materiais e como estes se comportam sujeitos a diferentes carregamentos e como as suas propriedades mecânicas influenciam os valores de K e a propagação de fendas.

5.1. Carregamento Misto I + II

Serão analisados os ensaios no modo de carregamento multiaxial I + II, onde os parâmetros estudados foram o K_I e K_{II} , consoante as diferentes cargas e tamanho das pré-fendas iniciais e gráficos comparativos entre ensaios experimentais e numéricos.

5.1.1. Provede 3 Point Bending (Flexão em 3 Pontos)

Neste provede foram testados apenas 2 materiais, o Stainless Steel 316 e o Aluminum Alloy 6061-O, ambos com propriedades mecânicas bastante distintas, e podemos comparar nas figuras seguintes os seus valores do fator de intensidade de

ensões com a sua resistência ao início de propagação de fendas, tanto no método experimental como no numérico.

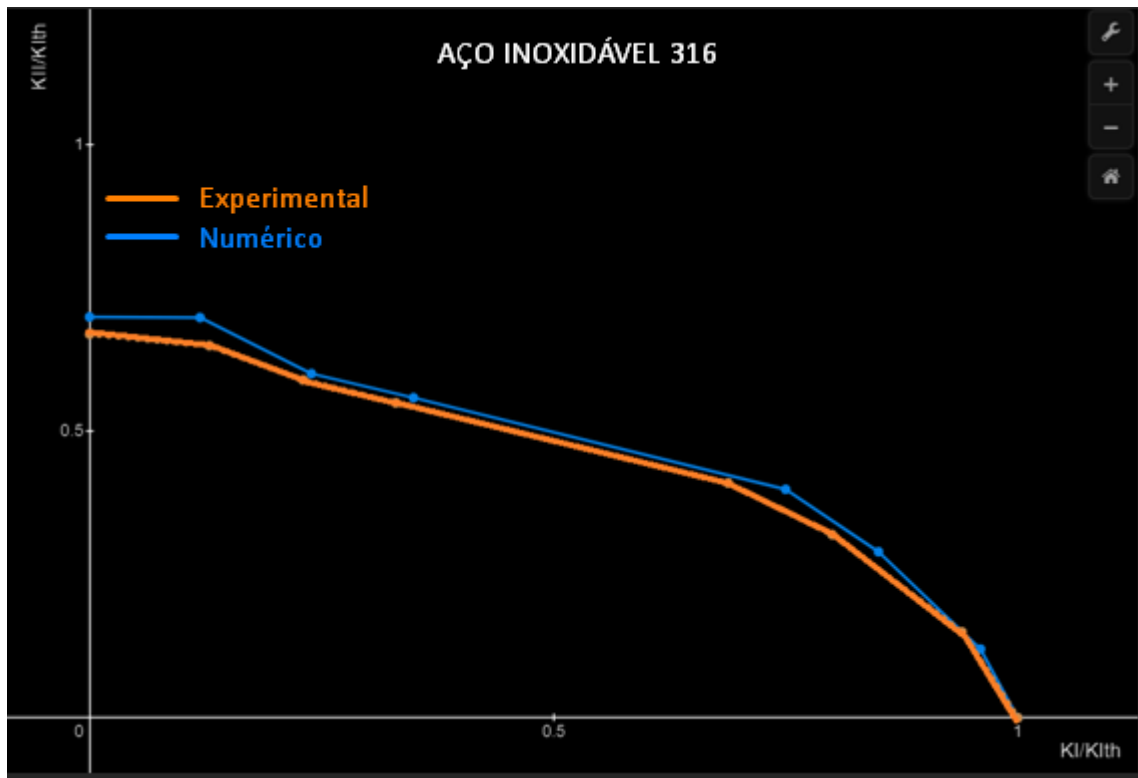


Figura 5.1 - Comparação entre KI e KII Experimentais e Numéricos com o Kith para o Stainless Steel 316

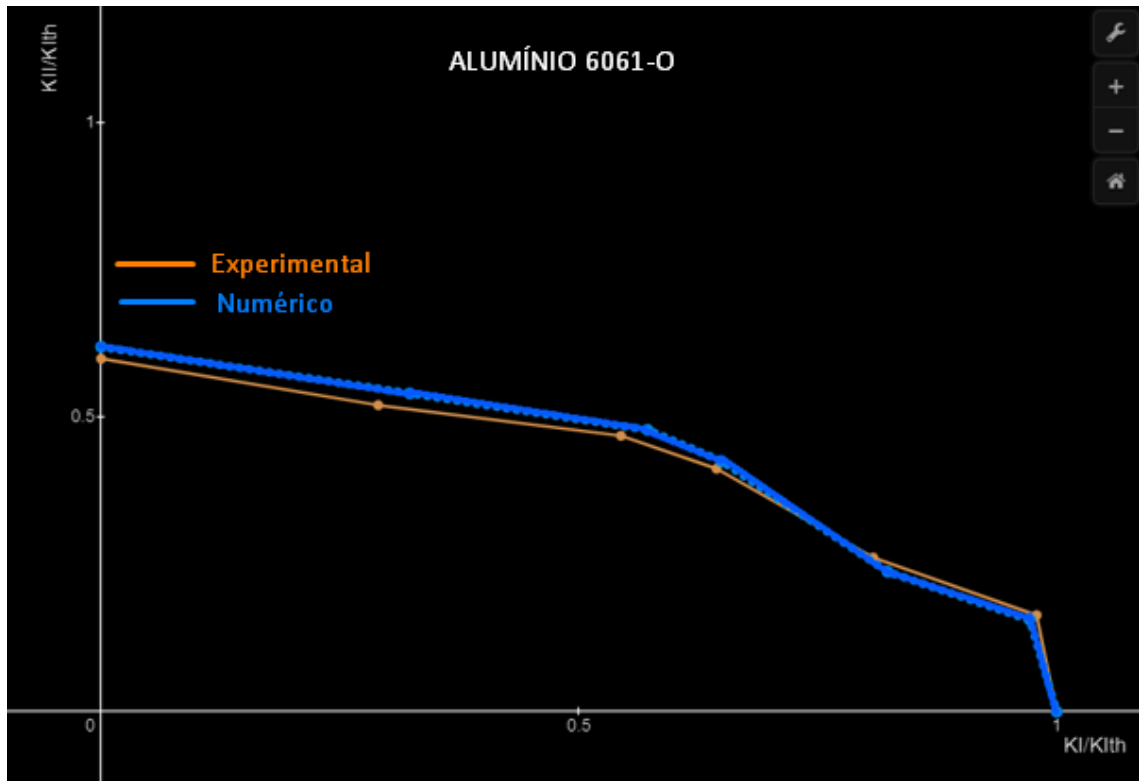


Figura 5.2 - Comparação entre KI e KII Experimentais e Numéricos com o Kith para o Al 6061-O

Para estes materiais, nestas condições, obtiveram-se os seguintes valores para os fatores de intensidade de tensão, nos diferentes critérios (Richard e Irwin), demonstrados na tabela abaixo:

$$K_{eq (Richard)} = \frac{K_I}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{K_I^2 + 4.62K_{II}^2} \quad (5.1)$$

$$K_{eq (Irwin)} = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2} \quad (5.2)$$

