



UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO
CENTRO DE TECNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

EMERSON DA TRINDADE MARCELINO

**SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE UM CORPO
DE PROVA WOL-MODIFICADO UTILIZANDO MODELOS BIDIMENSIONAIS E
TRIDIMENSIONAIS PELO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS**

Recife
2022

EMERSON DA TRINDADE MARCELINO

**SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE UM CORPO
DE PROVA WOL-MODIFICADO UTILIZANDO MODELOS BIDIMENSIONAIS E
TRIDIMENSIONAIS PELO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS**

Dissertação apresentada ao Programa de
Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
da Universidade Federal de Pernambuco,
como requisito parcial para obtenção do
título de mestre em Engenharia Mecânica.
Área de concentração: Projetos.

Orientadora: Prof^a. Dr^a. Nadège Sophie Bouchonneau da Silva
Coorientadores: Prof. Dr. Jorge Antonio Palma Carrasco
 Prof. Dr. José Maria Andrade Barbosa

Recife

2022

M314s Marcelino, Emerson da Trindade.

Simulação numérica do comportamento mecânico de um corpo de prova Wol-Modificado utilizando modelos bidimensionais e tridimensionais pelo Método dos Elementos Finitos / Emerson da Trindade Marcelino. – 2022.

136 f.: il., figs., tabs., abrev. e sigl. e simb.

Orientadora: Profa. Dra. Nadège Sophie Bouchonneau da Silva.

Coorientadores: Prof. Dr. Jorge Antonio Palma Carrasco.

Prof. Dr. José Maria Andrade Barbosa.

Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG. Departamento Engenharia Mecânica, Recife, 2022.

Inclui referências e apêndices.

1. Engenharia Mecânica. 2. Fratura. 3. Corpo de prova Wol-Modificado. 4. Métodos dos Elementos Finitos. 6. Parafuso Instrumentado. I. Silva, Nadège Sophie Bouchonneau da (Orientadora). II. Carrasco, Jorge Antonio Palma (Coorientador), Barbosa, José Maria Andrade (Coorientador). III. Título.

UFPE

658.1 CDD (22. ed.)

BCTG/2022 - 160

EMERSON DA TRINDADE MARCELINO

**SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE UM CORPO
DE PROVA WOL-MODIFICADO UTILIZANDO MODELOS BIDIMENSIONAIS E
TRIDIMENSIONAIS PELO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS**

Dissertação apresentada ao Programa de
Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
da Universidade Federal de Pernambuco,
como requisito parcial para obtenção do
título de Mestre em Engenharia Mecânica.
Área de concentração: Projetos.

Aprovada em 19/08/2022.

BANCA EXAMINADORA

Prof^a. Dr^a. Nadège Sophie Bouchonneau da Silva (Orientadora)
Universidade Federal de Pernambuco - UFPE

Prof. Dr. Jorge Antonio Palma Carrasco (Coorientador)
Universidade Federal de Pernambuco - UFPE

Prof. Dr. José Maria Andrade Barbosa (Coorientador)
Universidade Federal de Pernambuco - UFPE

Prof. Dr. Oscar Olimpio de Araujo (Examinador Interno)
Universidade Federal de Pernambuco - UFPE

Prof. Dr. Marco Antonio dos Santos (Examinador Externo)
Universidade Federal de Campina Grande- UFCG

AGRADECIMENTOS

À Deus, a Inteligência Suprema do Universo, por todas as minhas conquistas, vivências e aprendizados durante essa etapa da minha vida.

À minha família, pela ajuda e compreensão para que eu pudesse me dedicar em tempo quase integral à realização deste Mestrado.

Aos meus orientadores Prof^a. Dr^a. Nadège Sophie Bouchonneau da Silva, Prof. Dr. Jorge Antonio Palma Carrasco e Prof. Dr. José Maria Andrade Barbosa pela competência, dedicação e paciência como conduziram este processo através das inúmeras reuniões por videoconferência, ligações, trocas de mensagens, revisões dos textos e ofertas de disciplinas.

Às seguintes ajudas que tive e que foram cruciais para a conclusão desta pesquisa: ao Prof. Dr. Kyller Costa Gorgônio (DEE/CEEI/UFCG) e ao Laboratório de Sistemas Embarcados e Computação Pervasiva (*Embedded Lab* – UFCG) pelos equipamentos de informática cedidos durante a pandemia; ao Prof. Me. Adson Diego Dionísio da Silva (IFPB) pela assistência técnica de informática; ao Prof. Me. Adson Beserra da Silva (DEMEC/CTG/UFPE) pelas orientações quanto à configuração da malha para a simulação numérica; ao Eng. Me. Álvaro Barbosa da Rocha pelas orientações para a solução de problema técnico; ao Eng. Me. Jonatas da Silva Junior e à Eng. Ma. Rita Anne Andrade Barreto pelas trocas de experiências.

À secretaria do Programa de Pós-Graduação de Engenharia Mecânica, nas pessoas de Jorge e Luana, pelas dúvidas tiradas e ajudas dadas nas questões burocráticas e administrativas.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pelo suporte financeiro na forma de bolsa de Mestrado que permitiu financiar as minhas viagens para Recife, minha estadia, participações em congressos e aquisição de materiais de estudo e informática para a realização desta pesquisa de Mestrado.

RESUMO

Esse trabalho demonstra como o uso de modelos numéricos, que preveem o comportamento mecânico de um corpo de prova, podem contribuir no dimensionamento e na preparação de ensaios mecânicos experimentais. Nesse estudo, foi analisado o corpo de prova WOL-Modificado, que possui um parafuso interno e um pino de reação como dispositivos de carregamento. Esse corpo de prova é utilizado para avaliar a resistência de materiais à propagação de trincas considerando um carregamento de tração e o tipo de ambiente que estarão submetidos em serviço. Com apenas um teste com esse corpo de prova, é possível obter o valor do limiar da Tenacidade à Fratura Assistida pelo Ambiente do material. Para isso, é necessário medir diretamente a carga aplicada no corpo de prova utilizando um parafuso instrumentado. No entanto, o furo necessário para inserir um extensômetro nesse parafuso pode acarretar a diminuição da sua resistência mecânica. Devido à escassez de trabalhos que utilizam ferramentas numéricas para dimensionar testes com esse tipo de corpo de prova, este trabalho visa simular o comportamento mecânico durante o carregamento inicial de um corpo de prova WOL-Modificado com modelos tridimensionais e bidimensionais com o Método dos Elementos Finitos, considerando o furo axial no parafuso e o uso de diferentes tipos de aços no parafuso e no pino para avaliar a resposta mecânica do conjunto: corpo de prova, parafuso e pino. Foram realizados estudos de convergência das malhas para identificar qual a densidade de malha mais adequada para cada modelo. As simulações numéricas comprovaram que a presença do furo não provoca alterações significativas na integridade do parafuso. Também foram realizados dois estudos paramétricos. O primeiro considerou diferentes taxas de giro do parafuso para identificar aquela que produz uma taxa de carregamento inferior ao limite máximo estabelecido em norma. O segundo considerou diferentes coeficientes de atrito nos contatos, o qual demonstrou que a ausência de uma boa lubrificação resultará no surgimento de uma componente transversal do carregamento, podendo invalidar o teste.

Palavras-chave: fratura; corpo de prova WOL-Modificado; Método dos Elementos Finitos; parafuso instrumentado.

ABSTRACT

This work demonstrates how the use of numerical models, which predict the mechanical behavior of a specimen, can contribute to the design and preparation of experimental mechanical tests. In this study, the Modified-WOL specimen was analyzed, which has an internal bolt and a reaction pin as loading devices. This specimen is used to evaluate the materials' resistance to the propagation of cracks considering a tensile load and the type of environment that will be submitted in service. With just one test with this specimen, it is possible to obtain the value of the threshold Fracture Toughness for Environment-Assisted Cracking of the material. For this, it is necessary to measure directly the load applied to the specimen using an instrumented bolt. However, the hole needed to insert a strain gauge into this bolt can lead to a reduction in its mechanical strength. Due to the scarcity of works that use numerical tools to dimension tests with this type of specimen, this work aims to simulate the mechanical behavior of a Modified-WOL specimen during the initial loading with three-dimensional and two-dimensional models with the Finite Element Method, considering the axial hole in the bolt and the use of different types of steel in the bolt and pin to evaluate the mechanical response of the set: specimen, bolt, and pin. Mesh convergence studies were carried out to identify the most adequate mesh density for each model. Numerical simulations proved that the presence of the hole does not cause significant changes in the integrity of the bolt. Two parametric studies were also performed. The first considered different bolt turning rates to identify the one that produces a loading rate lower than the maximum limit established in the standard. The second considered different coefficients of friction in the contacts, which demonstrated that the absence of good lubrication will result in the evolution of a transverse component of the load, which may invalidate the test.

Keywords: fracture; Modified-WOL specimen; Finite Element Method; instrumented bolt.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 –	Exemplo de EAC: (a) Localização do trem de pouso principal esquerdo do helicóptero; (b) Indicação das trincas no furo de fixação do trem de pouso.	20
Figura 2 –	Corpo de prova WOL-Modificado: (a) Desmontado; (a) Montado para o teste.	22
Figura 3 –	Corpo de prova WOL-Modificado para medição do K_{IEAC} .	26
Figura 4 –	Distribuição de tensões na região próxima à ponta da trinca e definição do sistema de coordenadas.	35
Figura 5 –	Representação dos três modos de carregamento de uma trinca.	36
Figura 6 –	Exemplo de SCC: Trincas paralelas que se propagaram em serviço a partir de pontos de corrosão na superfície externa de uma tubulação feita do aço API 5L X52 para transporte de gasolina.	40
Figura 7 –	Exemplo de uma trinca formada pelo processo HAC a partir de uma partícula de inclusão em um aço martensítico com concentração de hidrogênio de 2,7 partes por milhão em peso.	41
Figura 8 –	Corpos de prova típicos para ensaios de EAC.	43
Figura 9 –	Gráfico característico da mudança no nível do K_I com o crescimento subcrítico da trinca de várias amostras em testes de carregamento constante para obtenção do K_{IEAC} .	44
Figura 10 –	Gráfico característico do teste à deslocamento constante para diferentes ambientes mostrando a diminuição do K_I com o crescimento subcrítico da trinca até a sua imobilização, ponto onde é obtido o K_{IEAC} .	46
Figura 11 –	(a) Arranjo típico de teste. (b) Relações dimensionais padronizadas do corpo de prova WOL-Modificado pela ASTM E1681-03.	48
Figura 12 –	Geometria do corpo de prova WOL-Modificado padronizado pela norma ISO 7539-6.	49
Figura 13 –	Relações dimensionais entre os valores de V e V_{LL} .	51

Figura 14 –	Curvas de <i>compliance</i> para o corpo de prova WOL-Modificado na linha de aplicação da carga. Curvas a) Corpo de prova teoricamente liso; b) Corpo de prova com ranhuras laterais 5%; c) Corpo de prova experimentalmente liso.	52
Figura 15 –	Sistemas de coordenadas global e local de um elemento bidimensional.	53
Figura 16 –	Degeneração de um elemento quadrilátero em um triângulo na ponta da trinca.	55
Figura 17 –	Rosetas de elementos <i>Quarter-Point</i> . (a) Roseta padrão; (b) Roseta com elementos a 40°; (c) Roseta com elementos a 30°.	56
Figura 18 –	Correlação dos Deslocamentos para modelos simétricos de trinca.	57
Figura 19 –	Conceito da Integral Modificada de Fechamento da Trinca.	57
Figura 20 –	Representação do Método da Integral Modificada de Fechamento da Trinca em elementos <i>Quarter-Point</i> .	58
Figura 21 –	Contato sem atrito.	60
Figura 22 –	Contato com atrito: (a) Forças em situação de adesão; (b) Forças em situação de deslizamento.	61
Figura 23 –	Exemplo de contato conforme.	62
Figura 24 –	Exemplo de contato não-conforme.	63
Figura 25 –	Sistema massa-mola em contato com uma barreira rígida.	63
Figura 26 –	Interpretação física do método da Penalidade.	65
Figura 27 –	Fluxograma resumindo a metodologia desse trabalho.	68
Figura 28 –	Fluxograma da análise numérica 3D.	71
Figura 29 –	Desenhos dos componentes da primeira geometria 3D com dimensões em milímetros.	72
Figura 30 –	Desenhos do parafuso com o furo axial que irá compor a segunda geometria e ilustração de como seria a montagem do extensômetro cilíndrico (dimensões em milímetros).	73
Figura 31 –	(a) Regiões de contato definidas nos modelos 3D; (b) Sistema de referências local da junta cilíndrica.	74
Figura 32 –	Condições de contorno das simulações 3D.	76

Figura 33 –	Imagens em duas posições diferentes da malha 3D adotada para a geometria sem o furo no parafuso.	77
Figura 34 –	Imagens em duas posições diferentes da malha 3D adotada para a geometria com o furo no parafuso.	77
Figura 35 –	Fluxograma da análise numérica 2D.	78
Figura 36 –	Dimensões (em milímetros) da geometria 2D do corpo de prova.	79
Figura 37 –	Condições de contorno das simulações 2D.	80
Figura 38 –	Malha 2D adotada com elementos <i>Quarter-Point</i> na ponta da trinca.	80
Figura 39 –	Gráfico da taxa de carregamento $\dot{K}_I$ em função da taxa de giro $\dot{\alpha}$ das simulações com a geometria sem o furo e o limite máximo de $\dot{K}_I$ estabelecido pela norma ASTM E1681-03.	86
Figura 40 –	Parâmetros obtidos das simulações 3D.	87
Figura 41 –	Análise de sensibilidade com os dados das simulações da geometria sem o furo.	94
Figura 42 –	Análise de sensibilidade com os dados das simulações da geometria com o furo.	95
Figura 43 –	Vistas do vetor da carga resultante aplicada pelo parafuso na simulação 3D sem atrito nos contatos nos planos: (a) yz; (b) xy; e (c) xz.	96
Figura 44 –	Vistas do vetor da carga resultante aplicada pelo parafuso na simulação 3D com atrito nos contatos ($\mu = 0,08$) nos planos: (a) yz; (b) xy; e (c) xz.	97
Figura 45 –	Vistas do vetor da carga resultante aplicada pelo parafuso na simulação 3D com atrito nos contatos ($\mu = 0,42$) nos planos: (a) yz; (b) xy; e (c) xz.	97
Figura 46 –	Valores da componente na direção do eixo x dos vetores da carga resultante obtidos das simulações sem atrito e com atrito ($\mu = 0,08$ e $\mu = 0,42$).	98
Figura 47 –	Valores da componente na direção do eixo y dos vetores da carga resultante obtidos das simulações sem atrito e com atrito ($\mu = 0,08$ e $\mu = 0,42$).	99

Figura 48 – Valores da componente na direção do eixo z dos vetores da 100
carga resultante obtidos das simulações sem atrito e com
atrito ($\mu = 0,08$ e $\mu = 0,42$).

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 –	Parâmetros e relações geométricas segundo a norma ISO 7539-6.	49
Tabela 2 –	Propriedades mecânicas do aço do corpo de prova.	69
Tabela 3 –	Propriedades mecânicas dos aços do parafuso e do pino.	70
Tabela 4 –	Especificações dos <i>hardwares</i> adotados.	81
Tabela 5 –	Tempo e ângulo de giro do parafuso sem o furo para cada subpasso das simulações 3D com cada taxa de giro.	82
Tabela 6 –	Valores de $P_{(num)}$, $KI_{(num)}$ e das taxas de carregamento calculados referente à taxa de giro de 45°/s das simulações com a geometria sem o furo.	83
Tabela 7 –	Valores de $P_{(num)}$, $KI_{(num)}$ e das taxas de carregamento calculados referente à taxa de giro de 20°/s das simulações com a geometria sem o furo.	83
Tabela 8 –	Valores de $P_{(num)}$, $KI_{(num)}$ e das taxas de carregamento calculados referente à taxa de giro de 10°/s das simulações com a geometria sem o furo.	84
Tabela 9 –	Valores de $P_{(num)}$, $KI_{(num)}$ e das taxas de carregamento calculados referente à taxa de giro de 5°/s das simulações com a geometria sem o furo.	84
Tabela 10 –	Valores de $P_{(num)}$, $KI_{(num)}$ e das taxas de carregamento calculados referente à taxa de giro de 2°/s das simulações com a geometria sem o furo.	85
Tabela 11 –	Valores de $P_{(num)}$, $KI_{(num)}$ e das taxas de carregamento calculados referente à taxa de giro de 2°/s das simulações com a geometria com o furo.	86
Tabela 12 –	Valores do carregamento numérico do parafuso obtidos da simulação 3D para a geometria sem o furo.	88
Tabela 13 –	Valores do carregamento numérico do parafuso obtidos da simulação 3D para a geometria com o furo.	88
Tabela 14 –	Valores do deslocamento de abertura da trinca numérico obtidos da simulação 3D para a geometria sem o furo.	89

Tabela 15 –	Valores do deslocamento de abertura da trinca numérico obtidos da simulação 3D para a geometria com o furo.	89
Tabela 16 –	Comparação entre as cargas numéricas das simulações sem o furo e as cargas analíticas obtidas segundo a norma ISO 7539-6 (2018).	90
Tabela 17 –	Comparação entre as cargas numéricas das simulações com o furo e as cargas analíticas obtidas segundo a norma ISO 7539-6 (2018).	90
Tabela 18 –	Valores do $K_{I(num)}$ e do $K_{I(ana)}$ obtidos com os $P_{(num)}$ da simulação sem o furo e a comparação entre eles.	92
Tabela 19 –	Valores do $K_{I(num)}$ e do $K_{I(ana)}$ obtidos com os $P_{(num)}$ da simulação com o furo e a comparação entre eles.	93

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

2D	Bidimensional
3D	Tridimensional
ARBL	Alta Resistência e Baixa Liga
BFS	<i>Back Face Strain</i>
CF	<i>Corrosion Fatigue</i> (Fadiga com Corrosão)
CMOD	<i>Crack Mouth Opening Displacement</i> (deslocamento de abertura da boca da trinca)
CTOD	<i>Crack Tip Opening Displacement</i> (deslocamento da abertura da ponta da trinca)
EAC	<i>Environmental Assisted Cracking</i> (fratura assistida pelo ambiente)
EPD	Estado Plano de Deformações
EPT	Estado Plano de Tensões
FKN	<i>Normal Contact Stiffness Fator</i> (Fator de Rigidez Normal de Contato)
FTOLN	<i>Penetration Tolerance Factor</i> (Fator de Tolerância de Penetração)
HAC	<i>Hydrogen Assisted Cracking</i> (Fratura Assistida pelo Hidrogênio)
MEF	Método dos Elementos Finitos
MFEP	Mecânica da Fratura Elasto-Plástica
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
PH	<i>Precipitation Hardenable</i> (Endurecível por Precipitação)
QP	<i>Quarter-Point</i>
SCC	<i>Stress Corrosion Cracking</i> (Corrosão sob Tensão)
T-WOL	Corpo de prova tipo T com carregamento de abertura em cunha
UNF	<i>Unified fine pitch thread</i> (rosca fina unificada)
WOL-Modificado	<i>Modified Bolt-Load Compact Specimen</i> (corpo de prova compacto modificado carregado com parafuso)

LISTA DE SÍMBOLOS

K	Fator de Intensidade de Tensões
K_I	Fator de Intensidade de Tensões em Estado Plano de Deformações para o Modo I de Carregamento
K_{IEAC}	Fator de Intensidade de Tensões Limiar para a EAC no Modo I de carregamento
P	Carga aplicada pelo parafuso
V	Deslocamento da abertura da boca da trinca
K_{Ii}	Fator de Intensidade de Tensões inicial em EPD para o Modo I de Carregamento
A	Área da trinca
Π	Energia potencial
W_s	Trabalho para criar uma superfície da trinca
G	Taxa de liberação de energia
w_f	Energia de fratura
G_c	Tenacidade à Fratura
σ_{ij}	Tensor tensão
r	Raio das coordenadas polares
θ	Ângulo das coordenadas polares
k	constante
$f_{ij}(\theta)$	Função adimensional
A_m	Amplitude
$g_{ij}^{(m)}(\theta)$	Função adimensional
$f(a/W)$ ou Y	Função de forma adimensional ou fator geométrico
σ_∞	Tensão nominal
a	Comprimento da trinca
ν	Coefficiente de Poisson
K_{Ic}	Tenacidade à Fratura ou Fator de Intensidade de Tensões crítico em EPD para o Modo I de Carregamento
K_c	Fator de Intensidade de Tensões crítico em EPT
δ	CTOD
K_{ISCC}	Fator de Intensidade de Tensões limiar no Modo I na SCC

K_{IHAC}	Fator de Intensidade de Tensões limiar no Modo I na HAC ou Tenacidade à Fratura Assistida pelo Hidrogênio
B	Espessura do corpo de prova
W	Largura do corpo de prova
$W - a$	Comprimento do ligamento não-trincado do corpo de prova
a_0	Comprimento inicial da trinca
E	Módulo Elástico
σ_y	Tensão limite de escoamento
H	Metade da altura do corpo de prova
V_{LL}	Deslocamento de abertura da trinca produzido na linha de aplicação da carga
C_1	Diferença entre a largura total do corpo de prova e W na norma ISO 7539-6 (2018)
N_i	Funções de forma ou funções de interpolação polinomial do nó i do elemento
u_i	Deslocamento nodal do nó i na direção x
v_i	Deslocamento nodal do nó i na direção y
$[B]$	Matriz das derivadas da função de forma N_i
$[D]$	Matriz constitutiva de tensão-deformação do material
$\{\sigma\}$	Vetor de tensões
$\{\varepsilon\}$	Vetor de deformações
S	Módulo de Cisalhamento
F_y	Força nodal atuando na direção y
C	Contorno da integral J
W_u	Densidade de energia de deformação
s	Comprimento do arco ao longo do contorno C
q	Função contínua
t_i	Carregamento nas faces da trinca
μ	Coeficiente de atrito
$p(u)$	Função de penetração
L	Função Lagrangiana
λ	Multiplicador de Lagrange
F_n	Força normal de contato

Π_p	Função de penalidade
ε	Rigidez normal de contato
L	Funcional do método do Lagrangiano Aumentado
ϵ_{tol}	Tolerância da penetração no contato
$P_{(num)}$	Carregamento do parafuso obtido numericamente
$V_{(num)}$	Deslocamento de abertura da boca de trinca obtido numericamente
$P_{(ana)}$	Carregamento do parafuso obtido analiticamente
$K_{I(num)}$	K_I obtido numericamente
α	Ângulo de giro do parafuso
$\dot{\alpha}$	Taxa de giro do parafuso
$P_{(nodal)}$	Distribuição nodal do carregamento do parafuso obtido numericamente
$\dot{K}_I$	Taxa de carregamento do K_I
$\dot{P}$	Taxa de carregamento do P
$K_{I(ana)}$	K_I obtido analiticamente

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	20
1.1	OBJETIVO GERAL	23
1.2	OBJETIVOS ESPECÍFICOS	23
1.3	ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO	24
2	ESTADO DA ARTE	25
2.1	DESCRIÇÃO DO CORPO DE PROVA WOL-MODIFICADO	25
2.2	EXPERIMENTOS COM O CORPO DE PROVA WOL-MODIFICADO	26
2.2.1	Técnicas de instrumentação para determinar o K_{Ii}	26
2.2.2	O parafuso do corpo de prova WOL-Modificado	28
2.2.2.1	Instrumentação do parafuso	28
2.2.2.2	Aços utilizados no parafuso	29
2.3	ANÁLISES NUMÉRICAS COM O CORPO DE PROVA WOL-MODIFICADO	29
2.4	CONSIDERAÇÕES FINAIS	31
3	REFERENCIAL TEÓRICO	33
3.1	MECÂNICA DA FRATURA	33
3.1.1	Mecânica da Fratura Linear Elástica	34
3.1.1.1	Abordagem pela Taxa de Liberação de Energia	34
3.1.1.2	Abordagem pela Análise de Tensões	35
3.1.2	Mecânica da Fratura Elasto-Plástica	38
3.2	FRATURA ASSISTIDA PELO AMBIENTE	38
3.2.1	Corrosão sob Tensão	39
3.2.2	Fratura Assistida pelo Hidrogênio	40
3.2.3	Ensaio de Fratura Assistida pelo Ambiente	41
3.2.3.1	Corpos de prova do tipo K_I constante	43
3.2.3.2	Corpos de prova sob carregamento constante	44
3.2.3.3	Corpos de prova sob deslocamento constante	45
3.2.3.3.1	Norma ASTM E1681-03	47
3.2.3.3.2	Norma ISO 7539-6	49

3.3	MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA COMPUTACIONAL	52
3.3.1	Método dos Elementos Finitos	53
3.3.2	Elementos para modelar a singularidade na ponta da trinca	54
3.3.3	Métodos numéricos para obtenção do parâmetro K	56
3.3.3.1	Técnica de Correlação dos Deslocamentos	56
3.3.3.2	Método da Integral Modificada de Fechamento da Trinca	57
3.3.3.3	Integral de Domínio Equivalente	59
3.4	MECÂNICA DO CONTATO	59
3.4.1	Classificações do contato	60
3.4.1.1	Contato sem atrito	60
3.4.1.2	Contato com atrito	61
3.4.1.3	Contato conforme	61
3.4.1.4	Contato não-conforme	62
3.4.2	Formulações numéricas para problemas de contato mecânico	63
3.4.2.1	Método dos Multiplicadores de Lagrange	64
3.4.2.2	Método da Penalidade	65
3.4.2.3	Método do Lagrangiano Aumentado	66
4	METODOLOGIA	68
4.1	PROPRIEDADES DOS MATERIAIS ADOTADOS	68
4.2	SIMULAÇÕES TRIDIMENSIONAIS	70
4.2.1	Geometrias	71
4.2.2	Modelagem numérica	74
4.2.2.1	Regiões de contato	74
4.2.2.2	Condições de contorno	75
4.2.2.3	Malhas	76
4.2.3	Validação dos resultados numéricos	77
4.3	SIMULAÇÕES BIDIMENSIONAIS	78
4.3.1	Geometria	79
4.3.2	Modelagem numérica	79
4.4	CONFIGURAÇÕES DO HARDWARE	80
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES	82

5.1	ESTUDO DAS TAXAS DE GIRO E DE CARREGAMENTO	82
5.2	VALIDAÇÃO DOS RESULTADOS NUMÉRICOS	87
5.2.1	Apresentação dos parâmetros numéricos obtidos	87
5.2.2	Validação dos carregamentos numéricos do parafuso	89
5.2.3	Validação dos K numéricos	92
5.3	ANÁLISE DE SENSIBILIDADE	93
5.4	ESTUDO DO ATRITO NOS CONTATOS	95
6	CONCLUSÕES	101
6.1	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	103
	REFERÊNCIAS	104
	APÊNDICE A – METODOLOGIA DA REVISÃO DO ESTADO DA ARTE	114
	APÊNDICE B – ESTUDO DE CONVERGÊNCIA DAS MALHAS TRIDIMENSIONAIS	117
	B.1 ESTUDO DA QUALIDADE DOS ELEMENTOS DAS MALHAS	120
	B.2 ESTUDO DA EFICIÊNCIA DAS MALHAS	123
	APÊNDICE C – ESTUDO DE CONVERGÊNCIA DA MALHA BIDIMENSIONAL	131
	APÊNDICE D – DEMONSTRAÇÃO DA EQUAÇÃO DA ANÁLISE DE SENSIBILIDADE	134
	APÊNDICE E – PUBLICAÇÕES	136

1 INTRODUÇÃO

A caracterização da tenacidade à fratura dos materiais de engenharia que atuam em ambientes agressivos é essencial para o projeto mecânico e manutenção de estruturas e elementos estruturais, levando-se em consideração que defeitos do tipo trinca introduzidos durante a fabricação ou o serviço nunca estão totalmente ausentes dessas estruturas. A combinação entre cargas mecânicas, efeitos ambientais e a presença de tais defeitos pode causar processos de degradação local, diminuição da tenacidade à fratura do material e posterior falha de uma estrutura, num processo de fratura retardada chamado de Fratura Assistida pelo Ambiente (*Environmental Assisted Cracking* – EAC) (TORIBIO e LANCHÁ, 1996; ZHANG *et al.*, 2007).

Um exemplo de um processo de EAC é o trem de pouso principal esquerdo de um helicóptero, feito com o aço AISI 300M de ultra-alta resistência, mostrado na Figura 1, que falhou durante um pouso de rotina devido à corrosão puntiforme e posterior nucleação e propagação de trincas no furo de fixação. As análises nas superfícies de fratura sugeriram que as condições ambientais locais eram severas e que o trem de pouso poderia estar trincado por um longo tempo, mas esses defeitos não foram observados durante as inspeções periódicas (WANHILL, BYRNES e SMITH, 2011).

Figura 1 – Exemplo de EAC: (a) Localização do trem de pouso principal esquerdo do helicóptero; (b) Indicação das trincas no furo de fixação do trem de pouso.



Fonte: Adaptado de Wanhill, Byrnes e Smith (2011, p. 640).

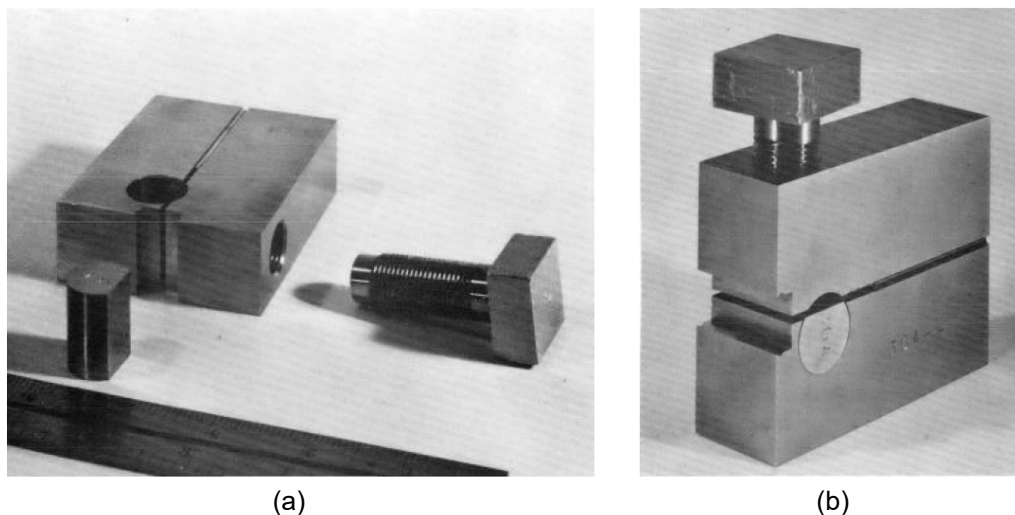
Para que a EAC ocorra há a necessidade da presença simultânea de carregamentos mecânicos e efeitos ambientais. Portanto, é imperativo garantir que as tensões geradas nas estruturas sejam insuficientes para promover o início da EAC, ou que o crescimento da trinca que poderia ocorrer durante a vida útil do projeto ou entre os períodos de inspeção seja tolerável, sem o risco de que uma fratura instável possa acontecer (ISO, 2018). Considerando a degradação que ocorre nos materiais sujeitos a esses processos ambientais, os princípios da Mecânica da Fratura Linear-Elástica (MFLE) podem ser usados para quantificar a tensão existente na região à frente da ponta de uma trinca presente na estrutura ou em um corpo de prova pré-trincado em termos do Fator de Intensidade de Tensões em Estado Plano de Deformações para o Modo I de Carregamento (K_I) e, com isso, determinar a tenacidade à fratura do material.

Porém, a determinação experimental da tenacidade à fratura em condições de assistência pelo ambiente a partir de testes sob carregamento constante ou deslocamento constante, utilizados atualmente nos laboratórios, é dispendiosa por requerer múltiplos corpos de prova, equipamentos e sistemas sofisticados e a participação de técnicos especializados. Um método alternativo é o teste sob deslocamento constante realizado com o corpo de prova compacto modificado carregado com parafuso (*Modified Bolt-Load Compact Specimen*), conhecido também como corpo de prova WOL-Modificado, padronizado atualmente pelas normas ASTM E1681-03 (2020) e ISO 7539-6 (2018).

O corpo de prova WOL-Modificado tem a principal vantagem de fornecer o valor do Fator de Intensidade de Tensões Limiar para a EAC no Modo I de carregamento (K_{IEAC}) com apenas um teste com um único corpo de prova (ANDERSON, 2005; HERTZBERG, VINCI e HERTZBERG, 2012; ISO, 2018). Este corpo de prova possui um parafuso interno e um pino de reação como dispositivos de carregamento (Figura 2), portanto, não necessitando de nenhuma máquina de ensaio de tração, resultando em um sistema compacto e de fácil utilização que pode ser colocado diretamente na câmara ambiental onde será reproduzido o efeito agressivo do ambiente de trabalho. O parafuso impõe uma carga (P) inicial destinada a abrir a trinca até a dimensão desejada; um extensômetro do tipo *clip gauge* mede o deslocamento da abertura da boca da trinca (V), que é utilizado para calcular indiretamente o valor da carga P e,

com isso, o valor inicial do Fator de Intensidade de Tensões no modo I de carregamento (K_{Ii}).

Figura 2 – Corpo de prova WOL-Modificado: (a) Desmontado; (a) Montado para o teste.



Fonte: Adaptado de James (1975, p. 3).

Apesar da relativa simplicidade do ensaio, existem algumas limitações, como as alterações do funcionamento do extensômetro do tipo *clip gauge* pelas reações de corrosão da câmara ambiental, além de que pequenas variações na medida do deslocamento da boca da trinca podem ocasionar desvios importantes nos valores da carga real e do K_I efetivamente aplicado (VIGILANTE, UNDERWOOD e CRAYON, 2000). Uma alternativa para contornar essas dificuldades é a instrumentação do parafuso com um extensômetro (*strain gauge*) interno, para medição direta da carga aplicada (ASTM, 2020), porém, a alteração geométrica necessária para inserir o sensor no parafuso pode acarretar a diminuição da sua resistência mecânica.

Apesar da sua importância como alternativa e das vantagens que traz a utilização do corpo de prova WOL-Modificado para obtenção de parâmetros da EAC, em comparação com os ensaios de laboratório clássicos, há poucos artigos científicos que mostrem resultados do seu emprego. Por outro lado, há também uma escassez de artigos com estudos numéricos pelo Método dos Elementos Finitos (MEF) com o corpo de prova WOL-Modificado, tendo sido possível identificar apenas quatro (LEFORT e MOWBRAY, 1978; DADFARNIA *et al.*, 2014; WEI *et al.*, 2018; SOCHU *et al.*, 2019). No entanto, em nenhum destes foi analisado o comportamento mecânico do conjunto corpo de prova, parafuso e pino de reação durante o carregamento inicial

e muito menos a influência dessa alteração geométrica no parafuso na sua integridade estrutural.

Nesse contexto, este trabalho pretende contribuir com a caracterização do comportamento mecânico do corpo de prova WOL-Modificado, do parafuso e do pino de reação, considerando a alteração geométrica no parafuso para a sua instrumentação com um extensômetro interno.

1.1 OBJETIVO GERAL

Este trabalho tem o objetivo de simular numericamente o comportamento mecânico de um corpo de prova WOL-Modificado durante o carregamento inicial do parafuso com modelos tridimensionais (3D) e bidimensionais (2D) utilizando o MEF.

1.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Os objetivos específicos são:

- Desenvolver e simular pelo MEF modelos 3D de um corpo de prova WOL-Modificado para obtenção dos valores de P e V numéricos adotando quatro tipos de aços para o parafuso e o pino;
- Desenvolver e simular pelo MEF modelos 3D de um corpo de prova WOL-Modificado com e sem o furo axial no parafuso, para cada tipo de aço adotado, a fim de avaliar a sua resposta mecânica;
- Validar os valores de P numéricos com os obtidos analiticamente utilizando a expressão recomendada pela norma ISO 7539-6;
- Desenvolver e simular pelo MEF um modelo 2D do corpo de prova WOL-Modificado utilizando os valores de P numéricos como condições de contorno para obter o K_I numericamente;
- Calcular o K_I analiticamente, utilizando a equação da norma ISO 7539-6;
- Validar os resultados das simulações 2D e 3D, comparando os K_I numéricos com os K_I analíticos.

1.3 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

Buscando cumprir os objetivos deste estudo, este trabalho foi organizado da seguinte forma: O Capítulo 2 analisa o Estado da Arte revisando a literatura técnica e científica sobre os experimentos e as simulações numéricas realizadas com o corpo de prova WOL-Modificado. O Capítulo 3 trata do Referencial Teórico, apresentando os conhecimentos teóricos da Mecânica da Fratura Linear Elástica, que serão importantes para entender os processos de Fratura Assistida pelo Ambiente e seus tipos de ensaios experimentais. Em seguida, serão apresentados os principais métodos numéricos adotados na Mecânica da Fratura Computacional e nas formulações da Mecânica do Contato, que serão fundamentais para embasar a modelagem numérica deste trabalho. O Capítulo 4 descreve a metodologia seguida para o desenvolvimento das simulações computacionais, incluindo os tipos de aços adotados e as dimensões do corpo de prova. O Capítulo 5 apresenta os resultados das simulações e as discussões em torno do que foi observado. O Capítulo 6 finaliza este trabalho com as conclusões com base nos resultados obtidos e sugestões de assuntos para estudos futuros.

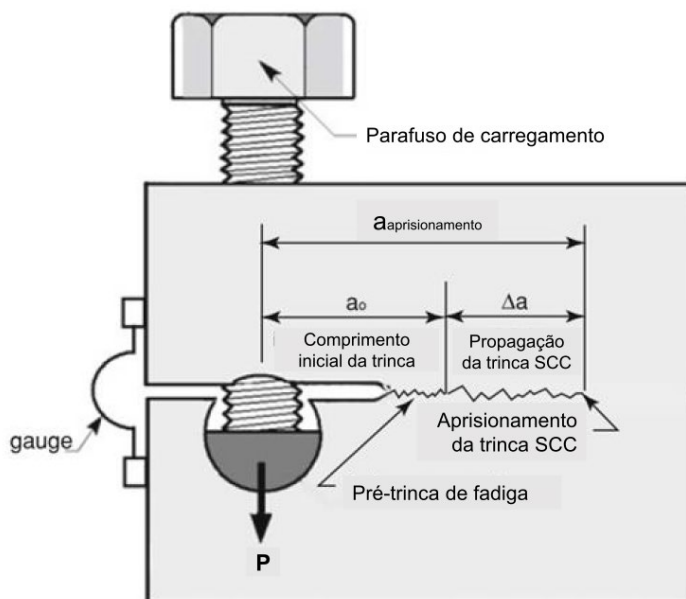
2 ESTADO DA ARTE

Neste capítulo, foi realizada uma revisão sistemática da literatura para examinar o atual Estado da Arte referente às técnicas adotadas de instrumentação e às simulações numéricas realizadas com o corpo de prova WOL-Modificado. Portanto, o objetivo deste capítulo será identificar o que já se sabe sobre esses temas e sintetizar as evidências disponíveis nos trabalhos encontrados. A metodologia seguida para a realização deste levantamento está mostrada no Apêndice A. Dos trabalhos revisados, as informações foram sintetizadas e divididas nas seguintes seções: Em 2.1 é feita uma breve descrição do corpo de prova WOL-Modificado; em 2.2 são apresentadas as principais informações dos experimentos; em 2.3 são apresentadas informações sobre as análises numéricas com o corpo de prova WOL-Modificado; e a Seção 2.4 finaliza este capítulo com as considerações finais sobre o Estado da Arte.

2.1 DESCRIÇÃO DO CORPO DE PROVA WOL-MODIFICADO

O corpo de prova WOL-Modificado, que foi primeiramente desenvolvido por Novak e Rolfe (1969, apud MARROW *et al.*, 2006), é empregado no teste de EAC sob deslocamento constante utilizando um parafuso e um pino de reação como dispositivos internos de carregamento (Figura 3). Nesse corpo de prova, o valor inicial do Fator de Intensidade de Tensões no Modo I de carregamento (K_{Ii}) aplicado devido ao giro do parafuso decresce continuamente com a propagação da trinca e fornece ao final de um único teste o valor do Fator de Intensidade de Tensões Limiar para a EAC no modo I de carregamento (K_{IEAC}). As normas técnicas identificadas que regem o teste de EAC sob deslocamento constante com o corpo de prova WOL-Modificado são a ASTM E1681-03 (2020) devido à recomendação de Underwood, Van Der Sluys e Vigilante (1997) para o acréscimo deste corpo de prova nesta norma, a ISO 7539-6 (2018), a GB 12445.3 (1990 apud MING *et al.*, 2016) e o *129th Committee on Strength and Fracture of Advanced Materials* (SOCIETY OF MATERIALS SCIENCE, 1985 apud ITO *et al.*, 2015).

Figura 3 – Corpo de prova WOL-Modificado para medição do K_{IEAC} .



Fonte: Adaptado de Milella (2013, p. 746).

2.2 EXPERIMENTOS COM O CORPO DE PROVA WOL-MODIFICADO

Nessa seção, serão apresentadas as técnicas de instrumentação adotadas para determinar o K_{II} (2.2.1) e a preparação do parafuso para a instrumentação (2.2.2), onde foram inclusas informações sobre alterações geométricas, tipo de extensômetro e tipos de aços empregados no parafuso.

