



UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA – UNB

CAMPUS UNB GAMA: FACULDADE DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIAS EM ENGENHARIAS

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM INTEGRIDADE DE MATERIAIS DA ENGENHARIA

**ESTUDO NUMÉRICO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE VASOS DE PRESSÃO COM
DESCONTINUIDADES GEOMÉTRICAS COM BASE NA MECÂNICA DA FRATURA**

HALLAN MOURA LADEIRA

**ORIENTADOR: PROF. DR. CARLA TATIANA MOTA ANFLOR
BRASÍLIA/DF, SETEMBRO DE 2025**

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA – UNB

CAMPUS UNB GAMA: FACULDADE DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA EM ENGENHARIAS

**ESTUDO NUMÉRICO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE VASOS DE PRESSÃO COM
DESCONTINUIDADES GEOMÉTRICAS COM BASE NA MECÂNICA DA FRATURA**

HALLAN MOURA LADEIRA

ORIENTADOR: PROF. DR. CARLA TATIANA MOTA ANFLOR

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM
INTEGRIDADE DE MATERIAIS DA ENGENHARIA**

PUBLICAÇÃO: 118A/2025

BRASÍLIA/DF, SETEMBRO DE 2025

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA - UNB

CAMPUS UNB GAMA: FACULDADE DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIAS EM ENGENHARIAS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM INTEGRIDADE DE MATERIAIS DA ENGENHARIA

**ESTUDO NUMÉRICO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE VASOS DE PRESSÃO COM
DESCONTINUIDADES GEOMÉTRICAS COM BASE NA MECÂNICA DA FRATURA**

HALLAN MOURA LADEIRA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO SUBMETIDA AO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM INTEGRIDADE DE MATERIAIS DA ENGENHARIA DA FACULDADE DE TECNOLOGIA DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA, COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE.

APROVADA POR:

PROF. DR. CARLA TATIANA MOTA ANFLOR
ORIENTADOR(A)

PROF. DR. SERGIO HENRIQUE DA SILVA CARNEIRO
EXAMINADOR – FACULDADE/UNIVERSIDADE

PROF. DR. MATHEUS BRENDON FRANCISCO
EXAMINADOR – FACULDADE/UNIVERSIDADE

PROF. DR. MARIA ALZIRA DE ARAÚJO NUNES
EXAMINADOR – FACULDADE/UNIVERSIDADE

**RELATÓRIO (ATA) DE DEFESA DE DISSERTAÇÃO ASSINADO ELETRONICAMENTE PELA
BANCA AVALIADORA, VIA SISTEMA ELETRÔNICO DE INFORMAÇÕES - SEI,
DOCUMENTO, PROCESSO.**

BRASÍLIA/DF, SETEMBRO DE 2025

FICHA CATALOGRÁFICA

LADEIRA.HALLAN -2025

Estudo numérico da integridade estrutural de vasos de pressão com descontinuidades geométricas com base na mecânica da fratura/ Hallan Moura Ladeira – Distrito Federal: Dissertação de Mestrado – Universidade de Brasília. Faculdade de Ciências e Tecnologias em Engenharias, 2025.

119p. 210x297mm

I. Estudo de mecânica da fratura. II. Estudo do comportamento de trincas em vaso de pressão com concentradores de tensão em aço ASTM A516 GR70.

1. Estudo numérico da integridade estrutural de vasos de pressão com descontinuidades geométricas com base na mecânica da fratura.

Programa de Pós-Graduação em Integridade de Materiais da Engenharia [Distrito Federal], 2025. (FGA/FT/UnB, Mestre, Integridade de Materiais da Engenharia, 2025).

Dissertação de Mestrado – Universidade de Brasília. Faculdade de Ciências e Tecnologias em Engenharias.

Campus UnB do Gama.

Referência

Ladeira, Hallan (2025). Programa de Pós-Graduação em Integridade de Materiais da Engenharia. Dissertação de mestrado em Integridade de Materiais da Engenharia, Publicação 118A/2025, Programa de Pós-Graduação, Faculdade de Tecnologia, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 119p.

Cessão de Direitos

Autor: Hallan Moura Ladeira

Título: Mestre em integridade de materiais da engenharia.

Grau: Mestre

Ano: 2025

É concedida à Universidade de Brasília permissão para reproduzir cópias desta dissertação de mestrado e para emprestar ou vender essas cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte desta dissertação de mestrado pode ser reproduzida sem a autorização por escrito do autor.

hallanmouraladeira@gmail.com

Brasília, DF – Brasil

RESUMO

Este trabalho estuda, por modelagem numérica, como trincas se iniciam e se propagam em vasos de pressão de aço ASTM A516 Gr 70 na presença de descontinuidades geométricas. O vaso horizontal foi modelado tomando como referência um estudo anterior para verificação de tensões. Após o estudo de qualidade de malha, o modelo foi reduzido à região de interesse para viabilizar análises de propagação de trinca. Nessa região, foram avaliados cinco cenários de crescimento de trinca. Observou-se crescimento semielíptico com predominância do Modo I em trincas normais ao furo e comportamento em modo misto em trincas tangenciais ao furo. Como complemento, modelou-se um CTS (Compact Specimen Tension), para estudo em fadiga com $R=0$ e comparativo de axN e da/dN com um dos estudo de referência. Em conjunto, os resultados mapeiam cenários de inspeção e reparo em vasos de pressão e mostram como a orientação da trinca a presença de furos alteram o modo de abertura e a intensidade de tensões na ponta da trinca, fornecendo dados que podem ser aplicados para à integridade estrutural e à manutenção de vasos de pressão.

Palavras-chave: ASTM A516 Gr 70, Furo, Vasos de pressão, Tensão, Trincas.

ABSTRACT

This study numerically investigates how cracks initiate and propagate in ASTM A516 Grade 70 pressure vessels in the presence of geometric discontinuities. A horizontal vessel was modeled using a previous study as a reference to validate the stress field. After a mesh-quality assessment, the model was reduced to the region of interest to make crack-propagation analyses feasible. Five crack-growth scenarios were assessed in this region. A semi-elliptical growth was observed, with Mode I predominance for cracks normal to the hole and mixed-mode behavior for cracks tangential to the hole. Additionally, a Compact Tension Specimen (CTS) was modeled to study fatigue at $R = 0$ and to compare the $a-N$ and da/dN curves with one of the reference studies. Overall, the results map inspection and repair scenarios in pressure vessels and show how crack orientation and the presence of holes change the opening mode and the stress-intensity level at the crack tip, providing data applicable to structural integrity assessments and maintenance planning for pressure vessels.