Para provetes 3 Point Bending, calcula-se o fator geométrico e os fatores de intensidade de tensão da seguinte forma:

$$Y = \frac{1,93 - 3,07 \left(\frac{a}{w}\right) + 14,53 \left(\frac{a}{w}\right)^2 - 25,11 \left(\frac{a}{w}\right)^3 + 25,8 \left(\frac{a}{w}\right)^4}{\sqrt{\pi}}$$

$$K_I = \frac{3PS}{2BW^2} * \sqrt{\pi * a} * Y_I$$

$$K_{II} = \frac{3PSe}{2BW^2} * \sqrt{\pi * a} * Y_{II}$$

Para a condição $0,2 < \frac{a}{w} < 0,8$

Tabela 5.1 - Valores de K_I , K_{II} e K_{eq} ($MPa \sqrt{m}$) para os testes do provete 3 Point Bend:

| | K_I^{SIM} | K_{II}^{SIM} | K_{eq}^{SIM} | $K_{eq}^{EXP}(\text{Richard})$ | $K_{eq}^{EXP}(\text{Irwin})$ |
|---------|-------------|----------------|----------------|--------------------------------|------------------------------|
| Teste 1 | 1,55 | 0,16 | 1,55 | 1,74 | 1,63 |
| Teste 2 | 3 | 0,31 | 3,1 | 3,34 | 3,25 |
| Teste 3 | 4,66 | 0,46 | 4,68 | 4,84 | 4,60 |
| Teste 4 | 6 | 0,6 | 6,1 | 6,42 | 6,2 |

Observando os fatores de intensidade de tensão equivalentes, nota-se que existe uma discrepância de valores do critério de Irwin e o de Richard com os valores calculados numericamente, optou-se, portanto, por comparar a percentagem de erro entre o critério de Irwin e o numérico.

$$Erro\ Relativo = \frac{|K_{eq\ (Irwin)} - K_{eq\ SIM}|}{K_{eq\ SIM}} \quad (5.3)$$

Tabela 5.2 - Erro Relativo entre Keq (Richard) e Keq (Simulação)

| | Keq ^{EXP} (Irwin) | Keq ^{SIM} | Erro (%) |
|---------|----------------------------|--------------------|----------|
| Teste 1 | 1,63 | 1,55 | 5,2 |
| Teste 2 | 3,25 | 3,1 | 4,83 |
| Teste 3 | 4,60 | 4,68 | 0,17 |
| Teste 4 | 6,2 | 6,1 | 1,64 |

Como se pode observar, os erros foram relativamente baixos, sendo que as maiores diferenças se deram devido a alguns fatores como o software Ansys ser a versão gratuita e ter muito limitado o número de nós na malha, bem como possíveis pequenas diferenças nos valores das propriedades mecânicas inseridas no software, que após vários passos de integrações, levam a um erro um pouco maior, no então, deu-se como satisfatório os resultados finais.

Para os valores de abertura de fenda, começou-se por analisar os valores todos de Keq e compará-los com o K_{th}:

$$\text{Stainless Steel 316} - K_{Ith} = 5,81\ MPa\sqrt{m}$$

$$\text{Alumínio 6061} - K_{Ith} = 3,90\ MPa\sqrt{m}$$

Ou seja, o Aço Inoxidável 316 não ocorrerá propagação de fenda por fadiga, no entanto, o Alumínio 6061 será afetado por tal, visto K_{th} ser inferior ao Keq.

O valor K_{eq} mais alto obtido foi no teste 4, onde se atingiu $6 \text{ MPa}\sqrt{m}$, logo, submetendo o provete a essas condições novamente, abaixo indicados:

Tabela 5.3 – Condições de simulação do teste 1

| | |
|---------|---------------|
| | P_1 máx (N) |
| Teste 4 | 1000 |

Usando a função no Ansys “Crack Extension Probe”, os valores obtidos para a abertura de fenda no Alumínio 6061 foram os seguintes:

| | Time [s] | Crack Extension Probe [mm] | Changed Mesh |
|----|-------------|----------------------------|--------------|
| 1 | 8,3333e-002 | 6,0981e-004 | |
| 2 | 0,16667 | 1,0985e-003 | Yes |
| 3 | 0,25 | 1,7494e-003 | Yes |
| 4 | 0,33333 | 2,435e-003 | Yes |
| 5 | 0,41667 | 3,1207e-003 | Yes |
| 6 | 0,5 | 3,7788e-003 | Yes |
| 7 | 0,58333 | 4,4645e-003 | Yes |
| 8 | 0,66667 | 5,1501e-003 | Yes |
| 9 | 0,75 | 5,7943e-003 | Yes |
| 10 | 0,83333 | 6,4566e-003 | Yes |
| 11 | 0,91667 | 7,0677e-003 | Yes |
| 12 | 1, | 7,7534e-003 | Yes |

Figura 5.3 - Tamanho da abertura da fenda do Alumínio 6061 em condições do Teste 1

Como observado, o valor máximo obtido no Al 6061 foi de $7,75 \times 10^{-3} \text{ mm}$.

Calculando analiticamente a abertura da fenda para o Alumínio 6061 temos:

$$\delta = \frac{4 * K_{eq}^2}{E * \pi} \quad (5.4)$$

$$\delta = \frac{4 * 5,5^2}{68900 * \pi} = 0,00359 \text{ mm}$$

Temos então um erro de:

$$\frac{|0,00359 - 0,00775|}{0,0075} = 0,54 = 54\%$$

Um erro de 54%, um valor bastante desviado do ideal, mas algo esperado devido ao bastante limitado número de nós para este refinamento de malha.

5.1.2. Provete CTS (Compact Tension Specimen)

Neste provete já foram testados 3 materiais, Al 7075-O, Al 2024 e Al 2024/SiCp, onde as condições dos testes já foram distintas pois o provete era diferente, bem como as suas dimensões da pré-fenda e cargas aplicadas.

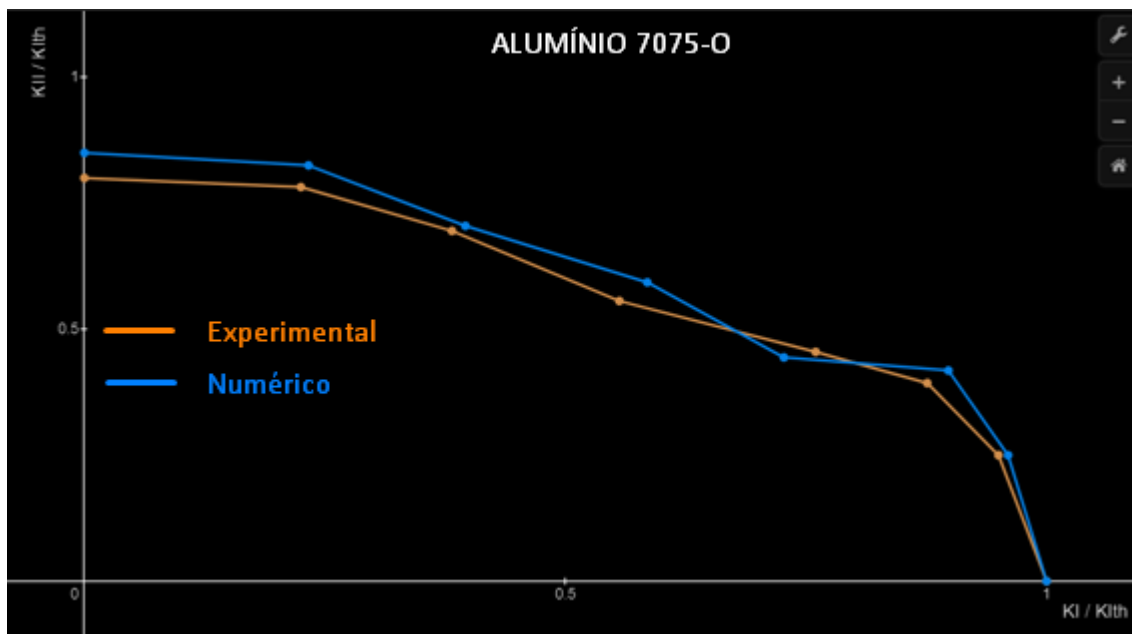


Figura 5.4 - Comparação entre K_I e K_{II} Experimentais e Numéricos com o K_{Ith} para o Al 7075-O