2.2.1 Técnicas de instrumentação para determinar o K_{II}

Foram identificados diferentes métodos de instrumentação adotados para essa fase de carregamento inicial do corpo de prova WOL-Modificado. A técnica mais comum, adotada em 16 dos trabalhos selecionados (WESSEL, 1968; JAMES, 1975; HUDSON; NEWMAN JR.; LEWIS, 1975; LEFORT e MOWBRAY, 1978; BANDYOPADHYAY; KAMEDA; MCMAHON, 1983; WEI e NOVAK, 1987; LIN; LAN; WU, 1988; YOKOBORI *et al.*, 1988; MARROW, 2002; MARROW *et al.*, 2006; NIBUR *et al.*, 2010; CABRINI *et al.*, 2011; ITO *et al.*, 2015; GU *et al.*, 2018; SOMERDAY e NIBUR, 2019; NIE *et al.*, 2020), foi a instrumentação com um *clip gauge*. Este dispositivo é fixado ao entalhe, na frente do corpo de prova para medir o deslocamento de abertura da boca da trinca – V (*Crack Mouth Opening Displacement - CMOD*). Com

base no valor medido de V , o K_{fi} pode ser calculado utilizando-se o valor da carga P aplicada pelo parafuso.

Ming *et al.* (2016) também realizaram medições de V , porém, optaram pelo uso de um relógio comparador no lugar de um *clip gauge*. Daqueles trabalhos que adotaram o *clip gauge*, identificamos três (BANDYOPADHYAY; KAMEDA; MCMAHON, 1983; NIBUR *et al.*, 2010; SOMERDAY e NIBUR, 2019) que optaram também pela instrumentação do pino de reação com extensômetros montados nas suas faces laterais com o único objetivo de monitorar o crescimento da trinca durante o ensaio.

Da mesma forma, 04 outros artigos (CHEN e SHEWMON, 1995; ALBARRAN; MARTINEZ; LÓPEZ, 1998; MATSUMOTO *et al.*, 2017; SOCHU *et al.*, 2019) determinaram indiretamente a carga P devido ao carregamento inicial do parafuso com base na técnica do *Back Face Strain* (BFS), em que as medições foram feitas por um extensômetro colocado na face traseira do corpo de prova. Os valores de P foram calculados com base em uma curva de calibração experimental obtida em função dos valores de deformação do BFS.

A segunda técnica mais comum, identificada em 10 artigos (SIMMONS; PAO; WEI, 1978; CHUNG *et al.*, 1985b; CHUNG; CRAGNOLINO; MACDONALD, 1985a; JUDY *et al.*, 1990; TROIANO, 1999; VIGILANTE; UNDERWOOD; CRAYON, 2000; SCULLY e YOUNG JR., 2000; SINDELAR *et al.* 2016; DUNCAN *et al.*, 2017; TJAYADI; KUMAR; MURTY, 2020), foi a do parafuso instrumentado. Dessa forma, a carga P pode ser medida de forma mais precisa, diretamente pelo parafuso, tanto no carregamento inicial quanto o relaxamento desta carga no decorrer do ensaio.

Vale destacar que Chung, Cragnolino e Macdonald (1985a) desenvolveram e testaram uma célula de carga de compressão, um parafuso instrumentado externamente e um parafuso instrumentado internamente com extensômetros para serem usados com o corpo de prova WOL-Modificado. Em todos esses três dispositivos, a carga foi transmitida por um pino de carregamento para o extensômetro. Após os testes à temperatura ambiente e à alta temperatura em ambiente aquoso a célula de carga e o parafuso instrumentado externamente apresentaram instabilidades e desvios nas medições. Por outro lado, o parafuso instrumentado internamente apresentou melhor estabilidade nas medições da carga. Com isso, Chung, Cragnolino e Macdonald (1985a) concluíram que a taxa de

crescimento da trinca e o K_I podem ser medidos com precisão usando o parafuso instrumentado internamente e que a taxa de crescimento de trinca é relativamente alta com esse dispositivo.

Dois outros trabalhos (BUESCHER JR. *et al.*, 1995; SUI, CHARLES e CONGLETON, 1996) utilizaram uma célula de carga em contato com uma haste que passa no centro do parafuso do corpo de prova WOL-Modificado. Por fim, apenas dois dos trabalhos experimentais (YAMAGUCHI, NONAKA e YAMAKAWA, 1997; WEI *et al.*, 2018) não informaram qual técnica de instrumentação adotaram. Na próxima seção, serão apresentadas mais informações direcionadas à preparação do parafuso para o teste, reunidas dos trabalhos selecionados.

2.2.2 O parafuso do corpo de prova WOL-Modificado

2.2.2.1 Instrumentação do parafuso

Dos 10 trabalhos apresentados na seção anterior que utilizaram um parafuso instrumentado, 04 (CHUNG; CRAGNOLINO; MACDONALD, 1985a; JUDY *et al.*, 1990; VIGILANTE; UNDERWOOD; CRAYON, 2000; SCULLY e YOUNG JR., 2000) acrescentaram que instrumentaram internamente com um extensômetro. Como nenhum destes trabalhos apresentaram especificações técnicas quanto ao tipo de extensômetro utilizado e a forma de instalação no parafuso, foram identificados em dois catálogos comerciantes (HBM, 2021; TOKYO MEASURING INSTRUMENTS LABORATORY CO., 2021) de fabricantes de extensômetros cilíndricos próprios para parafusos, que esses extensômetros devem ser instalados em furos com diâmetros nominais de 2 mm.

O documento de patente de Kutsay (1955) descreve a estrutura e aplicação de um extensômetro cilíndrico. Consiste em um filamento metálico de resistência elétrica conhecida enrolado em um núcleo cilíndrico feito de metal ou plástico, revestido e fixado com resina epóxi para isolamento elétrico. Esse extensômetro é acomodado em uma cavidade longitudinal central de um elemento de máquina que esteja submetido à tração ou compressão, como, por exemplo, rebites, parafusos, corpos de prova ou barras. Esta construção permite medir a deformação longitudinal nesses elementos.

2.2.2.2 Aços utilizados no parafuso

Quanto ao tipo de aço do qual o parafuso foi feito, 13 trabalhos (JAMES, 1975; CHUNG *et al.*, 1985b; CHUNG; CRAGNOLINO; MACDONALD, 1985a; WEI e NOVAK, 1987; CHEN e SHEWMON, 1995; YAMAGUCHI; NONAKA; YAMAKAWA, 1997; SCULLY e YOUNG JR., 2000; VIGILANTE; UNDERWOOD; CRAYON, 2000; NIBUR *et al.*, 2010; ITO *et al.*, 2015; SOCHU *et al.*, 2019; SOMERDAY e NIBUR, 2019; TJAYADI; KUMAR; MURTY, 2020) relataram essa informação. A maioria desses trabalhos, ou seja, três (CHUNG *et al.*, 1985b; VIGILANTE; UNDERWOOD; CRAYON, 2000; TJAYADI; KUMAR; MURTY, 2020), informaram que utilizaram parafusos feitos da classe dos aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação do tipo 17-4 PH. Em seguida, foram identificados parafusos feitos do aço Inconel X-750 adotado em dois trabalhos (JAMES, 1975; CRAGNOLINO e MACDONALD, 1985a). Os outros trabalhos utilizaram aços distintos. O aço inoxidável endurecível por precipitação 17-4 PH utilizado pela maioria foi empregado tanto para o ensaio de Corrosão sob Tensão (CHUNG *et al.*, 1985b; TJAYADI, KUMAR e MURTY, 2020) e de Fratura Assistida pelo Hidrogênio (VIGILANTE, UNDERWOOD e CRAYON, 2000).

Em 03 trabalhos (CHUNG; CRAGNOLINO; MACDONALD, 1985a; TROIANO, 1999; VIGILANTE; UNDERWOOD; CRAYON, 2000) esferas de aço duro foram acrescentadas entre o parafuso e o pino. Chung, Cragolino e Macdonald (1985a) adicionaram esferas de aço inoxidável AISI 410 com 6,35 mm de diâmetro para obter mais linearidade do sinal de saída, pois perceberam que a abertura do entalhe variava levemente devido à baixa rigidez do parafuso e do pino. Vigilante, Underwood e Crayon (2000) acrescentaram essas esferas para facilitar o alinhamento entre as superfícies de contato do parafuso e do pino. No entanto, não foi identificada em nenhuma norma desse ensaio recomendações sobre o uso de esferas desse tipo no corpo de prova WOL-Modificado.

2.3 ANÁLISES NUMÉRICAS COM O CORPO DE PROVA WOL-MODIFICADO

As análises numéricas com corpos de prova permitem prever o comportamento mecânico dos seus componentes em ambiente virtual considerando as mesmas condições físicas que estariam sujeitos durante um teste experimental. Assim, é

possível dimensionar e regular as configurações do ensaio economizando recursos e materiais.

Nessa linha, as análises numéricas pelo MEF propostas na literatura para corpos de prova carregados por parafuso visam calcular os parâmetros de fratura com geometrias simplificadas (LEFORT; MOWBRAY, 1978; DADFARNIA *et al.*, 2014; SOCHU *et al.*, 2019) ou o campo de tensões e distribuição da concentração de hidrogênio difuso ao redor da ponta da trinca (WEI *et al.*, 2018). Porém, nenhum desses fornece informações em termos do comportamento mecânico do parafuso em um teste de deslocamento constante.

LeFort e Mowbray (1978) realizaram experimentos com o corpo de prova WOL-Modificado e simulações pelo MEF com um modelo bidimensional considerando a parte final do parafuso e o pino para definir o K_I em termos do CMOD. Nas simulações, uma carga constante foi aplicada e os cálculos analíticos foram feitos com diferentes comprimentos da trinca. Os resultados analíticos e experimentais relatados em LeFort e Mowbray (1978) mostram uma concordância muito boa.

Dadfarnia *et al.* (2014) simularam também um modelo bidimensional de metade do corpo de prova WOL-Modificado, porém sem o parafuso e o pino, e adotaram um modelo de propagação de trinca acoplado a um modelo de difusão de hidrogênio para investigar a propagação subcrítica da trinca sob condição de deslocamento constante aplicado na linha de carregamento do parafuso.

Wei *et al.* (2018) simularam a metade de um modelo tridimensional do corpo de prova WOL-Modificado, sem o parafuso e o pino, para investigar o efeito dos pontos de corrosão no campo de tensões e na distribuição da concentração de hidrogênio difuso. Wei *et al.* (2018) encontraram que a profundidade da trinca estava limitada em espessura na zona de difusão de hidrogênio, o que foi consistente com os resultados experimentais.

Por fim, Sochu *et al.* (2019) realizaram uma análise tridimensional com o MEF e análise experimental de um corpo de prova tipo T com carregamento de abertura em cunha (T-WOL), que também possui um parafuso de carregamento. Uma força de tração crescente foi aplicada no parafuso para carregar o corpo de prova. Sochu *et al.* (2019) modelaram todas as regiões de contato com atrito e com o método da Penalidade e na ponta da trinca utilizaram elementos *Quarter-Point*. Na análise numérica, foi obtido o deslocamento da abertura da ponta da trinca (CTOD) para um

carregamento crescente e comparado com medições experimentais. No experimento, a deformação do corpo de prova foi medida com a técnica do BFS e os deslocamentos de abertura da trinca foram medidos usando *clip gauges*. Os resultados numéricos obtidos por Sochu *et al.* (2019) estavam de acordo com os resultados experimentais.

2.4 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Após a revisão da literatura foram traçadas as seguintes conclusões quanto ao Estado da Arte sobre a instrumentação e preparação do corpo de prova WOL-Modificado para o carregamento inicial e as simulações numéricas realizadas com esse tipo de corpo de prova:

- As normas atualmente em vigor que regem o teste, a geometria e o cálculo do K_I com o corpo de prova WOL-Modificado são a ISO 7539-6 (2018) e a ASTM E1681-03 (2020);
- Nos experimentos relatados na literatura, as roscas do corpo de prova e do parafuso e o pino são lubrificados para reduzir o atrito gerado nos contatos (WESSEL, 1968; MING *et al.*, 2016; WEI e NOVAK, 1987);
- Também foi relatado que o carregamento inicial do parafuso foi feito com o corpo de prova fixado em uma morsa (WEI e NOVAK, 1987; MING *et al.*, 2016; DUNCAN *et al.*, 2017);
- A instrumentação do parafuso do corpo de prova com um extensômetro interno representou a segunda técnica mais utilizada na literatura (SIMMONS; PAO; WEI, 1978; CHUNG *et al.*, 1985b; CHUNG; CRAGNOLINO; MACDONALD, 1985a; JUDY *et al.*, 1990; TROIANO, 1999; VIGILANTE; UNDERWOOD; CRAYON, 2000; SCULLY e YOUNG JR., 2000; SINDELAR *et al.*, 2016; DUNCAN *et al.*, 2017; TJAYADI; KUMAR; MURTY, 2020);
- Os extensômetros cilíndricos próprios para parafusos devem ser instalados em furos com diâmetros nominais de 2 mm (HBM, 2021; TOKYO MEASURING INSTRUMENTS LABORATORY CO., 2021);
- A maioria dos parafusos utilizados para esse corpo de prova na literatura foram feitos da classe dos aços inoxidáveis endurecíveis por

precipitação do tipo 17-4 PH (CHUNG *et al.*, 1985b; VIGILANTE; UNDERWOOD; CRAYON, 2000; TJAYADI; KUMAR; MURTY, 2020);

- Nenhuma das análises numéricas realizadas com corpos de prova carregados por parafuso forneceram informações em termos do comportamento mecânico do parafuso;
- A maioria dos trabalhos que realizaram simulações obteve resultados promissores com o MEF comparando a análise numérica com o experimento.

3 REFERENCIAL TEÓRICO

Neste capítulo, serão apresentados os conceitos teóricos que formam a base desse trabalho. Inicialmente, na seção 3.1, será apresentada brevemente a teoria da Mecânica da Fratura dando maior ênfase para a Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE). Em seguida, na seção 3.2, será abordada a Fratura Assistida pelo Ambiente, apresentando os tipos de ensaios experimentais e de geometrias de corpos de prova, que inclui o WOL-Modificado. Na seção 3.3 serão apresentados os principais métodos numéricos aplicados à MFLE para a obtenção do parâmetro de fratura K e cuja seção será fundamental para a compreensão da metodologia numérica adotada nas simulações bidimensionais desse trabalho. Por fim, a seção 3.4 tratará dos métodos numéricos para a resolução dos problemas de contato mecânico, cuja seção será essencial para a apresentação da metodologia numérica seguida nas simulações tridimensionais.

3.1 MECÂNICA DA FRATURA

Os conceitos clássicos de Resistência dos Materiais e de Mecânica dos Sólidos são limitados apenas ao estudo em meios contínuos. Quando é preciso levar em conta a presença de trincas no material, emprega-se a Mecânica da Fratura, que permite avaliar a resistência desses materiais à propagação de trincas considerando o ambiente e o tipo de esforço que estarão submetidos. A Mecânica da Fratura pode ser definida, de acordo com Antolovich, Saxena e Gerberich (2018), como a ciência da previsão da carga de fratura, do comprimento crítico de trincas e da taxa na qual as trincas crescem para comprimentos críticos ao ar e em outros ambientes.

Os conceitos teóricos da Mecânica da Fratura foram divididos em dois ramos (HERTZBERG, VINCI e HERTZBERG, 2012; ANDERSON, 2005): o primeiro, regido pelo comportamento linear-elástico, denominado de Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE); e o segundo, regido pelo comportamento não-linear do material, ou comportamento elasto-plástico, denominado de Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP). A seguir, serão apresentados os principais conceitos que definem esses dois ramos da Mecânica da Fratura.

3.1.1 Mecânica da Fratura Linear Elástica

A MFLE é aplicada ao estudo do comportamento de trincas em materiais frágeis ou de comportamento frágil em certas condições de temperatura ou ambientais. Nesses casos, a fratura ocorre precedida de uma deformação plástica restrita à ponta da trinca. A MFLE se aplica, por exemplo, aos aços de alta resistência mecânica e aos aços com resistência mecânica moderada, mas que se tornam frágeis em baixas temperaturas, ou por processos de fragilização devido às reações com alguns agentes ambientais (BEACHEM, 1972; LYNCH, 1988; CARRASCO, 2013; GHOSH *et al.*, 2018; MOSS; KUANG; WAS, 2018).

Para o ramo da MFLE existem duas abordagens alternativas para a análise de fraturas segundo Anderson (2005) que serão vistas a seguir. A primeira é pela Taxa de Liberação de Energia e a segunda abordagem é pela Análise de Tensões. Essas duas abordagens são equivalentes em determinadas circunstâncias.

3.1.1.1 Abordagem pela Taxa de Liberação de Energia

Com base na Primeira Lei da Termodinâmica, Griffith (1920, apud ANDERSON, 2005) formulou o balanço energético para a formação de uma trinca com um aumento incremental na sua área dA , sob condições de equilíbrio, como mostrado na Equação 1. Para que essa trinca se forme ou aumente de tamanho, a energia potencial Π disponível no corpo trincado deve ser suficiente para superar a energia superficial do material. Da Equação 1 temos que E é a energia total, Π é a energia potencial devido à energia interna de deformação e às forças externas e W_s é o trabalho para criar a nova superfície da trinca.

$$\frac{dE}{dA} = \frac{d\Pi}{dA} + \frac{dW_s}{dA} = 0 \quad (1)$$

Com base no modelo de Griffith (1920, apud ANDERSON, 2005), Irwin (1956, apud ANDERSON, 2005) propôs um modelo onde definiu a taxa de liberação de energia (G) como a taxa de mudança na energia potencial por unidade de aumento da área da trinca, como observado pela Equação 2.

$$G = -\frac{d\Pi}{dA} \quad (2)$$

Referindo-se ao modelo de Griffith (1920, apud ANDERSON, 2005), a propagação da trinca ocorre quando G atinge um valor crítico, pela expressão da Equação 3, onde w_f é a energia de fratura que depende do comportamento do material. Neste caso, G_c representa a Tenacidade à Fratura deste material.

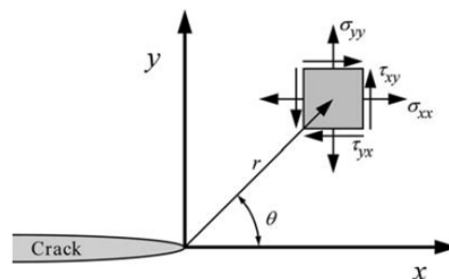
$$G_c = \frac{dW_s}{dA} = 2w_f \quad (3)$$

3.1.1.2 Abordagem pela Análise de Tensões

Segundo essa abordagem, se for definido um eixo de coordenadas polares com a origem na ponta da trinca, como mostra a Figura 4, o campo de tensões no regime linear-elástico em qualquer corpo trincado pode ser dado segundo a Equação 4 formulada por Irwin (1957, apud ANDERSON, 2005), onde σ_{ij} representa o tensor tensão, r e θ são o raio e o ângulo das coordenadas polares, respectivamente, k é uma constante, $f_{ij}(\theta)$ é uma função adimensional e A_m e $g_{ij}^{(m)}$ são dois termos de Ordem Superior que dependem da geometria e representam a amplitude e uma função adimensional de θ , respectivamente.

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{k}{\sqrt{r}}\right) f_{ij}(\theta) + \sum_{m=0}^{\infty} A_m r^{\frac{m}{2}} g_{ij}^{(m)}(\theta) \quad (4)$$

Figura 4 – Distribuição de tensões na região próxima à ponta da trinca e definição do sistema de coordenadas.



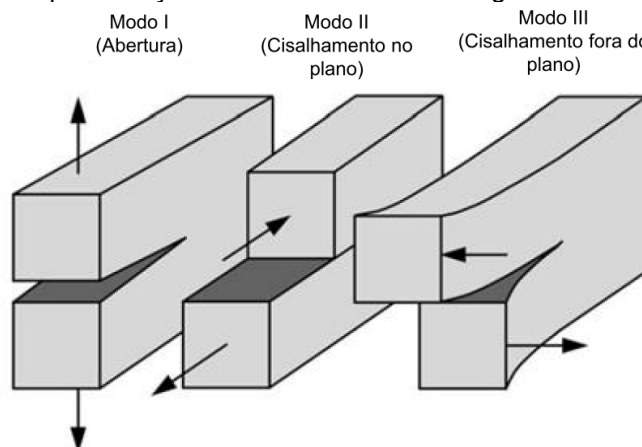
Fonte: Anderson (2005).

Observa-se que quanto mais próximo da ponta da trinca, mais o primeiro termo da Equação 4 tende ao infinito, enquanto os outros termos permanecem finitos ou se

aproximam de zero. Dessa forma, a Equação 4 descreve o efeito da singularidade da tensão próximo à ponta da trinca, pois a tensão apresenta comportamento assintótico nessa região quando $r \rightarrow 0$ devido à razão $1/\sqrt{r}$ (ANDERSON, 2005).

O comportamento do campo de tensões pode variar em função do tipo de carregamento que a trinca estará submetida, que podem ser de três tipos, como mostra a Figura 5. O carregamento no Modo I, onde a carga principal é aplicada normalmente ao plano da trinca, tendendo a abri-la. O Modo II, que corresponde à carga de cisalhamento no plano da trinca e tende a deslizar uma face da trinca em relação à outra. Por fim, o Modo III, que se refere ao cisalhamento fora do plano, também conhecido como modo de rasgamento. Assim, um corpo trincado pode ser carregado em qualquer um desses modos ou em uma combinação destes (ANDERSON, 2005).

Figura 5 – Representação dos três modos de carregamento de uma trinca.



Fonte: Adaptado de Anderson (2005).

Com isso, cada modo de carregamento produz uma região de singularidade na ponta da trinca que é proporcional a $1/\sqrt{r}$, sendo que as constantes de proporcionalidade k e f_{ij} dependem desse modo de carregamento (ANDERSON, 2005). Para o Modo I, que será o foco desse trabalho, e com base na Equação 4, o campo de tensões na ponta da trinca é representado pela Equação 5. A constante k está representada pelo Fator de Intensidade de Tensões para o Modo I de carregamento (K_I) que é o parâmetro mais importante para a MFLE, pois define a amplitude do campo de tensões na região da singularidade na ponta da trinca e permite avaliar quando esta iniciará a sua propagação (ANDERSON, 2005).

Expressões similares também podem ser encontradas para as trincas submetidas aos Modos II e III de carregamento.

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad (5)$$

Manipulando a Equação 5, tem-se a Equação 6 que define K_I onde Y representa o fator geométrico, σ_∞ é a tensão nominal aplicada ao corpo trincado e a é o comprimento da trinca (ANDERSON, 2005). Observando as Equações 5 e 6 percebe-se que as tensões próximas à ponta da trinca aumentam na proporção de K_I e podem ser caracterizadas em termos deste parâmetro desde que o tamanho da zona plástica seja pequeno comparado ao comprimento da trinca a caracterizando a condição de escoamento em pequena escala (*Small Scale Yielding*). Uma vez que a zona plástica se torne maior do que isso, o parâmetro K perde a validade e a MFLE não poderá mais ser aplicada (ANDERSON, 2005). Neste caso, a teoria mais apropriada para o estudo será a Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP).

$$K_I = Y \sigma_\infty \sqrt{\pi a} \quad (6)$$

O K pode se relacionar com o G da abordagem pelo balanço energético, que foi apresentado anteriormente. Anderson (2005) mostra essa relação para o Estado Plano de Deformações (EPD) segundo a Equação 7 e para o Estado Plano de Tensões (EPT) segundo a Equação 8, onde ν é o coeficiente de Poisson do material. Quando o valor crítico do K_I é alcançado, K_{Ic} , substitui-se G por G_{Ic} e K_I por K_{Ic} na Equação 7 e K_c na Equação 8, onde K_{Ic} representa a Tenacidade à Fratura para o EPD e é um parâmetro individual de cada material.

$$G_I = \frac{K_I^2}{E} (1 - \nu^2) \quad (7)$$

$$G_I = \frac{K_I^2}{E} \quad (8)$$

3.1.2 Mecânica da Fratura Elasto-Plástica

A MFEP se aplica a materiais que exibem comportamento não-linear independente do tempo, como, por exemplo, os materiais dúcteis, onde a fratura é inevitavelmente acompanhada por intensa deformação plástica na ponta da trinca (ANDERSON, 2005; ANTOLOVICH, SAXENA e GERBERICH, 2018). Para este caso, dois parâmetros podem ser aplicados para descrever as condições da ponta da trinca em materiais elasto-plásticos, que são o deslocamento da abertura da ponta da trinca δ (*Crack Tip Opening Displacement* – CTOD) e a integral J. Ambos podem ser usados como critérios de fratura, em que os valores críticos de CTOD ou J fornecem medidas da Tenacidade à Fratura quase independente das dimensões, mesmo para quantidades relativamente grandes de plasticidade de ponta de trinca (ANDERSON, 2005).

O parâmetro δ , ou CTOD, é obtido a partir de uma relação de proporcionalidade existente entre o grau de arredondamento da ponta da trinca que ocorre em materiais elasto-plásticos e a tenacidade à fratura desse material. A integral J é uma integral de contorno de caminho arbitrário em torno da ponta da trinca que é utilizada como parâmetro de energia e parâmetro de intensidade de tensões em materiais elasto-plásticos idealizados como elástico não-lineares (ANDERSON, 2005). Mais informações sobre a obtenção desses dois parâmetros podem ser encontradas na literatura (ANDERSON, 2005; HERTZBERG, VINCI e HERTZBERG, 2012; ANTOLOVICH, SAXENA e GERBERICH, 2018).

3.2 FRATURA ASSISTIDA PELO AMBIENTE

Para certas combinações entre carregamentos mecânicos, presença de trincas e efeitos ambientais ocorrem processos de degradação local que resultarão na redução da tenacidade à fratura (K_{Ic}) do material e posterior falha por fratura. Este cenário é conhecido genericamente como Fratura Assistida pelo Ambiente (*Environmental Assisted Cracking* – EAC). A EAC abrange diferentes processos de degradação, sendo que os principais são a Corrosão sob Tensão (*Stress Corrosion Cracking* – SCC), a Fadiga com Corrosão (*Corrosion Fatigue* – CF) e a Fratura

Assistida pelo Hidrogênio (*Hydrogen Assisted Cracking* – HAC) (BEACHEM, 1972; LYNCH, 1988; CARRASCO, 2008; GHOSH *et al.*, 2018; MOSS; KUANG; WAS, 2018).

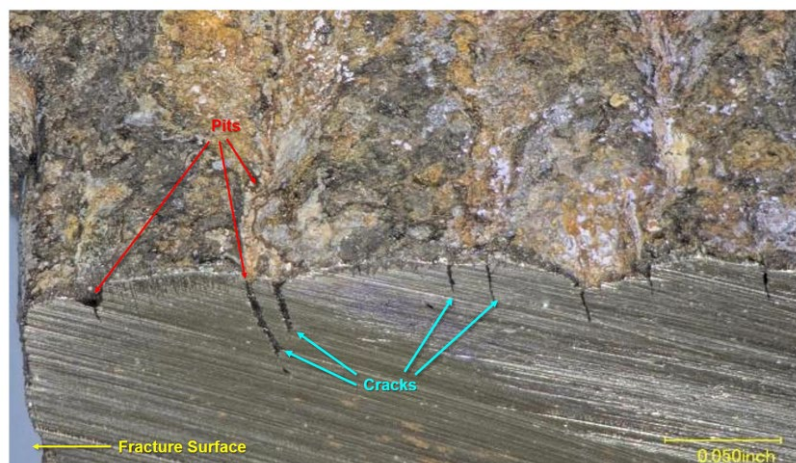
A MFLE pode ser aplicada nessas situações devido a que o processo de degradação sofrido pelo material faz com que na ponta da trinca seja formada uma região de plasticidade muito pequena ou que esta seja inexistente. Dessa forma, aços que apresentam elevada tenacidade em ambientes inertes, passam a trabalhar no regime elástico linear, em condições de escoamento em pequena escala, na presença de ambientes agressivos (CARRASCO *et al.*, 2019; PIETA *et al.*, 2010).

Nos ensaios de EAC foi observado que quanto maior o valor de K_I inicial aplicado (K_{II}) menor será o tempo necessário para o início do crescimento instável de uma trinca subcrítica até que ocorra a fratura, e que existe um valor limiar do K abaixo do qual não se observa propagação subcrítica de trincas. Para o caso do Modo I de carregamento, define-se esse limiar como a Tenacidade à Fratura Assistida pelo Ambiente (K_{IEAC}), sendo que este é um parâmetro particular para cada combinação (ANDERSON, 2005; HERTZBERG, VINCI e HERTZBERG, 2012).

3.2.1 Corrosão sob Tensão

Em muitos casos, a SCC está comumente associada às ligas metálicas que exibem passividade substancial, ou seja, formação de uma camada protetora de óxido em certas condições ambientais. Anderson (2005), Hertzberg, Vinci e Hertzberg (2012) e Moss, Kuang e Was (2018) apresentaram o modelo da ruptura da camada passiva para explicar como a propagação instável da trinca ocorre nesse caso. Segundo esse modelo, a exposição do metal a um determinado ambiente resulta na formação de uma camada passiva nas paredes da trinca e em outras superfícies, reduzindo a taxa de corrosão. Porém, como resultado das altas tensões na ponta da trinca, a deformação plástica localizada provoca a ruptura dessa camada protetora. Isso causa uma exposição do metal ao ambiente agressivo levando a um aumento local da taxa de corrosão (reação anódica) na ponta da trinca. Este processo é repetitivo e, como resultado disso, a trinca se propaga. Nesse caso, o K_{IEAC} é renomeado como Fator de Intensidade de Tensões limiar no Modo I na SCC (K_{ISCC}). A Figura 6 apresenta um exemplo de trinca formada em um processo de SCC.

Figura 6 – Exemplo de SCC: Trincas paralelas que se propagaram em serviço a partir de pontos de corrosão na superfície externa de uma tubulação feita do aço API 5L X52 para transporte de gasolina.



Fonte: Mueller *et al.* (2018).

3.2.2 Fratura Assistida pelo Hidrogênio

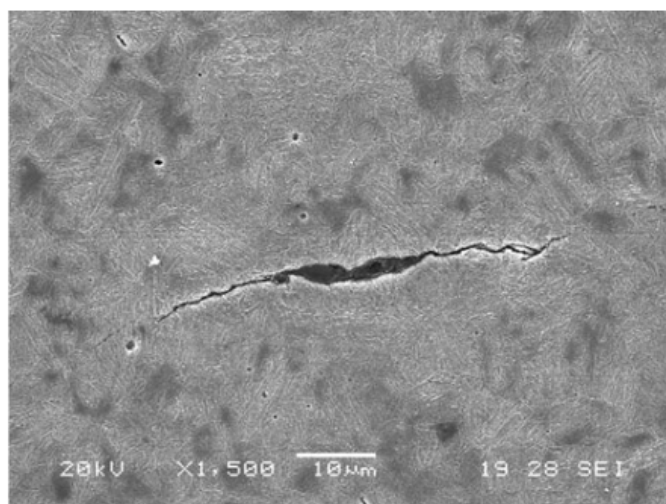
A HAC é a consequência da Fragilização por Hidrogênio que ocorre em um corpo trincado e sob carregamento mecânico (ANDERSON, 2005; ASTM, 2015). Para este caso, a nomenclatura equivalente para o limiar do K_{IEAC} é o Fator de Intensidade de Tensões limiar no Modo I na HAC (K_{IHAC}). Anderson (2005), Carrasco, Santos e Silva (2007) e ASTM F2078-15 (2015) definem a Fragilização por Hidrogênio como um tipo de dano permanente causado em um metal pela perda da sua resistência mecânica e ductilidade devido à presença do hidrogênio atômico nos interstícios da sua rede cristalina sob tensões residuais ou aplicadas. Essas mudanças nas propriedades mecânicas do material podem resultar em danos estruturais, principalmente se houver concentradores de tensão no material como trincas (CARRASCO, SANTOS e SILVA, 2007).

Nesse caso, Anderson (2005) explica que o hidrogênio atômico presente no material se concentra na zona de fratura próxima à ponta da trinca. Nesta zona existe um alto grau de triaxialidade de tensões, que faz com que a estrutura cristalina se expanda, aumentando a solubilidade do hidrogênio localmente. Com a alta concentração local de hidrogênio, essa zona de fratura se torna fragilizada. Essa fragilização, juntamente com as altas tensões locais, provocam o surgimento de microtrincas na zona de fratura, que se ligam à trinca principal. Desta forma, a trinca principal se propaga ao longo do tempo, à medida que as reações locais de adsorção

do hidrogênio na ponta da trinca e o surgimento das microtrincas ocorrem continuamente (ANDERSON, 2005).

Os metais frequentemente entram em contato com o hidrogênio a partir de uma grande variedade de fontes produtoras de hidrogênio, desencadeando este fenômeno de fragilização. Isso pode ocorrer, por exemplo, por meios eletroquímicos, como quando ocorre uma superproteção catódica em uma estrutura que utiliza um sistema de Proteção Catódica por Corrente Impressa (ANDERSON, 2005; CARRASCO *et al.*, 2012; POPOV e LEE, 2018), ou a partir do hidrogênio presente na umidade relativa do ar ambiental, como constataram Zhang *et al.* (2007). A Figura 7 apresenta um exemplo de trinca formada pelo processo de HAC.

Figura 7 – Exemplo de uma trinca formada pelo processo HAC a partir de uma partícula de inclusão em um aço martensítico com concentração de hidrogênio de 2,7 partes por milhão em peso.



Fonte: Lovicu *et al.* (2012).

3.2.3 Ensaios de Fratura Assistida pelo Ambiente

Os ensaios experimentais utilizados para obter o K_{IEAC} produzem dados úteis para prever o comportamento de grandes componentes estruturais em determinadas aplicações nas quais a fratura é um fator crítico de projeto. Esses testes são realizados em corpos de prova pré-trincados e com geometria normatizada onde os princípios da MFLE são aplicados para se avaliar o início e os estágios de propagação da trinca decorrentes do processo de degradação ambiental no material (ANDERSON, 2005).

A espessura B é um dos parâmetros geométricos mais importantes de um corpo de prova para os ensaios de EAC, pois, juntamente com a contribuição ambiental,

determinam a predominância do EPT ou do EPD na frente da trinca (ASTM, 2020; ISO, 2018). Dessa forma, o K medido durante o ensaio pode apresentar certa dependência do valor da espessura caso o corpo de prova esteja em EPT, ou possuir um valor constante e independente da geometria caso o EPD seja predominante. A região dominada pelo EPD é caracterizada pela alta triaxialidade de tensões na ponta da trinca e fratura plana no interior da amostra. Já próximo das superfícies laterais, onde o EPT é dominante, haverá baixa triaxialidade de tensões com predominância de fratura por cisalhamento com inclinação de 45° em relação à carga aplicada (ANDERSON, 2005).

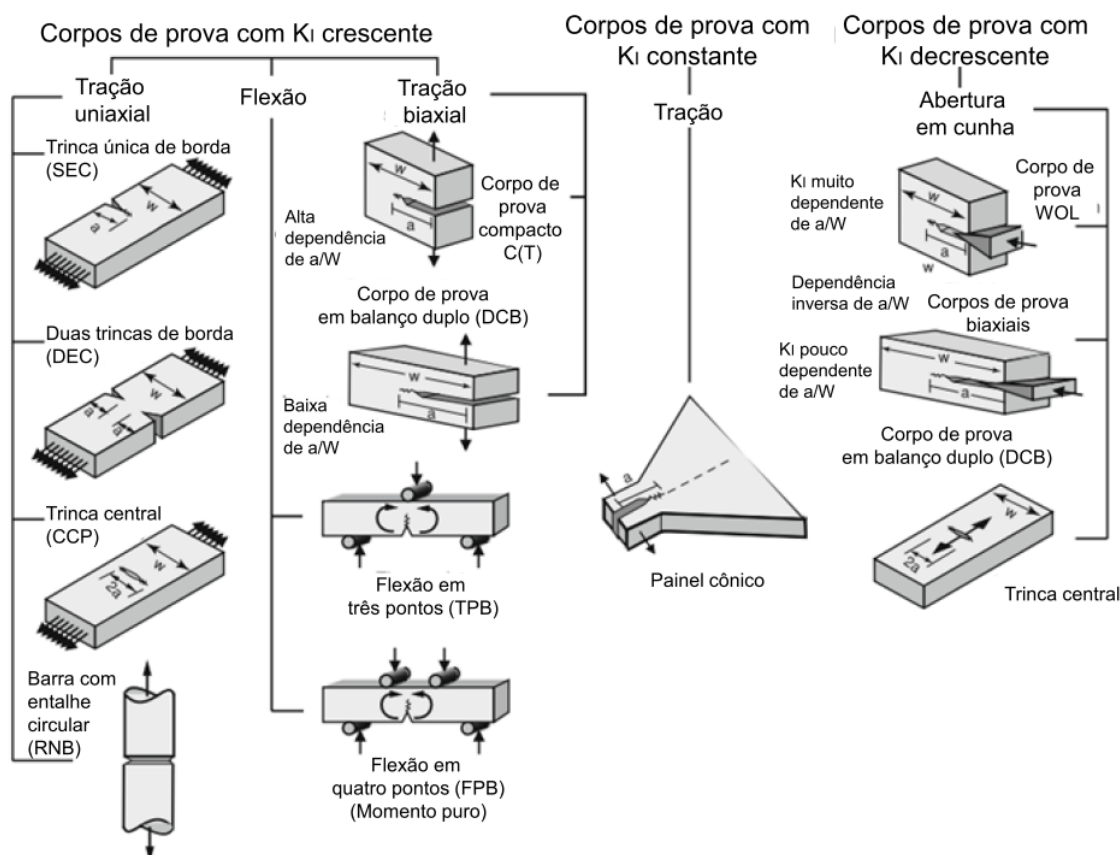
Assim, para se obter um K_{IEAC} válido os requisitos mostrados na Equação 9 referentes às dimensões mínimas para o comprimento inicial da trinca (a_0), o comprimento do ligamento ($W - a_0$) e a espessura do corpo de prova são exigidos para garantir a predominância do EPD na frente da trinca e a existência de uma zona plástica suficientemente pequena e limitada apenas à frente da trinca. A Equação 9 se baseia na tensão limite de escoamento (σ_y) e no Módulo Elástico (E) do material.

$$B, a_0, (W - a_0) \geq 2,5 \frac{\sigma_y}{E} \quad (9)$$

Após estabelecidas as dimensões mínimas do corpo de prova, este pode ser fabricado. Porém, existem diferentes geometrias de corpos de prova para os ensaios de EAC. Milella (2013) e Brown (1972 apud CHUNG, CRAGNOLINO e MACDONALD, 1985a) dividem estes corpos de prova em três categorias, de acordo com o método de carregamento e geometria. Essas categorias estão mostradas na Figura 8, que são:

1. Corpos de prova do tipo K_I constante;
2. Corpos de prova sob carregamento constante;
3. Corpos de prova sob deslocamento constante.

Figura 8 – Corpos de prova típicos para ensaios de EAC.



Fonte: Adaptado de Milella (2013).

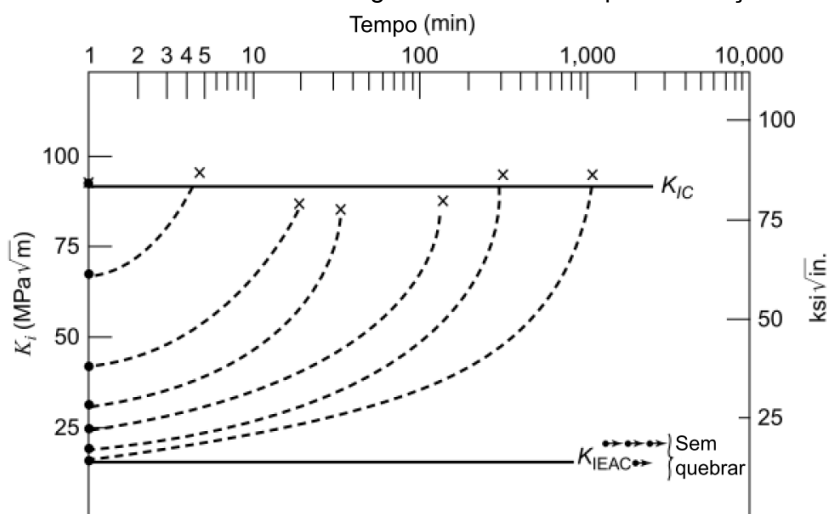
3.2.3.1 Corpos de prova do tipo K_I constante

Os corpos de prova do tipo K_I constante têm sido empregados em estudos de crescimento subcrítico de trincas, porque a independência do K_I na propagação da trinca permite o controle do histórico de intensidade de tensões da amostra (BROWN, 1972 apud CHUNG, CRAGNOLINO e MACDONALD, 1985a). Para manter esse valor constante com o crescimento da trinca, os perfis do corpo de prova são projetados de modo que o carregamento de fratura seja invariante com o comprimento da trinca se o K_{Ic} for constante (BROWN, 1972 apud CHUNG, CRAGNOLINO e MACDONALD, 1985a).

3.2.3.2 Corpos de prova sob carregamento constante

Nessa categoria, o K_I aplicado cresce com a razão a/W . Vários corpos de prova com a mesma geometria são geralmente submetidos às condições de carregamento constante em tração ou flexão no ambiente de interesse, de forma que o valor do K_I aumenta à medida que a trinca se propaga e o tempo até a fratura é registrado em função do K_{Ii} aplicado no início, como mostra a Figura 9. Independentemente do valor do K_{Ii} a falha em qualquer amostra ocorre quando K_I se aproxima do K_{IC} (ANDERSON, 2005; BROWN, 1972 apud CHUNG, CRAGNOLINO e MACDONALD, 1985a; HERTZBERG, VINCI e HERTZBERG, 2012).