Keywords: ASTM A516 Gr 70, Hole, Pressure vessels, Strain, Cracks.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	13
1.1	MOTIVAÇÃO	17
1.2	OBJETIVO PRINCIPAL	18
1.3	OBJETIVOS ESPECÍFICOS	18
1.4	ORGANIZAÇÃO DO TEXTO.....	19
2	REVISÃO BIBLIOGRAFICA.....	20
2.1	HISTÓRIA DE TRINCAS EM VASO DE PRESSÃO	20
2.2	BREVE HISTÓRICO DA MECÂNICA DA FRATURA	21
2.3	OCORRÊNCIAS VASOS PRESSURIZADOS.....	23
2.3.1	Critérios Normativos	23
2.3.2	Pressão Máxima de Trabalho Admissível (PMTA)	24
2.3.3	Tensões Locais nos Bocais.....	24
2.3.4	Reforços e Gargalo	25
2.3.5	Posição do vaso de pressão	26
3	REFERENCIAL TEÓRICO	28
3.1	VASOS DE PRESSÃO	28
3.1.1	Tensões de membrana em vasos de pressão cilíndricos.....	31
3.1.2	Critérios Mecânicos	32
3.1.3	Tensões e fator geométrico de trincas em vaso de pressão.	32
3.2	TEORIA DA MECÂNICA DA FRATURA	34
3.2.1	Mecânica da fratura linear elástica (MFLE)	35
3.3	FENÔMENO DE FADIGA.....	50
3.3.1	Início e Propagação de Trincas devido à Fadiga em Materiais	55
4	MATERIAIS E MÉTODOS	63
4.1	VERIFICAÇÃO DO MODELO	63
4.1.1	Propriedades mecânicas e modelo geométrico	63
4.1.2	Propriedades físicas do material do vaso de pressão.	64
4.1.3	Condições de contorno no modelo do vaso de pressão.....	65
4.1.4	Processo de modelagem no software de análises.....	65
5	RESULTADOS NUMÉRICOS.....	68
5.1	ESTUDO DE CONVERGÊNCIA DE MALHA	68
5.2	ANÁLISE DO CAMPO DE TENSÕES.....	70
5.3	CONDIÇÕES DE CONTORNO APLICADAS AO MODELO REDUZIDO	71
5.4	MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA APLICADA AO MODELO REDUZIDO DO VASO DE PRESSÃO EM AÇO ASTM A516 GR70.	72

5.5 MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA APLICADA AO MODELO REDUZIDO DO VASO DE PRESSÃO COM TENACIDADE A FRATURA REDUZIDA.....	75
5.5.1 Cenário 01 trinca interna próxima ao furo.....	75
5.5.2 Cenário 02 trinca tangencial a borda do furo	77
5.5.3 Cenário 03 trinca tangencial com a presença de furos próximos ao poço de dreno.....	82
5.5.4 Cenário 04 trinca normal a borda do furo.	85
5.5.5 Cenário 05 trinca normal com a presença de furos próximos ao poço de dreno.	89
5.6 ANÁLISE DE FADIGA NO MODELO REDUZIDO E EM UM CTS EM AMPLITUDE CONSTANTE.....	92
5.6.1 Estudo de fadiga no modelo reduzido do vaso de pressão.	93
5.6.2 Estudo de fadiga em um cts.....	97
6 CONCLUSÕES	103
6.1 SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS.....	104
REFERÊNCIAS	106
APÊNDICES	111

LISTA DE TABELAS

TABELA 1: COMPOSIÇÃO DO AÇO ASTM A 516 GR 70	31
TABELA 2: FORMULAÇÃO DE TENSÕES ATUANTES EM UM CILINDRO.	32
TABELA 3: ESTIMATIVA DE VIDA EM FADIGA.	55
TABELA 4: COMPOSIÇÃO DA LIGA METÁLICA ASTM A 516 GR 70	63
TABELA 5: DIMENSÕES E PRESSÃO APLICADAS AO VASO DE PRESSÃO ADAPTAÇÃO DE SILVA 2015.....	63
TABELA 6: PRINCIPAIS DIMENSÕES DO VASO DE PRESSÃO HORIZONTAL ADAPTADO DE SILVA 2015.	64
TABELA 7. PROPRIEDADES FÍSICAS DO MATERIAL	65
TABELA 8. CONDIÇÕES DE CONTORNO	65
TABELA 9. CONSTANTES PARA DETERMINAÇÃO DA QUALIDADE DE MALHA	68
TABELA 10. COMPARAÇÃO DA TENSÃO DE VON MISES PARA AMBOS OS MODELOS.	70