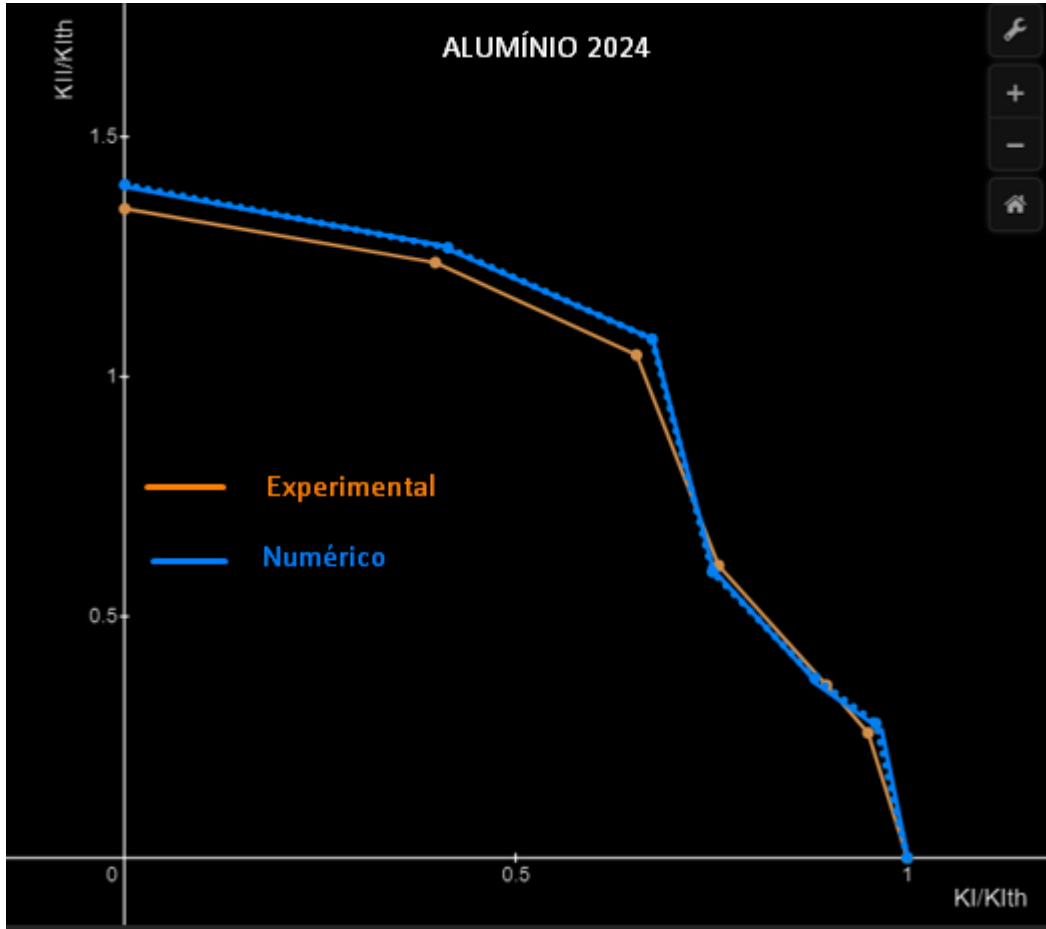


Figura 5.5 - Comparação entre KI e KII Experimentais e Numéricos com o Kith para o Al 2024

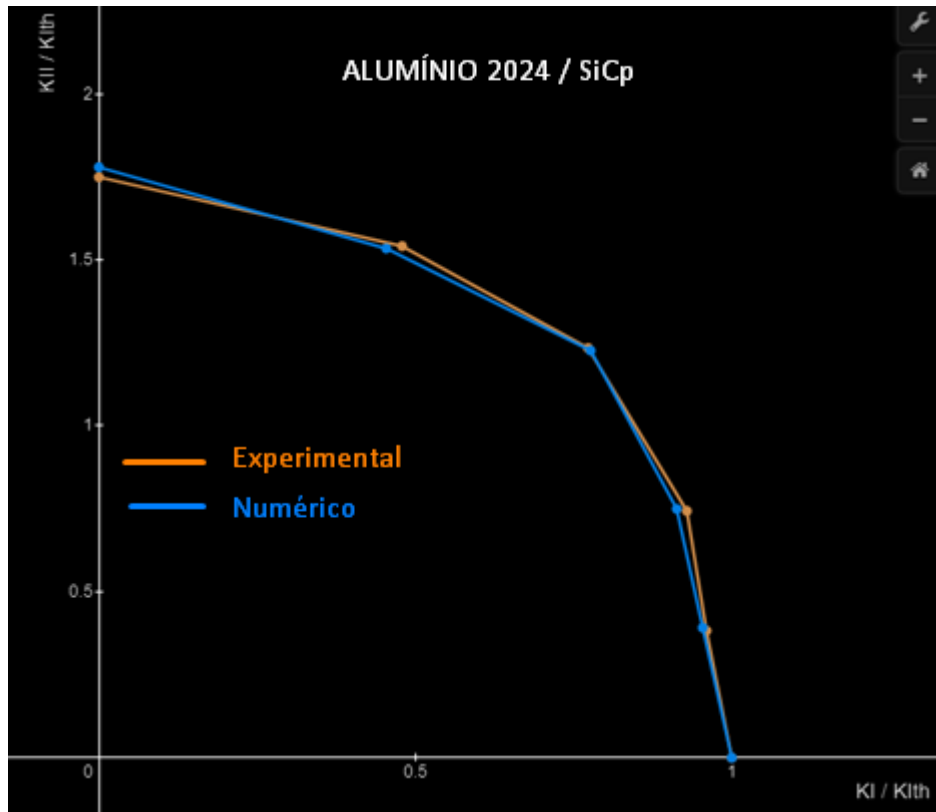


Figura 5.6 - Comparação entre KI e KII Experimentais e Numéricos com o Kith para o Al 2024/SiCp