Figura 9 – Gráfico característico da mudança no nível do K_I com o crescimento subcrítico da trinca de várias amostras em testes de carregamento constante para obtenção do K_{IEAC} .



Fonte: Adaptado de Brown e Beachem (1965 apud HERTZBERG, VINCI e HERTZBERG, 2012, p. 474).

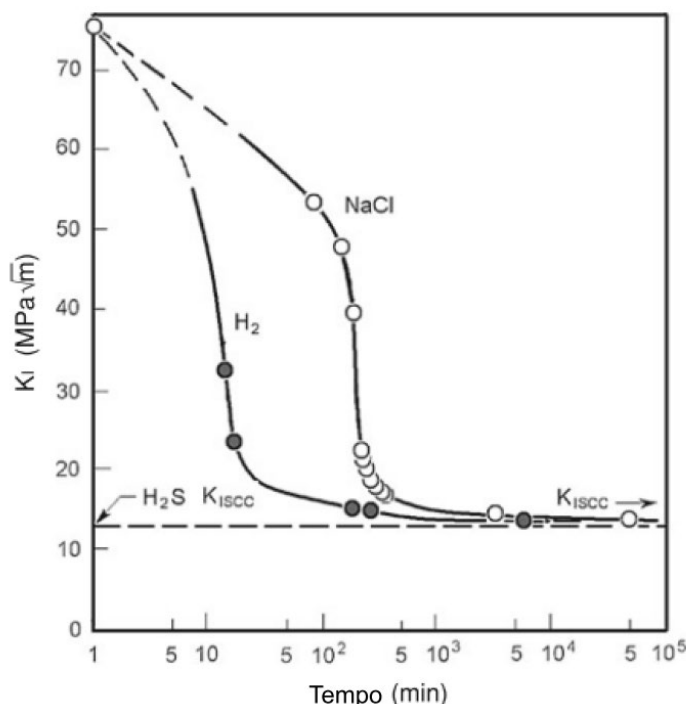
Segundo a ISO 7539-6 (2018), as principais vantagens desse tipo de corpo de prova são: a) Uma vez que o crescimento da trinca resulta no aumento da sua abertura, há menos chances de que os filmes de óxido bloqueiem a trinca ou a abram; b) Uma ampla variedade de geometrias de corpos de prova está disponível para se adequar à forma do material de teste, às instalações experimentais disponíveis e aos objetivos do teste, sejam eles sob condições de carregamento de tração ou de flexão; c) Podem ser carregadas durante a exposição ao ambiente de teste para evitar períodos de incubação desnecessários.

Porém, também possui as seguintes desvantagens, segundo a ISO 7539-6 (2018), Anderson (2005) e Clark Jr. e Kim (1972): a) A necessidade de um equipamento de carregamento externo e com uma célula ambiental isolada dos sistemas mecânicos operacionais; b) A necessidade de testar várias amostras com valores decrescentes de K_{Ii} até que seja atingido um nível de K_I no qual não se observa nenhuma propagação de trinca, estabelecendo-se assim o K_{IEAC} (Figura 5); c) O tempo de incubação que precede a propagação da trinca, quando uma amostra pré-trincada é inicialmente exposta ao ambiente agressivo, geralmente é maior quanto menor for o K_{Ii} e pode ser muito longo quanto mais próximo do K_{IEAC} estiver, não tendo como saber se o K_{Ii} aplicado está acima ou abaixo do K_{IEAC} ; d) As pequenas ondulações no carregamento (carga cíclica de pequena amplitude), que estão presentes em certas combinações de liga metálica e ambiente ocasionam danos por fadiga, mas que seriam insignificantes em um ambiente inerte, resultando na redução do K_{IEAC} e aumento da taxa de crescimento da trinca em relação a um carregamento estático.

3.2.3.3 Corpos de prova sob deslocamento constante

Nessa última categoria, os corpos de prova com trincas de borda são auto-carregados por um parafuso, cunha ou outro dispositivo de carregamento incorporado sob condições de deslocamento constante (BROWN, 1972 apud CHUNG, CRAGNOLINO e MACDONALD, 1985a). Devido a isso, o K_I aplicado decresce com a razão a/W , ou seja, à medida em que a trinca cresce até a imobilização desta, que ocorre quando o K_I estiver próximo do valor real do K_{IEAC} (Figura 10). Como resultado, um único corpo de prova é suficiente para determinar o K_{IEAC} , embora algumas repetições deste teste sejam recomendadas para comprovar os resultados (ASTM, 2020; CLARK JR. e KIM, 1972).

Figura 10 – Gráfico característico do teste à deslocamento constante para diferentes ambientes mostrando a diminuição do K_I com o crescimento subcrítico da trinca até a sua imobilização, ponto onde é obtido o K_{IEAC} .



Fonte: Adaptado de McIntyre (1977 apud MILELLA, 2013, p. 748).

O corpo de prova WOL-Modificado faz parte dessa categoria, em que o parafuso impõe um carregamento inicial P para abrir a trinca até a dimensão desejada. No decorrer do teste, ocorre um relaxamento da carga aplicada pelo parafuso devido à propagação da trinca, mas o valor da abertura deve permanecer constante. A instrumentação do teste registra esse relaxamento da carga em função do tempo, calcula os valores instantâneos de K_I e indica o valor do K_{IEAC} ao final do teste (ASTM, 2020; CHUNG, CRAGNOLINO e MACDONALD, 1985a; ISO, 2018; TJAYADI, KUMAR e MURTY, 2020; VIGILANTE, UNDERWOOD e CRAYON, 2000).

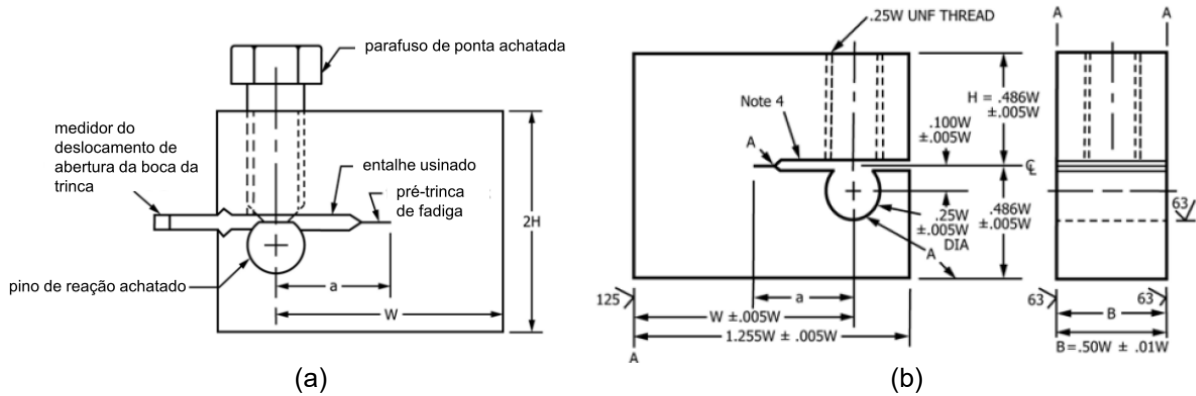
Segundo a norma ISO 7539-6 (2018) e Hertzberg, Vinci e Hertzberg (2012), essa categoria possui as seguintes vantagens: a) Economia no uso, uma vez que nenhum equipamento de carregamento externo é necessário; b) É a técnica mais simples e menos demorada para determinar o K_{IEAC} devido à menor quantidade de corpos de prova necessários, embora não haja diferença significativa nos valores de K_{IEAC} obtidos quando comparado ao ensaio sob carregamento constante, desde que esse último tenha duração suficiente para superar os efeitos da incubação da trinca; c) Suas dimensões compactas facilitam a exposição aos ambientes de serviço operacional.

Em contrapartida, as desvantagens dessa categoria, segundo ISO 7539-6 (2018) e Anderson (2005), são: a) A formação de óxidos pode abrir as superfícies da trinca, alterando o deslocamento e a carga aplicada, ou pode bloquear a boca da trinca, evitando a entrada de solução ambiental e prejudicando a precisão das medições do comprimento da trinca por métodos de resistência elétrica; b) A ramificação, embotamento ou crescimento fora do plano da trinca podem invalidar os dados experimentais; c) A imobilização da trinca deve ser definida pela taxa de crescimento abaixo de um valor arbitrário, que pode ser difícil de medir com precisão; d) O relaxamento elástico do sistema de carregamento durante o crescimento da trinca pode causar aumento do deslocamento e cargas mais altas do que o esperado; e) O relaxamento plástico devido aos processos transientes dentro do corpo de prova pode causar cargas mais baixas do que o esperado; f) Às vezes é impossível introduzir o ambiente de teste antes da aplicação da carga, o que pode retardar o início da trinca durante o teste subsequente. A seguir, serão apresentadas as normas ASTM E1681-03 (2020) e ISO 7539-6 (2018) que estão atualmente em vigor e que regem o teste de EAC sob deslocamento constante com o corpo de prova WOL-Modificado.

3.2.3.3.1 Norma ASTM E1681-03

A Figura 11(a) mostra a configuração típica para o teste experimental e a Figura 11(b) mostra as relações dimensionais padronizadas para um corpo de prova WOL-Modificado segundo a norma ASTM E1681-03 (2020). Na Figura 11(b) observa-se a especificação da série de roscas finas unificada (UNF) no furo do corpo de prova e no parafuso. A série UNF é padronizada pela norma ASME B1.1 (2019) e suas dimensões são dadas no sistema inglês de medidas.

Figura 11 – (a) Arranjo típico de teste. (b) Relações dimensionais padronizadas do corpo de prova WOL-Modificado pela ASTM E1681-03.



Fonte: Adaptado de ASTM E1681-03 (2020).

Segundo a ASTM E1681-03 (2020), a fórmula para o cálculo do K_{Ii} para o corpo de prova WOL-Modificado é mostrada na Equação 10, onde a_0 é o comprimento inicial da trinca, W é a largura do corpo de prova, E é o Módulo Elástico do material, V é o deslocamento de abertura da boca da trinca medido com um *clip gauge* e $f(a_0/W)$ é a função de forma adimensional mostrada na Equação 11 específica para as relações dimensionais desta norma.

$$K_I = \frac{V E}{\sqrt{W}} f\left(\frac{a_0}{W}\right) \quad (10)$$

$$f\left(\frac{a_0}{W}\right) = \left(1 - \frac{a_0}{W}\right)^{\frac{1}{2}} \left[0,654 - 1,88 \left(\frac{a_0}{W}\right) + 2,66 \left(\frac{a_0}{W}\right)^2 - 1,233 \left(\frac{a_0}{W}\right)^3\right] \quad (11)$$

A norma (ASTM, 2020) permite o uso de um parafuso instrumentado com uma célula de carga para medição em tempo real do comprimento da trinca. As expressões mostradas nas Equações 12 e 13, retiradas da norma ASTM E1681-03 (2020), são utilizadas para calcular o comprimento da trinca a após sua propagação para um certo valor da força de reação P medida pelo parafuso instrumentado. Esses novos valores de a e a/W podem ser substituídos nas Equações 10 e 11 para obter, continuamente, os novos valores do K_I no decorrer do ensaio. Conforme a norma (ASTM, 2020), essas expressões são válidas para $H/W = 0,486$, onde H é a metade da altura do corpo de prova e apresentam precisão dentro de 0,3% para $0,3 < a/W < 1,0$ (ASTM, 2020).

$$\frac{a}{W} = 1 - 3,19Z - 4,66Z^2 + 32,03Z^3$$

(12)

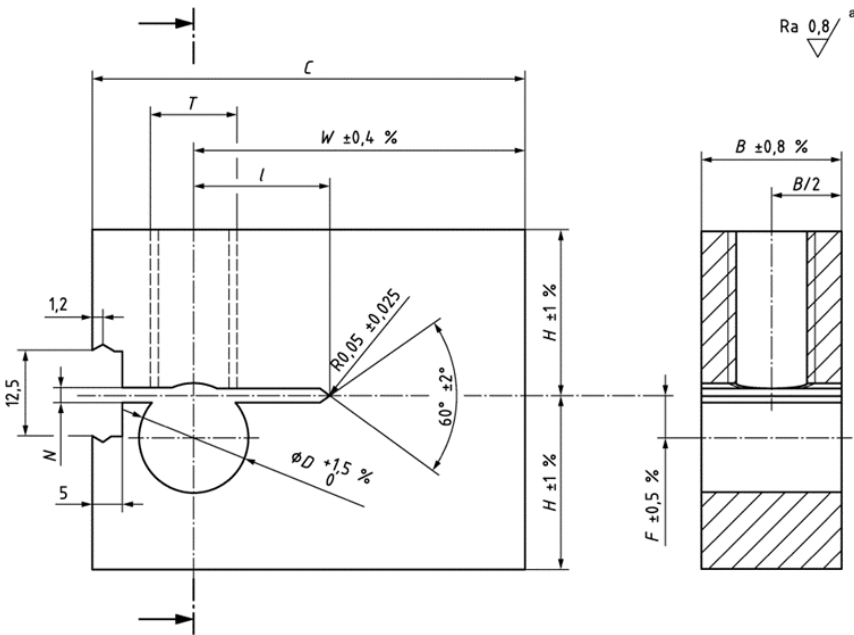
$$Z = \frac{1}{\left(\frac{VEB}{P}\right)^{\frac{1}{2}}}$$

(13)

3.2.3.3.2 Norma ISO 7539-6

A norma ISO 7539-6 (2018) apresenta a geometria da Figura 12 como padrão para o corpo de prova WOL-Modificado. Para essa geometria, os seus parâmetros são definidos em função da espessura *B* e estão mostrados na Tabela 1. Além disso, essa norma também estabelece que o parafuso deve possuir uma rosca de passo fino e com cabeça quadrada ou hexagonal (ISO, 2018).

Figura 12 – Geometria do corpo de prova WOL-Modificado padronizado pela norma ISO 7539-6.



Fonte: ISO 7539-6 (2018).

Tabela 1 – Parâmetros e relações geométricas segundo a norma ISO 7539-6.

Definição	Parâmetro	Relação
Espessura	<i>B</i>	-
Largura	<i>W</i>	2,55 <i>B</i>
Largura total	<i>C</i>	3,20 <i>B</i>
Metade da altura	<i>H</i>	1,24 <i>B</i>
Diâmetro do furo do pino	<i>D</i>	0,718 <i>B</i> ± 0,003 <i>B</i>
Comprimento efetivo do entalhe	<i>l</i>	0,77 <i>B</i>

Largura do entalhe	N	$0,06 B$
Diâmetro da rosca	T	$0,625 B$
Distância entre as linhas centrais do parafuso e do entalhe	F	$0,239 B$

Fonte: Adaptado de ISO 7539-6 (2018).

O cálculo do K_I , segundo a norma ISO 7539-6 (2018), é realizado utilizando as Equações 14 e 15. A carga P aplicada pelo parafuso é obtida indiretamente através de cálculos analíticos, como será visto a seguir, com base no valor de V medido por um *clip gauge* fixado nas bordas do entalhe. Comparando a Tabela 1 e com a Figura 11(b) verifica-se que para os mesmos parâmetros geométricos do corpo de prova, as relações dimensionais apresentadas pelas normas ISO 7539-6 (2018) e ASTM E1681-03 (2020) são distintas. Com isso, as Equações 10, 11, 14 e 15 não podem ser permutadas entre essas duas geometrias.

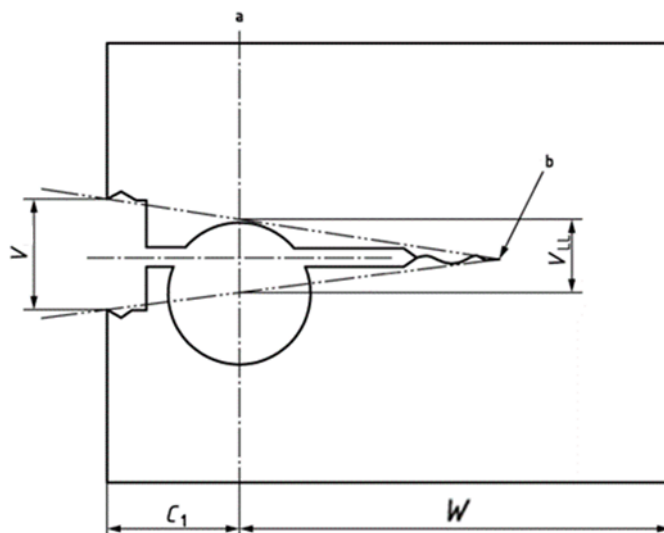
$$K_I = \frac{P}{B\sqrt{a}} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (14)$$

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = 30,96 \left(\frac{a}{W}\right) - 195,8 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 730,6 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 1186,3 \left(\frac{a}{W}\right)^4 + 754,6 \left(\frac{a}{W}\right)^5 \quad (15)$$

Com base nesse valor de V medido, calcula-se o deslocamento de abertura da trinca produzido na linha de aplicação da carga (V_{LL}) segundo a Equação 16, que depende da largura W do corpo de prova e de C_1 que é a diferença entre a largura total C e W , como ilustra a Figura 13. Originalmente, a Figura 13 está representada na ISO 7539-6 (2018) com a no lugar de W e V_0 no lugar de V . Porém, para evitar confusão com o símbolo do comprimento da trinca a adotado, optou-se por substituir pelo símbolo W por se tratar da mesma largura do corpo de prova apresentada anteriormente na Figura 12.

$$V_{LL} = \frac{V}{\left(1 + \frac{3C_1}{2W}\right)} \quad (16)$$

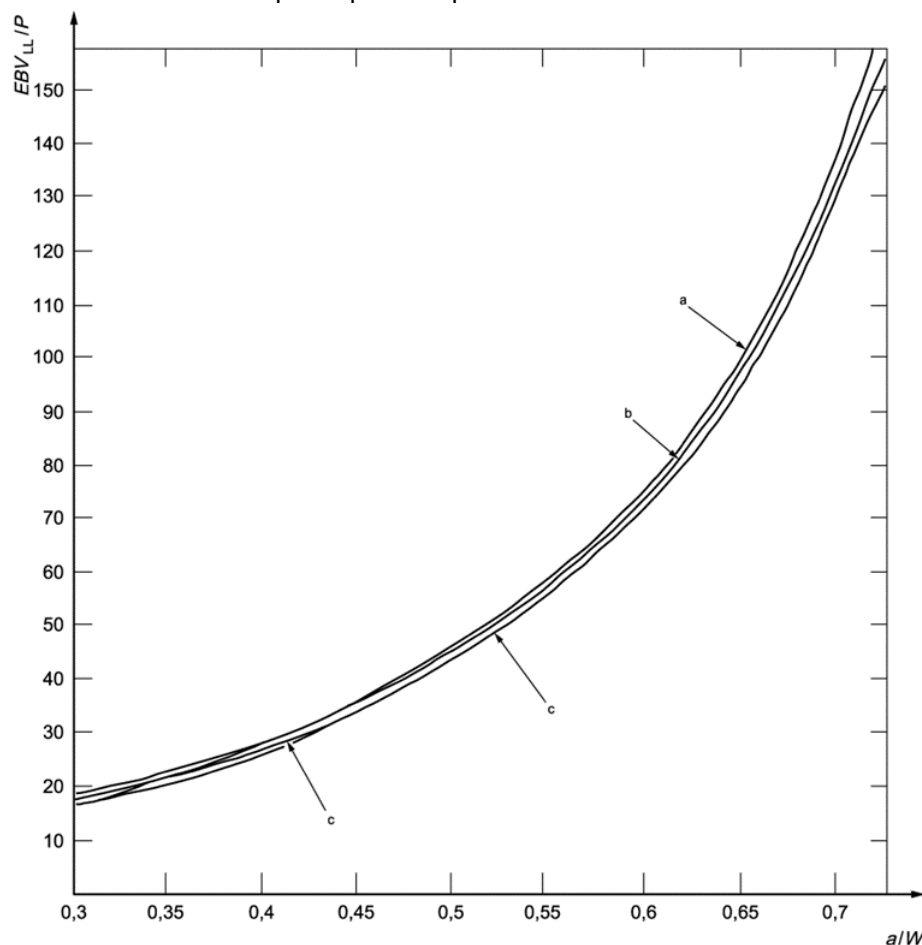
Figura 13 – Relações dimensionais entre os valores de V e V_{LL} .



Fonte: Adaptado de ISO 7539-6 (2018).

Com esse valor de V_{LL} calculado anteriormente e conhecendo a razão a/W encontra-se o valor correspondente de P utilizando a curva de *compliance* do corpo de prova WOL-Modificado apresentada na ISO 7539-6 (2018) e mostrada na Figura 14. O valor de P é obtido manipulando a relação adimensional EBV_{LL}/P do eixo vertical correspondente ao valor da razão a/W considerada no eixo horizontal. Após encontrar P , o seu valor é substituído na Equação 14 para o cálculo do K_I .

Figura 14 – Curvas de *compliance* para o corpo de prova WOL-Modificado na linha de aplicação da carga. Curvas a) Corpo de prova teoricamente liso; b) Corpo de prova com ranhuras laterais 5%; c) Corpo de prova experimentalmente liso.



Fonte: ISO 7539-6 (2018).

3.3 MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA COMPUTACIONAL

Em todos os projetos mecânicos de engenharia, é necessário determinar o campo de tensões e deformações em um corpo submetido a um carregamento externo ou a um deslocamento, principalmente quando se considera a presença de não-linearidades geométricas, como trincas. Em alguns casos, soluções analíticas estão disponíveis para a obtenção dessas informações e para o cálculo do K para diferentes configurações de geometrias e de carregamentos. Porém, na maioria dos casos, soluções exatas não estão disponíveis, sendo, portanto, necessário o uso de métodos numéricos.

O método numérico mais utilizado na engenharia é o Método dos Elementos Finitos (MEF). Aplicando este método para a modelagem de problemas envolvendo a MFLE, a obtenção do K só é possível com o emprego de elementos finitos especiais

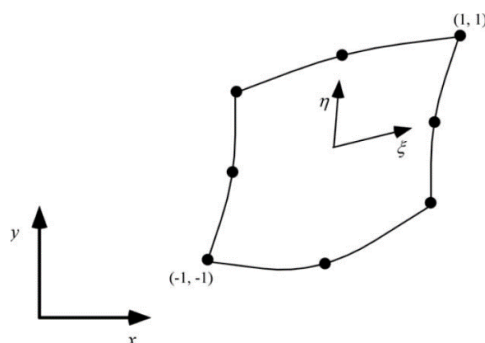
na ponta da trinca e com o uso de métodos específicos de aproximação para o cálculo deste parâmetro de fratura, como serão vistos nesta seção.

3.3.1 Método dos Elementos Finitos

O MEF é um tipo de análise numérica que consiste na divisão de um meio contínuo em pequenos elementos, formando uma malha com as mesmas propriedades do meio original. Esses elementos formam subdomínios que são descritos por equações diferenciais e resolvidos por modelos matemáticos, para que sejam obtidos os resultados desejados (BANDEIRA *et al.*, 2010). Com uma malha refinada e com o estudo da convergência dos resultados, pode-se obter soluções praticamente exatas, ou seja, compatível com a realidade física do problema (BANDEIRA *et al.*, 2010). Esses elementos possuem formas discretas e se conectam por nós para permitir a continuidade dos deslocamentos. Com isso, as tensões e deformações em um corpo submetido a carregamentos externos podem ser determinadas em função desses deslocamentos para cada elemento (ANDERSON, 2005).

Por exemplo, para análises bidimensionais em EPT ou EPD, a posição de cada nó de um elemento é definida com base em dois sistemas de coordenadas, um global e outro local com coordenadas paramétricas, como mostra a Figura 15. Neste elemento, o deslocamento dos seus n nós na direção x é determinado pela Equação 17 e na direção y pela Equação 18, onde N_i são as funções de forma, ou funções de interpolação polinomial do elemento, para o nó i em um ponto específico (ξ, η) do sistema paramétrico e u_i e v_i são os deslocamentos nodais nas direções x e y , respectivamente (ANDERSON, 2005).

Figura 15 – Sistemas de coordenadas global e local de um elemento bidimensional.



Fonte: Anderson (2005).

$$u = \sum_{i=1}^n N_i(\xi, \eta) u_i \quad (17)$$

$$v = \sum_{i=1}^n N_i(\xi, \eta) v_i \quad (18)$$

A distribuição das deformações nesse elemento é dada pelo vetor de deformação do elemento no ponto (x, y) segundo a Equação 19, que é uma função do vetor dos deslocamentos nodais obtidos das Equações 17 e 18 e pela matriz $[B]$ formada pelas derivadas da função de forma N_i , também conhecida como matriz deformação-deslocamento (ANDERSON, 2005; KUNA, 2013).

$$\{\varepsilon\} = [B] \begin{Bmatrix} u_i \\ v_i \end{Bmatrix} \quad (19)$$

Por sua vez, a distribuição das tensões nesse elemento é dada pelo vetor de tensões segundo a Equação 20, que é definida em função do vetor de deformações obtido da Equação 19 e pela matriz $[D]$ que é a matriz constitutiva de tensão-deformação do material (ANDERSON, 2005; KUNA, 2013).

$$\{\sigma\} = [D] \{\varepsilon\} \quad (20)$$

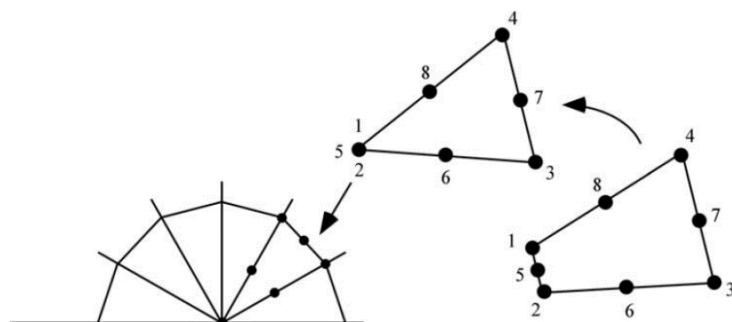
3.3.2 Elementos para modelar a singularidade na ponta da trinca

Para a modelagem de trincas pelo MEF, os elementos da malha devem permitir a representação da singularidade $1/\sqrt{r}$ das tensões na ponta da trinca para calcularem com precisão e validade o parâmetro K para a MFLE (CARRASCO, 2008; MIRANDA, 2003; OWEN e FAWKES, 1983). Porém, com os elementos convencionais, essa representação é mais difícil devido à necessidade de um refinamento extremo da malha na ponta da trinca (OWEN e FAWKES, 1983). Por isso, Henshell e Shaw (1975 apud MIRANDA, 2003; OWEN e FAWKES, 1983) e Barsoum (1976 apud MIRANDA, 2003; OWEN e FAWKES, 1983) desenvolveram os elementos isoparamétricos singulares *Quarter-Point* (QP).

Com os elementos QP, o comportamento singular do campo de tensões é obtido modificando-se a função de interpolação polinomial do elemento N_i e manipulando a posição do nó central do elemento (CARRASCO, 2008; OWEN e

FAWKES, 1983). Por exemplo, na ponta da trinca de uma geometria bidimensional, os elementos QP são formados colapsando os elementos quadriláteros em triângulos, como mostra a Figura 16, onde os nós 1, 2 e 5 estarão unidos, ocupando o mesmo ponto no espaço e os nós centrais movem-se para os pontos a $\frac{1}{4}$ de distância desse nó colapsado (KUNA, 2013; ANDERSON, 2005). Analogamente ocorre na frente da trinca em uma geometria tridimensional, onde os elementos hexaédricos são colapsados em prismáticos. Com isso, pode-se obter o K com o mesmo nível de precisão, de forma mais eficiente e com uma malha relativamente mais grosseira (KUNA, 2013; ANDERSON, 2005; CARRASCO, 2008; MIRANDA, 2003; OWEN e FAWKES, 1983).

Figura 16 – Degeneração de um elemento quadrilátero em um triângulo na ponta da trinca.

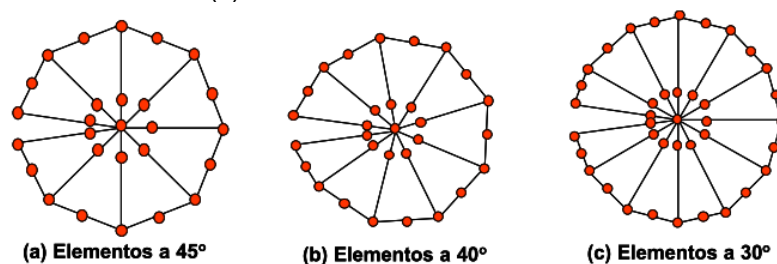


Fonte: Anderson (2005).

O uso dos elementos QP não é apropriado para análises elasto-plásticas, pois, com a formação de uma zona plástica, a singularidade elástica $1/\sqrt{r}$ deixa de existir na ponta da trinca. Neste caso, os elementos de singularidade plástica são mais apropriados, pois exibem a singularidade $1/r$ e os nós colapsados não ficam unidos, permitindo o arredondamento da ponta da trinca durante a deformação (ANDERSON, 2005).

Segundo Carrasco (2008) e Miranda (2003), a disposição dos elementos QP na ponta da trinca se dá em forma de uma roseta. Uma roseta padrão é composta por oito elementos que formam um ângulo de 45° entre si. Ela é posicionada na malha de tal forma que os elementos ficam alinhados lateralmente às faces da trinca. Porém, outras configurações de rosetas com ângulos de 40° ou de 30° também podem ser utilizadas, como mostra a Figura 17.

Figura 17 – Rosetas de elementos *Quarter-Point*. (a) Roseta padrão; (b) Roseta com elementos a 40°; (c) Roseta com elementos a 30°.



Fonte: Miranda (2003).

3.3.3 Métodos numéricos para obtenção do parâmetro K

A determinação aproximada do parâmetro K da fratura em regime linear-elástico pode ser obtida por métodos numéricos que utilizam os dados de tensões e deslocamentos resultantes da análise pelo MEF. Os três métodos numéricos mais empregados para a obtenção desse parâmetro são a Técnica de Correlação dos Deslocamentos (*Displacement Correlation Technique*), o Método da Integral Modificada de Fechamento da Trinca (*Modified Crack Closure Integral*) e a Integral de Domínio Equivalente (*Equivalent Domain Integral*). Todos eles serão apresentados a seguir.

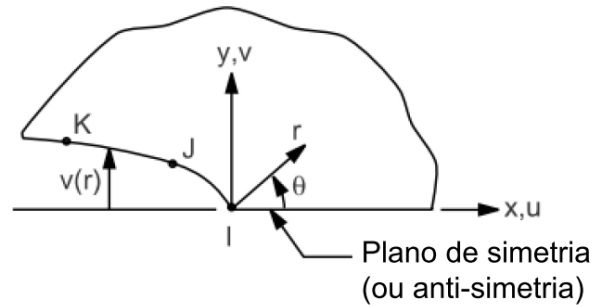
3.3.3.1 Técnica de Correlação dos Deslocamentos

Neste método, o K é calculado numericamente através de uma correlação dos deslocamentos em determinados pontos nodais da trinca. Para o Modo I, a expressão analítica para o deslocamento de abertura da trinca $v(r)$ a uma distância r da ponta da trinca é dada pela Equação 21 (ANSYS, 2021a), onde S é o Módulo de Cisalhamento, $\kappa = 3 - 4\nu$ para EPD e $\kappa = 3 - \nu / 1 + \nu$ para EPT. Para modelos simétricos em relação ao plano da trinca, a Equação 22 mostra a expressão para obtenção numérica do K_I , resultante da reordenação da Equação 21. O fator $\sqrt{v}/\sqrt{r}$ deve ser avaliado com base nos deslocamentos e posições dos nós I , J e K , segundo a Figura 18. O deslocamento $v(r)$ é determinado pelas funções de forma N_i dos elementos QP na ponta da trinca (ARAÚJO *et al.*, 2000; MIRANDA, 2003; CARRASCO, 2008).

$$v(r) = \frac{K_I}{2S} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} (1 + \kappa) \quad (21)$$

$$K_I = \sqrt{2\pi} \frac{2S}{1 + \kappa} \frac{|v|}{\sqrt{r}} \quad (22)$$

Figura 18 – Correlação dos Deslocamentos para modelos simétricos de trinca.

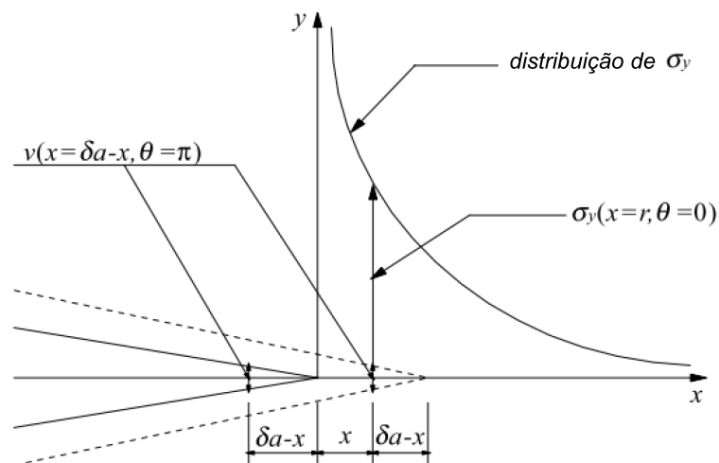


Fonte: Adaptado de ANSYS (2021a)

3.3.3.2 Método da Integral Modificada de Fechamento da Trinca

Esse método supõe que, em uma análise linear-elástica, quando uma trinca de comprimento a , carregada no Modo I, por exemplo, apresenta uma propagação infinitesimal δa , o deslocamento de abertura da nova ponta da trinca será aproximadamente igual ao deslocamento da ponta da trinca original, como mostra a Figura 19. Então, o trabalho necessário para aumentar a trinca de a para $a + \delta a$ é o mesmo que para fechá-la de $a + \delta a$ para a (ARAÚJO *et al.*, 2000; MIRANDA, 2003).

Figura 19 – Conceito da Integral Modificada de Fechamento da Trinca.



Fonte: Adaptado de Araújo *et al.* (2000).

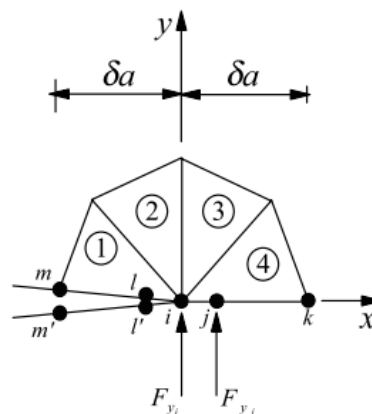
Com isso, a taxa de liberação da energia de deformação para o Modo I de carregamento G_I pode ser representada pela Equação 23, onde $\sigma_y(r)$ é a distribuição de tensão normal na frente da ponta da trinca a uma distância r . Os resultados são obtidos realizando-se duas análises, uma com o comprimento da trinca a e a segunda com o comprimento da trinca $a + \delta a$ (ARAÚJO *et al.*, 2000; MIRANDA, 2003).

$$G_I = \lim_{\delta a \rightarrow 0} \frac{1}{2 \delta a} \int_0^{\delta a} v(r) \sigma_y(r) dr \quad (23)$$

Com base na Equação 23, a Equação 24 pode ser obtida para calcular G_I com os elementos QP. Nessa expressão, F_{yi} e F_{yj} são forças nodais atuando nos nós i e j na direção y , como mostra a Figura 20, v é o deslocamento nodal nos nós m , m' , l e l' e $t_{11} = 6 - 3\pi/2$, $t_{12} = 6\pi - 20$, $t_{21} = 1/2$ e $t_{22} = 1$ (ARAÚJO *et al.*, 2000; MIRANDA, 2003). A força nodal F_{yi} é calculada nos elementos 1, 2, 3 e 4 da Figura 20, porém a força F_{yj} é calculada apenas no elemento 4. Após a obtenção do G_I , o K_I pode ser obtido pela Equação 7 para o EPD ou pela Equação 8 para o EPT apresentadas anteriormente.

$$G_I = -\frac{1}{2L} \left[F_{yi} \{t_{11}(v_m - v_{m'}) - t_{12}(v_l - v_{l'})\} + F_{yj} \{t_{21}(v_m - v_{m'}) - t_{22}(v_l - v_{l'})\} \right] \quad (24)$$

Figura 20 – Representação do Método da Integral Modificada de Fechamento da Trinca em elementos *Quarter-Point*.



Fonte: Araújo *et al.* (2000).

3.3.3.3 Integral de Domínio Equivalente

Esse método se baseia no conceito da Integral J apresentado anteriormente. A Integral J é definida pela Equação 25, onde k é a direção de um dos eixos coordenados (x,y) , C é qualquer caminho em volta da ponta da trinca, W_u é a densidade de energia de deformação, n_k e n_j são as componentes do vetor unitário normal ao contorno de integração e s é o comprimento do arco ao longo do contorno (ARAÚJO *et al.*, 2000; CARRASCO, 2008; MIRANDA, 2003).

$$J_k = \int_C \left[W_u n_k - \sigma_{ij} n_j \frac{\partial u_i}{\partial x_k} \right] ds \quad (25)$$

Porém, a Integral J não é adequada para ser calculada numericamente pelo MEF (CARRASCO, 2008). Por isso, o Método da Integral de Domínio Equivalente troca a integração ao longo desse contorno C por outra integral sobre um domínio de tamanho finito utilizando o teorema da divergência. Para análises bidimensionais, a integral de contorno é trocada por uma integral de área e a Equação 25 é reescrita segundo a Equação 26, onde q é uma função contínua e t_i é o carregamento nas faces da trinca (ARAÚJO *et al.*, 2000; CARRASCO, 2008; MIRANDA, 2003).

$$J_k = - \int_A \left[W_u \frac{\partial q}{\partial x_k} - \sigma_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_k} \frac{\partial q}{\partial x_j} \right] dA - \int_A \left[\frac{\partial W}{\partial x_k} - \sigma_{ij} \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_k} \right) \right] q dA - \int_s t_i \frac{\partial u_i}{\partial x_k} q ds \quad (26)$$

Como foi visto anteriormente, a Integral J é igual à taxa de liberação de energia na MFLE. Assim, da mesma forma como é feito no Método da Integral Modificada de Fechamento da Trinca, uma vez calculada a taxa de liberação de energia, pode-se obter o K_I pelas Equações 7 ou 8.

3.4 MECÂNICA DO CONTATO

No contexto do MEF, quando uma estrutura é carregada e se deforma atingindo outra ou tocando em qualquer outro sólido, se diz que a estrutura sofre contato mecânico ou impacto mecânico (BANDEIRA *et al.*, 2010). No caso do contato mecânico, esse problema envolve uma análise não-linear podendo ser formulado

utilizando diferentes métodos de programação matemática, como será abordado nessa seção. Antes disso, serão apresentadas as principais distinções entre os tipos de contatos mecânicos.

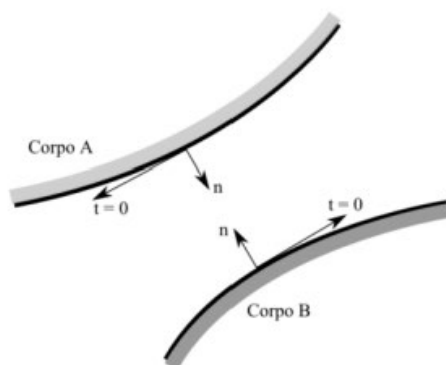
3.4.1 Classificações do contato

É importante distinguir as diferentes classificações de contatos presentes na literatura (BARBER, 2018; SAMPAIO, 2009), pois, a partir disso, pode-se compreender os princípios que se aplicam em cada caso e interpretar os resultados devido à interação entre as superfícies dos corpos.

3.4.1.1 Contato sem atrito

No contato sem atrito, o efeito do carregamento externo na interface de contato entre os corpos se dá puramente por compressão normal transmitida entre eles, resultando no que é conhecida como pressão de contato. Em um movimento relativo na região de contato sem atrito, esses corpos podem deslizar uns sobre os outros sem que surja força de reação na direção tangencial à superfície de contato (Figura 21). As aplicações práticas desse tipo de contato estão limitadas apenas quando se consideram superfícies lisas ou bem lubrificadas (BARBER, 2018; SAMPAIO, 2009).

Figura 21 – Contato sem atrito.

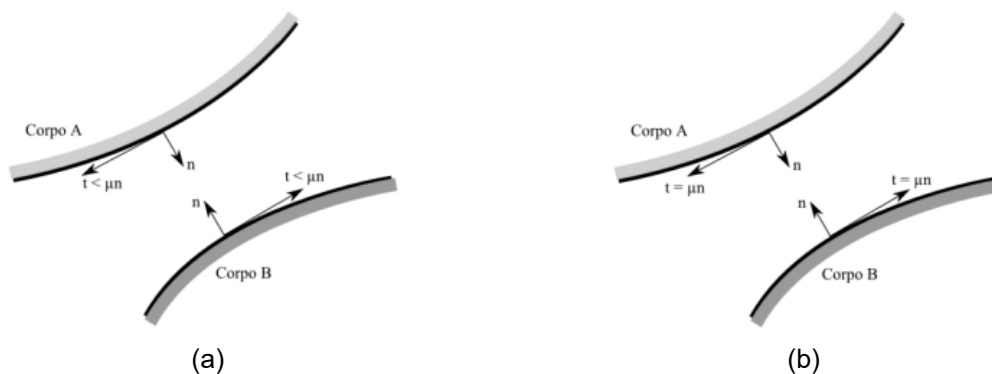


Fonte: Sampaio (2009).