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 2. 1: CARREGAMENTOS MAIS RELEVANTES.....	24
FIGURA 2.2: CONCENTRADOR DE TENSÃO EM VASO DE PRESSÃO.....	26
FIGURA 2.3: VASO DE PRESSÃO APOIADO EM DUAS CELAS.	26
FIGURA 3.1: TRINCA PROPAGANDO PELA PAREDE DE UM VASO DE PRESSÃO.	33
FIGURA 3.2: ORDEM CRONOLÓGICA DOS PRINCIPAIS ESTUDOS DE FRATURA	34
FIGURA 3.3: MODOS DE ABERTURA DE TRINCAS I, II E III.....	41
FIGURA 3.4: CAMPO DE TENSÕES NAS IMEDIAÇÕES DA PONTA DA TRINCA	42
FIGURA 3.5: FATORES GEOMÉTRICOS PARA PLACAS.	44
FIGURA 3.6: TENSÃO PLANA NA PONTA DA TRINCA.	48
FIGURA 3.7: CORPO DE PROVA PARA ENSAIOS.....	50
FIGURA 3.8: COMPORTAMENTOS TÍPICOS DE ELEMENTOS ASSOCIADAS AO FENÔMENO DE FADIGA.....	51
FIGURA 3.9. CARREGAMENTO DE AMPLITUDE CONSTANTE E VARIÁVEL	51
FIGURA 3.10: VIDA DE UMA COMPONENTE	52
FIGURA 3.11: PARÂMETROS PARA UM CICLO DE FADIGA.	53
FIGURA 3.12: CURVA S-N	54
FIGURA 3.13: AMPLITUDE DE TENSÕES X CICLOS ATÉ A FALHA.....	54
FIGURA 3.14: CURVA DE TAXA DE PROPAGAÇÃO DE TRINCAS PARIS 1960.	59
FIGURA 4.1. VISÃO ESQUEMÁTICA DA MONTAGEM DO VASO DE PRESSÃO.....	64
FIGURA 5.1. MÉTRICA DE MALHA.	68
FIGURA 5.2. MÁXIMA TENSÃO PRINCIPAL NO VASO DE PRESSÃO.	69
FIGURA 5.3. TENSÃO EQUIVALENTE MÁXIMA X NÚMERO DE ELEMENTOS NA MALHA.	69
FIGURA 5.4. TENSÃO PRINCIPAL MÁXIMA NA REGIÃO DO DRENO.....	70
FIGURA 5.5. COMPARAÇÃO DE TENSÃO DE VON MISES PARA AMBOS OS CASOS.	71
FIGURA 5.6. PONTO DE MÁXIMA TENSÃO PRINCIPAL.	71
FIGURA 5.7. CONDIÇÕES DE CONTORNO NO MODELO REDUZIDO.	72
FIGURA 5.8. FIT NA PONTA DA TRINCA K_I PARA A516 Gr70.	73
FIGURA 5.9. FIT NA PONTA DA TRINCA K_{II} PARA A516 Gr70.	73
FIGURA 5.10. FIT NA PONTA DA TRINCA K_{III} PARA A516 Gr70.....	74
FIGURA 5.11. GRÁFICO DE CRESCIMENTO DE TRINCA.....	75
FIGURA 5.12. ESTÁGIOS DE CRESCIMENTO DA TRINCA NO MODELO REDUZIDO.....	76
FIGURA 5.13. FIT NA PONTA DA TRINCA EM K_I PARA A) 1,26MM E B) 28,80MM	76
FIGURA 5.14. FIT NA PONTA DA TRINCA EM K_{II} , PARA A) 1,26MM E B) 28,80MM	76
FIGURA 5.15. FIT NA PONTA DA TRINCA EM K_{III} PARA A) 1,26MM E B) 28,80MM.....	77
FIGURA 5.16. POSIÇÃO INICIAL DA TRINCA.	79
FIGURA 5.17. CRESCIMENTO DA TRINCA PRÓXIMO AO POÇO DE DRENAGEM NO MODELO REDUZIDO.....	79
FIGURA 5.18. GRÁFICO DE CRESCIMENTO DE TRINCA.....	80
FIGURA 5.19. EVOLUÇÃO DA TRINCA PARA K_I	80
FIGURA 5.20. EVOLUÇÃO DA TRINCA PARA K_{II}	81
FIGURA 5.21. EVOLUÇÃO DO CRESCIMENTO DE TRINCA PARA K_{III}	81
FIGURA 5.22. FUROS PRÓXIMOS AO POÇO DE DRENAGEM NO MODELO REDUZIDO.	83
FIGURA 5.23. GRÁFICO DE CRESCIMENTO DE TRINCA TANGENCIAL A FURAÇÃO.	83
FIGURA 5.24. EVOLUÇÃO DA TRINCA PARA K_I PRÓXIMA A FUROS	84
FIGURA 5.25. EVOLUÇÃO DA TRINCA PARA K_{II} PRÓXIMA A FUROS	84
FIGURA 5.26. EVOLUÇÃO DA TRINCA PARA K_{III} PRÓXIMA A FUROS	85
FIGURA 5.27. POSICIONAMENTO INICIAL DA TRINCA NORMAL.	86
FIGURA 5.28. COMPORTAMENTO DA TRINCA NORMAL AO POÇO DE DRENAGEM NO MODELO REDUZIDO.	86
FIGURA 5.29. GRÁFICO DE CRESCIMENTO DE TRINCA NORMAL.	86
FIGURA 5.30. EVOLUÇÃO DA TRINCA PARA K_I , NORMAL.....	87
FIGURA 5.31. EVOLUÇÃO DA TRINCA PARA K_{II} , NORMAL	88

FIGURA 5.32. EVOLUÇÃO DA TRINCA PARA K_{III} , NORMAL.....	88
FIGURA 5.33. FUROS PRÓXIMOS AO POÇO DE DRENO COM TRINCA NORMAL NO MODELO REDUZIDO	89
FIGURA 5.34. GRÁFICO DE CRESCIMENTO DE TRINCA NORMAL COM FUROS.	89
FIGURA 5.35. EVOLUÇÃO DA TRINCA PARA K_I , NORMAL COM FUROS	90
FIGURA 5.36. EVOLUÇÃO DA TRINCA PARA K_{II} , NORMAL COM FUROS.....	90
FIGURA 5.37. EVOLUÇÃO DA TRINCA PARA K_{III} , NORMAL COM FUROS.....	90
FIGURA 6.1. GRÁFICO DE MÉTRICA DE MALHA DO MODELO REDUZIDO PARA FADIGA.....	94
FIGURA 6.2. COMPORTAMENTO EM K_I DO MODELO REDUZIDO A FADIGA.	94
FIGURA 6.3. COMPORTAMENTO EM K_{II} DO MODELO REDUZIDO A FADIGA.....	95
FIGURA 6.4. COMPORTAMENTO EM K_{III} DO MODELO REDUZIDO A FADIGA.....	95
FIGURA 6.5. GRÁFICO DE CRESCIMENTO DA TRINCA A FADIGA NO MODELO REDUZIDO.....	96
FIGURA 6.6. GRÁFICO DE AXN	96
FIGURA 6.7. GRÁFICO DA/DN POR ΔK PARA O MODELO REDUZIDO.....	97
FIGURA 6.8. GEOMETRIA DO CTS.....	98
FIGURA 6.9. GRÁFICO DE MÉTRICA DE MALHA.....	98
FIGURA 6.10. COMPORTAMENTO DO CTS NO ESTÁGIO INICIAL E FINAL DA TRINCA.....	99
FIGURA 6.11. GRÁFICO DE CRESCIMENTO DE TRINCA NO CTS.	99
FIGURA 6.12. GRÁFICO DO NÚMERO DE CICLOS.	100
FIGURA 6.13. GRÁFICO DE COMPARAÇÃO DE AXN	101
FIGURA 6.14. GRÁFICO DE COMPARAÇÃO DE DA/DN x ΔK	102
FIGURA 10.1: PERSPECTIVA DE VASO DE PRESSÃO.....	111
FIGURA 10.2: FORMA DE CRESCIMENTO DE TRINCA TANGENCIAL A BORDA DO FURO.....	112
FIGURA 10.3: FORMA DE CRESCIMENTO DE TRINCA NORMAL A BORDA DO FURO.....	113
FIGURA 10.4: FORMA DE CRESCIMENTO DE TRINCA TANGENCIAL A BORDA DO FURO ADICIONAL.....	114
FIGURA 10.5: FORMA DE CRESCIMENTO DE TRINCA NORMAL A BORDA DO FURO ADICIONAL.....	114
FIGURA 10.6: TABELA DE RELAÇÕES DE K EQUIVALENTE.....	115
FIGURA 10.7: TÉCNICA PARA MEDIR A PROPAGAÇÃO DE TRINCAS.....	116
FIGURA 10.8: TENACIDADE A FRATURA DO AÇO ASTM A516 Gr70 (SANDIA HYDROGEN EFFECTS DATABASE).....	116
FIGURA 10.9: CONVERSÃO DE UNIDADES DE TENACIDADE A FRATURA DO ASTM A516 Gr70.....	116
FIGURA 10.10. VALORES DE PATH NO MODELO REDUZIDO.	117
FIGURA 10.11. VALORES DE PATH NO MODELO COMPLETO DO VASO DE PRESSÃO.	119