Para provetes CT, calcula-se o fator geométrico e os fatores de intensidade de tensão da seguinte forma:

$$Y = \frac{2 + \left(\frac{a}{w}\right) + \left[0,866 + 4,64 \left(\frac{a}{w}\right) + 13,32 \left(\frac{a}{w}\right)^2 - 14,72 \left(\frac{a}{w}\right)^3 + 5,6 \left(\frac{a}{w}\right)^4\right]}{\sqrt{\pi \left(1 - \frac{a}{w}\right)}}$$

$$K_I = \frac{3 * P * \text{sen}(\theta)}{2BW^2} * \sqrt{\pi * a} * Y$$

$$K_{II} = \frac{3 * P * \text{cos}(\theta)}{2 * B * W^2} * \sqrt{\pi * a} * Y$$

Como observável nos gráficos, ambos métodos, quer experimental quer numérico, foram bastante similares, e novamente usou-se o Critério de Richard e Irwin e comparou-se os valores obtidos, como demonstrados na tabela seguinte:

Tabela 5.4 - Valores de K_i , K_{ii} e K_{eq} para os testes do provete CTS

| | K_i^{SIM} | K_{ii}^{SIM} | K_{eq}^{SIM} | $K_{eq}^{EXP}(\text{Richard})$ | $K_{eq}^{EXP}(\text{Irwin})$ |
|---------|-------------|----------------|----------------|--------------------------------|------------------------------|
| Teste 1 | 2,9 | 1,69 | 3,4 | 3,52 | 3,02 |
| Teste 2 | 5,88 | 3,4 | 6,79 | 6,1 | 7,7 |
| Teste 3 | 8,83 | 5 | 10 | 8,9 | 12,2 |
| Teste 4 | 11,7 | 6,79 | 13,6 | 11,1 | 15,7 |

Novamente, os valores do K_{eq} no critério de Irwin ficaram bastante longe do resultado ideal, comparativamente ao critério de Richard e os resultados de simulação, por esse motivo, calculou-se novamente o erro entre ambos, para o provete CTS.

Tabela 5.5 - Erro Relativo entre K_{eq} (Richard) e K_{eq} (Simulação)

| | $K_{eq}^{EXP}(\text{Irwin})$ | K_{eq}^{SIM} | Erro (%) |
|---------|------------------------------|----------------|----------|
| Teste 1 | 3,02 | 3,4 | 11,17 |
| Teste 2 | 7,7 | 6,79 | 13,4 |
| Teste 3 | 12,2 | 10 | 22 |
| Teste 4 | 15,7 | 13,6 | 15,4 |

No provete CTS, os resultados foram algo positivos, onde os erros não excederam o valor de 22%, ou seja, quando comparados aos do provete 3 Point Bending foram mais elevados, pois as condições de fronteira impostas no provete foram relativamente mais complexas, sendo que o Software é bastante limitado e deu alguns erros para se criar as condições ideais de fronteira para o provete CT.

Segue-se então a análise ao valor de limite de resistência por fadiga, K_{Ith} , de cada material:

$$\text{Alumínio 7075-O} - K_{Ith} = 2,75 \text{ MPa}\sqrt{m}$$

$$\text{Alumínio 2024-O} - K_{Ith} = 3,9 \text{ MPa}\sqrt{m}$$

$$\text{Alumínio 2024/SiCp} - K_{Ith} = 4,8 \text{ MPa}\sqrt{m}$$

O valor de K_{eq} mais elevado obtido nestas condições foi no teste 4, com o valor de $13,6 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, ou seja, foi superior a todos os K_{Ith} de todos os materiais testados, onde se submeteu novamente os materiais às condições apresentadas abaixo:

Tabela 5.6 - Condições de simulação do teste 4

| | |
|---------|---------------|
| | P_I máx (N) |
| Teste 4 | 1000 |

Usando a função “Crack Extension Probe” para todos os materiais, obtiveram-se os seguintes valores para a propagação de fenda:

Al 7075-O

| | Time [s] | <input checked="" type="checkbox"/> Minimum [m] | <input checked="" type="checkbox"/> Maximum [m] | <input checked="" type="checkbox"/> Average [m] | Changed Mesh |
|----|-------------|---|---|---|--------------|
| 1 | 8,3333e-002 | 0, | 2,9698e-006 | 8,3779e-007 | |
| 2 | 0,16667 | 0, | 4,2075e-006 | 1,1884e-006 | Yes |
| 3 | 0,25 | 0, | 5,6774e-006 | 1,5844e-006 | Yes |
| 4 | 0,33333 | 0, | 7,7671e-006 | 2,1778e-006 | Yes |
| 5 | 0,41667 | 0, | 1,1e-005 | 3,0763e-006 | Yes |
| 6 | 0,5 | 0, | 1,5695e-005 | 4,3633e-006 | Yes |
| 7 | 0,58333 | 0, | 2,5068e-005 | 6,9339e-006 | Yes |
| 8 | 0,66667 | 0, | 4,4226e-005 | 1,2389e-005 | Yes |
| 9 | 0,75 | 0, | 9,6073e-005 | 2,735e-005 | Yes |
| 10 | 0,83333 | 0, | 3,5679e-004 | 9,5617e-005 | Yes |

Figura 5.7 - Tamanho da abertura da fenda do Alumínio 7075-O em condições do Teste 4

Como observado, o valor máximo obtido no Al 7075-O foi de $3,57 \cdot 10^{-4} \text{ m}$

Cálculo analítico da fenda para o Alumínio 7075-O temos:

$$\delta = \frac{4 * K_{eq}^2}{E * \pi} \quad (5.4)$$

$$\delta = \frac{4 * 13,6^2}{71700 * \pi} = 0,003284 \text{ m}$$

Temos então um erro de:

$$\frac{|0,003284 - 0,000357|}{0,000357} = 0,82 = 82\%$$

AI 2024

| | Time [s] | <input checked="" type="checkbox"/> Crack Extension Probe [mm] | Changed Mesh |
|----|-------------|--|--------------|
| 1 | 8,3333e-002 | 1,1444e-003 | |
| 2 | 0,16667 | 2,4468e-003 | Yes |
| 3 | 0,25 | 3,7471e-003 | Yes |
| 4 | 0,33333 | 5,0998e-003 | Yes |
| 5 | 0,41667 | 6,4526e-003 | Yes |
| 6 | 0,5 | 7,7579e-003 | Yes |
| 7 | 0,58333 | 9,1081e-003 | Yes |
| 8 | 0,66667 | 1,0461e-002 | Yes |
| 9 | 0,75 | 1,1735e-002 | Yes |
| 10 | 0,83333 | 1,308e-002 | Yes |
| 11 | 0,91667 | 1,4373e-002 | Yes |
| 12 | 1, | 1,5725e-002 | Yes |

Figura 5.8 - Tamanho da abertura da fenda do Alumínio 2024 em condições do Teste 4

Como observado, o valor máximo obtido no AI 2024 foi de $1,57 * 10^{-2} \text{ mm}$

Cálculo analítico da fenda para o Alumínio 2024 temos:

$$\delta = \frac{4 * K_{eq}^2}{E * \pi} \quad (5.4)$$

$$\delta = \frac{4 * 13,6^2}{73100 * \pi} = 0,00322 \text{ mm}$$

Temos então um erro de:

$$\frac{|0,00322 - 0,0157|}{0,0157} = 0,79 = 79\%$$

Al 2024/SiCp

| | Time [s] | <input checked="" type="checkbox"/> Crack Extension Probe [mm] | Changed Mesh |
|----|-------------|--|--------------|
| 1 | 8,3333e-002 | 5,8995e-004 | |
| 2 | 0,16667 | 9,6136e-004 | Yes |
| 3 | 0,25 | 1,647e-003 | Yes |
| 4 | 0,33333 | 2,3327e-003 | Yes |
| 5 | 0,41667 | 2,8726e-003 | Yes |
| 6 | 0,5 | 3,434e-003 | Yes |
| 7 | 0,58333 | 3,9637e-003 | Yes |
| 8 | 0,66667 | 4,6144e-003 | Yes |
| 9 | 0,75 | 5,2895e-003 | Yes |
| 10 | 0,83333 | 5,9752e-003 | Yes |
| 11 | 0,91667 | 6,6544e-003 | Yes |
| 12 | 1, | 7,34e-003 | Yes |

Figura 5.9 - Tamanho da abertura da fenda do Alumínio 2024 / SiCp em condições do Teste 4

Como observado, o valor máximo obtido no Al 2024/SiCp foi de $7,34 * 10^{-3} mm$.