3.4.1.2 Contato com atrito

Quando os efeitos do atrito são levados em consideração duas situações podem ocorrer: adesão (*stick*) e deslizamento tangencial relativo (*slip*) entre os corpos (SAMPAIO, 2009). Na primeira situação, a adesão entre os corpos ocorre quando o deslizamento é impedido pela força de atrito, que é a componente tangencial da força de reação nos pontos de contato na superfície. Quando isso ocorre, a componente tangencial que atua entre os corpos é menor do que o limite de atrito, como mostra a Figura 22(a), onde μ é o coeficiente de atrito (SAMPAIO, 2009). Na segunda situação, o deslizamento relativo ocorre quando o limite de atrito é atingido (Figura 22b). Assim, a componente tangencial da força na superfície de contato será igual ao valor deste limite, mas nunca maior. Em ambos os casos, a força de atrito desenvolvida na região de contato depende da componente normal do carregamento e das características de cada corpo (SAMPAIO, 2009).

Figura 22 – Contato com atrito: (a) Forças em situação de adesão; (b) Forças em situação de deslizamento.



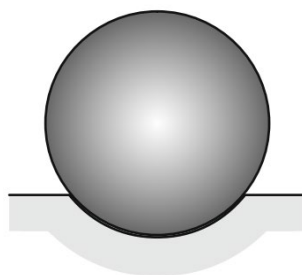
Fonte: Sampaio (2009).

3.4.1.3 Contato conforme

Segundo Barber (2018) e Sampaio (2009) um contato é dito conforme quando os corpos compartilham uma forma comum antes do carregamento e podem, portanto, se tocar em múltiplos pontos sobre uma região estendida, do ponto de vista macroscópico, sem exigir qualquer deformação do material. Com isso, o tamanho da área de contato pode ser pré-determinado pela forma dos corpos em contato em um estado sem carregamento e, ao final do carregamento, esse tamanho da área de

contato permanecerá o mesmo (BARBER, 2018; SAMPAIO, 2009). A Figura 23 mostra um exemplo de contato conforme de uma esfera em uma depressão esférica de mesmo raio. O contato conforme também recebe o nome de contato completo ou contato diversificado.

Figura 23 – Exemplo de contato conforme.

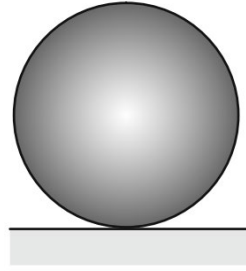


Fonte: Barber (2018).

3.4.1.4 Contato não-conforme

O contato é dito não-conforme quando o contato inicial, antes do carregamento, é restrito a um ponto isolado, semelhante ao contato entre duas esferas ou entre uma esfera e uma superfície plana (Figura 24), por exemplo, ou a mais pontos ao longo de uma linha, como entre um cilindro e uma superfície plana, por exemplo (BARBER, 2018; SAMPAIO, 2009). Após o início do carregamento, a área de contato aumenta à medida que os elementos contactantes são pressionados um contra o outro e se deformam. O tamanho dessa área e os estados de tensão podem ser calculados analiticamente utilizando equações presentes na literatura para diferentes tipos de elementos contactantes (BUDYNAS e NISSETT, 2016; BORESI e SCHMIDT, 2003). De forma geral, as tensões ficam concentradas nessa pequena região de contato (BARBER, 2018; BUDYNAS e NISSETT, 2016; BORESI e SCHMIDT, 2003) e recebem o nome de tensões de Hertz ou hertzianas (BUDYNAS e NISSETT, 2016). O contato não-conforme também recebe o nome de contato incompleto ou contato concentrado.

Figura 24 – Exemplo de contato não-conforme.

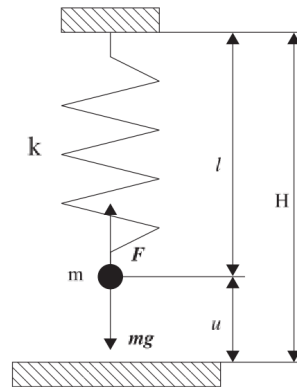


Fonte: Barber (2018)

3.4.2 Formulações numéricas para problemas de contato mecânico

Para apresentar os principais métodos de programação matemática não-linear disponíveis para a análise numérica de contato mecânico, é analisado um sistema físico do tipo massa-mola mostrado na Figura 25 e apresentado em Konyukhov e Izi (2015). Um ponto de massa m está suspenso por uma mola de rigidez k e possui uma barreira rígida que restringe o deslocamento desse ponto, ou seja, a deflexão u da mola. A energia potencial Π desse sistema é dada pela Equação 27, cuja dedução pode ser encontrada em Konyukhov e Izi (2015). Do ponto de vista da análise estrutural, a Equação 27 representa a equação de equilíbrio da estrutura, o seu mínimo global é a solução do problema estrutural e a variável u representa os deslocamentos nodais da estrutura (BANDEIRA *et al.*, 2010).

Figura 25 – Sistema massa-mola em contato com uma barreira rígida.



Fonte: Adaptado de Konyukhov e Izi (2015).

$$\Pi(u) = \frac{1}{2} k u^2 - m g u \rightarrow \min \quad (27)$$

A condição de não-penetração pode ser expressa pela função de penetração $p(u)$ que consiste na inequação da Equação 28 considerando a altura total H do sistema restrito massa-mola e o comprimento l da mola não-deformada (KONYUKHOV e IZI, 2015). Com isso, deseja-se obter a solução-ótima que minimiza a função-objetivo $\Pi(u) \rightarrow \min$ (Equação 27) sujeito à restrição $p(u)$ (Equação 28).

$$p(u) := l + u - H \leq 0 \quad (28)$$

Para solucionar esse problema de contato mecânico, podem ser utilizados os métodos dos Multiplicadores de Lagrange, da Penalidade e do Lagrangiano Aumentado, como será apresentado a seguir. Esses métodos já estão implementados nos principais softwares que se baseiam no MEF para a resolução numérica de problemas de engenharia como o ANSYS®.

3.4.2.1 Método dos Multiplicadores de Lagrange

Para resolver o problema de contato segundo o método dos Multiplicadores de Lagrange (KONYUKHOV e IZI, 2015), também chamado de Lagrangeano (BANDEIRA *et al.*, 2010) ou Lagrange Normal (ANSYS, 2021b), a função Lagrangiana $L(u, \lambda_i)$ (Equação 29) é criada aplicando o Teorema de Kuhn-Tucker (LANZER, 1988; BANDEIRA *et al.*, 2010) a qual correlaciona a função-objetivo $\Pi(u)$ com as restrições do problema de contato $p(u)$. O multiplicador de Lagrange λ introduzido na Equação 29 pode ser interpretado fisicamente como uma força normal de contato F_n , ou seja, $F_n = \lambda$ (KONYUKHOV e IZI, 2015).

$$L(u, \lambda_i) = \Pi(u) + \lambda p(u) \rightarrow \min \quad (29)$$

Segundo Konyukhov e Izi (2015), o método dos Multiplicadores de Lagrange permite cumprir exatamente a condição de não-penetração, entretanto, uma nova variável precisa ser adicionada ao sistema global, ou seja, o multiplicador de Lagrange λ . Segundo Ansys (2021b), a convergência com esse método pode ser mais difícil porque os pontos de contato podem oscilar entre um status aberto e fechado, sendo representado por uma função-degrau, se nenhuma penetração for permitida.

3.4.2.2 Método da Penalidade

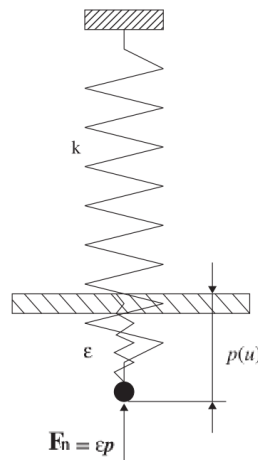
O método da Penalidade é baseado na construção de uma nova função (Equação 30) sem a introdução de nenhuma incógnita adicional, como um multiplicador de Lagrange λ (KONYUKHOV e IZI, 2015). Nessa nova função (Equação 30), a função $\Pi(u)$ (Equação 27) é somada à uma função de penalidade construída com um parâmetro de penalidade ε e a função de penetração $p(u)$. Com isso, a função Π_p depende apenas da variável u e do parâmetro de penalidade ε , cujo valor é pré-estabelecido (KONYUKHOV e IZI, 2015).

$$\Pi_p(u, \varepsilon) = \Pi(u) + \frac{1}{2} \varepsilon p^2(u) \rightarrow \min \quad (30)$$

Konyukhov e Izi (2015) demonstraram que, para a minimização de Π_p , a força de contato normal F_n com o método da Penalidade é dada pela Equação 31. Com base nessa equação, o método da Penalidade pode ser interpretado fisicamente como uma mola com uma rigidez ε adicionada no ponto de penetração, como mostra a Figura 26, levando assim ao surgimento de uma força de contato que resistirá à essa penetração (Equação 31). Assim, o parâmetro ε pode também ser interpretado como a rigidez normal de contato (ANSYS, 2021b).

$$F_n = \varepsilon p(u) \quad (31)$$

Figura 26 – Interpretação física do método da Penalidade.



Fonte: Adaptado de Konyukhov e Izi (2015).

A escolha de uma mola com rigidez ε infinita parece ser a melhor escolha para obter deformação nula na mola adicionada e, com isso, penetração nula. Porém, isso acarretará o surgimento do mesmo problema de convergência que pode ocorrer com o método dos Multiplicadores de Lagrange. Para evitar isso e tornar a convergência mais fácil, o método da Penalidade permite uma leve penetração $p(u) > 0$ quando adotam-se valores grandes para ε , porém finitos (KONYUKHOV e IZI, 2015; ANSYS, 2021b).

3.4.2.3 Método do Lagrangiano Aumentado

O método do Lagrangiano Aumentado é apresentado em Konyukhov e Izi (2015) como uma abordagem alternativa aos métodos dos Multiplicadores de Lagrange e da Penalidade, a fim de encontrar uma maneira de cumprir a condição de não-penetração exatamente, no entanto, sem introduzir uma variável adicional, como o multiplicador de Lagrange λ . O método do Lagrangiano Aumentado é baseado na formulação mostrada na Equação 32, obtida de Konyukhov e Izi (2015).

$$L(u) = \Pi(u) + \lambda p(u) + \frac{1}{2} \varepsilon p^2(u) \rightarrow \min \quad (32)$$

Da Equação 32 observa-se que, embora o funcional $L(u)$ contenha termos de ambos os métodos dos Multiplicadores de Lagrange e da Penalidade com as partes $\lambda p(u)$ e $\frac{1}{2}\varepsilon p^2(u)$, respectivamente, esse depende apenas do deslocamento u . Para isso, um procedimento conhecido como aumento do multiplicador de Lagrange é aplicado para calcular o multiplicador de Lagrange λ de forma iterativa (KONYUKHOV e IZI, 2015). Em síntese, isso é feito segundo a Equação 33, onde k é o contador de iterações. Mais explicações sobre esse procedimento podem ser obtidas em Konyukhov e Izi (2015). Já o parâmetro ε é prescrito no começo de cada minimização, da mesma forma como é feito no método da Penalidade.

$$\lambda_{k+1} = \lambda_k + \varepsilon (1 + u_k - H) \quad (33)$$

O método do Lagrangiano Aumentado é menos sensível à rigidez normal de contato ε e converge para a condição exata de não-penetração, $p(u) = 0$, se o número

de aumentos tender ao infinito $k \rightarrow \infty$ (KONYUKHOV e IZI, 2015; ANSYS, 2021b). Porém, na prática, as iterações continuam até que a penetração obtida seja menor do que uma variável de tolerância ϵ_{tol} também pré-estabelecida no começo de cada minimização (Equação 34). Em cada etapa de aumento, ou seja, de iteração, k , a força de contato F_n é calculada como o multiplicador de Lagrange aumentado segundo a Equação 33, como mostra a Equação 35 (KONYUKHOV e IZI, 2015; ANSYS, 2021b). Devido à atualização que o multiplicador de Lagrange sofre a cada iteração, o método do Lagrangeano Aumentado é menos susceptível às instabilidades numéricas do que os métodos dos Multiplicadores de Lagrange e da Penalidade e, por isso, é o mais utilizado para resolver problemas de contato mecânico com grandes pressões nas interfaces de contato (BANDEIRA *et al.*, 2010).

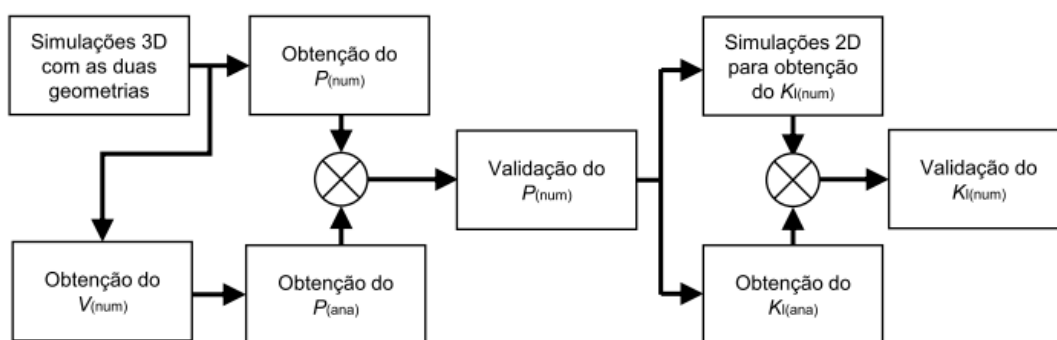
$$|p_k| = |l + u_k - H| < \epsilon_{tol} \quad (34)$$

$$F_{n_k} = \lambda_k + \epsilon p_k \quad (35)$$

4 METODOLOGIA

O objetivo deste trabalho é simular numericamente o comportamento mecânico de um corpo de prova WOL-Modificado durante o carregamento inicial do parafuso com modelos tridimensionais (3D) e bidimensionais (2D) utilizando o MEF e comparar os resultados obtidos numericamente com os resultados obtidos através do emprego de expressões analíticas contidas em normas de uso no setor. O diagrama de fluxo da metodologia empregada para alcançar o objetivo proposto está mostrado na Figura 27.

Figura 27 – Fluxograma resumindo a metodologia desse trabalho.



Fonte: O autor (2022).

Neste capítulo, serão apresentadas as etapas seguidas para a modelagem, simulação e validação dos modelos 3D e 2D do corpo de prova WOL-Modificado. Primeiramente, na seção 4.1, serão apresentadas as propriedades mecânicas dos materiais adotados para o corpo de prova, o parafuso e o pino. Em 4.2, serão apresentadas as geometrias 3D desses três elementos e a modelagem numérica das simulações 3D. Em 4.3, será apresentada a geometria 2D do corpo de prova e a modelagem numérica das simulações 2D para calcular o K_I . Por fim, em 4.4, serão apresentadas as configurações dos *hardwares* utilizados.

4.1 PROPRIEDADES DOS MATERIAIS ADOTADOS

Para que possam ser utilizados os princípios da MFLE e o resultado do K_{IEAC} obtido do teste experimental seja válido, o corpo de prova deve possuir comportamento predominantemente elástico, com a deformação plástica restrita a

uma pequena região à frente da trinca (seção 3.1.1). Esta situação acontece devido à fragilização do material que ocorre pelo efeito dos ambientes agressivos, mesmo que o material apresente alta tenacidade num ambiente neutro (seção 3.2). Com base nisso, será assumido o modelo de material homogêneo, isotrópico e de comportamento linear elástico para o corpo de prova em todas as simulações. Será adotado o aço API 5CT P110 pertencente à classe dos aços de Alta Resistência e Baixa Liga (ARBL) e que é fabricado na forma de tubos para revestimento de poços de petróleo. As propriedades mecânicas desse aço foram obtidas de Corrêa *et al.* (2020) e reunidas na Tabela 2.

Tabela 2 – Propriedades mecânicas do aço do corpo de prova.

	Módulo Elástico (Pa)	Coefficiente de Poisson	Tensão de escoamento (Pa)	Tensão limite de resistência à tração (Pa)
API 5CT P110	$2,16 \times 10^{11}$	0,3	$8,96 \times 10^8$	$9,78 \times 10^8$

Fonte: Adaptado de Corrêa *et al.* (2020)

Para o parafuso e o pino, onde a deformação plástica durante o carregamento inicial deve ser evitada, também será assumido o modelo de material homogêneo, isotrópico e de comportamento linear elástico. Para ambos, serão adotados os aços inoxidáveis Endurecíveis por Precipitação (*Precipitation Hardenable* – PH) dos tipos 17-4 PH (seção 2.2.2.2) e PH 13-8 Mo, que possuem elevadas resistência mecânica, resistência à corrosão e dureza (CALLISTER JR. e RETHWISCH, 2016, p. 414; ASTM A564/A564M, 2019).

Para cada tipo, serão consideradas as propriedades mecânicas decorrentes de duas condições distintas de tratamentos térmicos de precipitação apresentadas na norma ASTM A564/A564M (2019), que são as condições *H900* à temperatura de 480°C (900°F) e *H1025* à 550°C (1025°F) para o aço 17-4 PH e as condições *H950* à 510°C (950°F) e *H1000* à 540°C (1000°F) para o aço PH 13-8 Mo. As propriedades mecânicas desses quatro tipos de aços estão listadas na Tabela 3. Em cada simulação 3D, foi considerado o mesmo tipo de aço e condição de tratamento térmico para o parafuso e o pino.

Tabela 3 – Propriedades mecânicas dos aços do parafuso e do pino.

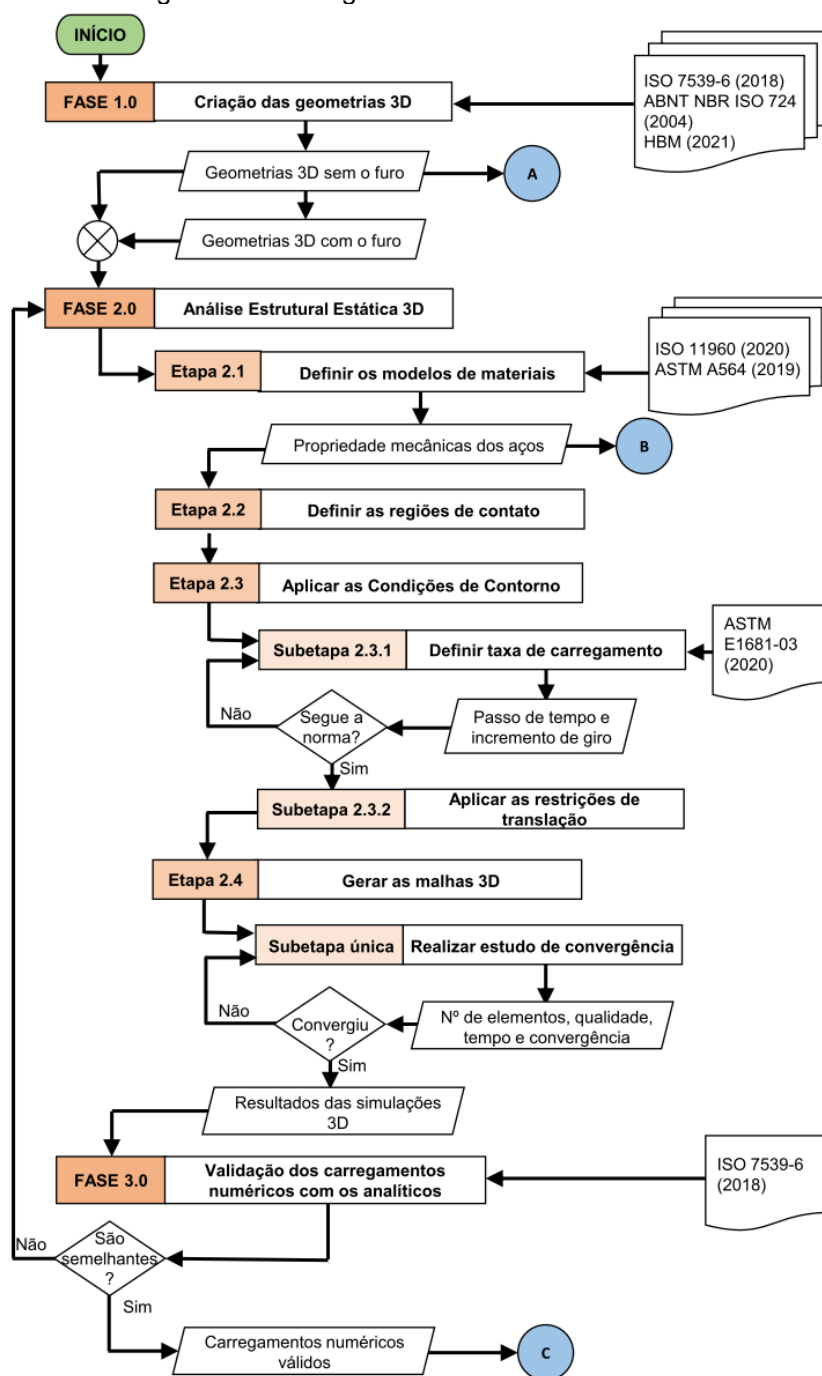
	Tensão de escoamento, min (Pa)	Tensão limite de resistência à tração, min (Pa)	Dureza Rockwell C, min
17-4 PH (H900)	$1,17 \times 10^9$	$1,31 \times 10^9$	40
17-4 PH (H1025)	$1,00 \times 10^9$	$1,07 \times 10^9$	35
PH 13-8 Mo (H950)	$1,415 \times 10^9$	$1,515 \times 10^9$	45
PH 13-8 Mo (H1000)	$1,31 \times 10^9$	$1,415 \times 10^9$	43

Fonte: Adaptado de ASTM A564/A564M (2019)

4.2 SIMULAÇÕES TRIDIMENSIONAIS

A Figura 28 apresenta o fluxograma que resume as etapas realizadas para as simulações 3D. Todas essas etapas serão apresentadas detalhadamente nessa seção. O objetivo das simulações 3D é obter numericamente os valores do carregamento numérico do parafuso $P_{(num)}$ e do deslocamento numérico de abertura da boca de trinca $V_{(num)}$ para duas geometrias 3D, uma com o furo e a outra sem o furo no parafuso. Após isso, os valores de $P_{(num)}$ serão validados com base nos carregamentos analíticos $P_{(ana)}$ obtidos segundo a norma ISO 7539-6 (2018). Após a validação, esses valores do $P_{(num)}$ serão utilizados como Condições de Contorno para as simulações 2D para a obtenção do $KI_{(num)}$, cujas etapas serão apresentadas na seção seguinte.

Figura 28 – Fluxograma da análise numérica 3D.



Fonte: O autor (2022).

4.2.1 Geometrias

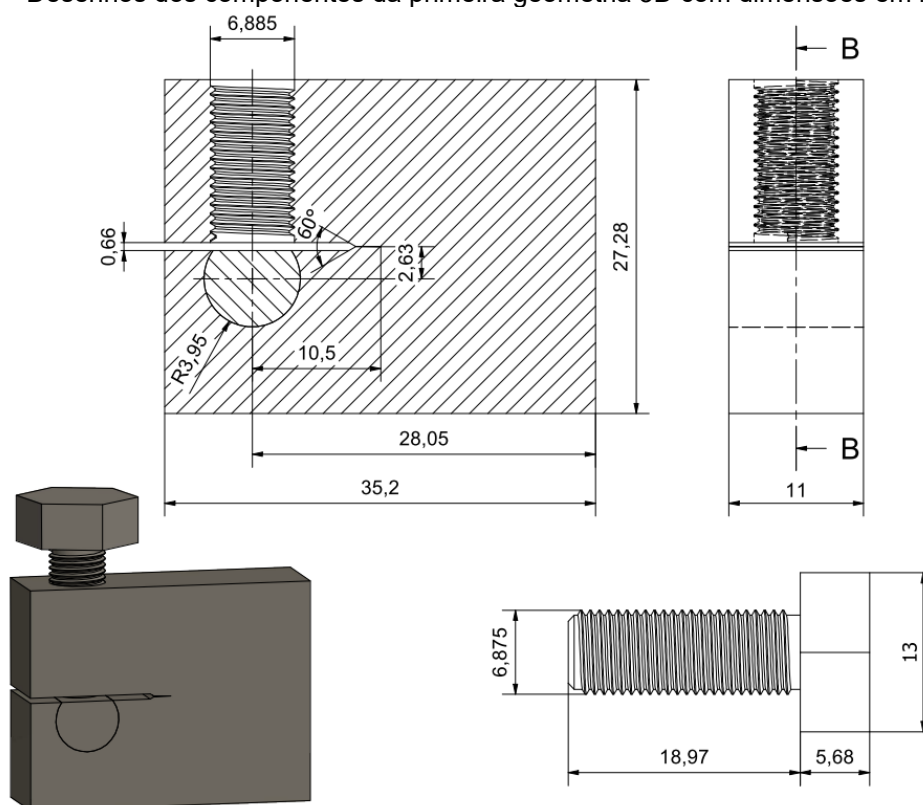
Os valores da espessura B do corpo de prova, do comprimento inicial da trinca a_0 e do comprimento do ligamento $(W - a_0)$ serão escolhidos considerando a dimensão mínima exigida para garantir a predominância do EPD na frente da trinca. Com base

no valor de σ_y e E apresentados na Tabela 2 o valor mínimo para esses parâmetros, obtido conforme a Equação 9, foi de aproximadamente 10,4 mm.

Será considerado também que o corpo de prova seria hipoteticamente extraído de um tubo comercial com diâmetro externo de 298,5 mm (11 ¾ pol.) e espessura de parede de 14,78 mm (0,582 pol.), conforme catálogo da Vallourec (2021, p. 88) para aços API. Portanto, com base nessas informações, será adotado para o corpo de prova a espessura $B = 11$ mm e o comprimento inicial da trinca $a_0 = 10,5$ mm. A partir desse valor escolhido de B , as dimensões do corpo de prova, do parafuso e do pino serão obtidas conforme a norma ISO 7539-6 (2018).

Com base nisso, a primeira geometria 3D a ser analisada será composta pelo corpo de prova, pelo parafuso sem o furo e pelo pino. A Figura 29 mostra os desenhos desses componentes, que foram gerados em ambiente virtual com a versão educacional do *software* Autodesk® Inventor® Professional 2021. Os contatos entre esses componentes são do tipo conforme, ou seja, se tocam em múltiplos pontos sobre uma região estendida de cada superfície antes do carregamento (seção 3.4.1.3).

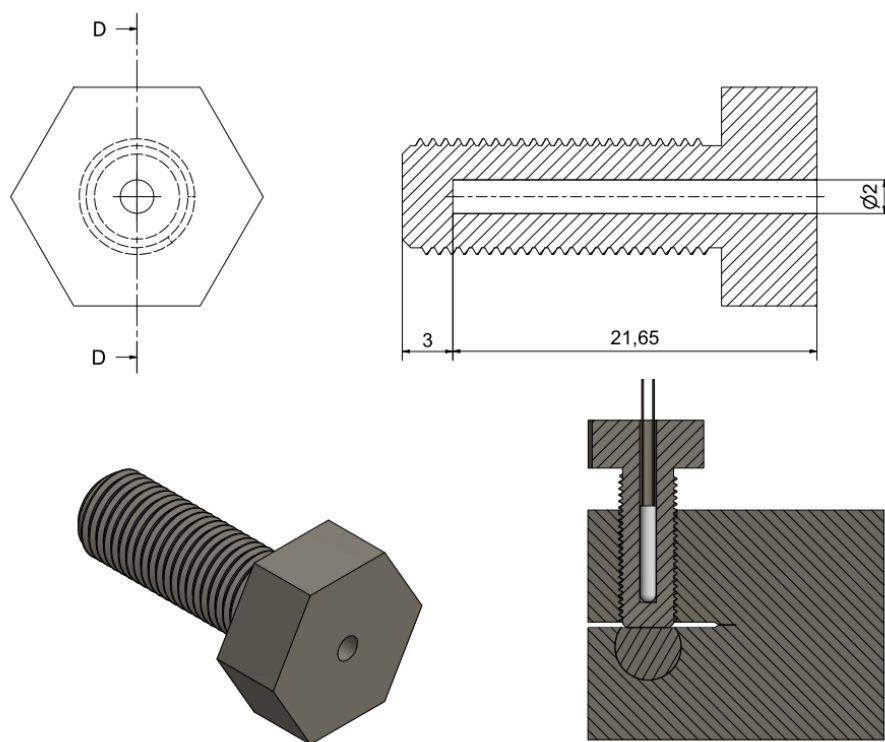
Figura 29 – Desenhos dos componentes da primeira geometria 3D com dimensões em milímetros.



Fonte: O autor (2022).

A segunda geometria 3D a ser analisada será formada pelo corpo de prova, pelo parafuso com o furo axial e pelo pino. A única diferença entre essas duas geometrias será a presença do furo axial no parafuso, como mostra a Figura 30. O diâmetro de 2 mm desse furo segue a recomendação dos fabricantes de extensômetros cilíndricos (HBM, 2021; TOKYO MEASURING INSTRUMENTS LABORATORY CO., 2021), porém não há recomendações quanto à sua profundidade. Devido a isso, foi estabelecida uma distância de 3 mm entre a base do furo e a região de contato entre o parafuso e o pino.

Figura 30 – Desenhos do parafuso com o furo axial que irá compor a segunda geometria e ilustração de como seria a montagem do extensômetro cilíndrico (dimensões em milímetros).



Fonte: O autor (2022).

Podem ser observadas nas geometrias mostradas nas Figuras 29 e 30, que uma trinca inicial com um ângulo de afiação de 1° foi criada na frente do entalhe e que não foram consideradas as bordas afiadas do entalhe onde se fixa o *clip gauge* por ser desnecessário para uma análise numérica. As roscas do parafuso e do furo do corpo de prova são da classe das roscas métricas finas, com o passo de 0,75 mm, cujas relações dimensionais seguem a norma ABNT NBR ISO 724 (2004).

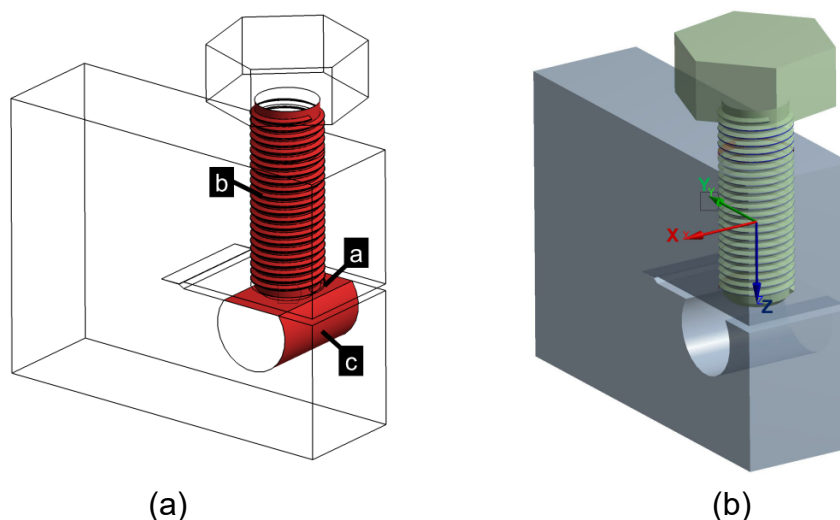
4.2.2 Modelagem numérica

As simulações 3D com essas duas geometrias serão realizadas com o ANSYS® *Workbench Mechanical* 2020. A modelagem numérica nesse *software* resume-se nas definições das regiões de contato e da junta cilíndrica, na aplicação das condições de contorno e na geração das malhas.

4.2.2.1 Regiões de contato

Para definir as regiões de contato, será adotado o método do Lagrangeano Aumentado como formulação de contato não-linear entre os três pares de contato presentes nos modelos 3D devido à boa convergência numérica que este método permite (seção 3.4.2.3). As três regiões de contato são: Entre a base do parafuso e a face plana do pino, indicado por *a* na Figura 31(a); entre as roscas do parafuso e do corpo de prova, indicado por *b* na Figura 31(a); e entre as faces curvas do pino e do corpo de prova, indicado por *c* na Figura 31(a). A Figura 31(b) mostra a junta de revolução cilíndrica criada entre o furo rosqueado do corpo de prova e o parafuso para permitir os graus de liberdade de rotação e translação do parafuso na direção do eixo Z do sistema de coordenadas local fixo no furo do corpo de prova.

Figura 31 – (a) Regiões de contato definidas nos modelos 3D; (b) Sistema de referências local da junta cilíndrica.



Fonte: O autor (2022).

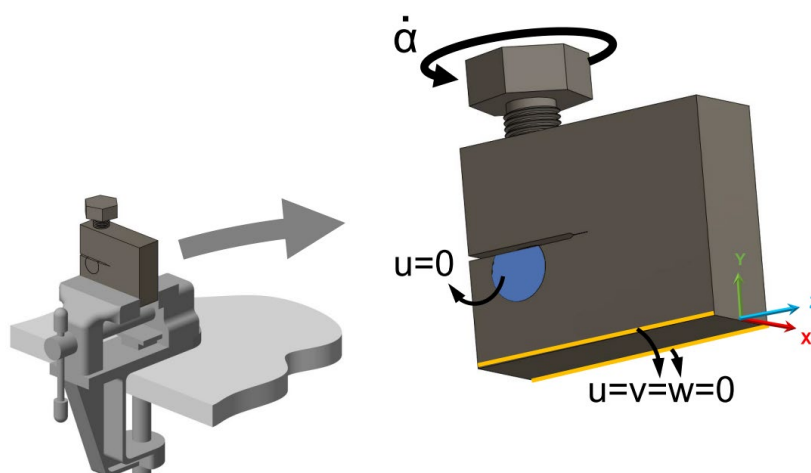
Em todas as simulações 3D será considerada a inexistência de atrito nos contatos assumindo o caso de uma lubrificação perfeita (WESSEL, 1968; MING *et al.*, 2016; WEI e NOVAK, 1987). Porém, para analisarmos o efeito do atrito durante o carregamento inicial do corpo de prova também será simulado um modelo com os coeficientes de atrito dinâmico obtidos de Avallone *et al.* (2007): $\mu = 0,08$ representando um caso de lubrificação com graxa à base de óxido de zinco e $\mu = 0,42$ para um caso de contato à seco entre dois aços duros.

4.2.2.2 Condições de contorno

Devido às não-linearidades dessa modelagem, as condições de contorno das simulações 3D serão aplicadas gradualmente sendo divididas em três passos de carregamento (*load steps*) com quatro subpassos (*substeps*) cada. Serão realizadas simulações com diferentes taxas de giro $\dot{\alpha}$ no parafuso para identificar aquela que respeita a taxa de carregamento máxima de 100 MPa $\sqrt{\text{m}}$ /min recomendada pela norma ASTM E1681-03 (2020) para o corpo de prova WOL-Modificado. Após Identificado o $\dot{\alpha}$ ideal, será definida a duração e o ângulo de giro a ser gradualmente aplicado no parafuso em cada subpasso.

Em todos os subpassos, serão impostas as restrições de translação nula nas três direções para as duas arestas indicadas em amarelo na Figura 32 com base nas informações da literatura que citam a fixação do corpo de prova em uma morsa para a aplicação do carregamento inicial (WEI e NOVAK, 1987; MING *et al.*, 2016; DUNCAN *et al.*, 2017). Para evitar a movimentação de corpo rígido no pino e, com isso, estabilizar a simulação numérica, será restrita a translação das duas faces laterais indicadas em azul na Figura 32 apenas na direção normal à face.

Figura 32 – Condições de contorno das simulações 3D.

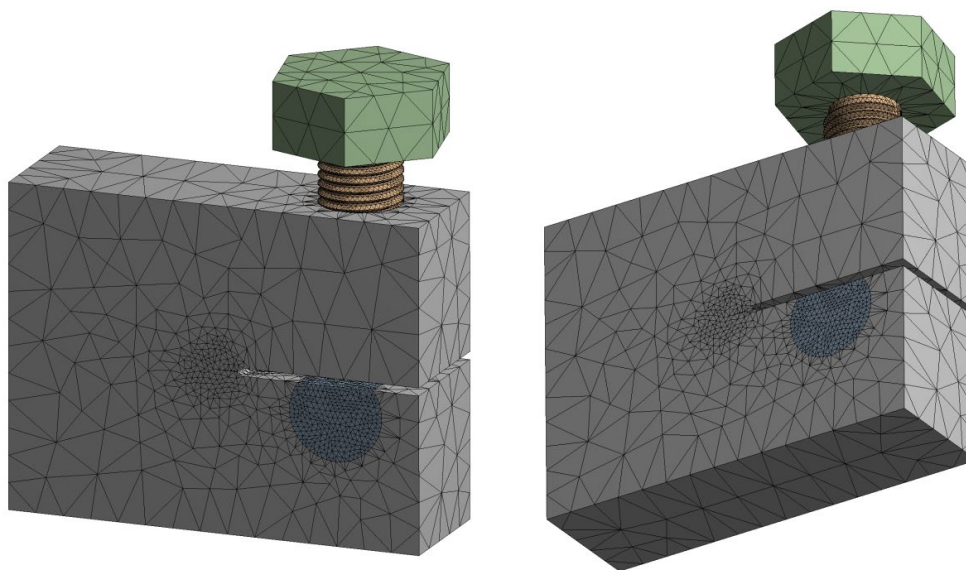


Fonte: O autor (2022).

4.2.2.3 Malhas

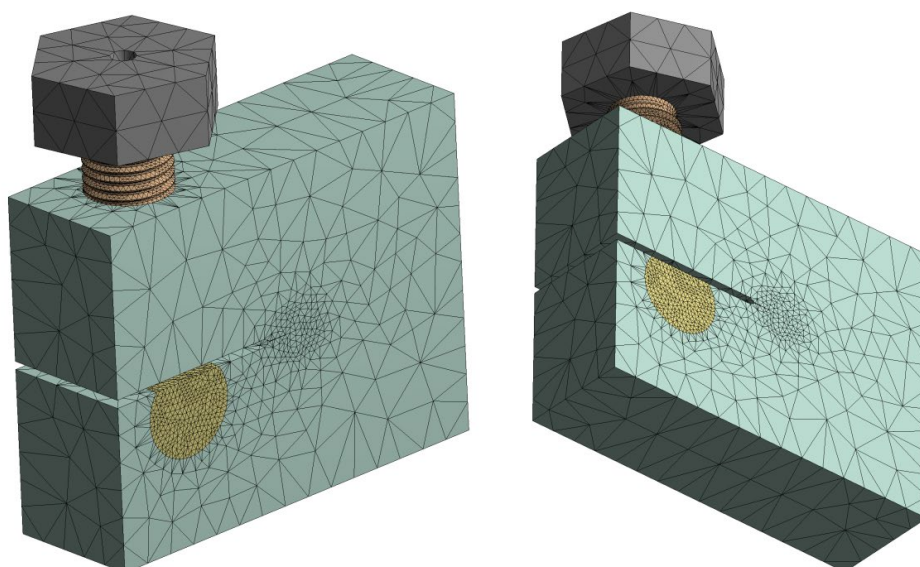
Será adotada a malha com 264705 elementos e 385423 nós para a geometria composta pelo corpo de prova, o parafuso sem o furo e o pino (Figura 33) e a malha com 258500 elementos e 378436 nós para a geometria composta pelo corpo de prova, o parafuso com o furo e o pino (Figura 34). Essas malhas foram escolhidas com base no estudo de convergência dos resultados realizado com diferentes densidades de malhas, que está disponível no Apêndice B. Essas malhas possuem elementos unicamente do tipo SOLID187, que são elementos sólidos tetraédricos com 10 nós (ANSYS, 2021b).

Figura 33 – Imagens em duas posições diferentes da malha 3D adotada para a geometria sem o furo no parafuso.



Fonte: O autor (2022).

Figura 34 – Imagens em duas posições diferentes da malha 3D adotada para a geometria com o furo no parafuso.



Fonte: O autor (2022).

4.2.3 Validação dos resultados numéricos

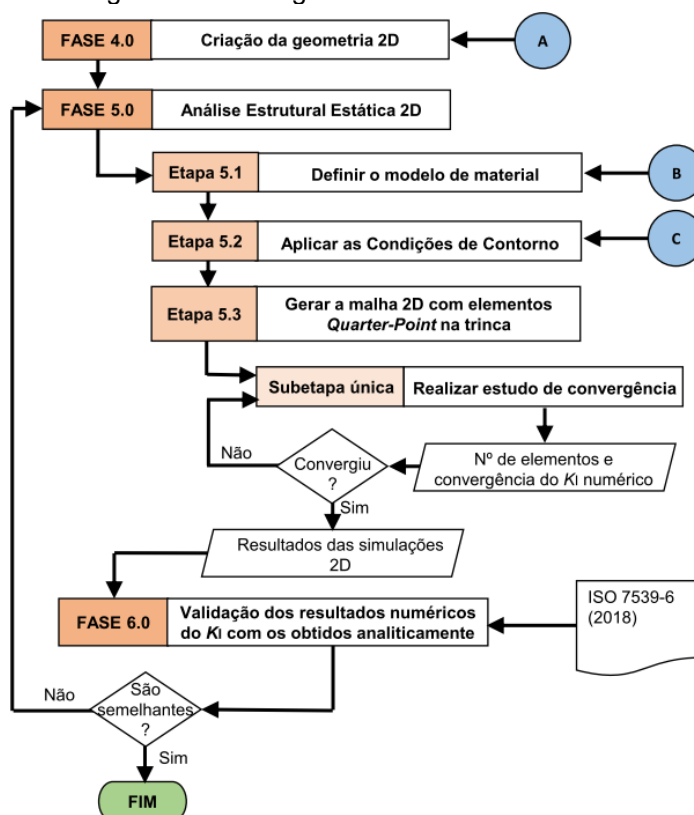
A validação dos resultados numéricos será realizada empregando as expressões analíticas da norma ISO 7539-6 (2018). Para isso, os valores dos deslocamentos de abertura da boca de trinca $V_{(num)}$ obtidos das simulações 3D serão

utilizados para calcular o deslocamento de abertura da boca de trinca na linha de aplicação da carga V_{LL} com a Equação 16 (seção 3.2.3.3.2). Com esse resultado, a curva de *compliance* mostrada na Figura 14 (seção 3.2.3.3.2) será utilizada para obter o valor analítico do carregamento do parafuso $P_{(ana)}$.