LISTA DE NOMENCLATURAS E ABREVIASÕES

MEF	Método dos Elementos Finitos.
FIT	Fator de Intensidade de Tensões.
K_{Ic}	Tenacidade à Fratura do Material.
ASME	American Society of Mechanical Engineers
PMTA	Pressão Máxima de Trabalho Admissível
C	Carbono
Mn	Manganês
P	Fosforo
S	Enxofre
Si	Silício
β	Fator Geométrico
API	American Petroleum Institut
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elastica
MFEP	Mecânica da fratura elasto – plástica
E	Módulo de Elasticidade do Material
γ_s	Energia de Superfície Específica
a	Comprimento de uma trinca
A	Razão de Amplitude
R	Razão de Tensão
EPT	Estado Plano de Tensões
EPD	Estado Plano de Deformações
CTS	Compact Specimen Tension
F	Força

1 INTRODUÇÃO

A fixação mecânica é um dos principais métodos de união de componentes estruturais e de fuselagens aeronáuticas e assim permanecerá em um futuro previsível, embora existam algumas desvantagens e soluções alternativas como aplicação de solda e ligações adesivas (HARRIS, 2015). Ao se optar por ligações rebitadas ou parafusadas, gera-se uma transferência de carga localizada onde há fixação provocando concentradores de tensões e aumento na suscetibilidade de falha por fadiga (SOUZA, 2013). A concepção de fadiga baseia-se em modelos analíticos simplificados, testes de verificação e regras de concepção. A natureza de um campo de tensão residual em volta do furo e o impacto gerado na carga conjunta da peça desempenha um importante papel na nucleação e crescimento de trinca nas proximidades dos furos rebitados ou parafusados (Silva. Ana Marcia da, 2013).

Além dos furos influenciarem na nucleação de trincas a geometria do furo, exercem função nas restrições de aperto e flexão fornecidas pelo fixador. Sendo assim é essencial que exista compressão para um melhor desempenho das juntas unidas (Girelli, 2006). Quando aplicamos força de aperto na instalação é possível aumentar em até dez vezes a vida de fadiga das juntas conectadas (Rans, 2007). O conceito de otimização permeia uma ampla gama de disciplinas e indústrias, proporcionando uma estrutura poderosa para resolver problemas complexos e encontrar as melhores soluções possíveis, dadas as limitações e objetivos específicos de cada situação. Para se garantir o funcionamento e a segurança de uma estrutura é necessário se fazer inspeções confiáveis, para se identificar áreas com defeito de forma a prevenir falhas catastróficas (Zweschper; Wu; Busse, 1998).

Durante a segunda guerra mundial houve uma escalada da indústria naval norte americana sendo construídos 2710 navios da série Liberty em 18 estaleiros em uma taxa de produção acelerada nunca testemunhada antes. No entanto, a produção acelerada e a falta de estudos minuciosos sobre mecânica da fratura desencadearam em um grande número de navios que falharam por fratura frágil atingindo 1289 navios. As falhas permitiram conhecer mais sobre as propriedades do aço em relação ao seu comportamento sob mudanças climáticas, se comportando de maneira frágil em temperaturas mais baixas. Estudos após os desastres da série Liberty mostraram a

importância da composição da micro-estrutura e controle das propriedades do aço em situações críticas de fratura. A fratura por fadiga ocorre quando um elemento está submetido aplicação de tensões de amplitude constante ou variável ao longo do tempo. É comum em equipamentos que trabalham com cargas cíclicas, como componentes de máquinas, asas de aviões, pontes e navios. A resistência à fadiga de um material se dá quando se obtém a relação entre a tensão aplicada e o número de ciclos que o material suporta até romper (Harris, 2015).

Furos e singularidades em componentes metálicos geram fortes concentradores de tensão podendo acelerar o processo de nucleação de trinca. No entanto os furos podem ser feitos para união das peças aumentando a resistência mecânica e a vida útil, podendo ser uniões rebitadas ou parafusada. Quando um rebite está sobre tensão pode não cumprir com a função de unir as camadas metálicas, podendo falhar por plastificação ou fratura. Além da união por rebites e parafusos, existem outras formas de ganho de resistência em componentes, os laminados por exemplo, podem atingir elevada resistência mecânica. Os laminados de fibra metálica são materiais híbridos relativamente novos e constituídos por folhas finas de liga de alumínio, alternando com folhas de aramida ou fibra de vidro. O processo em que os laminados são construídos fazem com que os laminados de fibra metálica se tornem atraentes para a aplicação em estruturas aeroespaciais, onde a preocupação com a resistência dos materiais frente ao crescimento de trincas é uma das considerações. Sendo assim, é importante que a falha por tração seja inferior a tensão prevista para o rebite ou parafuso (W.J.Slagter, 1995).

Existem exigências em diversos ramos da engenharia como aeroespacial, naval, automotiva, mecatrônica, mecânica, civil e outras, as quais buscam o emprego de novos materiais multicomponentes e sistemas estruturais. Uma tecnologia de junção bem escolhida pode oferecer melhorias no desempenho estrutural do sistema, segurança e eficácia. A aplicação de juntas hibridas são de interesse tecnológico e permitem melhorar o desempenho individual de cada uma, trazendo vantagens como, maior estática, resistência a fadiga, rigidez, trincamento em duas fases antes da falha final (primeiro na camada adesiva e depois nos rebites), melhor resistência a corrosão (Sadowski; Kneć; Golewski, 2010).

Os rebites dos aviões nem sempre são apertados e reparados com perfeição na asa ou na fuselagem. Toda via, quando não estão bem apertados o deslocamento excessivo das peças anexadas, podem inviabilizar a utilização para a qual foi projetada. Quando existem folgas na fixação a região passa ser susceptível ao surgimento de trincas, que podem ser propagar pela estrutura do rebite ou da fuselagem. Quando uma superfície não é perfeitamente reparada não é possível se obter uma superfície lisa, do ponto de vista aerodinâmico podendo ocorrer falha mecânica (Hsu; Barnard; Peters, 2001).