Cálculo analítico da fenda para o Alumínio 7075-O temos:

$$\delta = \frac{4 * K_{eq}^2}{E * \pi} \quad (5.4)$$

$$\delta = \frac{4 * 13,6^2}{80000 * \pi} = 0,0029 mm$$

Temos então um erro de:

$$\frac{|0,0029 - 0,0073|}{0,0073} = 0,596 = 59,6 \%$$

Novamente, pode-se verificar erros com valores de entre 59,6% e 82%, ou seja, bastante altos, mas, no entanto, foram dados como relativamente satisfatórios devido ao impasse do software Ansys ser de uma versão limitada e não poder fazer um maior refinamento de malha de modo a atingir os valores dados como aceitáveis, que rondariam no máximo os 10% de erro relativo.

A correlação que se faz com a propagação de fenda em cada um destes materiais com as suas propriedades mecânicas, mais especificamente com o Módulo de Elasticidade, é que, como demonstrado na fórmula usada analiticamente, verifica-se que o material com um Módulo de Elasticidade superior é menos propenso a deformação elástica e é diretamente relacionado à abertura de fenda pois resulta num menor δ para o mesmo K_{eq} .

Nota-se também que a Ductilidade de cada material não é o mais relevante nestes testes pois os materiais não foram levados á fratura, ou seja, não influenciou o suficiente para a capacidade de deformação plástica, como é o caso do Alumínio 2024/SiCp, que apesar de ter uma ductilidade menor que o Al 2024 (devido à presença de carboneto de silício que o torna mais duro), acaba por obter uma abertura de fenda menor pois é compensado com um maior Módulo de Elasticidade.

5.2. Carregamento Misto I + III

Neste tipo de carregamento levou-se o Aço Inoxidável ao limite de fratura por fadiga, até iniciar propagação de fenda instável, devido a ser o material que apresenta melhores valores de K_{IC} , sendo por isso o ideal para se levar ao limite, e por ser um material muito utilizado para vários tipos de construções, considerando-se relevante testar este tipo de carregamento, muito também por os documentos e artigos disponibilizados neste estudo ser bastante limitados.

Temos então as 2 tabelas com os valores comparativos dos resultados analíticos e das simulações numéricas:

Tabela 5.7 - Valores de K_{eq} analíticos e numéricos para os Ensaio 1 e 2 e seus respectivos erros

| | Condições do Ensaio | $K_{eq}^{ANALIT.}$ ($MPa\sqrt{m}$) | K_{eq}^{SIM} ($MPa\sqrt{m}$) | Erro (%) |
|----------|---------------------------|---|----------------------------------|----------|
| Ensaio 1 | F = 2000 N M = 670 N.m | 58,7 | 51,2 | 14,64 |
| Ensaio 2 | F = 2000 N M = 182 N.m | 19,83 | 23,15 | 14,34 |

Tabela 5.8 - Valores de Nf analíticos e numéricos para os Ensaio 1 e 2 e seus respectivos erro

| | Condições do Ensaio | $N_f^{ANALIT.}$ (Nº de Ciclos) | N_f^{SIM} (Nº de Ciclos) | Erro (%) |
|----------|---------------------------|--------------------------------|----------------------------|----------|
| Ensaio 1 | F = 2000 N M = 670 N.m | 70379 | 57755 | 21,8 |
| Ensaio 2 | F = 2000 N M = 182 N.m | 10^6 | $4,8 * 10^5$ | 52 |

Os erros foram bastante satisfatórios, valores bastante baixos, considerando que o refinamento de malha não foi o desejável devido à versão estudante do software Ansys, no entanto, para o erro de 52% no ensaio 2, considera-se um valor satisfatório pois o provete todo demonstrava um valor de $N_f = 10^6$, como visto na Figura 4.26, mas poderia haver uma secção muito pequena em que o valor pudesse ser mínimo nessa região, ou seja, embora seja um erro de 52%, a região era ínfima e o refinamento de malha não era o ideal, daí a ter-se considerado um valor aceitável.

5.3. Análise Crítica do Critério de Richard

O critério de Richard é um dos vários critérios existentes de medir o fator de intensidade de tensões equivalentes presentes na estrutura, para uma ou várias cargas aplicadas.

Na fórmula 5.3a, é demonstrada novamente como é calculado o K_{eq} , tendo em conta dos fatores, K_I , K_{II} e K_{III} , bem como os fatores de correção.

$$K_{eq (Richard)} = \frac{K_I}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{K_I^2 + 4(\alpha_1 K_{II})^2 + 4(\alpha_1 K_{III})^2} \quad (5.5)$$

Os fatores α_1 e α_2 são calculados através das seguintes equações:

$$\alpha_1 = \frac{K_{Ic}}{K_{IIc}} \quad (5.6)$$

$$\alpha_2 = \frac{K_{Ic}}{K_{IIIc}} \quad (5.7)$$

Para o Aço Inoxidável 316, temos que os valores para K_{Ic} , K_{IIc} e K_{IIIc} são os seguintes:

$$K_{Ic} = 100 \text{ MPa}\sqrt{m}$$

$$K_{IIc} = 85 \text{ MPa}\sqrt{m}$$

$$K_{IIIc} = 100 \text{ MPa}\sqrt{m}$$

Temos, portanto, os seguintes valores para α_1 e α_2 :

$$\alpha_1 = \frac{100}{85} = 1,18$$

$$\alpha_2 = \frac{100}{100} = 1$$

O que, substituindo estes valores na fórmula 5.3a, ficamos com a fórmula final 2.8c:

$$K_{eq (Richard)} = \frac{K_I}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{K_I^2 + 4,62K_{II}^2 + 4K_{III}^2} \quad (5.8)$$

Após a dissecação da fórmula e de onde provêm os valores de correção para os fatores de intensidade de tensão referentes a forças de deslizamento (Modo II) e de corte (Modo III), passou-se à otimização dos valores a utilizar para o Aço Inoxidável 316 nos fatores de correção, especificamente α_1 e α_2 .