4.3 SIMULAÇÕES BIDIMENSIONAIS

Para economizar os recursos computacionais e reduzir o tempo de processamento e pelo fato de que a modelagem 3D ser desnecessária para o cálculo do K_I para uma trinca de frente reta, os valores do $K_{I(num)}$ serão obtidos por meio de simulações 2D com o *software* ANSYS® *Mechanical* APDL, tendo como dados de entrada os carregamentos numéricos do parafuso $P_{(num)}$ obtidos das simulações 3D. A Figura 35 apresenta o fluxograma que resume as etapas das simulações 2D. Todas essas etapas serão apresentadas detalhadamente nessa seção.

Figura 35 – Fluxograma da análise numérica 2D.

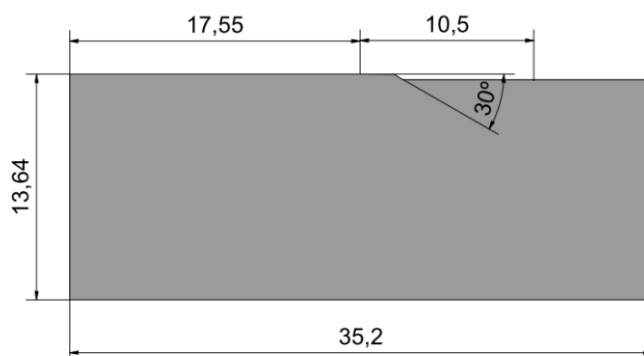


Fonte: O autor (2022).

4.3.1 Geometria

Com base nas dimensões das geometrias 3D apresentadas na seção 4.2.1, foi criada, também em ambiente virtual, a geometria 2D apresentada na Figura 36. Para o cálculo do K_I , será adotado um modelo de material linear-elástico e em EPD, com os parâmetros E e ν retirados da Tabela 2.

Figura 36 – Dimensões (em milímetros) da geometria 2D do corpo de prova.

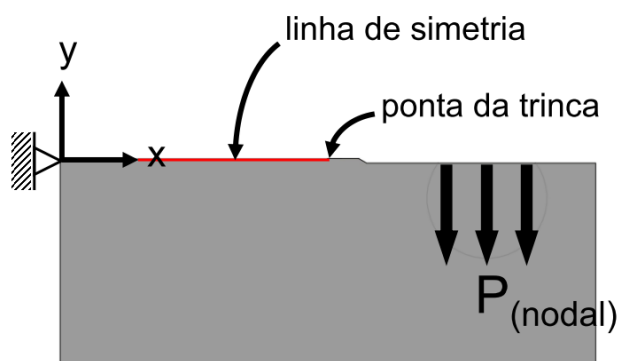


Fonte: O autor (2022).

4.3.2 Modelagem numérica

As simulações 2D serão realizadas com o ANSYS® *Mechanical* APDL 2020. Serão aplicadas as condições de contorno mostradas na Figura 37, que são as restrições de translação nas direções x e y para um ponto, a definição da linha de simetria e a aplicação do $P_{(nodal)}$, que representa a distribuição nodal do carregamento do parafuso $P_{(num)}$. Será utilizada a Técnica de Correlação dos Deslocamentos (seção 3.3.3.1) para o cálculo do $K_{I(num)}$, pois já se encontra implementada no *software* ANSYS® *Mechanical* APDL.

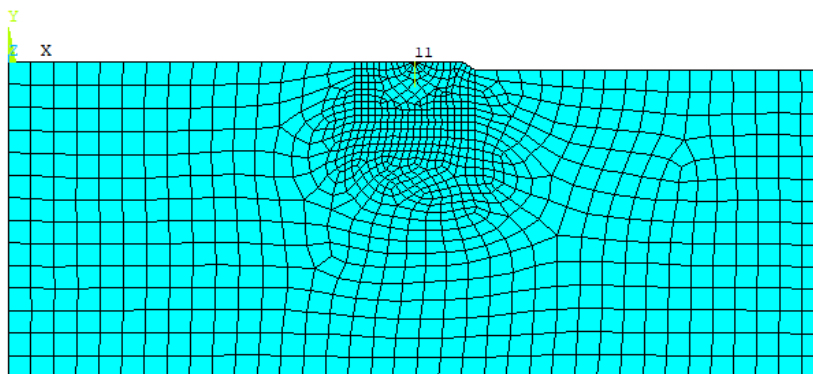
Figura 37 – Condições de contorno das simulações 2D.



Fonte: O autor (2022).

Será adotada a malha com 937 elementos e 2910 nós (Figura 38), com base no estudo de convergência das malhas 2D, que está disponível no Apêndice C. Essa malha é composta unicamente por elementos do tipo PLANE183, que são elementos 2D quadriláteros com 8 nós. Na região da ponta da trinca, a malha possui elementos QP também do tipo PLANE183.

Figura 38 – Malha 2D adotada com elementos *Quarter-Point* na ponta da trinca.



Fonte: O autor (2022).

4.4 CONFIGURAÇÕES DOS HARDWARES

Para escolher as especificações mínimas do equipamento para essas simulações, foram realizadas inicialmente simulações de teste com um equipamento com processador Intel® Core i5 3210M 2,5 GHz, memória RAM de 6 GB e HD de 500 GB. Com essas configurações, as simulações 3D com uma malha grosseira demoraram em média 10 h para serem realizadas, mas as simulações 2D com diferentes densidades de malha foram resolvidas em poucos segundos.

As configurações desse equipamento foram suficientes para as simulações 2D, porém, para realizar as simulações 3D com uma malha mais refinada seria preciso mais capacidade de processamento. A solução encontrada para isso foi realizar as simulações 3D em um equipamento com, no mínimo, 32 GB de memória RAM. Portanto, as especificações dos *hardwares* que serão utilizados nas simulações 2D e 3D, incluindo os estudos de convergência das malhas (Apêndices B e C), estão na Tabela 4.

Tabela 4 – Especificações dos *hardwares* adotados.

Componentes	Especificações	
	Simulações 3D	Simulações 2D
Microcomputador	Modelo Taurus I Q6.32 D7	Modelo ASUS K45A-VX142H
Placa Mãe	ASUS B250M –PLUS/BR	ASUS K45A
Processador	Intel® Core i7 7700 3,6 GHz	Intel® Core i5 3210M 2,5 GHz
Memória RAM	DDR4 32 GB 2133 MHz	DDR3 6 GB 800 MHz
Armazenamento	SSD de 480 GB + HD de 1 TB	HD de 500 GB
Placa de vídeo	Integrada	Integrada (Intel® HD Graphics 4000)

Fonte: O autor (2022).

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

5.1 ESTUDO DAS TAXAS DE GIRO E DE CARREGAMENTO

Recomendações sobre a taxa de carregamento ($\dot{K}_I$) a ser empregada para o ensaio de EAC foram encontradas unicamente na norma ASTM E1681-03 (2020), onde se indica que esta não deve exceder 1×10^8 Pa $\sqrt{m}/\text{min}$, ou $1,667 \times 10^6$ Pa $\sqrt{m}/\text{s}$. Para as dimensões do corpo de prova WOL-Modificado adotadas nesse trabalho, isso significa uma velocidade máxima de aplicação da carga inicial ($\dot{P}$) de aproximadamente 397,3 N/s. Porém, não foi encontrada na literatura informações sobre a taxa máxima de giro do parafuso ($\dot{\alpha}$) que tivesse relação com essa taxa de carregamento para tomar como base para definir a duração e o incremento do ângulo de giro do parafuso em cada subpasso das simulações 3D.

Por esse motivo, foram realizadas cinco simulações 3D com as taxas $\dot{\alpha}$ de 45°/s, 20°/s, 10°/s, 5°/s e 2°/s para identificar qual é o limite máximo do $\dot{\alpha}$ equivalente ao limite máximo do $\dot{K}_I$ recomendado pela norma ASTM E1681-03 (2020). Inicialmente, foram simuladas apenas a geometria sem o furo e com o aço 17-4 PH (H900) no parafuso e no pino. A Tabela 5 mostra os valores do tempo e do ângulo de giro α definidos como condições de contorno com aplicação gradual em cada subpasso de cada simulação.

Tabela 5 – Tempo e ângulo de giro do parafuso sem o furo para cada subpasso das simulações 3D com cada taxa de giro.

Sem o furo											
		Taxas de giro ($\dot{\alpha}$)									
Passo	Subpasso	45°/s		20°/s		10°/s		5°/s		2°/s	
		t (s)	α (°)	t (s)	α (°)	t (s)	α (°)	t (s)	α (°)	t (s)	α (°)
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
1	1	0,25	11,25	0,5	10	1	10	2	10	5	10
	2	0,5	22,5	1	20	2	20	4	20	10	20
	3	0,75	33,75	1,5	30	3	30	6	30	15	30
	4	1	45	2	40	4	40	8	40	20	40
2	1	1,25	56,25	2,5	50	5	50	10	50	25	50
	2	1,5	67,5	3	60	6	60	12	60	30	60
	3	1,75	78,75	3,5	70	7	70	14	70	35	70
	4	2	90	4	80	8	80	16	80	40	80
3	1	2,25	101,25	4,5	90	9	90	18	90	45	90
	2	2,5	112,5	5	100	10	100	20	100	50	100
	3	2,75	123,75	5,5	110	11	110	22	110	55	110

4	3	135	6	120	12	120	24	120	60	120
---	---	-----	---	-----	----	-----	----	-----	----	-----

Fonte: O autor (2022).

Ao final de cada simulação 3D, foram obtidos os valores numéricos do carregamento $P_{(num)}$ para cada taxa de giro $\dot{\alpha}$. Em seguida, foram realizadas simulações 2D com cada valor do $P_{(num)}$ para obter os valores do $K_{I(num)}$. Com esses resultados numéricos, foram calculadas as taxas de carregamento $\dot{P}$ e $\dot{K}_I$ entre os valores correspondentes a cada passo de tempo da simulação 3D. No final, foram determinadas as médias e desvios padrão dessas taxas. Os resultados desses cálculos estão nas Tabelas 6 a 10 para as taxas de 45°/s, 20°/s, 10°/s, 5°/s e 2°/s, nessa ordem.

Tabela 6 – Valores de $P_{(num)}$, $K_{I(num)}$ e das taxas de carregamento calculados referente à taxa de giro de 45°/s das simulações com a geometria sem o furo.

$\dot{\alpha} = 45^\circ/s$					
t (s)	α (°)	$P_{(num)}$ (N)	$K_{I(num)}$ (Pa√m)	$\dot{P}$ (N/s)	$\dot{K}_I$ (Pa√m/s)
0	0	0	0	-	-
0,25	11,25	2176,6	$9,126 \times 10^6$	8706,4	$3,651 \times 10^7$
0,5	22,5	4144,9	$1,738 \times 10^7$	7873,2	$3,301 \times 10^7$
0,75	33,75	5963,9	$2,501 \times 10^7$	7276,0	$3,050 \times 10^7$
1	45	7763,1	$3,255 \times 10^7$	7196,8	$3,018 \times 10^7$
1,25	56,25	9719,2	$4,075 \times 10^7$	7824,4	$3,280 \times 10^7$
1,5	67,5	11681,0	$4,898 \times 10^7$	7847,2	$3,290 \times 10^7$
1,75	78,75	13708,0	$5,748 \times 10^7$	8108,0	$3,400 \times 10^7$
2	90	15682,0	$6,575 \times 10^7$	7896,0	$3,310 \times 10^7$
2,25	101,25	17706,0	$7,424 \times 10^7$	8096,0	$3,394 \times 10^7$
2,5	112,5	19748,0	$8,280 \times 10^7$	8168,0	$3,425 \times 10^7$
2,75	123,75	21816,0	$9,147 \times 10^7$	8272,0	$3,468 \times 10^7$
3	135	23900,0	$1,002 \times 10^8$	8336,0	$3,496 \times 10^7$
Média				7966,7	$3,340 \times 10^7$
Desvio Padrão				405,4	$1,701 \times 10^6$

Fonte: O autor (2022).

Tabela 7 – Valores de $P_{(num)}$, $K_{I(num)}$ e das taxas de carregamento calculados referente à taxa de giro de 20°/s das simulações com a geometria sem o furo.

$\dot{\alpha} = 20^\circ/s$					
t (s)	α (°)	$P_{(num)}$ (N)	$K_{I(num)}$ (Pa√m)	$\dot{P}$ (N/s)	$\dot{K}_I$ (Pa√m/s)
0	0	0	0	-	-
0,5	10	1956,7	$8,204 \times 10^6$	3913,4	$1,641 \times 10^7$
1	20	3734,8	$1,566 \times 10^7$	3556,2	$1,491 \times 10^7$
1,5	30	5394,6	$2,262 \times 10^7$	3319,6	$1,392 \times 10^7$
2	40	6980,8	$2,927 \times 10^7$	3172,4	$1,330 \times 10^7$
2,5	50	8683,8	$3,641 \times 10^7$	3406,0	$1,428 \times 10^7$

3	60	10417,0	$4,368 \times 10^7$	3466,4	$1,453 \times 10^7$
3,5	70	12180,0	$5,107 \times 10^7$	3526,0	$1,478 \times 10^7$
4	80	14003,0	$5,871 \times 10^7$	3646,0	$1,529 \times 10^7$
4,5	90	15778,0	$6,615 \times 10^7$	3550,0	$1,488 \times 10^7$
5	100	17569,0	$7,366 \times 10^7$	3582,0	$1,502 \times 10^7$
5,5	110	19405,0	$8,136 \times 10^7$	3672,0	$1,540 \times 10^7$
6	120	21238,0	$8,905 \times 10^7$	3666,0	$1,537 \times 10^7$
Média				3539,7	$1,484 \times 10^7$
Desvio Padrão				181,1	$7,593 \times 10^5$

Fonte: O autor (2022).

Tabela 8 – Valores de $P_{(num)}$, $K_{l(num)}$ e das taxas de carregamento calculados referente à taxa de giro de $10^\circ/s$ das simulações com a geometria sem o furo.

$\dot{\alpha} = 10^\circ/s$					
t (s)	α (°)	$P_{(num)}$ (N)	$K_{l(num)}$ (Pa $\sqrt{m}$)	$\dot{P}$ (N/s)	$\dot{K}_l$ (Pa $\sqrt{m/s}$)
0	0	0	0	-	-
1	10	1956,7	$8,204 \times 10^6$	1956,7	$8,204 \times 10^6$
2	20	3734,8	$1,566 \times 10^7$	1778,1	$7,455 \times 10^6$
3	30	5394,6	$2,262 \times 10^7$	1659,8	$6,960 \times 10^6$
4	40	6980,8	$2,927 \times 10^7$	1586,2	$6,650 \times 10^6$
5	50	8683,8	$3,641 \times 10^7$	1703,0	$7,140 \times 10^6$
6	60	10417,0	$4,368 \times 10^7$	1733,2	$7,267 \times 10^6$
7	70	12180,0	$5,107 \times 10^7$	1763,0	$7,392 \times 10^6$
8	80	14003,0	$5,871 \times 10^7$	1823,0	$7,644 \times 10^6$
9	90	15778,0	$6,615 \times 10^7$	1775,0	$7,441 \times 10^6$
10	100	17569,0	$7,366 \times 10^7$	1791,0	$7,510 \times 10^6$
11	110	19405,0	$8,136 \times 10^7$	1836,0	$7,698 \times 10^6$
12	120	21238,0	$8,905 \times 10^7$	1833,0	$7,685 \times 10^6$
Média				1769,8	$7,421 \times 10^6$
Desvio Padrão				90,5	$3,796 \times 10^5$

Fonte: O autor (2022).

Tabela 9 – Valores de $P_{(num)}$, $K_{l(num)}$ e das taxas de carregamento calculados referente à taxa de giro de $5^\circ/s$ das simulações com a geometria sem o furo.

$\dot{\alpha} = 5^\circ/s$					
t (s)	α (°)	$P_{(num)}$ (N)	$K_{l(num)}$ (Pa $\sqrt{m}$)	$\dot{P}$ (N/s)	$\dot{K}_l$ (Pa $\sqrt{m/s}$)
0	0	0	0	-	-
2	10	1956,7	$8,204 \times 10^6$	978,4	$4,102 \times 10^6$
4	20	3734,8	$1,566 \times 10^7$	889,1	$3,727 \times 10^6$
6	30	5394,6	$2,262 \times 10^7$	829,9	$3,480 \times 10^6$
8	40	6980,8	$2,927 \times 10^7$	793,1	$3,325 \times 10^6$
10	50	8683,8	$3,641 \times 10^7$	851,5	$3,570 \times 10^6$
12	60	10417,0	$4,368 \times 10^7$	866,6	$3,634 \times 10^6$
14	70	12180,0	$5,107 \times 10^7$	881,5	$3,696 \times 10^6$
16	80	14003,0	$5,871 \times 10^7$	911,5	$3,822 \times 10^6$
18	90	15778,0	$6,615 \times 10^7$	887,5	$3,721 \times 10^6$
20	100	17569,0	$7,366 \times 10^7$	895,5	$3,755 \times 10^6$

22	110	19405,0	$8,136 \times 10^7$	918,0	$3,849 \times 10^6$
24	120	21238,0	$8,905 \times 10^7$	916,5	$3,843 \times 10^6$
Média				884,9	$3,710 \times 10^6$
Desvio Padrão				45,3	$1,898 \times 10^5$

Fonte: O autor (2022).

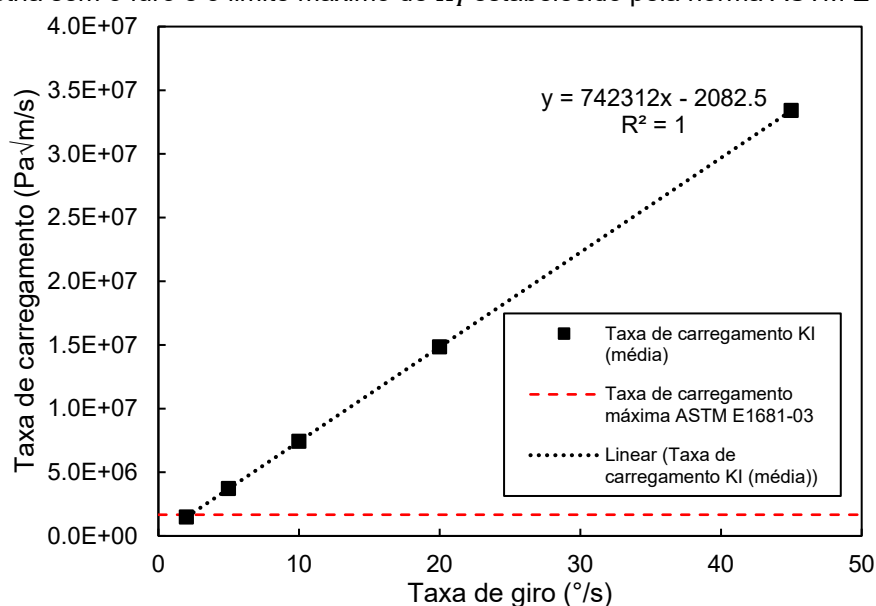
Tabela 10 – Valores de $P_{(num)}$, $K_{I(num)}$ e das taxas de carregamento calculados referente à taxa de giro de $2^\circ/s$ das simulações com a geometria sem o furo.

$\dot{\alpha} = 2^\circ/s$					
t (s)	α (°)	$P_{(num)}$ (N)	$K_{I(num)}$ (Pa $\sqrt{m}$)	$\dot{P}$ (N/s)	$\dot{K}_I$ (Pa $\sqrt{m/s}$)
0	0	0	0	-	-
5	10	1956,7	$8,204 \times 10^6$	391,3	$1,641 \times 10^6$
10	20	3734,8	$1,566 \times 10^7$	355,6	$1,491 \times 10^6$
15	30	5394,6	$2,262 \times 10^7$	332,0	$1,392 \times 10^6$
20	40	6980,8	$2,927 \times 10^7$	317,2	$1,330 \times 10^6$
25	50	8683,8	$3,641 \times 10^7$	340,6	$1,428 \times 10^6$
30	60	10417,0	$4,368 \times 10^7$	346,6	$1,453 \times 10^6$
35	70	12180,0	$5,107 \times 10^7$	352,6	$1,478 \times 10^6$
40	80	14003,0	$5,871 \times 10^7$	364,6	$1,529 \times 10^6$
45	90	15778,0	$6,615 \times 10^7$	355,0	$1,488 \times 10^6$
50	100	17569,0	$7,366 \times 10^7$	358,2	$1,502 \times 10^6$
55	110	19405,0	$8,136 \times 10^7$	367,2	$1,540 \times 10^6$
60	120	21238,0	$8,905 \times 10^7$	366,6	$1,537 \times 10^6$
Média				354,0	$1,484 \times 10^6$
Desvio Padrão				18,1	$7,593 \times 10^4$

Fonte: O autor (2022).

Os valores médios das taxas de carregamentos, $\dot{K}_I$, mostradas nas Tabelas 6 a 10 foram plotados em função das taxas de giro $\dot{\alpha}$. O gráfico está mostrado na Figura 39, onde foi destacada a taxa de carregamento máxima recomendada pela norma ASTM E1681-03 (2020). Com esses resultados, foi encontrada, por interpolação linear, que a taxa de giro máxima para o parafuso sem o furo com as dimensões adotadas é de aproximadamente $2,2^\circ/s$. Com base nisso, foi adotada a taxa de giro de $2^\circ/s$ para as modelagens numéricas das simulações 3D da geometria sem o furo.

Figura 39 – Gráfico da taxa de carregamento $\dot{K}_I$ em função da taxa de giro $\dot{\alpha}$ das simulações com a geometria sem o furo e o limite máximo de $\dot{K}_I$ estabelecido pela norma ASTM E1681-03.



Após isso, foram realizadas simulações com a geometria com o furo também com a taxa de giro de 2°/s, onde foi constatado que esse $\dot{\alpha}$ também resulta em um $\dot{K}_I$ aceitável para essa geometria segundo a norma ASTM E1681-03 (2020). A Tabela 11 apresenta os resultados dessas simulações. Portanto, o $\dot{\alpha}$ de 2°/s foi escolhido para a definição dos subpassos do carregamento nas simulações 3D das duas geometrias, pois, dessa forma, é possível aplicar um carregamento quase-estático no corpo de prova WOL-Modificado com o $\dot{K}_I$ médio de $1,484 \times 10^6 \text{ Pa}\sqrt{\text{m/s}}$ para a geometria sem o furo e de $1,480 \times 10^6 \text{ Pa}\sqrt{\text{m/s}}$ para a geometria com o furo.

Tabela 11 – Valores de $P_{(\text{num})}$, $K_{I(\text{num})}$ e das taxas de carregamento calculados referente à taxa de giro de 2°/s das simulações com a geometria com o furo.

$\dot{\alpha} = 2^\circ/\text{s}$					
t (s)	α (°)	$P_{(\text{num})}$ (N)	$K_{I(\text{num})}$ ($\text{Pa}\sqrt{\text{m}}$)	$\dot{P}$ (N/s)	$\dot{K}_I$ ($\text{Pa}\sqrt{\text{m/s}}$)
0	0	0	0	-	-
5	10	1953,3	$8,190 \times 10^6$	390,7	$1,638 \times 10^6$
10	20	3727,8	$1,563 \times 10^7$	354,9	$1,488 \times 10^6$
15	30	5386,2	$2,258 \times 10^7$	331,7	$1,391 \times 10^6$
20	40	6970,7	$2,923 \times 10^7$	316,9	$1,329 \times 10^6$
25	50	8672,7	$3,636 \times 10^7$	340,4	$1,427 \times 10^6$
30	60	10403,0	$4,362 \times 10^7$	346,1	$1,451 \times 10^6$
35	70	12163,0	$5,100 \times 10^7$	352,0	$1,476 \times 10^6$
40	80	13966,0	$5,856 \times 10^7$	360,6	$1,512 \times 10^6$
45	90	15737,0	$6,598 \times 10^7$	354,2	$1,485 \times 10^6$
50	100	17519,0	$7,345 \times 10^7$	356,4	$1,494 \times 10^6$

55	110	19351,0	$8,114 \times 10^7$	366,4	$1,536 \times 10^6$
60	120	21177,0	$8,879 \times 10^7$	365,2	$1,531 \times 10^6$
Média				353,0	$1,480 \times 10^6$
Desvio Padrão				17,8	$7,446 \times 10^4$

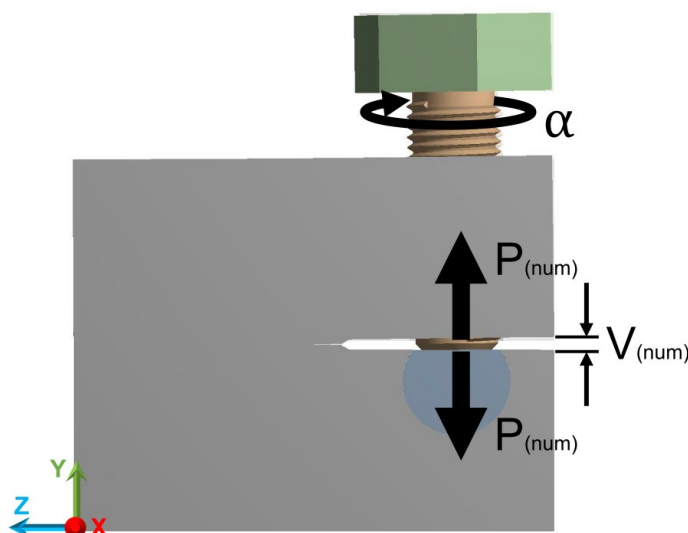
Fonte: O autor (2022).

5.2 VALIDAÇÃO DOS RESULTADOS NUMÉRICOS

5.2.1 Apresentação dos parâmetros numéricos obtidos

Todas as simulações 3D foram realizadas com o $\dot{\alpha}$ de 2°/s estabelecida na seção anterior. Para cada geometria foram analisados os quatro tipos de aços inoxidáveis PH no parafuso e no pino (Tabela 3), enquanto que o aço do corpo de prova permaneceu igual em todas as simulações (Tabela 2). Ao final de cada simulação, foram obtidos os valores da carga de reação resultante ($P_{(num)}$) aplicada pelo parafuso na região de contato entre o parafuso e o pino e os deslocamentos de abertura da boca da trinca ($V_{(num)}$) associados a cada valor de α , como ilustra a Figura 40. As Tabelas 12 e 13 mostram os valores obtidos do $P_{(num)}$ para as geometrias sem o furo e com o furo, respectivamente.

Figura 40 – Parâmetros obtidos das simulações 3D.



Fonte: O autor (2022).

Tabela 12 – Valores do carregamento numérico do parafuso obtidos da simulação 3D para a geometria sem o furo.

t (s)	α (°)	$P_{(num)}$ (N)			
		17-4 PH (H900)	17-4 PH (H1025)	PH 13-8 Mo (H950)	PH 13-8 Mo (H1000)
5	10	1956,7	1956,7	1956,7	1956,7
10	20	3734,8	3734,8	3734,8	3734,8
15	30	5394,6	5394,6	5394,6	5394,6
20	40	6980,8	6980,8	6980,8	6980,8
25	50	8683,8	8683,8	8683,8	8683,8
30	60	10417,0	10417,0	10417,0	10417,0
35	70	12180,0	12180,0	12180,0	12180,0
40	80	14003,0	14003,0	14003,0	14003,0
45	90	15778,0	15778,0	15778,0	15778,0
50	100	17569,0	17569,0	17569,0	17569,0
55	110	19405,0	19405,0	19405,0	19405,0
60	120	21238,0	21238,0	21238,0	21238,0

Fonte: O autor (2022).

Tabela 13 – Valores do carregamento numérico do parafuso obtidos da simulação 3D para a geometria com o furo.

t (s)	α (°)	$P_{(num)}$ (N)			
		17-4 PH (H900)	17-4 PH (H1025)	PH 13-8 Mo (H950)	PH 13-8 Mo (H1000)
5	10	1953,3	1953,3	1953,3	1953,3
10	20	3727,8	3727,8	3727,8	3727,8
15	30	5386,2	5386,2	5386,2	5386,2
20	40	6970,7	6970,7	6970,7	6970,7
25	50	8672,7	8672,7	8672,7	8672,7
30	60	10403,0	10403,0	10403,0	10403,0
35	70	12163,0	12163,0	12163,0	12163,0
40	80	13966,0	13966,0	13966,0	13966,0
45	90	15737,0	15737,0	15737,0	15737,0
50	100	17519,0	17519,0	17519,0	17519,0
55	110	19351,0	19351,0	19351,0	19351,0
60	120	21177,0	21177,0	21177,0	21177,0

Fonte: O autor (2022).

As Tabelas 14 e 15 mostram os valores do $V_{(num)}$ obtidos das simulações 3D. Esse parâmetro foi calculado somando os valores médios absolutos das deformações direcionais das duas arestas do entalhe na direção do eixo Y (Figura 40). Comparando os resultados mostrados nas Tabelas 12, 13, 14 e 15 pode-se concluir que esses dois parâmetros não dependem do tipo de material do parafuso e do pino, pois foram obtidos resultados idênticos para os quatro tipos de aços inoxidáveis PH adotados em uma mesma geometria. Porém, a presença do furo resultou em uma redução média

no valor do $P_{(num)}$ de apenas 0,203% e no valor do $V_{(num)}$ de 0,102%, o que é uma diferença insignificante entre as duas geometrias.

Tabela 14 – Valores do deslocamento de abertura da trinca numérico obtidos da simulação 3D para a geometria sem o furo.

t (s)	α (°)	$V_{(num)}$ (m)			
		17-4 PH (H900)	17-4 PH (H1025)	PH 13-8 Mo (H950)	PH 13-8 Mo (H1000)
5	10	$2,622 \times 10^{-5}$	$2,622 \times 10^{-5}$	$2,622 \times 10^{-5}$	$2,622 \times 10^{-5}$
10	20	$5,042 \times 10^{-5}$	$5,042 \times 10^{-5}$	$5,042 \times 10^{-5}$	$5,042 \times 10^{-5}$
15	30	$7,317 \times 10^{-5}$	$7,317 \times 10^{-5}$	$7,317 \times 10^{-5}$	$7,317 \times 10^{-5}$
20	40	$9,454 \times 10^{-5}$	$9,454 \times 10^{-5}$	$9,454 \times 10^{-5}$	$9,454 \times 10^{-5}$
25	50	$1,173 \times 10^{-4}$	$1,173 \times 10^{-4}$	$1,173 \times 10^{-4}$	$1,173 \times 10^{-4}$
30	60	$1,409 \times 10^{-4}$	$1,409 \times 10^{-4}$	$1,409 \times 10^{-4}$	$1,409 \times 10^{-4}$
35	70	$1,647 \times 10^{-4}$	$1,647 \times 10^{-4}$	$1,647 \times 10^{-4}$	$1,647 \times 10^{-4}$
40	80	$1,893 \times 10^{-4}$	$1,893 \times 10^{-4}$	$1,893 \times 10^{-4}$	$1,893 \times 10^{-4}$
45	90	$2,134 \times 10^{-4}$	$2,134 \times 10^{-4}$	$2,134 \times 10^{-4}$	$2,134 \times 10^{-4}$
50	100	$2,370 \times 10^{-4}$	$2,370 \times 10^{-4}$	$2,370 \times 10^{-4}$	$2,370 \times 10^{-4}$
55	110	$2,615 \times 10^{-4}$	$2,615 \times 10^{-4}$	$2,615 \times 10^{-4}$	$2,615 \times 10^{-4}$
60	120	$2,861 \times 10^{-4}$	$2,861 \times 10^{-4}$	$2,861 \times 10^{-4}$	$2,861 \times 10^{-4}$

Fonte: O autor (2022).

Tabela 15 – Valores do deslocamento de abertura da trinca numérico obtidos da simulação 3D para a geometria com o furo.

t (s)	α (°)	$V_{(num)}$ (m)			
		17-4 PH (H900)	17-4 PH (H1025)	PH 13-8 Mo (H950)	PH 13-8 Mo (H1000)
5	10	$2,620 \times 10^{-5}$	$2,620 \times 10^{-5}$	$2,620 \times 10^{-5}$	$2,620 \times 10^{-5}$
10	20	$5,037 \times 10^{-5}$	$5,037 \times 10^{-5}$	$5,037 \times 10^{-5}$	$5,037 \times 10^{-5}$
15	30	$7,311 \times 10^{-5}$	$7,311 \times 10^{-5}$	$7,311 \times 10^{-5}$	$7,311 \times 10^{-5}$
20	40	$9,448 \times 10^{-5}$	$9,448 \times 10^{-5}$	$9,448 \times 10^{-5}$	$9,448 \times 10^{-5}$
25	50	$1,173 \times 10^{-4}$	$1,173 \times 10^{-4}$	$1,173 \times 10^{-4}$	$1,173 \times 10^{-4}$
30	60	$1,409 \times 10^{-4}$	$1,409 \times 10^{-4}$	$1,409 \times 10^{-4}$	$1,409 \times 10^{-4}$
35	70	$1,646 \times 10^{-4}$	$1,646 \times 10^{-4}$	$1,646 \times 10^{-4}$	$1,646 \times 10^{-4}$
40	80	$1,890 \times 10^{-4}$	$1,890 \times 10^{-4}$	$1,890 \times 10^{-4}$	$1,890 \times 10^{-4}$
45	90	$2,131 \times 10^{-4}$	$2,131 \times 10^{-4}$	$2,131 \times 10^{-4}$	$2,131 \times 10^{-4}$
50	100	$2,367 \times 10^{-4}$	$2,367 \times 10^{-4}$	$2,367 \times 10^{-4}$	$2,367 \times 10^{-4}$
55	110	$2,611 \times 10^{-4}$	$2,611 \times 10^{-4}$	$2,611 \times 10^{-4}$	$2,611 \times 10^{-4}$
60	120	$2,857 \times 10^{-4}$	$2,857 \times 10^{-4}$	$2,857 \times 10^{-4}$	$2,857 \times 10^{-4}$

Fonte: O autor (2022).

5.2.2 Validação dos carregamentos numéricos do parafuso

A qualidade dos resultados obtidos com o MEF depende da precisão do modelo numérico utilizado (THOMPSON e THOMPSON, 2017, p. 3). Para validar a

modelagem numérica adotada nas simulações 3D desse trabalho, os resultados do $P_{(num)}$ obtidos das simulações 3D das duas geometrias foram avaliados com base nos $P_{(ana)}$ calculados com a expressão recomendada pela norma ISO 7539-6 (2018). Para calcular os deslocamentos de abertura da boca da trinca na linha de aplicação da carga (V_{LL}) foi utilizada a Equação 16, onde foram colocados os valores de $V_{(num)}$ obtidos das simulações 3D mostrados nas Tabelas 14 e 15. Com cada valor de V_{LL} obtido, a curva de *compliance* (Figura 14) foi utilizada para obter o valor analítico do carregamento do parafuso $P_{(ana)}$. Por fim, os erros relativos foram calculados entre cada valor do $P_{(num)}$ mostrado nas Tabelas 12 e 13 e o valor correspondente obtido do $P_{(ana)}$. As Tabelas 16 e 17 apresentam os resultados dessa comparação para as simulações com as geometrias sem o furo e com o furo, respectivamente.

Tabela 16 – Comparação entre as cargas numéricas das simulações sem o furo e as cargas analíticas obtidas segundo a norma ISO 7539-6 (2018).

Resultados numéricos				Cálculos analíticos		
t (s)	α (°)	$V_{(num)}$ (m)	$P_{(num)}$ (N)	V_{LL} (m)	$P_{(ana)}$ (N)	Erro rel.
5	10	$2,622 \times 10^{-5}$	1956,7	$1,897 \times 10^{-5}$	1919,4	1,94%
10	20	$5,042 \times 10^{-5}$	3734,8	$3,648 \times 10^{-5}$	3691,3	1,18%
15	30	$7,317 \times 10^{-5}$	5394,6	$5,293 \times 10^{-5}$	5356,6	0,71%
20	40	$9,454 \times 10^{-5}$	6980,8	$6,839 \times 10^{-5}$	6920,9	0,87%
25	50	$1,173 \times 10^{-4}$	8683,8	$8,489 \times 10^{-5}$	8590,8	1,08%
30	60	$1,409 \times 10^{-4}$	10417,0	$1,019 \times 10^{-4}$	10315,6	0,98%
35	70	$1,647 \times 10^{-4}$	12180,0	$1,192 \times 10^{-4}$	12059,2	1,00%
40	80	$1,893 \times 10^{-4}$	14003,0	$1,370 \times 10^{-4}$	13860,7	1,03%
45	90	$2,134 \times 10^{-4}$	15778,0	$1,544 \times 10^{-4}$	15623,6	0,99%
50	100	$2,370 \times 10^{-4}$	17569,0	$1,715 \times 10^{-4}$	17353,1	1,24%
55	110	$2,615 \times 10^{-4}$	19405,0	$1,892 \times 10^{-4}$	19142,4	1,37%
60	120	$2,861 \times 10^{-4}$	21238,0	$2,070 \times 10^{-4}$	20944,3	1,40%
Média dos erros relativos						1,15%
Desvio padrão dos erros relativos						0,31%

Fonte: O autor (2022).

Tabela 17 – Comparação entre as cargas numéricas das simulações com o furo e as cargas analíticas obtidas segundo a norma ISO 7539-6 (2018).

Resultados numéricos				Cálculos analíticos		
t (s)	α (°)	$V_{(num)}$ (m)	$P_{(num)}$ (N)	V_{LL} (m)	$P_{(ana)}$ (N)	Erro rel.
5	10	$2,620 \times 10^{-5}$	1953,3	$1,895 \times 10^{-5}$	1917,9	1,85%
10	20	$5,037 \times 10^{-5}$	3727,8	$3,643 \times 10^{-5}$	3687,2	1,10%
15	30	$7,311 \times 10^{-5}$	5386,2	$5,288 \times 10^{-5}$	5351,9	0,64%
20	40	$9,448 \times 10^{-5}$	6970,7	$6,835 \times 10^{-5}$	6916,6	0,78%
25	50	$1,173 \times 10^{-4}$	8672,7	$8,486 \times 10^{-5}$	8588,1	0,98%
30	60	$1,409 \times 10^{-4}$	10403,0	$1,019 \times 10^{-4}$	10311,6	0,89%
35	70	$1,646 \times 10^{-4}$	12163,0	$1,191 \times 10^{-4}$	12053,6	0,91%

40	80	$1,890 \times 10^{-4}$	13966,0	$1,367 \times 10^{-4}$	13837,5	0,93%
45	90	$2,131 \times 10^{-4}$	15737,0	$1,541 \times 10^{-4}$	15599,7	0,88%
50	100	$2,367 \times 10^{-4}$	17519,0	$1,712 \times 10^{-4}$	17326,8	1,11%
55	110	$2,611 \times 10^{-4}$	19351,0	$1,889 \times 10^{-4}$	19113,1	1,24%
60	120	$2,857 \times 10^{-4}$	21177,0	$2,067 \times 10^{-4}$	20915,6	1,25%
Média dos erros relativos						1,05%
Desvio padrão dos erros relativos						0,30%

Fonte: O autor (2022).

Com base nas comparações das Tabelas 16 e 17, constata-se que os valores do $P_{(num)}$ estão próximos dos $P_{(ana)}$, com as médias dos erros obtidos de 1,15% para as simulações com a geometria sem o furo e de 1,05% para as simulações com a geometria com o furo. Com base nesses baixos níveis de erros obtidos, pode-se concluir que a modelagem numérica adotada para as simulações 3D e, consequentemente, os resultados numéricos obtidos são válidos.

Essa diferença pode estar associada com os valores do Fator de Rigidez Normal de Contato (FKN – *Normal Contact Stiffness Fator*) e do Fator de Tolerância de Penetração (FTOLN – *Penetration Tolerance Factor*), que precisaram ser definidos durante a modelagem das regiões de contato com o método do Lagrangeano Aumentado no ANSYS® *Workbench Mechanical* (seção 4.2.2.1). Esses parâmetros estão relacionados com a rigidez de contato (ϵ) e com a tolerância de penetração entre as superfícies (ϵ_{tol}), respectivamente, como foi visto na seção 3.4.2.3.

Foram realizadas algumas simulações para testar diferentes valores de FKN e FTOLN entre 0,01 e 1,0 (ANSYS, 2021b). Porém, a solução numérica obteve convergência apenas com os valores de FKN = 0,1 e FTOLN = 0,1. Com base nesse valor estabelecido do FKN, o *software* utiliza como um multiplicador para definir uma rigidez de contato apropriada. Da mesma forma é feito com o valor do FTOLN, que é utilizado como um multiplicador da espessura do elemento para calcular a penetração permitida na direção normal à superfície. Com isso, foram obtidos valores finais de penetração nos contatos menores que a tolerância FTOLN (ANSYS, 2021b).