A falha mecânica iniciada por uma trinca é um fenômeno tecnicamente irreversível. A propagação de trincas pode se dar por diversos motivos, podendo ser provenientes de processo de fabricação com imperfeições superficiais, vazios no processo de fundição, soldagem, formas geométricas as quais levam a concentradores de tensões em pontos específicos da peça (Raul Gaspari Santos, 2016). As trincas podem ser classificadas em três modos de abertura. O Modo (I), consiste no afastamento das faces da trinca, o Modo (II) por deslizamento das faces da trinca e Modo (III) por cisalhamento, a maioria dos problemas de trincamento de interesse da engenharia, são relacionados ao modo (I).

Quando em carregamento monotônico (fratura estática), a propagação da trinca ocorre sempre que Fator de Intensidade de Tensões (FIT) for maior do que a tenacidade a fratura do material (K_{Ic}). Outro tipo de carregamento refere-se a presença de cargas alternadas que causam o fenômeno da fadiga. A fadiga mecânica é um fenômeno da aplicação de cargas variantes ao longo do tempo, ao qual a amplitude geralmente é inferior ao limite de escoamento do material. A presença de tensão alternada estimula o crescimento de uma ou mais trincas, podendo levar a falha estrutural do componente mecânico. A falha iniciada por fadiga mecânica se propaga ao longo da peça se tornando uma fratura dinâmica. A presença de danos em estruturas leva à prejuízos financeiros e ocorrência de acidentes com vítimas (Fuchs; Stephens; Saunders, 1981). Estima-se que, aproximadamente 50 a 90% das falhas ocasionadas em máquinas em serviço sejam geradas por fadiga mecânica. É importante lembrar que uma trinca tem seu início em nível atômico podendo ser detectada por diversos meios de monitoramento, como ultrasom (RAUL GASPARI SANTOS, 2016).

A presença de singularidades em componentes mecânicos é a principal causa de concentradores de tensão. O elevado campo de tensão na região de singularidade propicia a nucleação de trincas. Uma singularidade usual é a inserção de furos no corpo de peça, seja para fixação ou acoplamento de outro componente. A furação deve ter tamanho, forma ideal, e estar livre de rebarbas. Todos estes cuidados são importantes para evitar danos estruturais tanto para a camada protetora do fixador durante o processo de união, quanto para a junta de ligação. Tais ações evitam a falha estrutural localizada próximo a região de contato furo/fixador (Junior, 2016).

Através de vários experimentos conduzidos com liga de alumínios 7075-T6 sob carga uniaxial, torção e torção axial foi possível verificar que a tensão média exerce grande influência na vida em fadiga do material. Deste modo foi possível descobrir que os danos por fadiga ocorrem quando o carregamento está em compressão-compressão. todavia, o material apresenta trincas por cisalhamento, trincas mistas e o comportamento da trinca por tração dependente da magnitude do carregamento. O critério utilizado para fadiga de Smith Watson e Topper (SWT) pode prever a maioria dos experimentos com exceção dos de tensão muito baixas ou negativas (Zhao; Jiang, 2008).

A região de furação refere-se a uma área específica onde os rebites ou parafusos são aplicados para criar uma junta segura e resistente entre materiais. Esses elementos são projetados com um mecanismo de travamento especial que oferece uma conexão robusta e durável, ideal para aplicações onde a integridade estrutural é importante. Nos materiais utilizados para projeto estrutural de tensão e tensão de serviço a longo prazo, os danos se acumulam até que ocorra o fenômeno de falha. Uma vez que ao longo do tempo as baixas tensões maximizem a degradação sob carga mecânica ao ponto que os danos reduzam os níveis aceitáveis de projeto. ou seja, a combinação de um longo período com baixas tensões é igual a uma alta tensão induzida pelo dano antes da falha (Reifsnider, 2009).

Ante ao exposto, é possível entender a importância da realização de estudos de detecção e acompanhamento de danos presentes nas estruturas. Cada projeto tem sua particularidade, sendo os reparos de extrema importância para aumentar a vida útil de equipamentos e estruturas. Os tipos de reparos mais usuais consistem de aplicação de chapas-rebitadas sobre a trinca, corte da área danificada e substituição

por uma seção semelhante, criação de nervuras, aplicação de selantes, colagem de adesivos de materiais compósitos, soldagem, entre outros. (Martinetti; Demichela; Singh, 2020).

Reparos em estruturas aeronáuticas, sendo efetuada no projeto, precisam de um número definido de fixadores em ambos os lados do reparo, para atingir a resistência de projeto. A quantidade de fixadores tende a variar de acordo com a espessura do material e com o tamanho do dano sofrido. A presença de concentradores de tensão frequentemente leva à falha dos primeiros fixadores devido ao sobrecarregamento. Esse excesso de carga nos fixadores iniciais pode resultar na propagação do dano para os rebites adjacentes, causando falhas parciais e, em casos extremos, o colapso total da estrutura. As estruturas aeronáuticas e submarinos se comportam como vasos de pressão, sendo pressurizada internamente, para que a pressão externa não venha a implodir a aeronave durante o seu funcionamento (Freitas, 2017).

Os vasos de pressão são componentes essenciais para indústria, são comumente utilizados em caldeiras, usinas de açúcar, etanol, química, petroquímica entre outras. Em aeronáutica, a análise e controle da tensão em vasos de pressão desempenham um papel fundamental na segurança e desempenho das aeronaves. Os vasos de pressão são componentes essenciais em sistemas aeronáuticos, responsáveis por armazenar e regular fluidos pressurizados, como combustível, óleo hidráulico e ar comprimido. A natureza dinâmica e exigente do ambiente aeronáutico requer que esses vasos sejam projetados e operados com precisão para garantir a integridade estrutural da aeronave e a segurança dos passageiros e tripulação (REIFSNIDER, 2009).

1.1 MOTIVAÇÃO

O presente trabalho toma por motivação abordar conceitos de mecânica da fratura em proximidades a concentradores de tensão em vaso de pressão. O estudo possui relevância por fornecer informações que auxiliam a segurança e integridade estrutural, eficiência e desempenho, desenvolvimento tecnológico e redução de custos e acidentes.

Segurança e Integridade Estrutural: Vasos de pressão são componentes críticos em diversas indústrias, incluindo petroquímica, energia e química. A segurança desses equipamentos é fundamental para prevenir acidentes graves. O estudo da mecânica da fratura e a identificação de concentradores de tensão auxiliam na avaliação e prevenção de falhas que podem comprometer a integridade desses vasos.