No entanto, temos ainda os “4” antes de ambos os fatores de correção para a escala de dano, que provêm da derivação e desenvolvimento do círculo de Mohr, como demonstrado no critério de Schollmann nas fórmulas apresentadas a baixo:

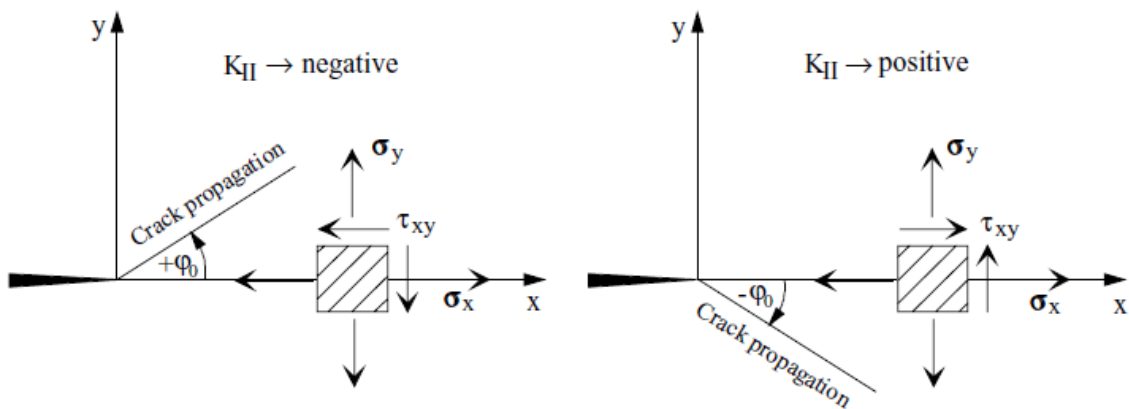


Figura 5.10 - Círculo de Mohr adaptado com propagação de fenda [67]

$$\sigma_{méd} = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \quad (5.9)$$

$$R = \sqrt{\left(\frac{\sigma_x + \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (5.10)$$

Adaptando para o método de Schollmann ficou:

$$\sigma_1' = \frac{\sigma_\varphi + \sigma_z}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_\varphi - \sigma_z)^2 + 4\tau_{\varphi z}^2} \quad (5.11)$$

Onde, para uma abertura de fenda perpendicular a σ_1' , temos que $\sigma_z = 0$ e temos então a fórmula final de Richard (5.8), onde σ_1' é a tensão principal máxima.

Os valores de α_1 e α_2 foram 1,18 e 1 respectivamente para o Aço Inoxidável, no entanto para os restantes materiais, foram distintos pois têm diferentes valores de K_{Ic} , K_{IIc} e K_{IIIc} , de acordo com a norma ASTM E399:

Para o Aluminum 6061-O:

$$K_{Ic} = 25 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

$$K_{IIc} = 30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

$$K_{IIIc} = 25 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

$$\alpha_1 = \frac{25}{30} = 0,83$$

$$\alpha_2 = \frac{25}{25} = 1$$

Para o Aluminum 7075-O:

$$K_{Ic} = 20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

$$K_{IIc} = 20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

$$K_{IIIc} = 20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

$$\alpha_1 = \frac{20}{20} = 1$$

$$\alpha_2 = \frac{20}{20} = 1$$

Para o Aluminum 2024:

$$K_{Ic} = 25 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

$$K_{IIc} = 25 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

$$K_{IIIc} = 20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

$$\alpha_1 = \frac{25}{25} = 1$$

$$\alpha_2 = \frac{25}{20} = 1,25$$

Para o Aluminum 2024/SiCp:

$$K_{Ic} = 20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

$$K_{IIc} = 20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

$$K_{IIIc} = 15 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

$$\alpha_1 = \frac{20}{20} = 1$$

$$\alpha_2 = \frac{20}{15} = 1,33$$

Resumindo, para cada um destes valores, resultará em valores distintos no K_{eq} (*Richard*) calculados analiticamente, no entanto, os valores em Ansys resultam nos mesmos valores do K_{eq} pois embora o Ansys use o critério de Richard para obter os fatores de intensidade de tensão equivalentes, o software assume α_1 e α_2 igual a 1, o que, como se pode observar pela dissecação da fórmula, não é o resultado ideal pois não tem em consideração os diferentes valores de K_{ic} , K_{iic} e K_{iic} correspondentes a materiais distintos.

Contudo, os valores são relativamente próximos uns dos outros, especialmente nas ligas de alumínio, levando a que a percentagem de erro nestes materiais não seja muito relevante devido aos seus valores baixos.

6. Conclusões e Desenvolvimentos Futuros

Através da realização da presente tese, foi possível retirar o seguinte conjunto de conclusões:

- Devido à falta de literatura em carregamentos em modo misto, especialmente em modo (I + III), recorreu-se a artigos já com alguns anos para a validação de resultados e como se comportam as aberturas de fenda nos materiais selecionados quando sujeitos às cargas e momentos torsores aplicados.

- Foi calculado, através de simulação, o K_{eq} para cada material nas condições dos testes experimentais, todos estes em modo misto (I + II), e de seguida feita uma comparação entre o KI e KII com o K_{ith} , fazendo graficamente uma relação de qual o esforço que atingia mais rapidamente a propagação de fenda no provete.

- Nos provetes 3 Point Bending, o Aço Inoxidável 316 não criou abertura de fenda, além da pré-fenda feita no provete, não houve propagação nenhuma, de acordo com os esforços aplicados experimentalmente, devido a um elevado valor de K_{ith} , o qual não foi atingido um valor superior de K_{eq} . Já o Alumínio 6061-O é um material bastante mais frágil, com um alongamento à rotura de metade do valor do aço, o que terá por consequência um valor de K_{ith} mais baixo, e neste caso, levou mesmo à propagação de fenda, onde no teste mais extremo, que foi o teste 1, e levou a uma abertura de fenda de $7,75 \times 10^{-3}$ mm, tendo um erro de 54% para o erro calculado analiticamente.

- Nos provetes CT, todos os K_{eq} foram superiores ao K_{ith} de cada material (Al 7075, Al 2024 e Al 2024/SiCp), tendo criado abertura de fendas de $2,57 \times 10^{-2}$ mm, $1,57 \times 10^{-2}$ mm e $7,34 \times 10^{-3}$ mm, respetivamente. Quando comparado com os seus valores de alongamento à rotura, nota-se uma correlação muito acentuada entre as aberturas de fenda com este parâmetro, onde o Al 7075 tem uma menor abertura de fenda que o Al 2024 devido a um alongamento à rotura inferior (12% contra 15%), no entanto, no Al 2024/SiCp é uma exceção à regra pois embora tenha uma ductilidade baixa (5% alongamento à rotura), é o que tem a menor propagação da fenda devido às partículas de carbeto de silício, que alteram a microestrutura do Alumínio e aumentam a sua resistência à fratura. Os erros para os materiais no provete CT foram de 58%, 33% e 31% respetivamente.

- Fez-se comparação dos K_i , K_{ii} , K_{iii} e K_{eq} calculados entre os métodos numéricos e analíticos, sendo que o método analítico mais eficiente foi o critério de

Richard, o qual se utilizou daí em diante para calcular a percentagem de erro para cada fator de intensidade de tensões e, subsequentemente, as aberturas de fenda relacionada a cada teste.

- Visto todos os testes até então terem sido todos na região II, ou seja, curva da Lei de Paris, decidiu-se levar ao extremo, até à propagação de fenda instável do Aço Inoxidável 316, pois é o material mais dúctil e foi o único o qual não teve propagação de fenda com os esforços aplicados experimentalmente. Este ensaio foi realizado em modo misto I + III e é calculado os esforços máximos ao qual o material aguenta sem causar propagação de fenda instável, e posteriormente fazer a iteração até qual o valor do momento tursor máximo o provete (3 Point Bending) suporta para que este tenha um ciclo de vida infinito.