Caso essa comparação entre o $P_{(num)}$ e o $P_{(ana)}$ fosse feita com base em medições experimentais do V com um *clip gauge* para, com isso, calcular o $P_{(ana)}$, a diferença encontrada seria muito maior devido aos problemas inerentes dessa forma de medição. Por exemplo, poderiam surgir desvios nas leituras devido à existência de folgas nos encaixes das hastes do *clip gauge* com os entalhes usinados do corpo de

prova, ou devido às deformações que surgem nas hastes do *clip gauge*, que não são totalmente compensadas nas leituras quando o entalhe vai se abrindo. Portanto, sempre existirá um certo desvio entre os valores do P obtidos diretamente por um parafuso instrumentado e os obtidos analiticamente com base nas medições do *clip gauge*, como foi reportado por Vigilante, Underwood e Crayon (2000), que obtiveram um erro de 20% entre esses dois valores, tornando imprescindível a correção dos valores experimentais obtidos com os dos métodos de medição. Como obtivemos os valores exatos do $P_{(num)}$ e do $V_{(num)}$ das simulações, não foi necessário realizar nenhuma correção desses valores.

5.2.3 Validação dos K_I numéricos

Com os valores do $P_{(num)}$ apresentados e validados nas seções anteriores, as simulações 2D foram realizadas para obter os $K_{I(num)}$. Cálculos analíticos também foram feitos com os mesmos valores do $P_{(num)}$ para obter o $K_{I(ana)}$ com as Equações 14 e 15 (seção 3.2.3.3.2). Ao final, foi calculado o erro relativo entre o $K_{I(num)}$ e o $K_{I(ana)}$. As Tabelas 18 e 19 apresentam os resultados encontrados com os $P_{(num)}$ da geometria sem o furo e com o furo, respectivamente.

Tabela 18 – Valores do $K_{I(num)}$ e do $K_{I(ana)}$ obtidos com os $P_{(num)}$ da simulação sem o furo e a comparação entre eles.

t (s)	α (°)	$P_{(num)}$ (N)	$K_{I(num)}$ (Pa$\sqrt{m}$)	$K_{I(ana)}$ (Pa$\sqrt{m}$)	Erro rel.
5	10	1956,7	$8,204 \times 10^6$	$8,209 \times 10^6$	-0,054%
10	20	3734,8	$1,566 \times 10^7$	$1,567 \times 10^7$	-0,057%
15	30	5394,6	$2,262 \times 10^7$	$2,263 \times 10^7$	-0,053%
20	40	6980,8	$2,927 \times 10^7$	$2,929 \times 10^7$	-0,056%
25	50	8683,8	$3,641 \times 10^7$	$3,643 \times 10^7$	-0,057%
30	60	10417,0	$4,368 \times 10^7$	$4,370 \times 10^7$	-0,056%
35	70	12180,0	$5,107 \times 10^7$	$5,110 \times 10^7$	-0,056%
40	80	14003,0	$5,871 \times 10^7$	$5,874 \times 10^7$	-0,055%
45	90	15778,0	$6,615 \times 10^7$	$6,619 \times 10^7$	-0,057%
50	100	17569,0	$7,366 \times 10^7$	$7,370 \times 10^7$	-0,056%
55	110	19405,0	$8,136 \times 10^7$	$8,141 \times 10^7$	-0,056%
60	120	21238,0	$8,905 \times 10^7$	$8,910 \times 10^7$	-0,056%
Média do Erro Relativo					-0,056%
Desvio Padrão do Erro Relativo					0,001%

Fonte: O autor (2022).

Tabela 19 – Valores do $K_{I(num)}$ e do $K_{I(ana)}$ obtidos com os $P_{(num)}$ da simulação com o furo e a comparação entre eles.

t (s)	α (°)	$P_{(num)}$ (N)	$K_{I(num)}$ (Pa $\sqrt{m}$)	$K_{I(ana)}$ (Pa $\sqrt{m}$)	Erro rel.
5	10	1953,3	$8,190 \times 10^6$	$8,194 \times 10^6$	-0,058%
10	20	3727,8	$1,563 \times 10^7$	$1,564 \times 10^7$	-0,055%
15	30	5386,2	$2,258 \times 10^7$	$2,260 \times 10^7$	-0,057%
20	40	6970,7	$2,923 \times 10^7$	$2,924 \times 10^7$	-0,055%
25	50	8672,7	$3,636 \times 10^7$	$3,638 \times 10^7$	-0,055%
30	60	10403,0	$4,362 \times 10^7$	$4,364 \times 10^7$	-0,057%
35	70	12163,0	$5,100 \times 10^7$	$5,103 \times 10^7$	-0,055%
40	80	13966,0	$5,856 \times 10^7$	$5,859 \times 10^7$	-0,057%
45	90	15737,0	$6,598 \times 10^7$	$6,602 \times 10^7$	-0,056%
50	100	17519,0	$7,345 \times 10^7$	$7,349 \times 10^7$	-0,056%
55	110	19351,0	$8,114 \times 10^7$	$8,118 \times 10^7$	-0,055%
60	120	21177,0	$8,879 \times 10^7$	$8,884 \times 10^7$	-0,056%
Média do Erro Relativo					-0,056%
Desvio Padrão do Erro Relativo					0,001%

Fonte: O autor (2022).

As Tabelas 18 e 19 mostram resultados de fato iguais para o $K_{I(num)}$ e o $K_{I(ana)}$. Essa convergência do $K_{I(num)}$ para o resultado verdadeiro foi devido ao uso dos elementos QP na malha na ponta da trinca (seção 3.3.2), que permitiram representar a região de singularidade. Com base nisso, pode-se concluir que a modelagem numérica das simulações 2D desse trabalho é válida.

Comparando os resultados apresentados nas Tabelas 18 e 19, constatou-se uma redução média do $K_{I(num)}$ aplicado no corpo de prova WOL-Modificado devido à presença do furo no parafuso de 0,203%, semelhante ao que foi encontrado para o $P_{(num)}$. Isso significa que a presença do furo não altera significativamente os valores do carregamento inicial aplicado para o mesmo ângulo de giro do parafuso.

5.3 ANÁLISE DE SENSIBILIDADE

Foi realizada uma análise de sensibilidade à resposta do $K_{I(num)}$ dado que o valor do parâmetro de entrada $P_{(num)}$ varia em ΔP em cada passo de tempo. A análise de sensibilidade avalia como pequenas mudanças nos dados de entrada influenciam a resposta de um modelo (CACUCI, 2003). Caso essa resposta seja não-linear, deve-se ter um controle de passo para que o K_I aplicado durante o carregamento não viole essa não-linearidade. Porém, caso seja linear, esse controle de passo não é necessário.

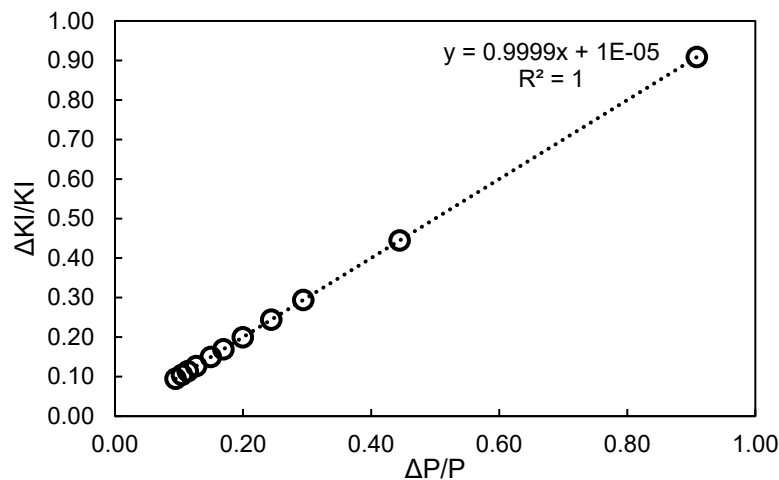
As sensibilidades locais são equivalentes às derivadas parciais de primeira ordem da resposta do sistema em relação aos parâmetros de entrada, calculadas nos valores nominais desses parâmetros (MOLKENTHIN *et al.*, 2017, p. 986; CACUCI, 2003). Com base nisso, a Equação 36 foi formulada para representar a sensibilidade local na estimativa do K_I em função das variações em P . O Apêndice D demonstra como a Equação 37 foi obtida a partir da Equação 36 e da Equação 14, tratando os parâmetros a , W e B como constantes. Com base na Equação 37, observa-se que, analiticamente, existe uma relação linear de 1:1 entre as mudanças fracionárias de $\Delta P/P$ e de $\Delta K_I/K_I$.

$$\frac{\Delta K_I}{K_I} \approx \frac{1}{K_I} \frac{\partial K_I}{\partial P} \Delta P \quad (36)$$

$$\frac{\Delta K_I}{K_I} \approx \frac{\Delta P}{P} \quad (37)$$

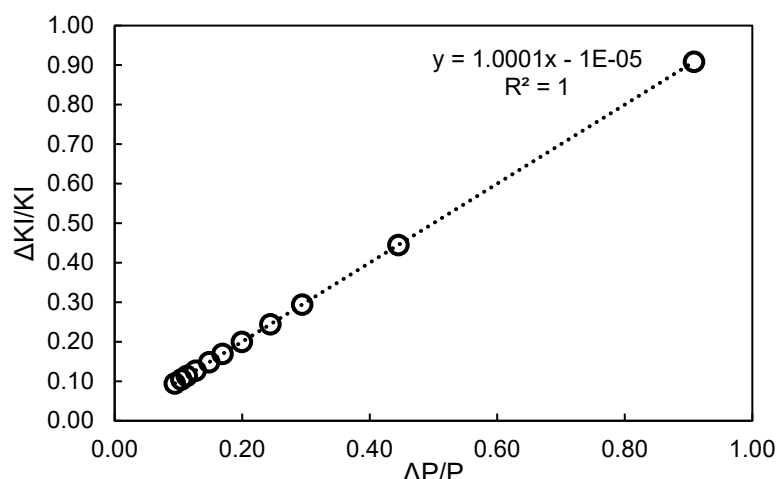
Para analisar se essa relação também existe entre os resultados das simulações, as mudanças fracionárias $\Delta P/P$ e $\Delta K_I/K_I$ foram calculadas com os valores do $K_{I(\text{num})}$ e do $P_{(\text{num})}$. As Figuras 41 e 42 mostram os resultados desses cálculos para a geometria sem o furo e com o furo, respectivamente, e as funções de aproximação desses valores obtidas por regressão linear.

Figura 41 – Análise de sensibilidade com os dados das simulações da geometria sem o furo.



Fonte: O autor (2022).

Figura 42 – Análise de sensibilidade com os dados das simulações da geometria com o furo.



Fonte: O autor (2022).

Com base nas funções de aproximação apresentadas nas Figuras 41 e 42, conclui-se que o $KI_{(num)}$ e o $P_{(num)}$ também apresentam a relação linear de 1:1. Isso significa dizer que a mesma porcentagem de variação do $P_{(num)}$ aplicado pelo parafuso em um passo de tempo na simulação resultará na mesma porcentagem de variação no $KI_{(num)}$ aplicado na ponta da trinca, independentemente do tamanho desse passo. Nesse caso, o controle de passo não será necessário.

5.4 ESTUDO DO ATRITO NOS CONTATOS

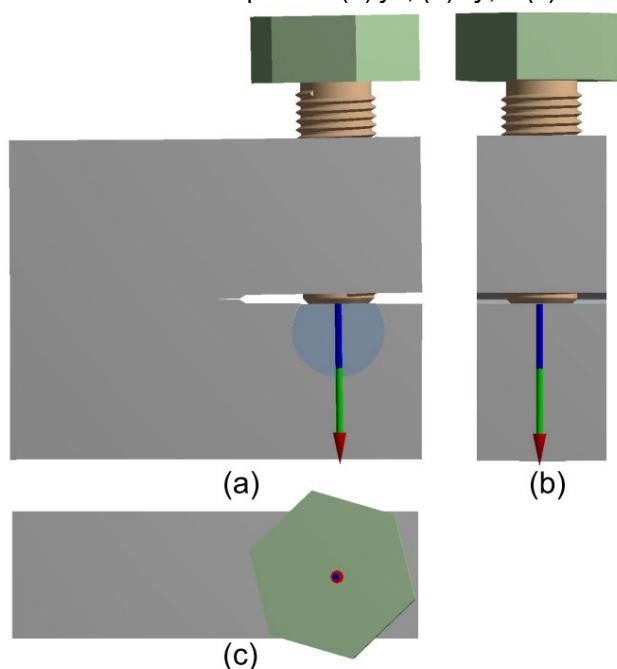
Todos os resultados apresentados até então foram obtidos das simulações 3D cuja modelagem considerou a inexistência de atrito nos três pares de contato do corpo de prova WOL-Modificado, assumindo o caso de uma lubrificação perfeita. Isso foi baseado nos relatos de Ming *et al.* (2016), Wei e Novak (1987) e Wessel (1968), que aplicaram uma fina camada de lubrificante entre as roscas do parafuso e do corpo de prova e no pino de reação para reduzir o coeficiente de atrito. Para isso, Ming *et al.* (2016) usaram vaselina e Wei e Novak (1987) recomendaram dissulfeto de molibdênio (MoS_2).

Porém, para fins de comparação e avaliação da real necessidade dessa lubrificação, foram realizadas outras duas simulações 3D com a geometria sem o furo e o aço 17-4 PH (H900) no parafuso e no pino. A primeira, com o coeficiente de atrito dinâmico $\mu = 0,08$ em todos os pares de contato representando um caso de

lubrificação com graxa à base de óxido de zinco. A segunda, com $\mu = 0,42$ para um caso de contato à seco entre todos os pares de contato (AVALLONE *et al.*, 2007).

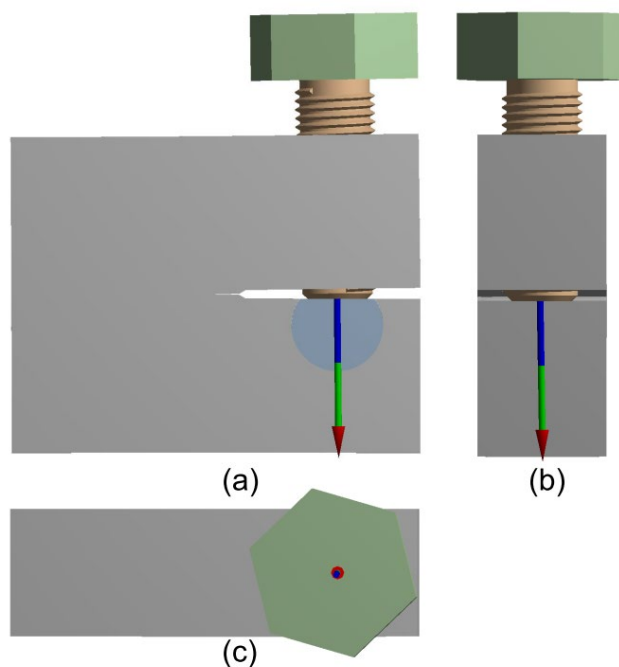
As Figuras 43 a 45 mostram as representações gráficas do vetor da carga resultante que surge na região de contato entre o parafuso e o pino e que representa o carregamento que está sendo aplicado pelo parafuso no passo de tempo de 60 s. As Figuras 43 a 45 foram obtidas das simulações 3D sem atrito, com $\mu = 0,08$ e com $\mu = 0,42$, respectivamente. Observa-se que a condição sem atrito e com o valor de μ baixo resultaram na direção de aplicação da carga paralela ao eixo axial do parafuso. Porém, na condição de atrito à seco, foi identificado um desalinhamento na direção de aplicação da carga.

Figura 43 – Vistas do vetor da carga resultante aplicada pelo parafuso na simulação 3D sem atrito nos contatos nos planos: (a) yz; (b) xy; e (c) xz.



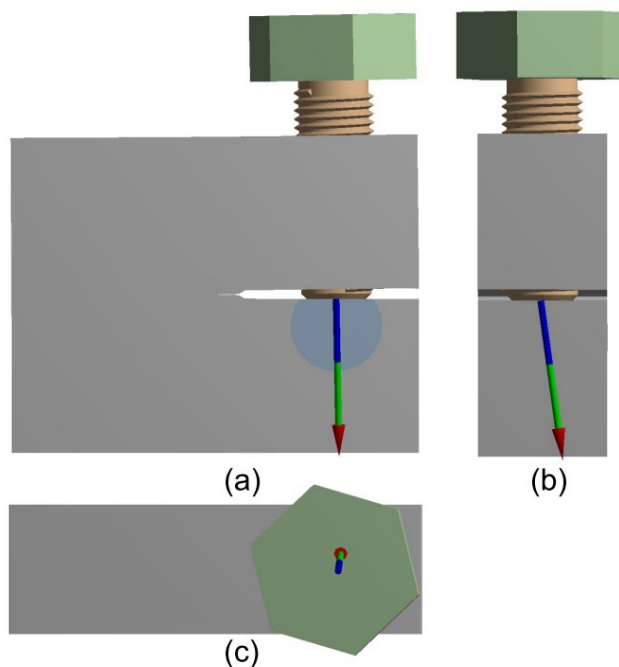
Fonte: O autor (2022).

Figura 44 – Vistas do vetor da carga resultante aplicada pelo parafuso na simulação 3D com atrito nos contatos ($\mu = 0,08$) nos planos: (a) yz; (b) xy; e (c) xz.



Fonte: O autor (2022).

Figura 45 – Vistas do vetor da carga resultante aplicada pelo parafuso na simulação 3D com atrito nos contatos ($\mu = 0,42$) nos planos: (a) yz; (b) xy; e (c) xz.

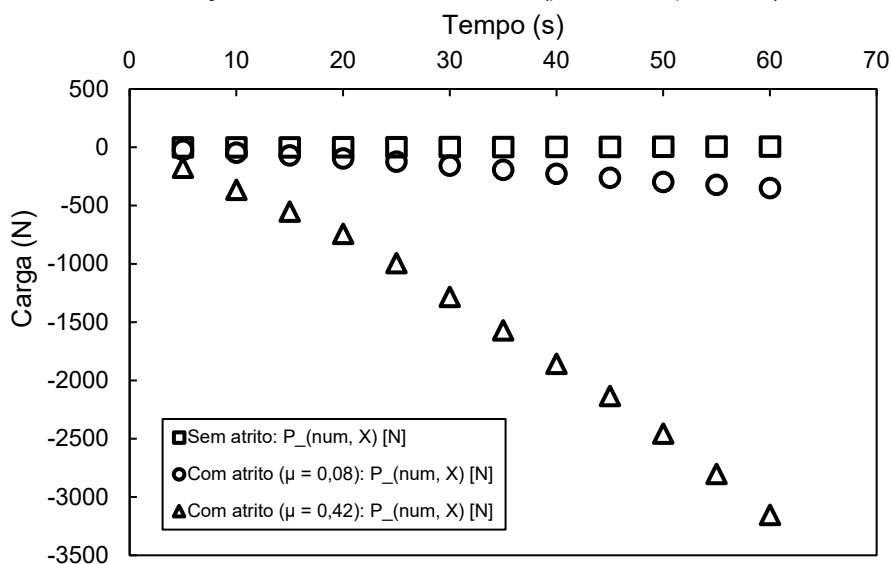


Fonte: O autor (2022).

A seguir, será analisada a influência do atrito sobre as três componentes desse vetor. A Figura 46 apresenta os valores das componentes na direção x, cuja direção

é paralela à espessura do corpo de prova e coincide com o Modo III de carregamento da trinca (seção 3.1.1.2). Percebe-se que, quanto maior for o valor do μ , maiores serão os valores dessa componente. Com base nos dados da Figura 46, foram calculados os ângulos diretores do vetor resultante da carga na direção do eixo x aplicada nas simulações. Obteve-se que, na simulação sem atrito, esse vetor permaneceu exatamente perpendicular ao eixo x , com $90^\circ \pm 0,01^\circ$. Na simulação com $\mu = 0,08$, esse ângulo foi reduzido levemente para $89^\circ \pm 0,1^\circ$. Porém, $\mu = 0,42$ ocasionou uma redução maior para $83^\circ \pm 1^\circ$.

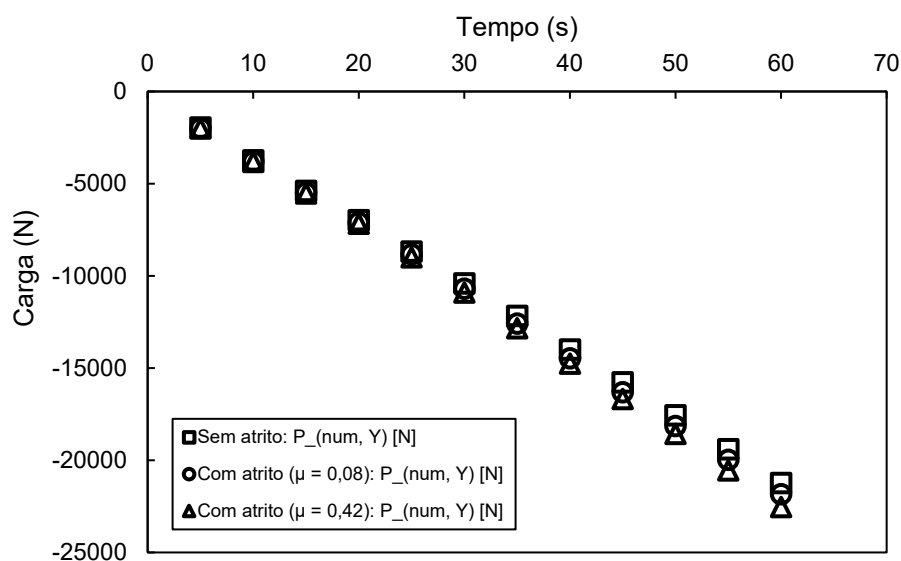
Figura 46 – Valores da componente na direção do eixo x dos vetores da carga resultante obtidos das simulações sem atrito e com atrito ($\mu = 0,08$ e $\mu = 0,42$).



Fonte: O autor (2022).

A Figura 47 apresenta os valores das componentes da carga na direção y , cuja direção é paralela ao eixo axial do parafuso e coincide com o Modo I de carregamento da trinca (seção 3.1.1.2). Foi percebido que as componentes nessa direção possuem os maiores módulos quando comparadas às outras direções. Também foram calculados os ângulos diretores do vetor resultante da carga nessa direção com base nos dados da Figura 47. Obteve-se que, na simulação sem atrito, o vetor resultante ficou exatamente paralelo ao eixo y . Nas simulações com atrito $\mu = 0,08$ e $\mu = 0,42$, esse vetor ficou levemente inclinado formando um ângulo de $1^\circ \pm 0,2^\circ$ e $7^\circ \pm 1^\circ$ com o eixo y , respectivamente.

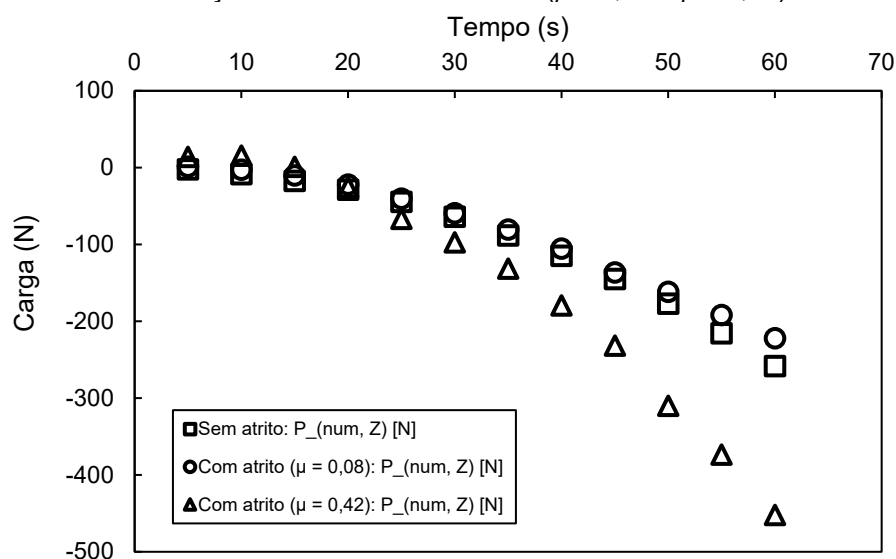
Figura 47 – Valores da componente na direção do eixo y dos vetores da carga resultante obtidos das simulações sem atrito e com atrito ($\mu = 0,08$ e $\mu = 0,42$).



Fonte: O autor (2022).

Por fim, a Figura 48 apresenta os valores das componentes da carga na direção z, cuja direção é paralela à direção de propagação da trinca. Percebe-se que a presença do atrito gerou alterações insignificantes nessa componente quando comparada com as das outras direções. Isso ficou mais evidente após calcular os ângulos diretores do vetor resultante da carga nessa direção com os dados das simulações. Obteve-se, que os vetores resultantes permaneceram exatamente perpendiculares ao eixo z nas simulações sem atrito e com atrito $\mu = 0,08$, apresentando ângulo de $90^\circ \pm 0,2^\circ$ em ambas, e com uma pequena alteração para $89^\circ \pm 0,3^\circ$ na simulação com atrito $\mu = 0,42$.

Figura 48 – Valores da componente na direção do eixo z dos vetores da carga resultante obtidos das simulações sem atrito e com atrito ($\mu = 0,08$ e $\mu = 0,42$).



Fonte: O autor (2022).

Após analisar a influência do atrito sobre as três componentes do vetor resultante da carga aplicada pelo parafuso durante as simulações 3D pode-se concluir que a ausência de lubrificação nos contatos mecânicos do corpo de prova WOL-Modificado pode provocar o surgimento de uma componente do carregamento perpendicular à direção desejada e, com isso, resultar no surgimento de um modo misto de carregamento, composto pelo Modo I, de abertura da trinca, e pelo Modo III, de cisalhamento fora do plano da trinca. Nessa situação, o resultado obtido no término do ensaio não será um valor válido do K_{IEAC} , que é definido apenas para o Modo I. Portanto, para se obter um carregamento efetivamente uniaxial do corpo de prova e, com isso, um resultado válido do K_{IEAC} , os contatos do corpo de prova WOL-Modificado devem ser bem lubrificados antes que o carregamento seja iniciado.

6 CONCLUSÕES

Este trabalho desenvolveu, simulou e validou modelos numéricos bidimensionais (2D) e tridimensionais (3D) de um corpo de prova WOL-Modificado, que possui um parafuso e um pino de reação como dispositivos de carregamento incorporados. Nos modelos 3D, foram consideradas duas geometrias. Uma com um furo axial de 2 mm de diâmetro no parafuso, necessário para inserir um extensômetro cilíndrico. Já a outra geometria não possuiu esse furo. Foram adotados o aço API 5CT P110 para o corpo de prova e os aços inoxidáveis Endurecíveis por Precipitação (*Precipitation Hardenable* – PH) dos tipos 17-4 PH (H900), 17-4 PH (H1025), PH 13-8 Mo (H950) e PH 13-8 Mo (H1000) para o parafuso e o pino.

Com esses modelos 3D, foi utilizado o Método dos Elementos Finitos para avaliar o efeito desse furo sobre a integridade do parafuso e sobre o carregamento inicial. O modelo 2D teve o propósito de calcular numericamente o K_I utilizando elementos *Quarter-Point* na ponta da trinca. Também foram realizados dois estudos paramétricos. O primeiro teve o objetivo de identificar a taxa de giro do parafuso que produz uma taxa de carregamento inferior ao limite máximo estabelecido pela norma ASTM E1681-03 (2020). O segundo visou avaliar a existência do atrito nos contatos do corpo de prova, o efeito disso sobre o carregamento inicial e a necessidade ou não de lubrificação nessas regiões.

A seguir, são listadas as principais conclusões atestadas por este trabalho:

1. Para as dimensões do corpo de prova WOL-Modificado adotadas nesse trabalho, a taxa de giro do parafuso ($\dot{\alpha}$) máxima encontrada através do estudo paramétrico, simulando diferentes valores de $\dot{\alpha}$, foi de aproximadamente 2,2°/s, cujo valor está relacionado com a taxa de carregamento ($\dot{K}_I$) máxima de $1 \times 10^8 \text{ Pa}\sqrt{\text{m}}/\text{min}$ recomendada pela norma ASTM E1681-03 (2020) para prover um carregamento quase-estático nos ensaios de EAC;
2. A presença do furo axial no parafuso resulta em uma redução média no valor da carga (P) aplicada inicialmente pelo parafuso de apenas 0,203% e no valor do deslocamento de abertura da boca da trinca (V) de 0,102%;
3. A modelagem numérica adotada nas simulações 3D desse trabalho é válida, pois as comparações entre os resultados do P numérico e analítico, onde esse último foi obtido empregando os valores numéricos do V na expressão da

- norma ISO 7539-6 (2018), apresentaram erros médios de $1,15\% \pm 0,31\%$ para a geometria sem o furo e de $1,05\% \pm 0,30\%$ para a geometria com o furo;
4. A diferença obtida entre os resultados de P numéricos e analíticos pode estar associada com os valores do Fator de Rigidez Normal de Contato (FKN – *Normal Contact Stiffness Fator*) de 0,1 e do Fator de Tolerância de Penetração (FTOLN – *Penetration Tolerance Factor*) de 0,1, que foram definidos durante a modelagem das regiões de contato com o método do Lagrangeano Aumentado nas simulações 3D;
 5. Caso o P analítico fosse calculado utilizando valores experimentais do V medidos com um *clip gauge*, o desvio após comparação com os valores numéricos de P seria muito maior devido aos problemas inerentes dessa forma de medição experimental;
 6. A modelagem numérica adotada nas simulações 2D desse trabalho também é válida, pois as comparações entre os resultados do K_I numérico e analítico apresentaram um erro médio de $-0,056\% \pm 0,001\%$ devido ao uso dos elementos *Quarter-Point* (QP) na ponta da trinca, que permitiram representar a região de singularidade das tensões;
 7. A análise de sensibilidade indicou que a relação entre a resposta numérica do K_I dado certas variações na carga aplicada pelo parafuso (ΔP) em cada subpasso da simulação é linear, não necessitando, portanto, de nenhum controle do passo de carregamento;
 8. As comparações entre três simulações 3D representando os casos distintos de lubrificação perfeita (sem atrito), de lubrificação com graxa à base de óxido de zinco (coeficiente de atrito, $\mu = 0,08$) e de atrito à seco ($\mu = 0,42$) constataram que a ausência de lubrificação nos contatos mecânicos do corpo de prova WOL-Modificado pode provocar o surgimento de uma componente do carregamento com direção distinta à da linha de aplicação da carga resultando no surgimento de um modo misto de carregamento da trinca, composto pelo Modo I e pelo Modo III, e na invalidação do teste;
 9. Para se obter um carregamento efetivamente uniaxial do corpo de prova WOL-Modificado e, com isso, um resultado válido do K_{IEAC} , as regiões de contato entre o corpo de prova, o parafuso e o pino de reação devem ser bem lubrificados antes que o carregamento seja iniciado.

6.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Como parte das pesquisas realizadas pelo Grupo de Modelagem e Simulação Multifísica (<http://dgp.cnpq.br/dgp/espelhogrupo/6598231096679449>), coordenado pelos professores Dr. José Maria Andrade Barbosa e Dr. Jorge Antonio Palma Carrasco, que estão vinculados ao Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Pernambuco, este trabalho fornecerá um embasamento técnico para a tomada de decisões sobre a preparação do parafuso para a sua instrumentação e do corpo de prova WOL-Modificado para o seu carregamento inicial. Com isso, os pesquisadores deste grupo desejam, futuramente, empregar o corpo de prova WOL-Modificado em investigações sobre propagação subcrítica de trincas em aços de oleodutos, gasodutos e poços de exploração de petróleo em ambientes com hidrogênio resultante da superproteção catódica.

Como forma de colaboração com os próximos trabalhos que serão realizados com base neste, são relacionadas as seguintes sugestões:

1. Encontrar a curva de *compliance* do aço API 5CT P110 por meio de ensaio experimental e comparar com a curva de *compliance* generalizada mostrada na ISO 7539-6 (2018) e adotada neste trabalho;
2. Recomenda-se que as especificações do hardware adotado neste trabalho sejam observadas como as mínimas, pois essa configuração impacta nas simulações 3D com malhas mais refinadas;
3. Utilizar um equipamento com maior capacidade de processamento para realizar simulações com maior refinamento de malha;
4. Realizar experimentos com a mesma geometria e materiais adotados neste trabalho e com um parafuso instrumentado para comparar e validar com os resultados numéricos obtidos.

REFERÊNCIAS

- ALBARRAN, J.; MARTINEZ, L.; LÓPEZ, H. The Sour Gas Susceptibility of an X-80 Steel for Oil and Gas Transport. **Scripta Materialia**, 1998. v. 38, n. 5, p. 749-755.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – ASTM. **ASTM F2078-15: Standard Terminology Relating to Hydrogen Embrittlement Testing**. ASTM. West Conshohocken, Estados Unidos: ASTM International, 2015.
- _____. **ASTM A564/A564M: Standard Specification for Hot-Rolled and Cold-Finished Age-Hardening Stainless Steel Bars and Shapes**. ASTM. West Conshohocken, Estados Unidos: ASTM International, 2019.
- _____. **ASTM E1681-03: Standard Test Method for Determining Threshold Stress Intensity Factor for Environment-Assisted Cracking of Metallic Materials**. ASTM. West Conshohocken, Estados Unidos: ASTM International, 2020.
- AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS – ASME. **ASME B1.1: Unified Inch Screw Threads (UN and UNR Thread Form)**. Nova Iorque: ASME International, 2019.
- ANDERSON, T. L. **Fracture Mechanics - Fundamentals and Applications**. 3. ed. Londres: Taylor & Francis Group, 2005. v. 1.
- ANSYS, Inc. **Mechanical APDL**. Canonsburg: Ansys, 2021.
- ANSYS, Inc. **Mechanical User's Guide**. Canonsburg: Ansys, 2021.
- ANTOLOVICH, S. D.; SAXENA, A.; GERBERICH, W. W. Fracture mechanics – An interpretive technical history. **Mechanics Research Communications**, 2018. v. 91, p. 46-86.
- ARAÚJO, T. D.; BITTENCOURT, T. N.; ROEHL, D.; MARTHA, L. F. Numerical estimation of fracture parameters in elastic and elastic-plastic analysis. *In*: European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering, 2000, Barcelona, Espanha. **Anais [...]**. Barcelona: ECCOMAS, 2000.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS – ABNT. **ABNT NBR ISO 724.**

Rosca métrica ISO de uso geral – Dimensões básicas. Rio de Janeiro: ABNT: 2004.

AVALLONE, E. A.; BAUMEISTER, T.; SADEGH, A. M. **Marks' Standard Handbook for Mechanical Engineers**. [S.l.]: [s.n.], 2007. v. 1.

BANDEIRA, A. A.; GUIMARÃES, C. D.; FREITAS, L. A.; SANTOS, L. M. Algoritmos de otimização aplicados à solução de sistemas estruturais não-lineares com restrições: uma abordagem utilizando os métodos da Penalidade e do Lagrangiano Aumentado. **Exacta**. São Paulo, 2010. v. 8, n. 3, p. 345-361.

BANDYOPADHYAY, N.; KAMEDA, J.; MCMAHON, C. J. Hydrogen-Induced Cracking in 4340-Type Steel: Effects of Composition, Yield Strength, and H₂ Pressure. **Metallurgical transactions A**, 1983. v. 14, n. 5, p. 881-888.

BARBER, J. R. Kinematics of Contact. *In*: BARBER, J. R. **Contact Mechanics**. [S.l.]: Springer, 2018. v. 250, p. 1-12.

BEACHEM, C. D. A new model for hydrogen-assisted cracking (hydrogen “embrittlement”). **Metall Mater Trans B** 3, 1972. p. 441–455.

BESPALOV, A.; HABERL, A.; PRAETORIUS, D. Adaptive FEM with coarse initial mesh guarantees optimal convergence rates for compactly perturbed elliptic problems. **Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering**, 2017. v. 317, p. 318–340.

BORESI, A. P.; SCHMIDT, R. J. Contact Stresses. *In*: BORESİ, A. P.; SCHMIDT, R. J. **Advanced Mechanics of Materials**. 6. ed. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2003. p. 589-623.

BUDYNAS, R. G.; NISSETT, J. K. **Elementos de Máquinas de Shigley**. 10. ed. Porto Alegre: AMGH, 2016.

BUESCHER JR., B. J.; LLOYD, W. R.; WARD, B.; EPSTEIN, J. S. **Load Apparatus and Method for Bolt loaded Compact Tension Test Specimen**. Procurador: Lockheed Idaho Technologies Company. US n. 5598738. Depósito: 03 abr. 1995. Concessão: 04 fev. 1997.

- CABRINI, M.; LORENZI, S.; MARCASSOLI, P.; PASTORE, T. Hydrogen embrittlement behavior of HSLA line pipe steel under cathodic protection. **Corrosion Reviews**, 2011. v. 29, p. 261-274.
- CACUCI, D. G. **Sensitivity and Uncertainty analysis** Theory. Londres: Chapman & Hall/CRC, 2003. v. 1.
- CALLISTER JR., W. D.; RETHWISCH, D. G. **Ciência e Engenharia de Materiais - Uma Introdução**. 9. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2016.
- CARRASCO, J. A. P. **Acoplamento de modelos da mecânica do dano e da fratura para a avaliação da integridade de estruturas sob efeito do hidrogênio gerado em sistemas de proteção catódica**. Campina Grande: Tese (Doutorado em Ciências e Engenharia de Materiais) – Universidade Federal de Campina Grande, 2013.
- _____. **Aplicação de modelos de fratura elástica e de dano para a simulação numérica da influência do hidrogênio na propagação de trincas em aços de alta resistência**. Campina Grande: Dissertação (Mestrado em Ciências e Engenharia de Materiais) – Universidade Federal de Campina Grande, 2008.
- _____; DINIZ, D. S.; BARBOSA, J. M. A.; SILVA, A. A. Numerical modeling of hydrogen diffusion in structural steels under cathodic overprotection and its effects on fatigue crack propagation. **Materialwissenschaft und Werkstofftechnik**, 2012. v. 43, n. 5, p. 392-398.
- _____; SANTOS, N. C.; SILVA, A. A. Numerical simulation of the hydrogen effect on the deformations of test body models loaded under tensile stress. **International Journal of Modeling and Simulation for the Petroleum Industry**, 2007. v. 1, n. 1, p. 55-62.
- _____; SILVA DINIZ, D. D.; ANDRADE BARBOSA, J. M.; SILVA, A. A.; ANTONIO DOS SANTOS, M. Numerical simulation of the hydrogen trapping effect on crack propagation in API 5CT P110 steel under cathodic overprotection. **International Journal of Hydrogen Energy**, 2019, v. 44, p. 3230-3239.

- CHEN, L. C.; SHEWMON, P. Stress-assisted hydrogen attack cracking in 2.25Cr-1Mo steels at elevated temperatures. **Metallurgical and Materials Transactions A**, 1995. v. 26, n. 9, p. 2317-2327.
- CHUNG, P. C.; CRAGNOLINO, G.; MACDONALD, D. D. Instrumented Loading Devices for Monitoring Environmentally Assisted Crack Growth in High Temperature Aqueous Systems. **Corrosion**, 1985. v. 41, n. 3, p. 179-183.
- CHUNG, P.; YOSHITAKE, A.; CRAGNOLINO, G.; MACDONALD, D. D. Environmentally Controlled Crack Growth Rate of AISI 304 Stainless Steel in High Temperature Sulfate Solutions. **Corrosion**, 1985. v. 41, n. 3, p. 159-168.
- CLARK JR., W. G.; KIM, D. S. Effect of Synthetic Sea-Water on the Crack Growth Properties of HY140 Steel Weldments. **Engineering Fracture Mechanics**, 1972. v. 4, p. 499–210.
- CORRÊA, J. R. P.; SILVA JÚNIOR, J.; CARRASCO, J. A. P.; BARBOSA, J. M. A. Structural integrity assessment of a 5CT P110 steel riser pipe according to BS 7910:2013 standard. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, 2020. v. 188, p. 1–8.
- DADFARNIA, M.; SOMERDAY, B. P.; SCHEMBRI, P. E.; SOFRONIS, P.; FOULK III, J. W.; NIBUR, K. A.; BALCH, D. K. On Modeling Hydrogen-Induced Crack Propagation Under Sustained Load. **The Minerals, Metals & Materials Society**, 2014. v. 66, n. 8, p. 1390-1398.
- DUNCAN, A. J.; LAM, P. S.; SINDELAR, R. L.; CARTER, J. T. Crack Growth Rate Testing With Instrumented Bolt-Load Compact Tension Specimens Under Chloride-Induced Stress Corrosion Cracking Conditions in Spent Nuclear Fuel Canisters. *In*: ASME 2017 Pressure Vessels and Piping Conference, 2017, Waikoloa, Estados Unidos. **Anais [...]**. Waikoloa, Estados Unidos: ASME, 2017.
- FAHMIDEH, M.; ZOWGHI, D. An exploration of IoT platform development. **Information Systems**, 2020. v. 87.
- GALVÃO, G. Precificação no Agronegócio : Um Mapeamento Sistemático. **Revista de Extensão e Estudos Rurais**, 2019. v. 8, n. 1.