Eficiência e Desempenho: Compreender como a presença de furos e trincas afeta o desempenho de vasos de pressão é importante para otimizar o projeto desses equipamentos. Minimizar concentrações de tensão e evitar pontos fracos pode aumentar a eficiência operacional e prolongar a vida útil dos vasos.

Desenvolvimento Tecnológico: Avanços na simulação numérica e métodos de análise tornaram possível realizar estudos detalhados sobre o comportamento de vasos de pressão. Esse tipo de pesquisa contribui para o desenvolvimento de técnicas e ferramentas mais avançadas para a análise de integridade estrutural.

Redução de Custos e Acidentes: A identificação precoce de problemas potenciais, como trincas, furos e concentradores de tensão, pode ajudar a evitar custosas paralisações da produção e acidentes industriais. Portanto, a pesquisa nesse campo também está relacionada à economia e à segurança.

1.2 OBJETIVO PRINCIPAL

O objetivo principal consiste em estimar o comportamento mecânico do Aço ASTM A516 GR 70, sob a ótica da mecânica da fratura, quando submetidos a processo de furação para rebitagem ou parafusamento nos vasos de pressão.

1.3 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Estimar os fatores de intensidade de tensão na ponta da trinca e compará-los à tenacidade à fratura do material (K_{Ic}), de modo a verificar a suscetibilidade à fratura, com base em análises numéricas pelo MEF.

Observar por análise numérica o comportamento de trincas no Aço ASTM A516, próximas a concentradores de tensão, sob condições de carregamento interno estático em temperatura ambiente.

Verificar como a inclusão de concentradores de tensão altera a trajetória e o modo de abertura da trinca, em seção reduzida com pressão interna e condições de contorno sem atrito que reproduzem o comportamento de membrana do vaso de pressão.

Calcular as deformações e os deslocamentos na ponta da trinca da seção reduzida do vaso de pressão em carreamento estático e de um CTS padronizado em carregamento cíclico, usando MEF.

Determinar FIT, avaliar o comportamento da trinca, modo I, modo II, modo III ou misto.

1.4 ORGANIZAÇÃO DO TEXTO

O primeiro capítulo introduz o trabalho, destacando as motivações e a importância do estudo do comportamento mecânico dos materiais com presença de furos, incluindo o aumento de tensões ao redor do furo, o surgimento de trincas e sua propagação. Os objetivos gerais e específicos são delineados no mesmo capítulo. O segundo capítulo apresenta a revisão bibliográfica que fundamenta o estudo que a pesquisa visa alcançar. No terceiro capítulo, é apresentado o referencial teórico, apresentando os conceitos mais importantes para o entendimento do trabalho. O quarto capítulo trás os materiais e métodos essenciais para a compreensão dos resultados das simulações numéricas realizadas para cada peça estudada. Recursos visuais, como imagens, tabelas e fluxogramas, são empregados para contextualizar o estudo desenvolvido. Os resultados das análises computacionais e dos critérios estudados são apresentados e discutidos no quinto capítulo. Esses resultados servem como base para a escolha dos parâmetros em diferentes situações, com observações e discussões complementando os achados. O sexto capítulo traz as conclusões derivadas das discussões e análises dos resultados, assim como sugestões para trabalhos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRAFICA

2.1 HISTÓRIA DE TRINCAS EM VASO DE PRESSÃO

O estudo das trincas em vasos de pressão se tornou um tema importante no campo da engenharia mecânica e de materiais ao longo do século XX, à medida que a utilização desses equipamentos se expandiu em várias fontes. A compreensão das trincas e seu comportamento tornou-se fundamental para garantir a segurança operacional desses dispositivos, especialmente em aplicações de alta pressão e alta temperatura (ZILIO, 2011).

No início do século XX, com o crescimento da indústria e a maior demanda por energia e produtos químicos, o uso de vasos de pressão se tornou mais difundido. Entretanto, à medida que a tecnologia avançava, começou a surgir relatos de falhas catastróficas em vasos de pressão devido a trincas. Essas falhas resultaram em perdas de vidas e danos materiais, chamando a atenção para a necessidade de estudar a fratura em vasos de pressão (Strohaecker, 2005).

Com o desenvolvimento da teoria da elasticidade e mecânica dos materiais, engenheiros e pesquisadores procuraram investigar a natureza das trincas e seu comportamento em vasos de pressão. Um dos primeiros trabalhos puxados nesse campo foi realizado por AA Griffith em 1920, um engenheiro britânico, que ensinou a teoria da energia de superfície para explicar a influência de trincas em sólidos. Sua pesquisa estabeleceu as bases para o estudo da mecânica da fratura, incluindo uma análise de trincas em vasos de pressão (Rosa, 2015).

No final da década de 1940, o conceito de mecânica da fratura foi impulsionado pelo trabalho de George Irwin, um engenheiro aeroespacial dos Estados Unidos. Irwin desenvolveu uma análise teórica detalhada sobre as trincas em materiais sensíveis e estabeleceu o conceito de "FIT", uma medida importante para determinar o crescimento das trincas em vasos de pressão (SOLDATTI, 2015).

Com o avanço da tecnologia de testes e análise de materiais, foi possível estudar a fratura de materiais e identificar pontos críticos de falha em vasos de pressão. A aplicação de métodos de modelagem numérica e simulação computacional também desempenhou um papel importante na análise do comportamento de trincas em vasos de pressão (ALMEIDA, 2022).

Em termos de produção industrial, a importância do estudo de trincas em vasos de pressão tornou-se ainda mais evidente após diversos acidentes graves envolvendo falhas por fratura. O acidente de Feyzin em 1966, na França, é um exemplo notório de um vaso de pressão que explodiu devido a trincas, ocorrido em vários óbitos e danos substanciais. Após esse evento e outros semelhantes, a conscientização sobre a segurança de vasos de pressão aumentou significativamente, levando a esforços para melhorar as técnicas de projeto e reforços desses equipamentos.(Freitas, 2000)

Atualmente, o estudo de trincas em vasos de pressão é uma área ativa de pesquisa e desenvolvimento, com várias normas e códigos estabelecidos para garantir a integridade estrutural desses equipamentos. Organizações como a ASME e API (American Petroleum Institut) contribuíram com diretrizes técnicas e regulamentações relacionadas à análise de trincas em vasos de pressão.

A compreensão do comportamento de trincas em vasos de pressão é importante para a segurança industrial e para evitar falhas catastróficas. Os estudos nessa área continuam a avançar, incorporando técnicas avançadas de análise, testes não destrutivos e modelagem computacional para garantir a operação segura desses equipamentos essenciais em diversos processos tecnológicos.