- Por fim foi dissecada a fórmula do critério de Richard e de onde vêm os fatores de correção de escala de dano e o porquê de ser muito importante a ter em conta estes parâmetros pois diferem muito de um material para outro e os erros finais podem ser grosseiros caso não se tenham em consideração estes mesmos.

6.1 Desenvolvimentos Futuros

A realização deste estudo permitiu obter informação cientificamente relevante relativa a uma área pouco abordada na literatura. Sugere-se, no seguimento deste trabalho, o desenvolvimento de alguns temas, vindos dos resultados e dúvidas que do mesmo advieram:

- Um estudo mais aprofundado sobre uma lista mais vasta de materiais para carregamentos multiaxiais, em especial modo misto (I + III), pois as simulações feitas no provete 3 Point Bending são bastante limitadas e não dão informação geral em como se comportaria com outro tipo de material e de provete.

- Realização de mais ensaios em provetes CT para uma maior base de comparação da abertura de fenda e carregamento aplicado com os provetes 3 point Bending.

- Uso de outros critérios para o cálculo de K_{eq} , e comparação de resultados nas condições de teste usados neste trabalho e no artigo científico, com o intuito de ter

uma melhor base de dados sobre que critério é ideal usar para os diferentes tipos de carregamento e materiais.

Referências Bibliográficas

- [1] C. Moura Branco, A. Augusto Fernandes, e P. M. S. Tavares de Castro, *Fadiga de Estruturas Soldadas*, 2a Edição. Lisboa: Fundação Calouste Gulbenkian, 1999.
- [2] “Inspeção de Equipamentos: Estudo de Casos: Caso 050: Fratura Frágil Dos Navios Classe Liberty (1941/1945).” *Inspeção de Equipamentos*, 2013. Disponível em: <https://inspecaoequipto.blogspot.com/2013/11/caso-050-fratura-fragil-dos-navios.html>
- [3] T. L. Anderson, «Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications». Third Edition Boca Raton: CRC Press. 2005.
- [4] Book, L.P. and B.Sc. (1970). *Linear Fracture Mechanics -What It Is, What It Does*.
- [5] P. M. G. Marques, «Estudo da propagação de fendas superficiais semi-elípticas em provetes cilíndricos e prismáticos sob carregamento torsional», *Dissertação de Mestrado*, FCT – UNL, 2018.
- [6] Chambel, P., Martins, R. and Reis, L. (2016). Research on fatigue crack propagation in CT specimens subjected to loading modes I, II or III. *ScienceDirect Procedia Structural Integrity*, 1, pp.134–141.
- [7] Bai, Q. and Bai, Y. (2014). *Fatigue and Fracture J-Integral*.
- [8] «Fundamentals Of Lefm And Applications To Fatigue Crack Growth». Disponível Em: https://www.efatigue.com/training/chapter_6.pdf.
- [9] Sherry, A.H. and Marrow, T.J. (2010). *Stress Intensity Factor*.
- [10] L. F. J. Ferreira, «Determinação dos fatores de intensidade de tensão KI, KII, KIII e Keq induzidos em provetes CT fissurados e sujeitos a diversos valores de momento torsor», *Dissertação de Mestrado*, FCT - UNL, 2017.
- [11] Dowling, N. (2006). AOE 3054 Experiment #5 Fracture Toughness Testing. [on-line] www.dept.aoe.vt.edu. Disponível em: <http://www.dept.aoe.vt.edu/~devenpor/aoe3054/ma-nual/expt5/text.html>.

[12] Zhu, X.-K. and Joyce, J.A. (2012). Review of fracture toughness (G, K, J, CTOD, CTOA) testing and standardization. *Engineering Fracture Mechanics*, 85, pp.1–46.

[13] R. F. Martins, L. Ferreira, L. Reis, e P. Chambel, «Fatigue crack growth under cyclic torsional loading», *Theory of Applications Fracture Mechanics.*, vol. 85, pp. 56–66, 2016.

[14] Liu, Q., Xin, X.J., Ma, J. and Wang, Y. (2021). Simulating quasi-static crack propagation by coupled peridynamics least square minimization with finite element method. *Engineering Fracture Mechanics*, 252, p.107862.

[15] Paris, P.C., Gomez, M.P. and Anderson, W.E. (1961). A Ration Analytic Theory of Fatigue.

[16] Wang, H., Wu, Y., Yang, J. and Wang, H. (2021). Numerical Simulation on Reflective Cracking Behavior of Asphalt Pavement. *Applied Sciences*, 11(17), p.7990.

[17] Richard, H. A., et al. “Theoretical Crack Path Prediction.” *Fatigue Fracture of Engineering Materials and Structures*, vol. 28, no. 1-2, Jan. 2005, pp. 3–12, <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.2004.00855.x>.

[18] Rice, J.R. (1968). A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks. *Journal of Applied Mechanics*, 35(2), pp.379–386.

[19] Hutchinson, J.W. (1983). Fundamentals of the Phenomenological Theory of Nonlinear Fracture Mechanics. *Journal*

[20] Rice, J., Budiansky, B., Asme, M. and Rice, J. (1973). Conservation Laws and Energy-Release Rates Microstructure and the Mechanical Properties of Steels View project Physical controls on ice stream dynamics View project Conservation Laws and Energy-Release Rates. Article in *Journal of Applied Mechanics*.

[21] Plank R, Kuhn G. Fatigue crack propagation under non-proportional mixed-mode loading. *Engineering Fracture Mechanics* 1999;62:203–29.

[22] You BR, Lee SB. A critical review on multiaxial fatigue assessments of metals. *International Journal of Fatigue* 1996;18(4):235–44.

[23] Papadopoulos IV, Davoli P, Gorla C, Filippini M, Bernasconi A. A comparative study of multiaxial high-cycle fatigue criteria for metals. *International Journal of Fatigue* 1997;19(3):219–35.

[24] Bold PE, Brown MW, Allen RJ. A review of fatigue crack growth in steels under mixed-mode I and II loading. *Fatigue Fract Engineering Material Structures* 1992;15:965–77.

[25] Qian J, Fatemi A. Mixed-mode fatigue crack growth: a literature survey. *Engineering Fracture Mechanics* 1996;55:969–90.

[26] Liu Y, Mahadevan S. Stain based multiaxial fatigue damage modeling. *Fatigue Fracture Engineering Material Structure* 2005;28:1177–89.

[27] Varvani-Farahani A. A new energy critical plane parameter for fatigue life assessment of various metallic materials subjected to inphase and out-of-phase multiaxial fatigue loading conditions. *International Journal of Fatigue* 2000;22:295–305.

[28] Kim KS, Nam KM, Kwak GJ, Hwang SM. A fatigue life model for 5% chrome work roll steel under multiaxial loading. *International Journal of Fatigue* 2004;26:683–9.

[29] Jiang Y. A fatigue criterion for general multiaxial loading. *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 2000;23:19–32.

[30] Jiang Y, Feng M. Modeling of fatigue crack propagation. *ASME J Engng Mater Technol* 2004;126:77–86.

[31] Feng M, Ding F, Jiang Y. A study of crack growth retardation due to artificially induced crack surface contact. *Int J Fatigue* 2005;27:1319–27.