- GHOSH, G.; ROSTRON, P.; GARG, R.; PANDAY, A. Hydrogen induced cracking of pipeline and pressure vessel steels: A review. **Engineering Fracture Mechanics**, 2018. v. 199, p. 609-618.
- GU, L., WANG, J., LI, X., ZENG, Y. Measurement and Analysis of Hydrogen Distribution in Stress Environment Using Vickers Microhardness Technique. **Advances in Materials Science and Engineering**, 2018. v. 2018, p. 1-8.
- HBM. **Strain Gauges** First choice for strain measurements. [S.I.]: HBM, 2021.
- HERTZBERG, R. W.; VINCI, R. P.; HERTZBERG, J. L. **Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials**. 5. ed. [S.I.]: John Wiley & Sons Inc., 2012.
- HUDSON, C. M.; NEWMAN JR., J. C.; LEWIS, P. E. An Investigation of Fracture Toughness, Fatigue-Crack Growth, Sustained-Load Flaw Growth, and Impact Properties of Three Pressure Vessel Steels. **NASA Technical Memorandum**. Washington: National Aeronautics and Space Administration, 1975.
- INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION – ISO. **ISO 7539-6: Corrosion of metals and alloys — Stress corrosion testing — Part 6: Preparation and use of precracked specimens for tests under constant load or constant displacement**. Genebra, Suíça: ISO, 2018.
- ITO, Y.; SAITO, M.; ABE, K.; WAKAI, E. Effect of hydrogen on crack growth behavior in F82H steel using small-size specimen. *In*: SOKOLOV, M. A.; LUCON, E. **Small Specimen Test Techniques**. West Conshohocken: ASTM International, 2015. v. 6, p. 209-224.
- JAMES, L. A. **Exposure of precracked and preloaded fracture mechanics specimens in liquid sodium, with an intermediate moist nitrogen cleaning**. Richland: Hanford Engineering Development Laboratory, 1975.
- JUDY JR., R. W.; KING JR., W. E.; HAUSER II, J. A.; CROOKER, T. W. Influence of Experimental Variables on the Measurement of Stress Corrosion Cracking Properties of High-Strength Steels. *In*: LISAGOR, W.; CROOKER, T.; LEIS, B. **Environmentally Assisted Cracking: Science and Engineering**. West Conshohocken: ASTM International, 1990, p. 410-422.

- KONYUKHOV, A.; IZI, R. Introduction with a Spring-Mass Frictionless Contact System. *In: KONYUKHOV, A.; IZI, R. **Introduction to Computational Contact Mechanics** - A Geometrical Approach. [S.l.]: Wiley, 2015. p. 3-12.*
- KUNA, M. **Finite Elements in Fracture Mechanics**. Londres: Springer. 2013.
- KUTSAY, A. U. **Electric Strain Gauge and Resistance Units Therefor**. US n. 2873341. Depósito: 03 ago. 1955. Concessão: 10 fev. 1959.
- LANZER, E. A. Condições de Kuhn-Tucker. *In: LANZER, E. A. **Programação Linear: Conceitos e aplicações**. 2. ed. Rio de Janeiro: IPEA, 1988. p. 240-245.*
- LEFORT, P.; MOWBRAY, D. F. Calibration of the Side-Grooved Modified Wedge-Opening-Load Specimen. **Journal of Testing and Evaluation** **6**, 1978. v. 2, p. 114-119.
- LIN, D.; LAN, Y.; WU, J. Influence of austenitizing temperature on stress corrosion in 4330m steel—The role of impurity segregation in stress corrosion cracking of high strength steel. **Metallurgical Transactions A**, 1988. v. 19, p. 2225-2231.
- LOVICU, G.; BOTTAZZI, M.; D'AIUTO, F.; DE SANCTIS, M.; DIMATTEO, A.; SANTUS, C.; VALENTINI, R. Hydrogen Embrittlement of Automotive Advanced High-Strength Steels. **Metallurgical and Materials Transactions A**, 2012. v. 43A, p. 4075-4087.
- LYNCH, S. P. Environmentally assisted cracking: Overview of evidence for an adsorption-induced localised-slip process. **Acta Metallurgica**, 1988. v. 36, p. 2639-2661.
- MARROW, T. J.; STEUWER, A.; MOHAMMED, F.; ENGELBERG, D.; SARWAR, M. Measurement of crack bridging stresses in environment-assisted cracking of duplex stainless by synchrotron diffraction. **Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures**, 2006. v. 29, n. 6, p. 464-471.
- MARROW, T. J.; WITHERS, P.; STEUWER, A.; ENGELBERG, D. Ligament Shielding and Crack Bridging in Stress Corrosion and Brittle Fracture of Metals. **Experiment Report Form**. European Synchrotron Radiation Facility, 2002.
- MATSUMOTO, T.; KUBOTA, M.; MATSUOKA, S.; GINET, P.; FURTADO, J.; BARBIER, F. Threshold stress intensity factor for hydrogen-assisted cracking of

CR-MO steel used as stationary storage buffer of a hydrogen refueling station. **International Journal of Hydrogen Energy**, 2017. v. 42, p. 7422-7428.

MILELLA, P. P. **Fracture Mechanics Approach to Fatigue Crack Propagation: Measurements and Observation**. [S.l.]: Springer-Verlag Italia, 2013.

MING, Q.; JIANFENG, L.; SONGYING, C.; YANPENG, Q. Experimental Study on Stress Corrosion Crack Propagation Rate of FV520B in Carbon Dioxide and Hydrogen Sulfide Solution. **Results in Physics**, 2016. v. 6, p. 365-372.

MIRANDA, A. C. O. **Propagação de trincas por fadiga em geometrias 2D complexas sob cargas cíclicas variáveis**. Rio de Janeiro: Tese (Doutorado em Engenharia Civil) – Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2003.

MOLKENTHIN, C., SCHERBAUM, F., GRIEWANK, A., LEOVEY, H., KUCHERENKO, S., COTTON, F. Derivative-Based Global Sensitivity Analysis: Upper Bounding of Sensitivities in Seismic-Hazard Assessment Using Automatic Differentiation. **Bulletin of the Seismological Society of America**, 2017. v. 107, n. 2, p. 984-1004.

MOSS, T.; KUANG, W.; WAS, G. S. Stress corrosion crack initiation in Alloy 690 in high temperature water. **Current Opinion in Solid State and Materials Science**, 2018. v. 22, n. 1, p. 16-25.

MUELLER, E.; LIU, X.; CHHATRE, R.; LAMM, A. Investigation and Recommendations on Bottom-Dented Petroleum Pipelines. **Journal of Failure Analysis and Prevention**, 2018, v. 18, p. 66-74.

NIBUR, K. A.; SOMERDAY, B. P.; MARCHI, C. S.; FOULK III, J. W.; DADFARNIA, M.; SOFRONIS, P.; HAYDEN, G. A. Measurement and interpretation of threshold stress intensity factors for steels in high-pressure hydrogen gas. **Sandia Report**. Novo México, Estados Unidos: Sandia National Laboratories, 2010.

NIE, D.; CHEN, X.; WU, Q.; LIU, Y. Stress corrosion cracking behaviors of FV520B stainless steel used in a failed compressor impeller. **Engineering Failure Analysis**, 2020. v. 116.

OWEN, D. R. J.; FAWKES, A. J. **Engineering Fracture Mechanics: Numerical Methods and Applications**. Swansea: Pineridge, 1983.

- PIETA, G.; LEITE, R.; KWIETNIEWSKI, C.; CLARKE, T.; STROHAECKER, T. Evaluation of the Fracture Toughness of a SMSS Subjected to Common Heat Treatment Cycles in an Aggressive Environment. **Journal of Materials Engineering and Performance**, 2010, v. 19, p. 1318-1324.
- POPOV, B. N.; LEE, J. W. Cathodic protection of pipelines. *In: Handbook of Environmental Degradation of Materials*. 3 ed. [S.I.]: Elsevier Inc., 2018. p. 509-532.
- RIDLEY, D. **The literature review**: a step-by-step guide for students. 2 ed. Londres: Sage, 2012. v. 1.
- SAMPAIO, M. A. B. **Mecânica do contato com o método dos elementos de contorno para modelagem de máquinas tuneladoras**. São Paulo: Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Universidade de São Paulo, 2009.
- SCULLY, J. R.; YOUNG JR., G. A. The Effects of Temper, Test Temperature, and Alloyed Copper on the Hydrogen-Controlled Crack Growth Rate of an Al-Zn-Mg-(Cu) Alloy. *In: Corrosion2000*, 2000, Houston, Estados Unidos. **Anais [...]**. Houston: NACE International, 2000.
- SIMMONS, G. W.; PAO, P. S.; WEI, R. P. Fracture mechanics and surface chemistry studies of subcritical crack growth in AISI 4340 steel. **Metallurgical Transactions A**, 1978. v. 9, n. 8, p. 1147-1158.
- SINDELAR, R. L.; CARTER, J. T.; DUNCAN, A. J.; GARCIA-DIAZ, B. L.; LAM, P.-S.; WIERSMA, B. J. Chloride-Induced Stress Corrosion Crack Growth Under Dry Salt Conditions: Application to Evaluate Growth Rates in Multipurpose Canisters. *In: ASME 2016 Pressure Vessels and Piping Conference*, 2016, Vancouver, Canadá. **Anais [...]**. Vancouver: ASME, 2016.
- SOCHU, W.; NORAPHAIPHIPAKSA, N.; MANONUKUL, A.; KANCHANOMAI, C. Determination of Crack-Tip Opening Displacement in T-Type Wedge Opening Loaded Specimen. **Experimental Mechanics**, 2019. v. 60, n. 2, p. 145-152.
- SOMERDAY, B. P.; NIBUR, K. A. Effect of Applied K Level on the Crack-Arrest Threshold in Hydrogen Environments: Mechanics-Based Interpretation. **Corrosion**, 2019. v. 75, n. 8, p. 929-937.

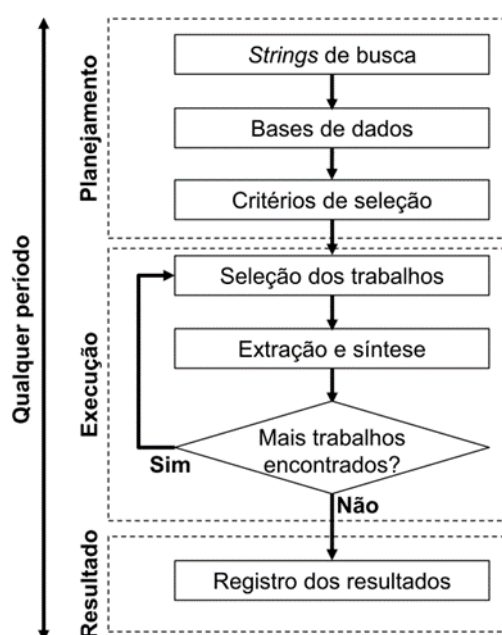
- SUI, G.; CHARLES, E. A.; CONGLETON, J. The effect of delta-ferrite content on the stress corrosion cracking of austenitic stainless steels in a sulphate solution. **Corrosion Science**, 1996. v. 38, n. 5, p. 687-703.
- THOMPSON, M. K.; THOMPSON, J. M. Meshing. *In*: THOMPSON, M. K.; THOMPSON, J. M. **ANSYS Mechanical APDL for Finite Element Analysis**. Cambridge: Butterworth-Heinemann, 2017. p. 181-199.
- TJAYADI, L.; KUMAR, N.; MURTY, K. L. Accelerated crack growth experiments of SS304H for dry storage canister in substitute ocean water – Effect of temperature. **Materials Today Communications**, 2020. v. 23.
- TOKYO MEASURING INSTRUMENTS LABORATORY CO. Bolt strain gauges series BTM/BTMC. **Developing strain gauges and instruments**. 2021.
- TORIBIO, J.; LANCHA, A. M. Overload retardation effects on stress corrosion behaviour of prestressing steel. **Construction and Building Materials**, 1996. v. 10, n. 7, p. 501-505.
- TROIANO, E.; VIGILANTE, G. N.; UNDERWOOD, J. H.; MOSSEY, C. Analysis of a piston experiencing environmentally-assisted cracking as a result of compressive overloading. **Technical Report**. Watervliet, Estados Unidos: US Army Armament Research, Development and Engineering Center, 1999.
- UNDERWOOD, J. H.; VAN DER SLUYS, W. A.; VIGILANTE, G. N. Modification of ASTM standard E1681 on environmental cracking to include bolt-load specimen testing. **Technical Report**. Watervliet, Estados Unidos: US Army Armament Research, Development and Engineering Center, 1997.
- VALLOUREC. **Solutions for the oil and gas market**. [S.l.]: Vallourec, 2021.
- VIGILANTE, G.; UNDERWOOD, J.; CRAYON, D. Use of the Instrumented Bolt and Constant Displacement Bolt-Loaded Specimen to Measure In-Situ Hydrogen Crack Growth in High-Strength Steels. **Fatigue and Fracture Mechanics**, 2000. v. 30, p. 377–387.
- WANHILL, R. J. H.; BYRNES, R. T.; SMITH, C. L. Stress corrosion cracking (SCC) in aerospace vehicles. *In*: RAJA, V. S.; SHOJI, T. **Stress Corrosion Cracking Theory and Practice**. [S.l.]: Woodhead Publishing, 2011. p. 608-650.

- WEI, R. P.; NOVAK, S. R. Interlaboratory Evaluation of K_{ISCC} and da/dt Determination Procedures for High-Strength Steels. **Journal of Testing and Evaluation**, 1987. v. 15, n. 1, p. 38-75.
- WEI, R.; CHEN, X.; AI, Z.; JIN, Y. Experimental study and numerical simulation on the SSCC in FV520B stainless steel exposed to H₂S+Cl⁻ Environment. **International Journal of Hydrogen Energy**, 2018. v. 43, n. 18, p. 9059-9067.
- WESSEL, E. T. State of the art of the WOL specimen for fracture toughness testing. **Engineering Fracture Mechanics**, 1968. v. 1, n. 1, p. 77-103.
- YAMAGUCHI, Y.; NONAKA, H.; YAMAKAWA, K. Effect of Hydrogen Content on Threshold Stress Intensity Factor in Carbon Steel in Hydrogen-Assisted Cracking Environments. **Corrosion Science**, 1997. v. 53, n. 2, p. 147-155.
- YOKOBORI, T.; WATANABE, J.; AOKI, T.; IWADATE, T. Evaluation of the K_{ISCC} Testing Procedure by Round Robin Tests on Steels. *In*: REED, R. **Fracture Mechanics: Eighteenth Symposium**. West Conshohocken: ASTM International, 1988. p. 843-866.
- ZHANG, Y. P.; SHI, D. M.; CHU, W. Y.; QIAO, L. J.; SHI, Y. L.; ZHENG, S. L.; WANG, S. B. Hydrogen-assisted cracking of T-250 maraging steel. **Materials Science and Engineering A**, 2007. v. 471, n. 1-2, p. 34-37.

APÊNDICE A – METODOLOGIA DA REVISÃO DO ESTADO DA ARTE

Para examinar o Estado da Arte, adaptou-se o método da revisão sistemática apresentado por Fahmideh e Zowghi (2020) e que foi mostrado na Figura A1. Assim, literaturas técnicas e científicas foram pesquisadas nas principais bases de dados digitais de patentes: Instituto Nacional da Propriedade Industrial (INPI), *Patentscope* da Organização Mundial da Propriedade Intelectual (*World Intellectual Property Organization* – WIPO) e *Google Patents*; e de artigos científicos: *Web of Science*, *Scopus* e *Science Direct*. Foram aplicadas *strings* de busca formadas pelas principais palavras-chave. Em seguida, foram selecionados os trabalhos que atenderam aos critérios de seleção de inclusão e exclusão. Após isso, foram extraídas e sintetizadas as informações dos trabalhos selecionados. Esta busca considerou as publicações realizadas em qualquer período a fim de analisar o histórico dos trabalhos desenvolvidos sobre este tema.

Figura A1 – Esquema da revisão sistemática conduzida neste trabalho.



Fonte: Adaptado de Fahmideh e Zowghi (2020).

A Tabela A1 mostra as *strings* adotadas, onde os operadores lógicos booleanos *AND* e *OR* foram usados para o refinamento das buscas. As *strings* 5 e 6 da Tabela A1 consistem em dois códigos definidos pela Classificação Internacional de Patentes (*International Patent Classification* – IPC) que estão mais relacionadas com o tema

deste trabalho. A classificação *G01N 3/00* está relacionada com a medição e teste de amostras de materiais sólidos para investigação de propriedades de resistência por aplicação de tensão mecânica e a classificação *G01B 7/16* refere-se às disposições de medição caracterizadas pelo uso de meios elétricos ou magnéticos para medir a deformação em um sólido.

Tabela A1 – *Strings* de busca utilizadas na revisão sistemática deste trabalho.

Strings de busca	
1.	"modified wol" OR "bolt loaded specimen"
2.	("instrumented bolt" OR "bolt") AND ("wol" OR "modified wol")
3.	"numerical method" AND ("modified wol" OR "wol")
4.	("simulation" OR "numerical" OR "finite element") AND ("modified wol" OR "bolt loaded specimen")
5.	Classificação (IPC): "G01N 3/00"
6.	Classificação (IPC): "G01B 7/16"

Fonte: O autor (2022).

Para a seleção dos trabalhos foram estabelecidos os critérios de inclusão apresentados na Tabela A2. Aqueles que atenderam aos critérios de inclusão foram novamente avaliados, desta vez, com base nos critérios de exclusão, também apresentados na Tabela A2, sendo que os trabalhos que atenderam a um ou mais destes critérios de exclusão foram descartados dessa revisão (FAHMIDEH e ZOWGHI, 2020; GALVÃO, 2019).

Tabela A2 – Critérios de seleção adotados nesta análise.

Critérios	Descrição
Inclusão	1. Publicações de qualquer período; 2. Trabalhos escritos em língua inglesa ou portuguesa; 3. <i>String</i> de busca presente no título, resumo ou palavras-chave dos trabalhos; 4. Patentes tanto vigentes quanto revogadas.
Exclusão	1. Artigos apenas disponíveis em forma de resumo; 2. Trabalhos repetidos que apareceram mais de uma vez nas buscas; 4. A <i>string</i> de busca apenas presente no resumo ou na introdução.

Fonte: O autor (2022).

Na etapa de seleção dos trabalhos, foi seguida a técnica de "bola de neve" proposta por Ridley (2012, p. 56) para evitar a perda de qualquer trabalho relacionado ao tema. Nesta técnica, os trabalhos citados nas referências do artigo ou da patente em análise e que não haviam aparecido nas buscas, estavam sendo procurados manualmente nas plataformas digitais.

Ao final dessa etapa, foram identificados e selecionados 40 trabalhos divididos em:

- 05 relatórios técnicos (JAMES, 1975; HUDSON; NEWMAN JR.; LEWIS, 1975; TROIANO, 1999; MARROW, 2002; NIBUR *et al.*, 2010);
- 05 artigos de anais de congressos e simpósios (YOKOBORI *et al.*, 1988; VIGILANTE; UNDERWOOD; CRAYON, 2000; SCULLY e YOUNG JR., 2000; SINDELAR *et al.* 2016; DUNCAN *et al.*, 2017);
- 02 capítulos de livro (JUDY JR. *et al.*, 1990; ITO *et al.*, 2015);
- 23 artigos de periódicos indexados (WESSEL, 1968; SIMMONS; PAO; WEI, 1978; LEFORT e MOWBRAY, 1978; BANDYOPADHYAY; KAMEDA; MCMAHON, 1983; CHUNG *et al.*, 1985b; CHUNG; CRAGNOLINO; MACDONALD, 1985a; WEI e NOVAK, 1987; LIN; LAN; WU, 1988; CHEN e SHEWMON, 1995; SUI; CHARLES; CONGLETON, 1996; YAMAGUCHI; NONAKA; YAMAKAWA, 1997; ALBARRAN; MARTINEZ; LÓPEZ, 1998; MARROW *et al.*, 2006; CABRINI *et al.*, 2011; DADFARNIA *et al.*, 2014; MING *et al.*, 2016; MATSUMOTO *et al.*, 2017; GU *et al.*, 2018; WEI *et al.*, 2018; SOCHU *et al.*, 2019; SOMERDAY e NIBUR, 2019; NIE *et al.*, 2020; TJAYADI; KUMAR; MURTY, 2020);
- 01 patente (BUESCHER JR. *et al.*, 1995) e;
- 04 normas técnicas (ASTM, 2020; ISO, 2018; GB, 1990 apud MING *et al.*, 2016; SOCIETY OF MATERIALS SCIENCE, 1985 apud ITO *et al.*, 2015).

APÊNDICE B – ESTUDO DE CONVERGÊNCIA DAS MALHAS TRIDIMENSIONAIS

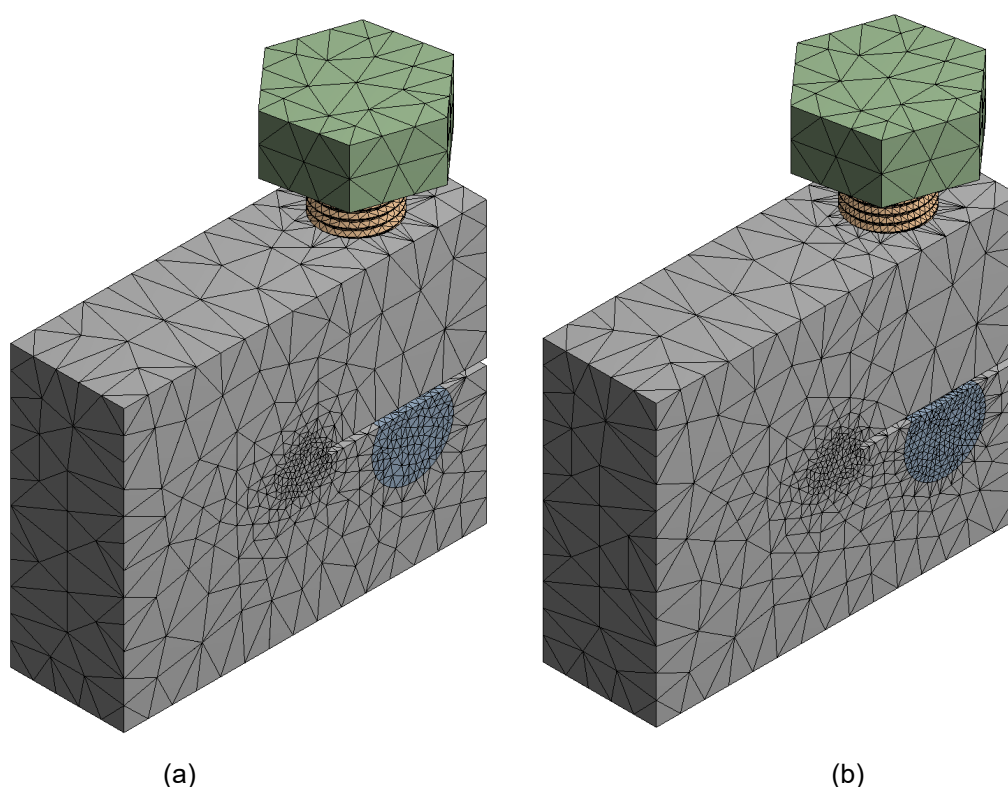
Foi verificada a qualidade de cinco densidades de malhas distintas geradas em cada geometria (Quadro B1 e Figuras B1 e B2) através de um estudo de convergência. Nesse estudo, foi analisada a qualidade dos elementos das malhas e a eficiência das simulações. Ao final desse estudo, foi selecionada a densidade de malha suficiente para gerar resultados precisos com um menor custo computacional.

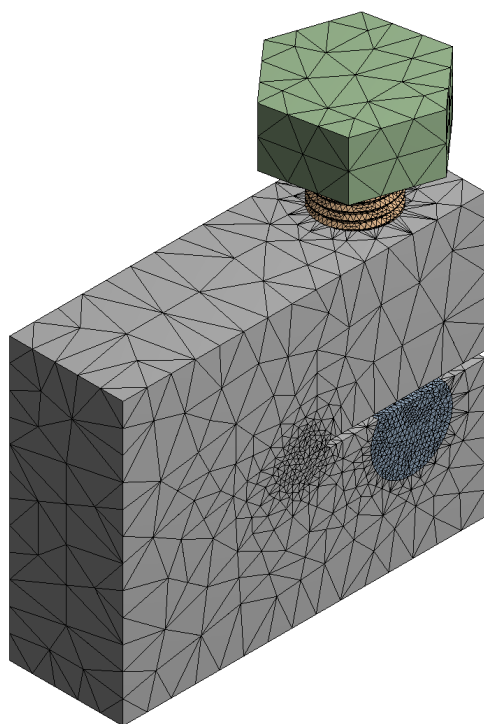
Quadro B1 – Densidades de malha geradas para cada geometria 3D.

Malha	Geometria com o corpo de prova, o pino e o parafuso sem o furo		Geometria com o corpo de prova, o pino e o parafuso com o furo	
	Nº de elementos	Nº de nós	Nº de elementos	Nº de nós
1	119323	174563	161722	235771
2	176374	257373	174506	255752
3	264705	385423	258500	378436
4	352758	514336	344003	504339
5	423407	613766	410924	599109

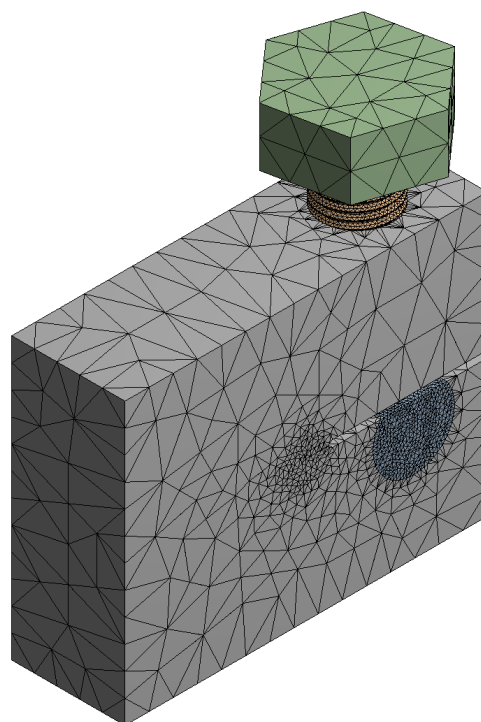
Fonte: O autor (2022).

Figura B1 – Imagens das malhas da geometria com o corpo de prova, o pino e o parafuso sem o furo: (a) Malha 1; (b) Malha 2; (c) Malha 3; (d) Malha 4; e (e) Malha 5.

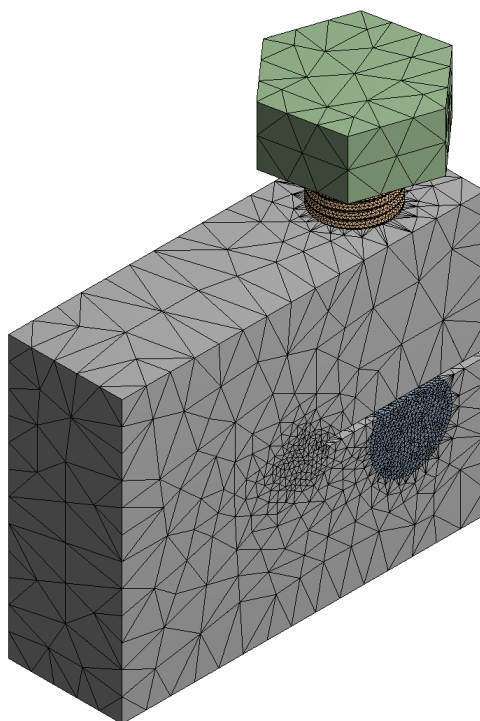




(c)



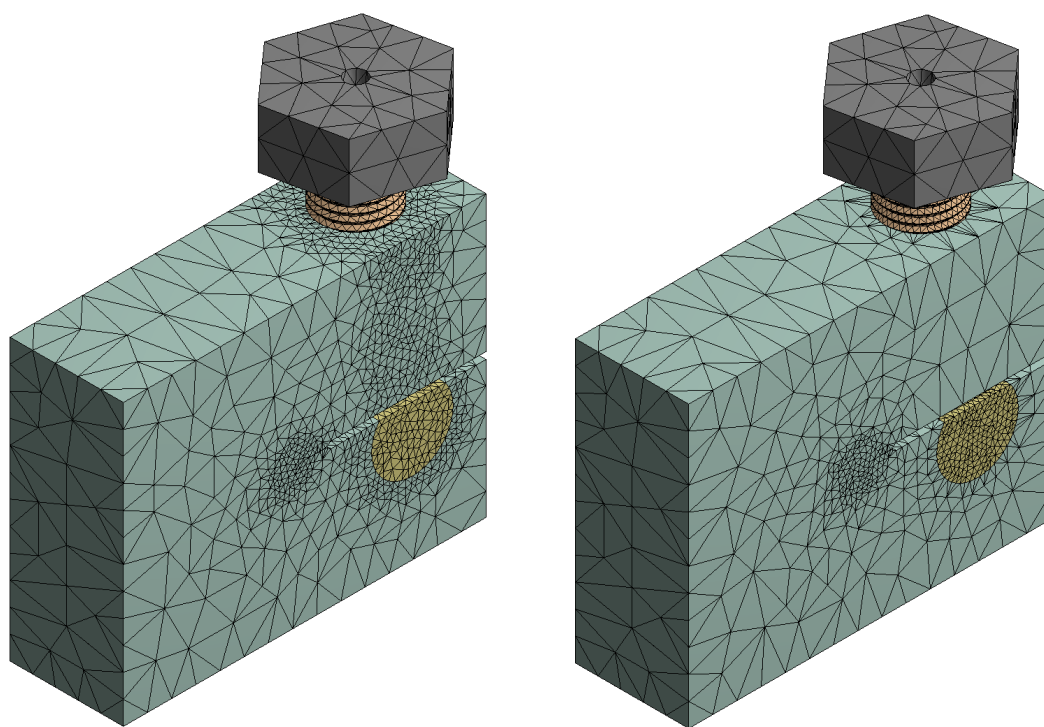
(d)



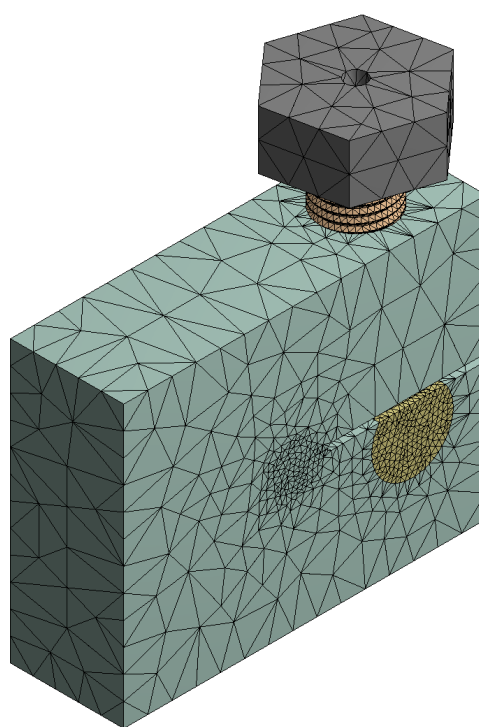
(e)

Fonte: O autor (2022).

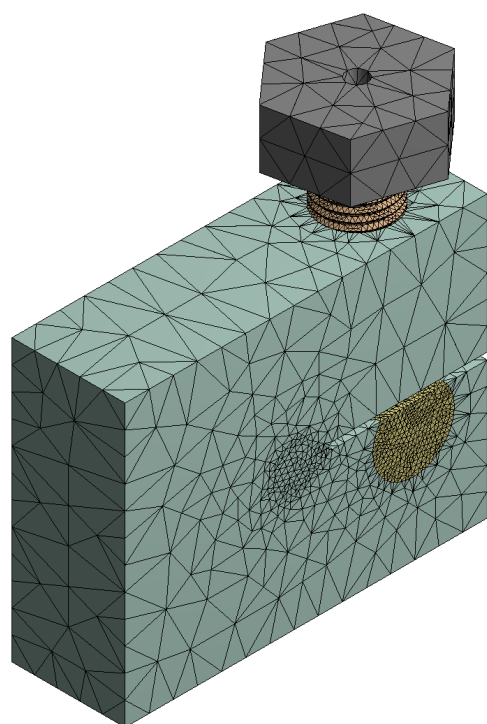
Figura B2 – Imagens das malhas da geometria com o corpo de prova, o pino e o parafuso com o furo:
(a) Malha 1; (b) Malha 2; (c) Malha 3; (d) Malha 4; e (e) Malha 5.



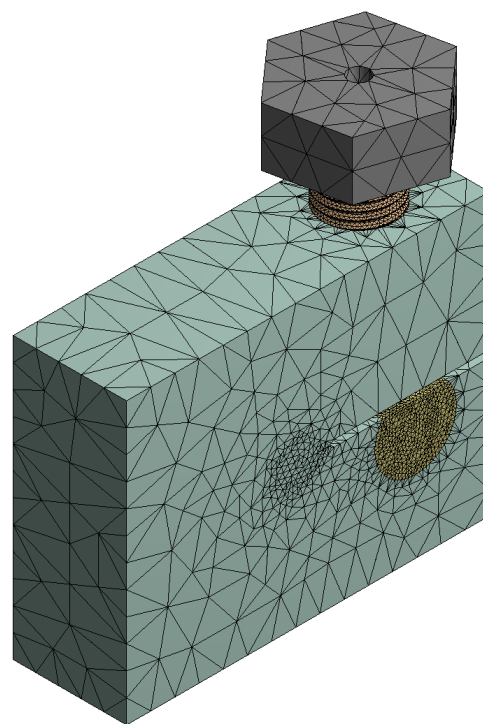
(a)



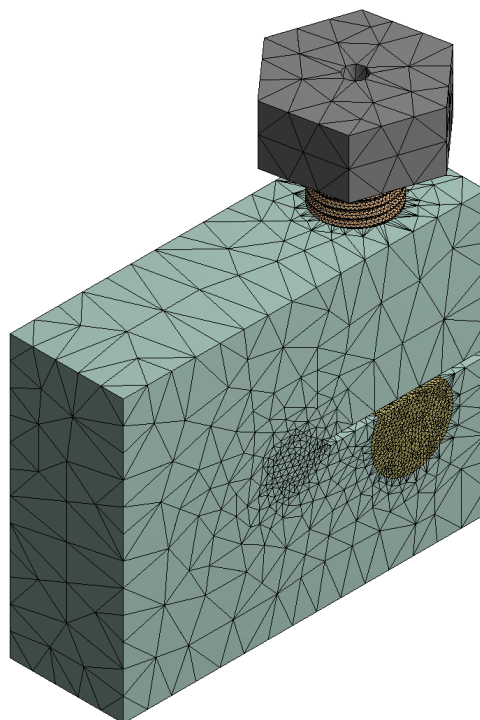
(b)



(c)



(d)



(e)

Fonte: O autor (2022).

Em todos os componentes das duas geometrias 3D foram geradas malhas com elementos unicamente do tipo SOLID187, que são elementos sólidos tetraédricos com 10 nós (ANSYS, 2021b). Com o objetivo de ter uma malha mais refinada na região de interesse da análise, os parafusos com furo e sem furo foram divididos em duas partes: cabeça hexagonal e corpo rosqueado. Em seguida, com a operação “*Share Topology*” do ANSYS® *Design Modeler*, essas duas partes foram agrupadas para manter a conectividade nodal. Isso permitiu a criação de uma malha mais grosseira na cabeça do parafuso e mais refinada ao longo do corpo rosqueado sem que isso gerasse uma descontinuidade na malha.

B.1 ESTUDO DA QUALIDADE DOS ELEMENTOS DAS MALHAS

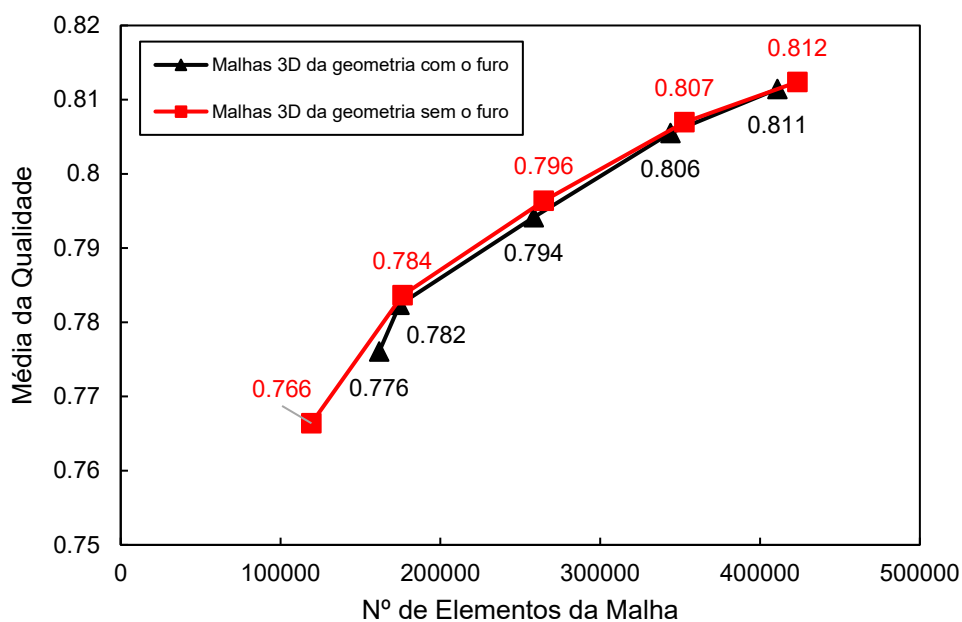
Nesse primeiro estudo, analisou-se a qualidade dos elementos das malhas 3D. Para isso, foi analisada a variação das métricas da malha referentes à qualidade do elemento (ANSYS, 2021b) à medida que o número de elementos era aumentado. O

Ansys (2021b) metrifica a qualidade dos elementos 3D com a opção “*Element Quality*”, que segue a forma apresentada na Equação B1. Essa métrica leva em consideração o volume e o comprimento das arestas dos elementos e o valor de uma constante C, que é tabelada para cada tipo de elemento. O valor retornado por essa métrica da qualidade varia entre 0 e 1. O valor de 1 indica um elemento com uma forma perfeitamente definida, enquanto o valor de 0 indica que o elemento tem um volume nulo ou negativo (ANSYS, 2021b). Assim, quanto mais próximo de 1 for o valor, melhor será a qualidade dos elementos.

$$\text{Qualidade} = C \left\{ \text{volume} / \sqrt{[\sum (\text{comprimento da aresta})^2]^3} \right\} \quad (\text{B1})$$

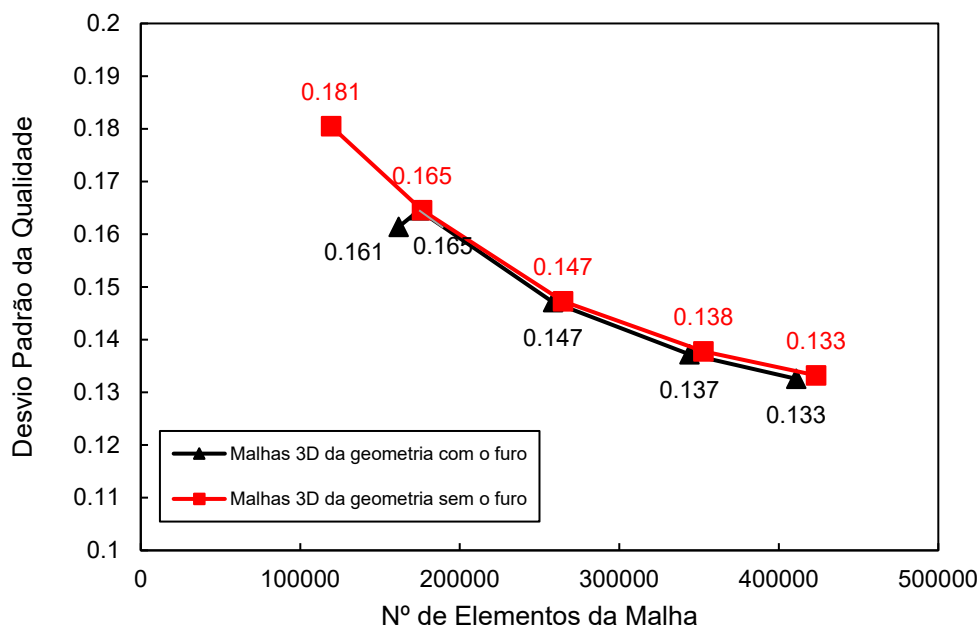
Analizou-se a qualidade dos elementos considerando o volume total da malha. Para isso, foram obtidos do *software* a média e o desvio padrão da qualidade para cada malha gerada das duas geometrias. Esses dados foram reunidos nas Figuras B3 e B4 a seguir. Com base nos dados da Figura B3, o refinamento da malha nº1 para a malha nº2 da geometria sem o furo causou um aumento na qualidade dos elementos de 2,25%. Com o refinamento seguinte, da malha nº2 para a malha nº3, o aumento foi de 1,62%. Seguido de 1,33% para a malha nº4 e 0,67% para a malha nº5. Realizando esse mesmo cálculo com os dados da Figura B4 também para a geometria sem o furo, foram obtidas as reduções nos desvios padrão da qualidade de - 8,83% com o refinamento da malha nº1 para a malha nº2, -10,51% com o refinamento para a malha nº3, -6,45% para a malha nº4 e -3,31% para a malha nº5. Referente à geometria com o furo, houve uma melhoria na média da qualidade dos elementos de 0,81% para a malha nº2 comparada à malha anterior, seguido de 1,51% para a malha nº3, 1,43% para a malha nº4 e 0,74% para a malha nº5. Quanto ao desvio padrão da qualidade, houve um aumento de 1,95% para a malha nº2 e, em seguida, uma redução de - 10,59% para a malha nº3, de -6,73% para a malha nº4 e de -3,39% para a malha nº5.