2.2 BREVE HISTÓRICO DA MECÂNICA DA FRATURA

A mecânica da fratura é o estudo sobre a relação entre trincas em materiais e a resistência que ele apresenta ao crescimento da trinca. São classificadas entre micro trincas quando não se podem ser observadas a olho nu e geralmente distribuídos no material, e macro trincas quando aparecem isoladamente sobre o material, sendo intrínseca ou nucleada, pelo desenvolvimento de micro trincas sob carregamentos, fadigas, erosões e radiações. (Borges, 2010)

A mecânica da fratura se divide em duas vertentes de estudo MFLE e MFEP. A MFLE surgiu através das limitações dos conceitos tradicionais, para prever o comportamento dos materiais quando na presença de descontinuidades internas ou superficiais. Para acompanhar o comportamento da trinca sobre o material foi introduzido o conceito dos fatores de intensidade de tensões K , K_c e K_{Ic} . A MFEP surgiu por existir limitações na aplicação dos critérios de K_{Ic} em materiais dúcteis,

onde a zona plástica em relação a espessura invalida as considerações de tensões elásticas na ponta da trinca (Hippert, 2004).

A mecânica da fratura, um campo interdisciplinar que reside na interseção da engenharia e da ciência dos materiais, dedica-se ao estudo do comportamento de materiais e estruturas frente à propagação de trincas. Sua gênese remonta ao início do século XX, coincidindo com os avanços na compreensão da resistência dos materiais e a crescente demanda por previsibilidade diante das tensões e das deformações experimentadas por estes materiais (ANDRADE, 1967). Um marco seminal nesse percurso foi o trabalho inovador de AA Griffith, intitulado "The Phenomena of Rupture and Flow in Solids". Nesta obra, Griffith elaborou uma teoria pioneira para explicar o comportamento frágil dos materiais, propondo que a fratura pode ser desencadeada por trincas microscópicas pré-existentes que se propagam sob tensão aplicada (GRIFFTH, 1995).

No entanto, foi nas décadas posteriores, particularmente durante e após a Segunda Guerra Mundial, que a mecânica da fratura ganhou proeminência. Com o uso cada vez mais disseminado de materiais em projetos aeronáuticos e outras aplicações militares, compreender as razões das falhas tornou-se imperativo para garantir a confiabilidade e segurança desses componentes (DUEK, 2005). Um marco significativo nessa trajetória foi o trabalho de Irwin (1957), que introduziu o conceito de energia de fratura e desenvolveu a chamada "teoria da energia de deformação elástica". Esta teoria delineia como a influência das trincas pode ser quantificada considerando a liberação de energia durante o processo de fratura, contribuindo substancialmente para o avanço da mecânica da fratura ao oferecer ferramentas matemáticas e conceituais importantes para a análise de trincas em materiais.

Outro avanço notável foi alcançado com o trabalho de Dugdale (1960), que propôs um modelo simplificado para analisar a propagação de trincas em materiais frágeis, conhecido como "modelo de zona de cisalhamento coesa". Esta abordagem representou um passo significativo na compreensão dos mecanismos de fratura em materiais resilientes, abrindo caminho para o desenvolvimento de teorias e modelos subsequentes na mecânica da fratura.

A partir da década de 1960, a mecânica da fratura continuou a evoluir com a contribuição de diversos pesquisadores e a aplicação de métodos experimentais

avançados, como a análise de elementos finitos e técnicas de medição de deformações e tensões em microescala. Atualmente, a mecânica da fratura é uma disciplina amplamente consolidada, com aplicações em diversos campos da engenharia, incluindo aeroespacial, civil, mecânica e metalúrgica, entre outros. A compreensão dos princípios fundamentais da mecânica da fratura é essencial para a concepção, análise e manutenção de estruturas e componentes seguros, desempenhando um papel importante na garantia da integridade e confiabilidade dos materiais e estruturas utilizados em uma variedade de aplicações industriais e tecnológicas.

2.3 OCORRÊNCIAS VASOS PRESSURIZADOS

A análise do crescimento de trincas em vasos de pressão é importante para a segurança e a integridade em serviço. Em cascas cilíndricas submetidas à pressão interna, e na ausência de assimetrias relevantes, predomina um campo de tensões de membrana essencialmente trativo, cuja intensidade depende da geometria e das condições de carregamento (MESQUITA, 2008).

Entretanto, concentradores de tensão, como furos, entalhes, bocais ou variações abruptas de espessura introduzem perturbações locais, gerando tensão que elevam a tração em vizinhanças específicas e, portanto, a suscetibilidade à iniciação e à propagação de trincas (LOTHHAMMER, 2016).

A intensidade do campo próximo à ponta da trinca é quantificada pelos fatores de intensidade de tensões (FIT) e para análises de fadiga utiliza-se ΔK . Sinais negativos em regiões onde se espera abertura devem motivar verificação das condições de contorno e eventuais erros.

Em síntese, simetria geométrica, concentradores e carregamento implicam a distribuição de tensões e o modo de abertura da trinca. Este capítulo apresenta, de forma sucinta, os conceitos essenciais de mecânica da fratura necessários ao entendimento e ao desenvolvimento das análises realizadas neste trabalho.

2.3.1 Critérios Normativos

Em 1925 ASME (American Society of Mechanical Engineers) editou o primeiro código para vasos, conhecido como “Rules for Construction of Pressure Vessels”,

sendo este de maior utilização no Brasil. Determinando diretrizes para o dimensionamento dos componentes principais (casco, tampos, reduções, flanges, bucais e reforços) sob tensões internas (ASME COMMITTEE, 2001).

2.3.2 Pressão Máxima de Trabalho Admissível (PMTA)

O parâmetro de pressão máxima admissível é importante para projetos de vaso de pressão, determinando a capacidade máxima à que um equipamento suporta. Caracteriza os principais componentes, como componentes secundários, reforços, bucais, flanges e tampos. Cada componente possui uma pressão máxima, sendo a pressão máxima de trabalho admissível (PMTA) a menor pressão do equipamento.

A PMTA é a pressão a que o componente mais solicitado, possui uma tensão atuante equivalente a tensão admissível. Geralmente os cascos e tampos são construídos por chapas, com espessuras superiores às calculadas por consequência das padronizações comerciais. Ocasão que leva os componentes a suportarem pressões superiores às de projeto. Sendo a espessura da chapa um agravante de risco ao rompimento do vaso por fratura (Silva, 2015).

2.3.3 Tensões Locais nos Bocaís

Suportes soldados para fixação de tubos ou acessórios, criam tensões adicionais de membrana, flexão e cisalhamento em cascos de vasos (Silva, 2015). Os carregamentos mais relevantes aplicados aos cascos podem ser observados na Figura 2. 1.