[32] Erdogan F, Sih GC. On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear. *J Basic Engng* 1963;85:519–27.

[33] Chambers AC, Hyde TH, Webster JJ. Mixed-mode fatigue crack growth at 550 C under plane stress conditions in Jethete M152. *Engineering Fracture Mechanics* 1991;39:603–19.

[34] Yan X, Zhang Z, Du S. Mixed-mode fracture criteria for the materials with different yield strengths in tension and compression. *Engineering Fracture Mechanics* 1992;42:109–16.

[35] Forth SC, Favrow LH, Keat WD, Newman JA. Three-dimensional mixed-mode fatigue crack growth in a functionally graded titanium alloy. *Engineering Fracture Mechanics* 2003;70:2175–85.

- [36] Sih GC, Barthelemy BM. Mixed-mode fatigue crack growth predictions. *Engineering Fracture Mechanics* 1980;13:439–51.
- [37] Theocaris PS, Andrianopoulos NP. The T-criterion applied to ductile fracture. *Int J Fract* 1982;20:125–30.
- [38] Chao YJ, Liu S. On the failure of cracks under mixed-mode loads. *International Journal of Fracture* 1997;87:201–23.
- [39] Otsuka A, Mori K, Miyata T. The condition of fatigue crack growth in mixed-mode condition. *Engineering Fracture Mechanics Journal* 1975;7:429–39.
- [40] Socie DF, Hua CT, Worthem DW. Mixed-mode small crack growth. *Fatigue Fracture Engineering Material Structures* 1987;10:1–16.
- [41] Reddy SC, Fatemi A. Small crack growth in multiaxial fatigue. In: Mitchell MR, Landgraf RW, editors. *Advances in fatigue lifetime predictive techniques*. ASTM STP, vol. 1122. Philadelphia, PA: American Society for Testing and Materials; 1992. p. 276–98.
- [42] Gao H, Brown MW, Miller KJ. Mixed-mode threshold stress intensity factors. *Fatigue Engineering Material Structure* 1982;5(1):1–17.
- [43] Itoh T, Sakane M, Ohnami M, Socie DF. Nonproportional low cycle fatigue criterion for type 304 stainless steel. *Journal Engineering Material Technology ASME* 1995;117:285–92.
- [44] Borodii MV, Kucher NK, Strizhalo VA. Development of a constitutive model for biaxial low-cycle fatigue. *Fatigue Fracture Engineering Material Structures* 1996;19:69–1179.
- [45] Socie D, Marquis G, editors. *Multiaxial fatigue*. Society of Automotive Engineers; 2000.
- [46] Feng M, Ding F, Jiang Y. A study of loading path influence on fatigue crack growth under combined loading. *International Journal of Fatigue* 2006;28:19–27.
- [47] Liu Y, Mahadevan S. Multiaxial high-cycle fatigue criterion and life prediction for metals. *Int J Fatigue* 2005;27(7):790–800.
- [48] Kitagawa H, Takahashi S. Applicability of fracture mechanics to vary small cracks or cracks in early stage. In: *Proceedings of second international conference*

on mechanical behavior of materials. Metal Park, OH, USA: ASM International; 1976. p. 627–31.

[49] Liu Y, Mahadevan S. A unified multiaxial fatigue model for isotropic and anisotropic materials. *Int J Fatigue*, in press.

[50] Liu Y, Stratman B, Mahadevan S. Fatigue crack initiation life prediction of railroad wheels. *Int J Fatigue* 2006;28(7):747–56.

[51] Lawson L, Chen EY, Meshii M. Near-threshold fatigue: a review. *Int J Fatigue* 1999;21:15–34.

[52] Wang DZ, Ye F, Liu J, Yao CK, Wang ZG, Yu WC. Fatigue crack propagation of extruded 19V–SiCw/6061Al composite under mixed-mode (I + II) loading. *Scripta Metall Mater* 1995;32:1637–42.

[53] Otsuka A, Tohgo K. Fatigue crack initiation and growth under mixed-mode loading in aluminum alloys 2017-T3 and 7075-T6. *Engineering Fracture Mechanics* 1987;28:721–32.

[54] Soh AK, Bian LC. Mixed-mode fatigue crack growth criteria. *International Journal of Fatigue* 2001;23:427–39.

[55] Pook LP. The fatigue crack direction and threshold behavior of mild steel under mixed-mode I and III loading. *International Journal of Fatigue* 1985;7:21–30.

[56] Liu P, Wang Z. Mixed-mode I and II threshold stress intensity factor and crack deflection angle in SiCp/2024Al composite. *Scripta Materials* 1996;34(8):1323–30.

[57] Yates JR, Mohammed RA. The determination of fatigue crack propagation rates under mixed-mode (I + III) loading. *International Journal of Fatigue* 1996;18:197–203.

[58] Kim JK, Kim CS. Fatigue crack growth behavior of rail steel under mode I and mixed-mode loading. *Materials Science Engineering A* 2002;338:191–201.

[59] Toshimitsu A, Yokobori J, Yokobori T, Sato K, Syoji K. Fatigue crack growth under mixed-modes I and II. *Fatigue Fracture Engineering Material Structure* 1985;8:315–25.

[60] Biner S. Fatigue crack growth studies under mixed-mode loading. *International Journal of Fatigue* 2001;23:259–63.

[61] Liu, L. (2008). Modeling of mixed-mode fatigue crack propagation. (Dissertation)

[62] Bremler, O. (2022). Fatigue and microstructural study of a 316L austenitic stainless steel marine component produced by Wire Arc Additive Manufacturing (WAAM) (Dissertation)

[63] A. Pirondi, L. Collini. (2009). Analysis of crack propagation resistance of Al–Al₂O₃ particulate-reinforced composite friction stir welded butt joints, *International Journal of Fatigue*, Volume 31, Issue 1

[64] M N M Husnain et al 2019 IOP Conf. Ser.: Materials Science Engineering 469 012011

[65] S. Al-Fattal, D., & Khalid Mahmood, S. (2015). Low cycle fatigue of precipitation hardened aluminum alloy. *Engineering and Technology Journal*, 33(9A), 2146–2158.

[66] Zadeh, Maryam & Ali, Aidy & Fahim Golestaneh, Amirreza & Sahari, B.. (2009). Three dimensional simulation of fatigue crack growth in friction stir welded joints of 2024-T351 Al alloy. *Journal of Scientific and Industrial Research*. 68.

[67] Antunes, F. V., Branco, R., Ferreira, J. A. M., & Borrego, L. (2019). Stress Intensity Factor Solutions for CTS Mixed Mode Specimen. *Frattura Ed Integrità Strutturale*, 13(48), 676–692. <https://doi.org/10.3221/IGF-ESIS.48.64>

[68] Masuda, K.; Ishihara, S.; Oguma, N. Effect of Specimen Thickness and Stress Intensity Factor Range on Plasticity-Induced Fatigue Crack Closure in A7075-T6 Alloy. *Materials* 2021, 14, 664. <https://doi.org/10.3390/ma14030664>

[69] Suhariadi, Iping & Shiratani, Masaharu & Itagaki, Naho. (2018). Morphology Evolution Of ZnO Thin Films Deposited By Nitrogen Mediated Crystallization Method. 159. 02031.