Figura B3 – Média da qualidade dos elementos de cada malha das geometrias.



Fonte: O autor (2022).

Figura B4 – Desvio padrão da qualidade dos elementos de cada malha das geometrias.



Fonte: O autor (2022).

Esses cálculos realizados indicam que qualquer aumento no número de elementos de uma malha que já tenha uma qualidade média acima de 0,8 causará aumentos pouco significativos no valor dessa média, pois há uma tendência de estabilização desse valor. Isso não foi observado com o desvio padrão, talvez devido aos refinamentos localizados que foram realizados em algumas regiões das

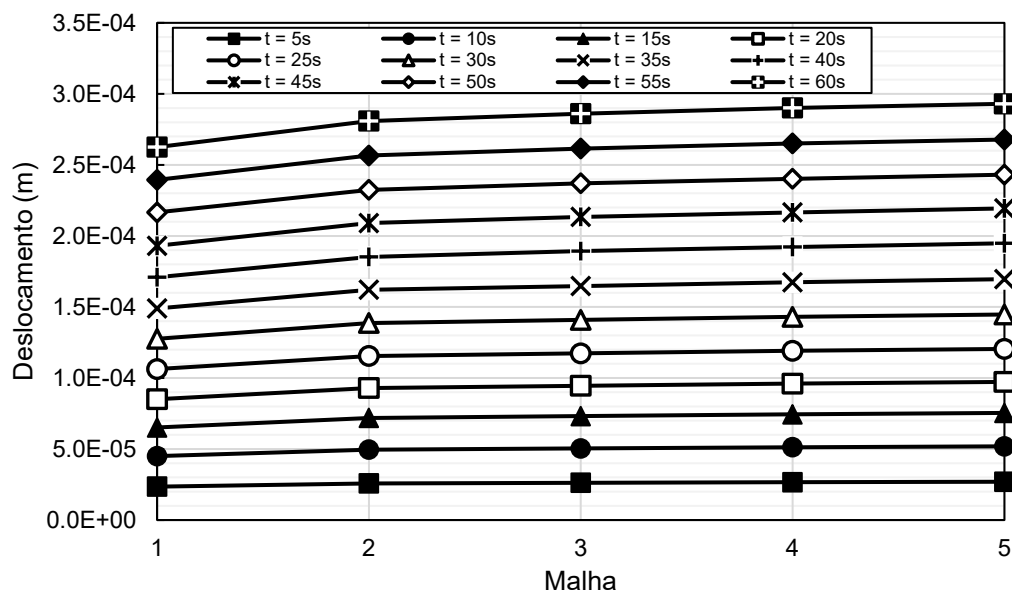
geometrias que são de interesse da análise estrutural. Na próxima seção, será apresentado o estudo da eficiência das malhas, que irá complementar esse estudo da qualidade dos elementos e, com isso, justificar a escolha da malha 3D para cada geometria.

B.2 ESTUDO DA EFICIÊNCIA DAS MALHAS

No estudo da eficiência das malhas, analisou-se a convergência dos resultados numéricos e a duração das simulações com cada malha 3D de cada geometria. Thompson e Thompson (2017, p. 198) explicam que a convergência da malha ocorre quando a solução se torna assintótica, ou seja, à medida que o número de elementos de um modelo aumenta, os resultados da solução se aproximam da assíntota do comportamento verdadeiro do sistema que está sendo avaliado. Uma vez que isso ocorre, grandes mudanças na densidade da malha resultarão em mudanças muito pequenas na solução (THOMPSON e THOMPSON, 2017, p. 198).

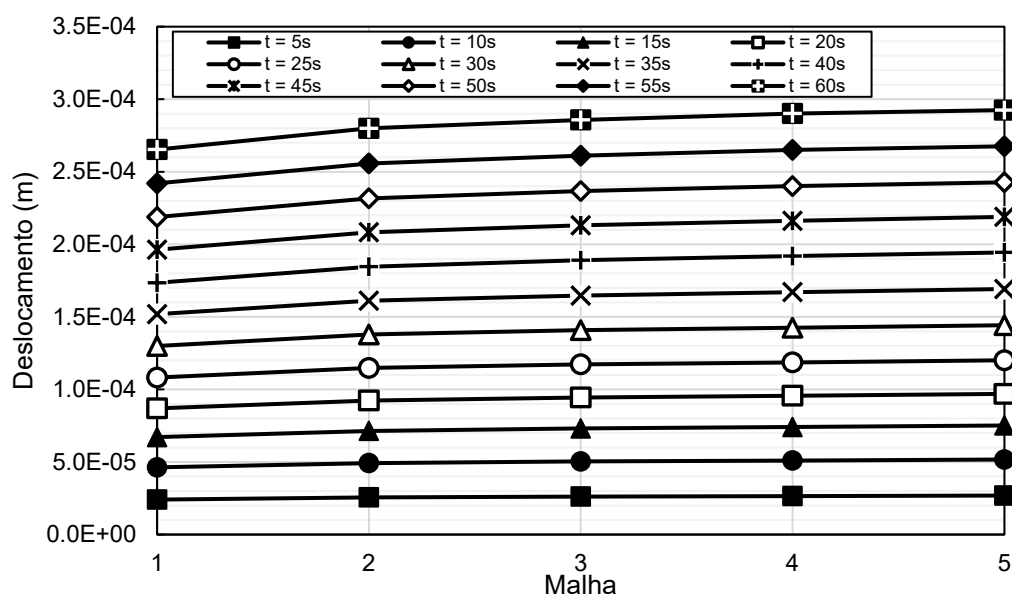
Com as cinco densidades de malhas de cada geometria cujas qualidades dos elementos foram analisadas na seção anterior, foram realizadas simulações 3D mantendo constantes as modelagens numéricas para as regiões de contato e para as condições de contorno. Com as soluções de cada simulação, analisou-se a convergência dos valores de três parâmetros de saída. O primeiro parâmetro observado foi o deslocamento médio da abertura do entalhe. As Figuras B5 e B6 apresentam os valores obtidos desse parâmetro com as simulações utilizando as cinco densidades de malha para cada geometria. Percebe-se que a partir da malha n°3 em diante os valores do deslocamento se tornam praticamente assintóticos.

Figura B5 – Deslocamento de abertura do entalhe para cada passo de tempo das simulações com cada malha 3D da geometria com o corpo de prova, o pino e o parafuso sem o furo.



Fonte: O autor (2022).

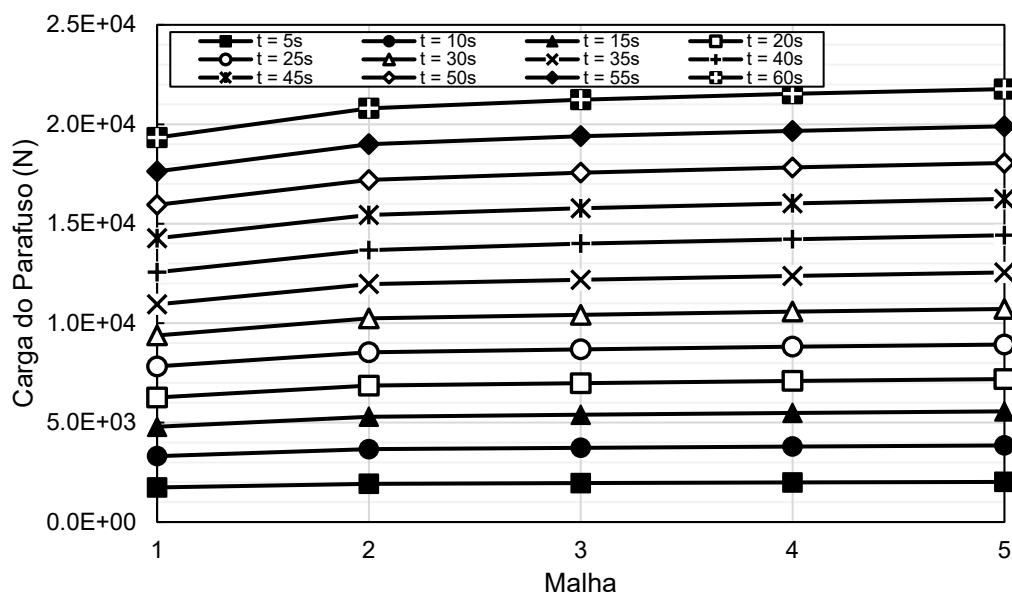
Figura B6 – Deslocamento de abertura do entalhe para cada passo de tempo das simulações com cada malha 3D da geometria com o corpo de prova, o pino e o parafuso com o furo.



Fonte: O autor (2022).

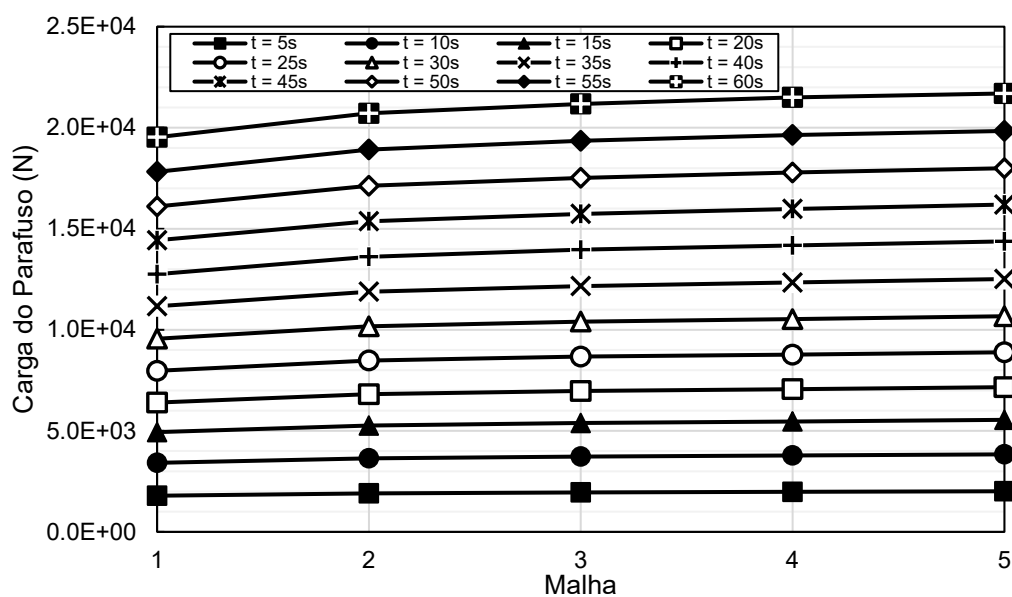
O segundo parâmetro observado foi a carga aplicada pelo parafuso. As Figuras B7 e B8 apresentam os valores obtidos desse parâmetro para cada passo de tempo das simulações utilizando as cinco densidades de malha de cada geometria. Percebe-se que a maioria dos valores desse parâmetro se estabilizam também a partir da malha nº3.

Figura B7 – Valores da carga aplicada pelo parafuso para cada passo de tempo das simulações com cada malha 3D da geometria com o corpo de prova, o pino e o parafuso sem o furo.



Fonte: O autor (2022).

Figura B8 – Valores da carga aplicada pelo parafuso para cada passo de tempo das simulações com cada malha 3D da geometria com o corpo de prova, o pino e o parafuso com o furo.

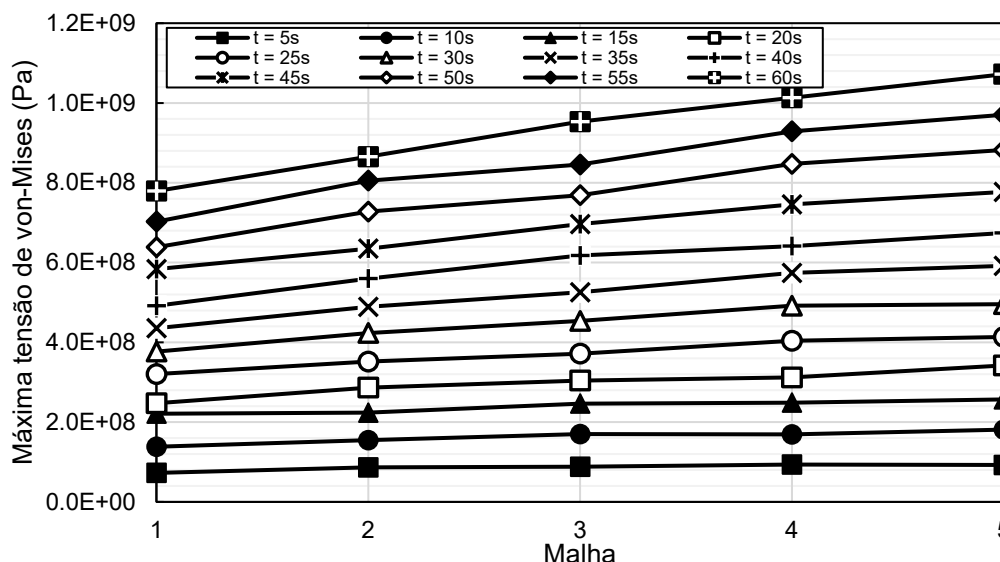


Fonte: O autor (2022).

O último parâmetro analisado foi a máxima tensão de von-Mises em toda a malha do pino de reação. As Figuras B9 e B10 apresentam os valores obtidos desse parâmetro para cada passo de tempo das simulações utilizando as cinco densidades de malha para cada geometria. Percebe-se que, diferentemente dos dois parâmetros

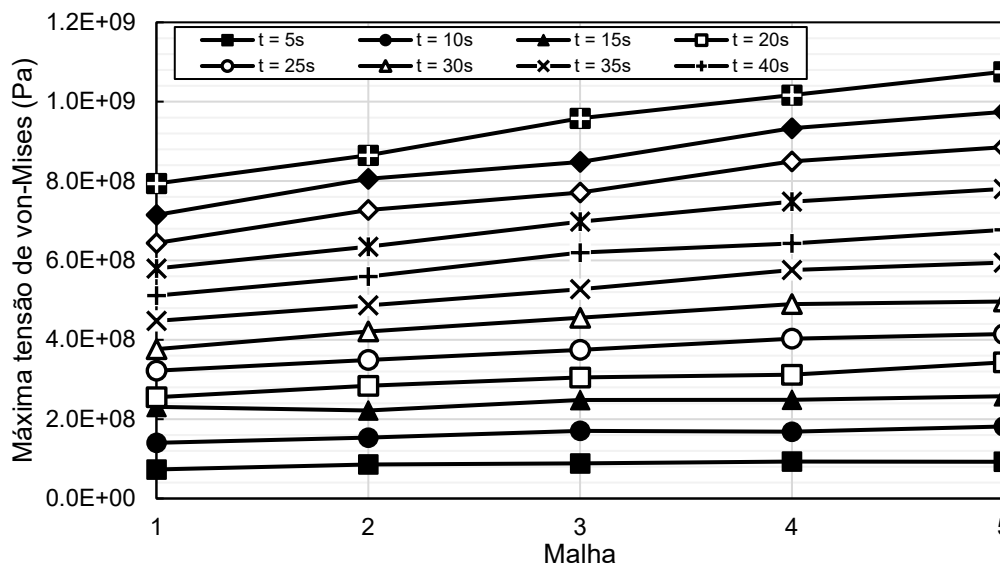
anteriores, os valores desse parâmetro ainda apresentam mudanças significativas com o aumento da quantidade de elementos da malha.

Figura B9 – Máxima tensão de von-Mises no pino para cada passo de tempo das simulações com cada malha 3D da geometria com o corpo de prova, o pino e o parafuso sem o furo.



Fonte: O autor (2022).

Figura B10 – Máxima tensão de von-Mises no pino para cada passo de tempo das simulações com cada malha 3D da geometria com o corpo de prova, o pino e o parafuso com o furo.

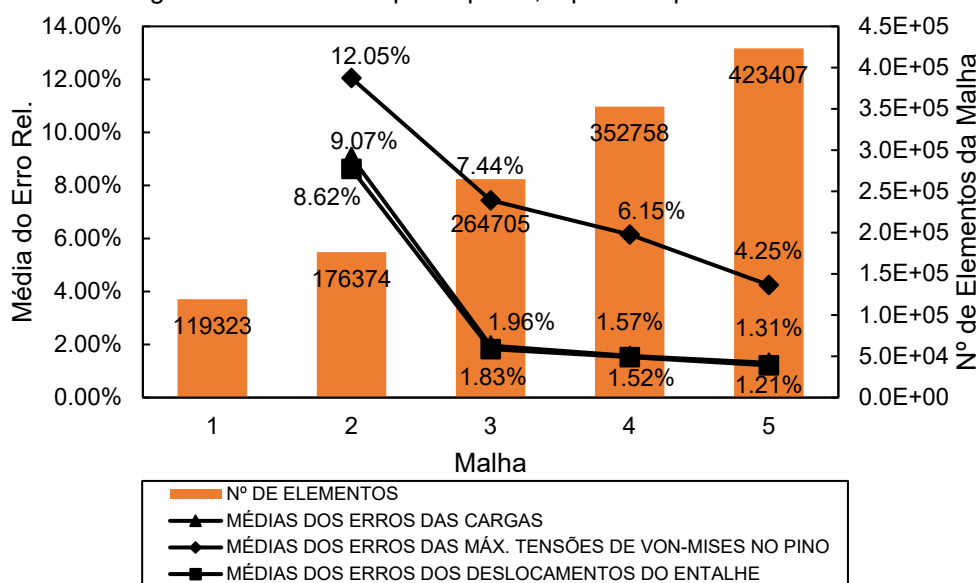


Fonte: O autor (2022).

Com base nos valores apresentados nas Figuras B5 a B10, foram comparados os resultados obtidos da simulação de uma malha com os obtidos com a malha anterior, como explicam Thompson e Thompson (2017, p. 198). Essa comparação foi

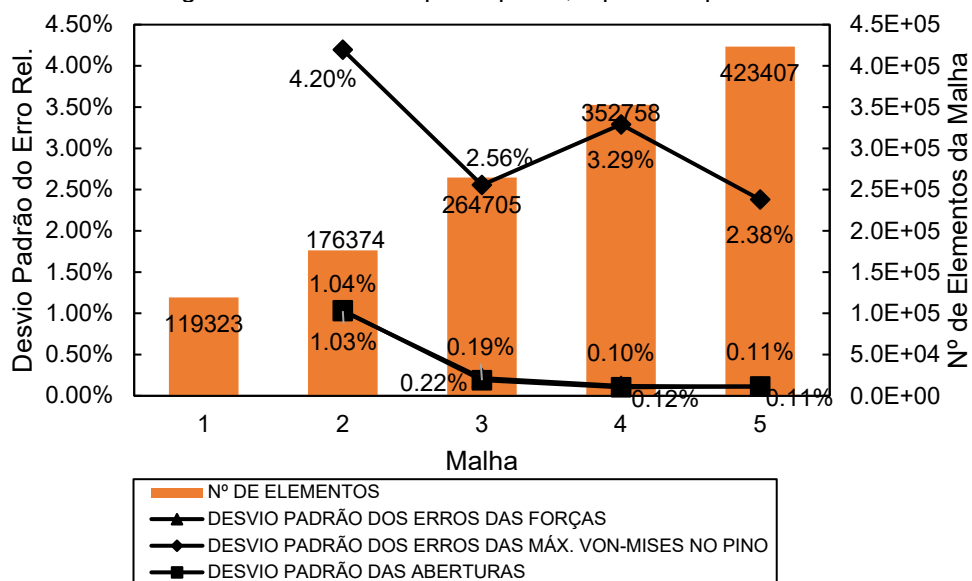
feita através do cálculo do erro de convergência de cada parâmetro. Os erros de convergência da malha permitem monitorar se a solução numérica é suficientemente precisa mesmo que a solução exata seja desconhecida (BESPALOV, HABERL e PRAETORIUS, 2017). As Figuras B11 e B12 apresentam as médias e desvios padrão desses erros relativos para as malhas da geometria sem o furo no parafuso, respectivamente. As Figuras B13 e B14 apresentam esses mesmos resultados para as malhas da geometria com o furo no parafuso.

Figura B11 – Médias dos erros relativos dos resultados das soluções analisadas com cada malha 3D da geometria com o corpo de prova, o pino e o parafuso sem o furo.



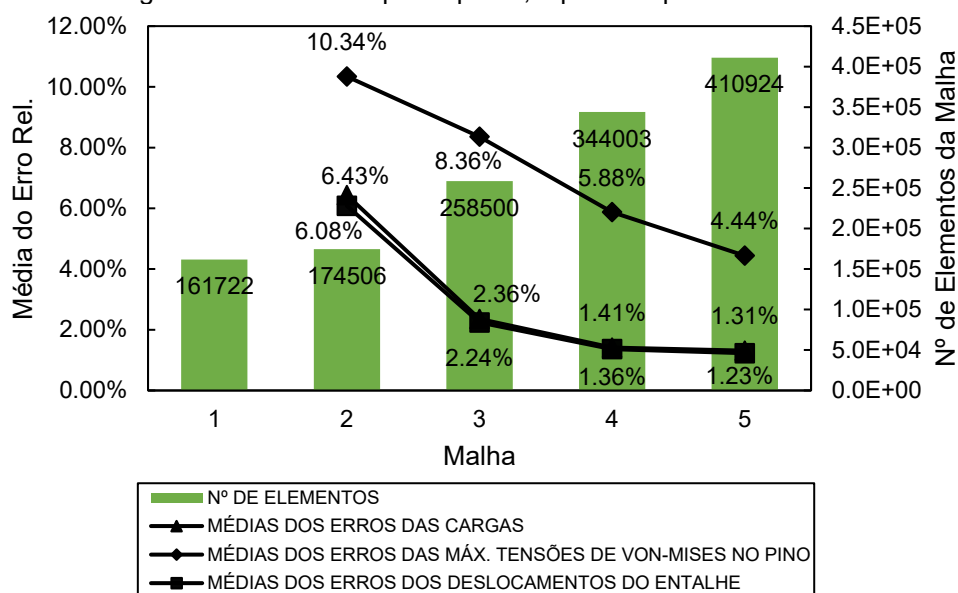
Fonte: O autor (2022).

Figura B12 – Desvios padrão dos erros relativos dos resultados das soluções analisadas com cada malha 3D da geometria com o corpo de prova, o pino e o parafuso sem o furo.



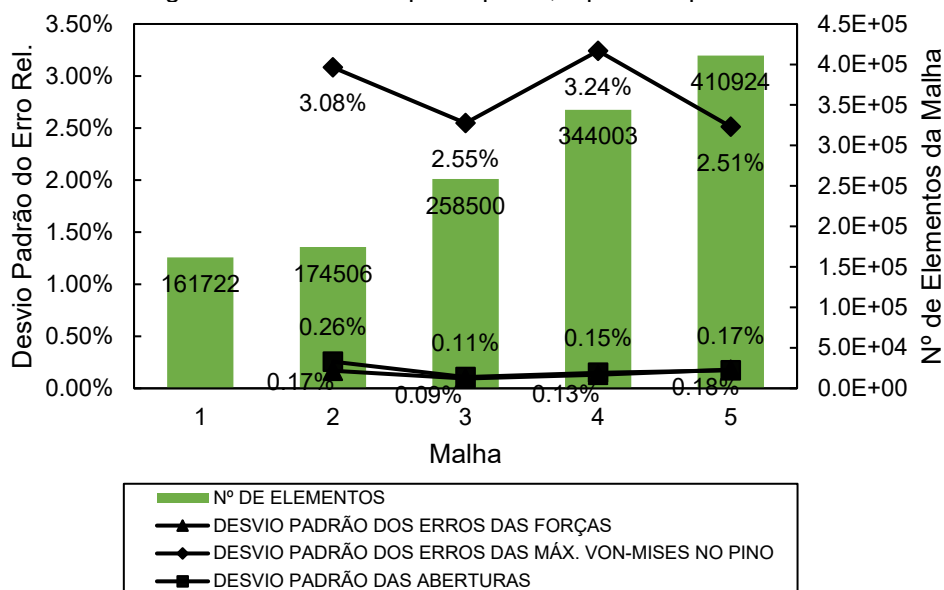
Fonte: O autor (2022).

Figura B13 – Médias dos erros relativos dos resultados das soluções analisadas com cada malha 3D da geometria com o corpo de prova, o pino e o parafuso com o furo.



Fonte: O autor (2022).

Figura B14 – Desvios padrão dos erros relativos dos resultados das soluções analisadas com cada malha 3D da geometria com o corpo de prova, o pino e o parafuso com o furo.



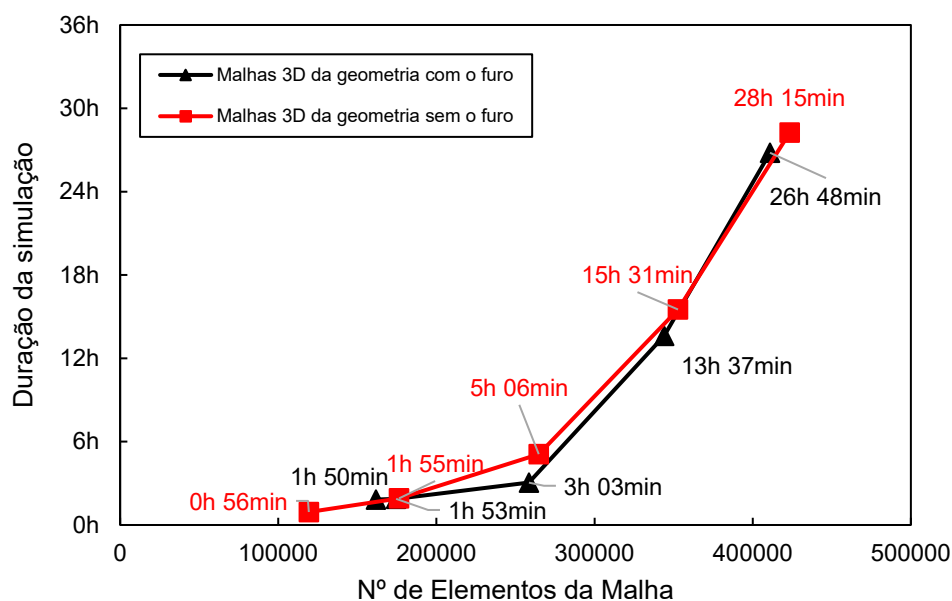
Fonte: O autor (2022).

As mudanças pouco significativas nos valores do deslocamento a partir das malhas nº3, que haviam sido percebidas nas Figuras B5 e B6, agora são confirmadas com as pequenas diferenças obtidas de 1,52% entre as malhas nº3 e nº4 e de 1,21% entre as malhas nº4 e nº5 da geometria sem o furo (Figura B11) e de 1,36% entre as malhas nº3 e nº4 e de 1,23% entre as malhas nº4 e nº5 da geometria com o furo (Figura B13). A convergência dos valores do carregamento a partir das malhas nº3 também foi confirmada devido às mudanças insignificantes que ocorreram com os valores desse parâmetro. Isso já era esperado, pois o carregamento aplicado pelo parafuso é calculado com o Método do Lagrangeano Aumentado (seção 3.4.2.3), que depende diretamente dos deslocamentos nodais nas regiões de contato. Por outro lado, as máximas tensões de von-Mises apresentaram uma convergência mais lenta, mas que também era esperado que isso ocorresse por serem dependentes das derivadas dos deslocamentos nodais (seção 3.3.1).

Por fim, foi analisada a duração das simulações com cada uma das malhas (Figura B15). Devido às não-linearidades dessas análises 3D, ocorreu um aumento expressivo do tempo computacional com as malhas com quantidade de elementos maiores do que a malha nº3. Com base nesses estudos da qualidade e da eficiência das malhas analisadas, pode-se concluir que as malhas nº3 da geometria sem o furo, que possui 264705 elementos e 385423 nós e da geometria com o furo no parafuso,

que possui 258500 elementos e 378436 nós, possuem o melhor custo-benefício, devido à boa qualidade dos elementos, à boa convergência dos valores do deslocamento da abertura do entalhe e do carregamento do parafuso e ao tempo computacional razoável comparadas às malhas mais refinadas.

Figura B15 – Duração das simulações com as cinco malhas de cada geometria.



Fonte: O autor (2022).

APÊNDICE C – ESTUDO DE CONVERGÊNCIA DA MALHA BIDIMENSIONAL

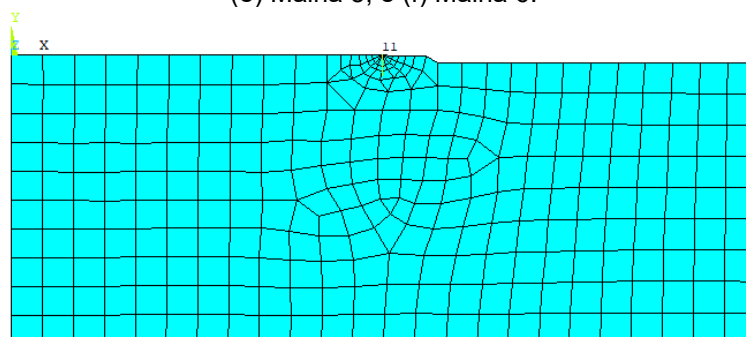
Foi analisada a qualidade das malhas geradas com a geometria 2D através de um estudo de convergência. Nesse estudo, analisou-se a convergência do valor do parâmetro K_i calculado numericamente para os níveis crescentes de densidades de malha mostradas no Quadro C1 e na Figura C1. Ao final desse estudo, selecionou-se a densidade de malha suficiente para gerar um resultado numérico preciso do K_i .

Quadro C1 – Densidades de malha analisadas para a geometria 2D.

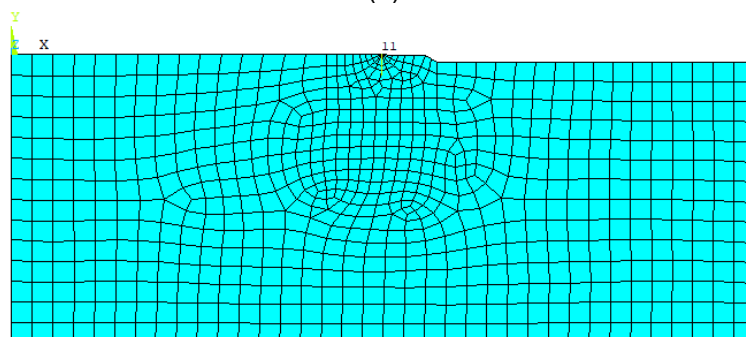
Malha	Nº de elementos	Nº de nós
1	290	933
2	691	2170
3	773	2416
4	785	2454
5	937	2910
6	1203	3708

Fonte: O autor (2022).

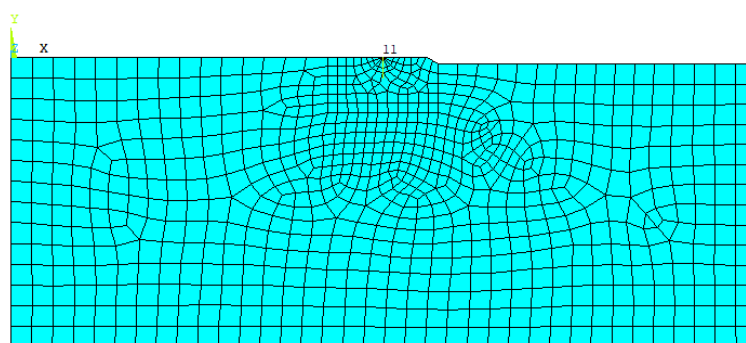
Figura C1 – Imagens das malhas da geometria 2D: (a) Malha 1; (b) Malha 2; (c) Malha 3; (d) Malha 4; (e) Malha 5; e (f) Malha 6.



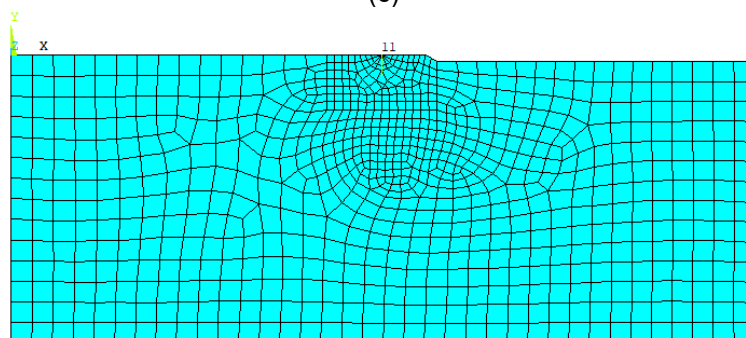
(a)



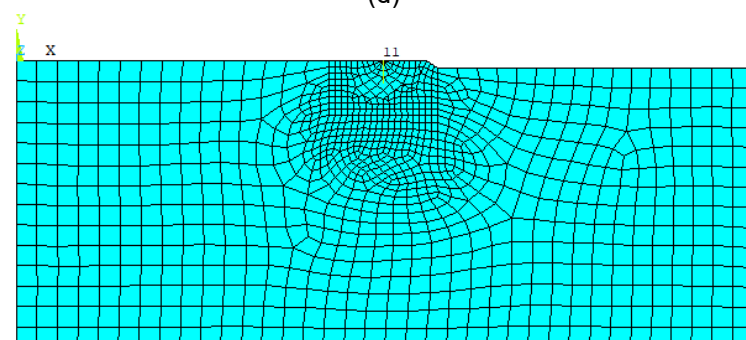
(b)



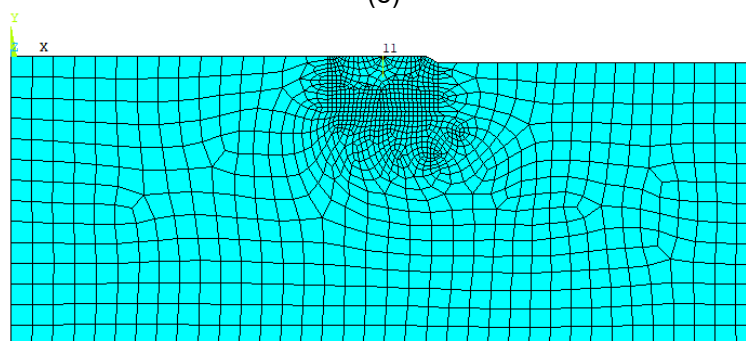
(c)



(d)



(e)

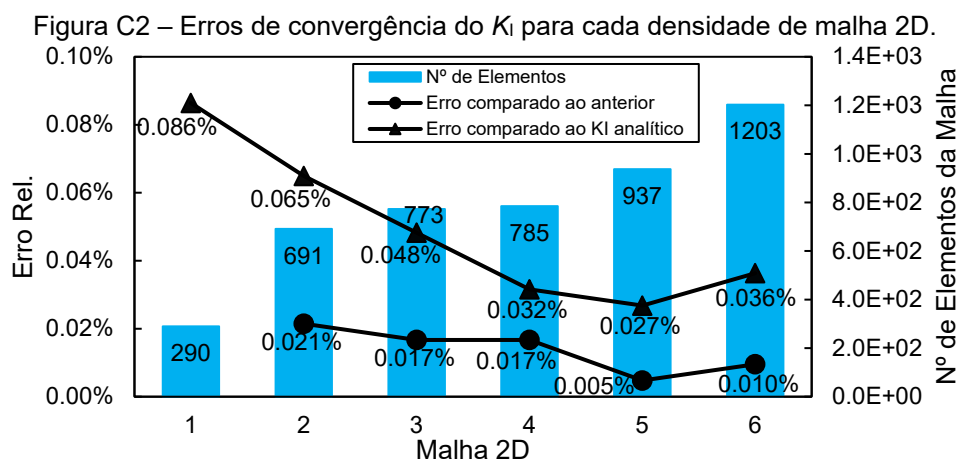


(f)

Fonte: O autor (2022).

Nas simulações 2D, foi mantido constante o carregamento aplicado como condição de contorno. Com as soluções de cada simulação, analisou-se a convergência do valor do K_I comparando os resultados numéricos de uma malha com a malha anterior (THOMPSON e THOMPSON, 2017, p. 198). Essa comparação foi

feita através do cálculo do erro relativo. Também foi comparado cada valor numérico do K_I com o obtido analiticamente para o mesmo valor de carregamento com a norma ISO 7539-6 (2018) e calculado o erro de convergência. A Figura C2 mostra os resultados dessas comparações.



Fonte: O autor (2022).

Analisando a curva de comparação do K_I de uma malha com o da malha anterior da Figura C2, percebe-se que ocorre uma diferença praticamente insignificante nos valores desse parâmetro com o aumento do número de elementos da malha. Também se percebe uma diferença insignificante na curva de comparação dos resultados numéricos com o analítico.

Com essas densidades de malha analisadas, o custo computacional foi muito baixo, pois as simulações foram solucionadas de imediato. Pode-se concluir que não houve mudança significativa no resultado numérico do K_I para todas as densidades de malhas analisadas e o desempenho computacional também não foi alterado com o refinamento da malha. Com isso, foi adotada para esse trabalho a densidade de malha nº5, que tem 937 elementos e 2910 nós, por ter apresentado os menores erros comparados aos demais, apesar de que todos os erros obtidos foram insignificantes.

APÊNDICE D – DEMONSTRAÇÃO DA EQUAÇÃO DA ANÁLISE DE SENSIBILIDADE

Foi realizada uma análise de sensibilidade da resposta do K_I considerando que o valor do parâmetro de entrada P está desviado em ΔP enquanto os outros parâmetros de entrada permanecem constantes. O cálculo do K_I é realizado segundo a norma ISO 7539-6 (2018) por meio das Equações 14 e 15 e que foram reescritas neste apêndice como Equações D1 e D2, respectivamente.

$$K_I = \frac{P}{B\sqrt{a}} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (D1)$$

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = 30,96 \left(\frac{a}{W}\right) - 195,8 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 730,6 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 1186,3 \left(\frac{a}{W}\right)^4 + 754,6 \left(\frac{a}{W}\right)^5 \quad (D2)$$

Para obter a fórmula da sensibilidade local na estimativa de K_I em função das variações em P , iniciou-se com a Equação D3, que foi formulada segundo Molkenhuth *et al.* (2017, p. 986) e Cacuci (2003). A Equação D3 representa a sensibilidade local na estimativa de K_I em função das variações em P .

$$\frac{\Delta K_I}{K_I} \approx \frac{1}{K_I} \frac{\partial K_I}{\partial P} \Delta P \quad (D3)$$

Na Equação D3 observa-se a derivada parcial de primeira ordem do K_I em relação ao parâmetro de entrada P ($\partial K_I / \partial P$). Para resolver essa derivada parcial, foi considerada a Equação D1, onde os parâmetros a , W e B foram tratados como constantes. A Equação D4 apresenta o resultado da derivada parcial $\partial K_I / \partial P$.

$$\begin{aligned} \frac{\partial K_I}{\partial P} &= \frac{\partial}{\partial P} \left[\frac{P}{B\sqrt{a}} f\left(\frac{a}{W}\right) \right] \Rightarrow \\ \Rightarrow \frac{\partial K_I}{\partial P} &= \frac{1}{B\sqrt{a}} f\left(\frac{a}{W}\right) \frac{\partial}{\partial P} P \Rightarrow \\ \Rightarrow \frac{\partial K_I}{\partial P} &= \frac{1}{B\sqrt{a}} f\left(\frac{a}{W}\right) \end{aligned} \quad (D4)$$

Substituindo as Equações D1 e D4 em D3 e simplificando a expressão, obteve-se a Equação D5, que relaciona as mudanças fracionárias de $\Delta P/P$ com $\Delta K_I/K_I$.

$$\begin{aligned}
 \frac{\Delta K_I}{K_I} &\approx \frac{1}{\left[\frac{P}{B\sqrt{a}} f\left(\frac{a}{W}\right) \right]} \left[\frac{1}{B\sqrt{a}} f\left(\frac{a}{W}\right) \right] \Delta P \Rightarrow \\
 \Rightarrow \frac{\Delta K_I}{K_I} &\approx \left[\frac{B\sqrt{a}}{P} \frac{1}{f\left(\frac{a}{W}\right)} \right] \left[\frac{1}{B\sqrt{a}} f\left(\frac{a}{W}\right) \right] \Delta P \Rightarrow \\
 \Rightarrow \frac{\Delta K_I}{K_I} &\approx \frac{\Delta P}{P}
 \end{aligned} \tag{D5}$$

APÊNDICE E – PUBLICAÇÕES

I. Artigos Publicados em Anais de Congressos:

- 1 MARCELINO, E. T.; CARRASCO, J. A. P.; SILVA, N. S. B.; e BARBOSA, J. M. A. Numerical study of the relationship between the load applied by the bolt and the Stress Intensity Factor in a Modified-WOL specimen. *In: 26th ABCM International Congress of Mechanical Engineering*, 2021, Florianópolis, Brasil. 2021.

II. Artigos Submetidos à Publicação em Periódicos Indexados:

1. MARCELINO, E. T.; CARRASCO, J. A. P.; BARBOSA, J. M. A.; e SILVA, N. S. B. Numerical Simulations of the Mechanical Behavior of a Modified-WOL Specimen. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**.