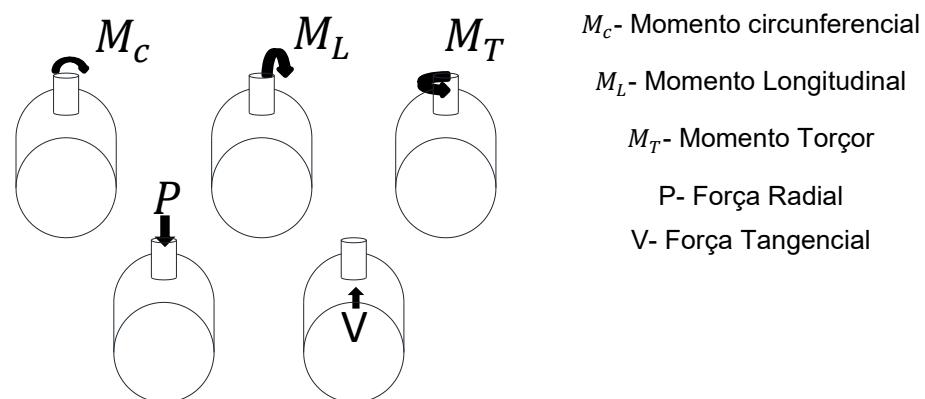


Figura 2. 1: Carregamentos mais relevantes

2.3.4 Reforços e Gargalo

Segundo (Silva, 2015) quando se faz a retirada de uma seção da parede de um vaso de pressão para se inserir um gargalo, cria-se concentradores de tensão na região vizinha a abertura. Quando o vaso é totalmente fechado temos que a pressão aplicada se distribui uniformemente na parede do casco, onde A representa a área total do casco, t a espessura e L o comprimento conforme apresentando nas equações 2.1 e 2.2.

$$A = t * L \quad (2.1)$$

$$F = P * A \quad (2.2)$$

Quando removemos uma parcela da área do casco (dt) para criar uma abertura, temos que a pressão aplicada nesta região é igual a Δ_F conforme apresentado na equação 2.3.

$$\Delta_F = P * dt \quad (2.3)$$

A parcela de força distribuída que era exercida sobre a área removida do casco, migra para uma região próxima à abertura, criando concentradores de tensão localizados ao bordo da circunferência de um furo conforme equação 2.4, isso pode ser melhor visualizado na Figura 2.2.

$$F_F = F + \Delta_F \quad (2.4)$$

Para que a influência dos concentradores de tensão seja reduzida, a fim de garantir os parâmetros de projeto é necessário a introdução de elementos de reforços localizados (A_R) conforme equação 2.5.

$$A_R = \frac{\Delta_F}{P} \rightarrow A_R = dt \quad (2.5)$$

Simplificando, a introdução de uma área de reforço igual a área removida é capaz de manter o nível de tensão uniformemente distribuída na parede do casco.

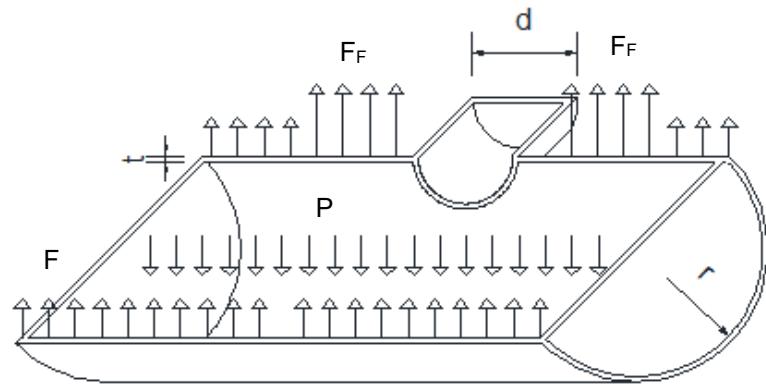


Figura 2.2: Concentrador de tensão em vaso de pressão

2.3.5 Posição do vaso de pressão

Os vasos de pressão podem ser posicionados em sentido vertical ou horizontal a depender da finalidade de projeto. Os vasos posicionados na vertical normalmente são cilíndricos, contendo tensões atuantes circunferencial e longitudinal, sendo a circunferencial o dobro da longitudinal (Silva, 2015). Os vasos horizontais como na Figura 2.3, normalmente são bi apoiados, para vasos apoiados em selas, são considerados três tipos de sustentação.

Tipo A: Apoiados em duas selas;

Tipo B: Apoiados em três selas;

Tipo C: Apoiados em duas ou mais selas, posicionadas arbitrariamente.

Neste trabalho abordaremos o tipo A, onde o vaso de pressão está posicionado na horizontal e apoiado por duas selas simetricamente.

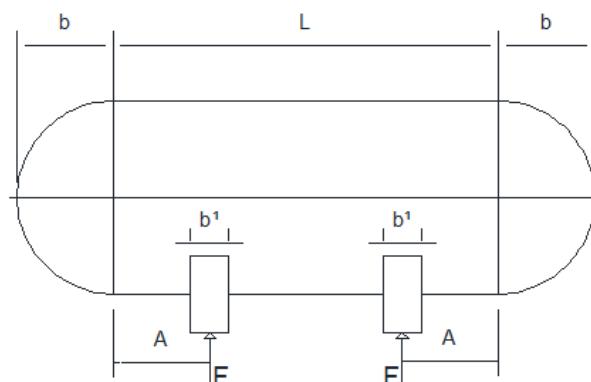


Figura 2.3: Vaso de pressão apoiado em duas celas.

Os vasos de pressão são apoiados ou fixados, esses elementos têm a função de suportar o peso e assim produzem tensões adicionais ao casco. Os suportes devem ser projetados e dimensionados com o objetivo de absorver carregamentos de peso próprio do equipamento e acessórios, cargas externas e momentos.

3 REFERENCIAL TEÓRICO

3.1 VASOS DE PRESSÃO

Os vasos de pressão são equipamentos essenciais em diversos processos industriais, projetados para armazenar fluidos sob alta pressão de maneira segura e eficiente. Esses equipamentos podem ser fabricados a partir de diferentes materiais, dependendo das necessidades específicas de cada aplicação. Dentre os materiais mais utilizados, destaca-se o aço ASTM A516 GR 70, amplamente reconhecido por suas excelentes propriedades mecânicas e resistência a condições severas. Segundo (Ashby. et al., 2009), esse aço foi desenvolvido para atender à crescente demanda da indústria por materiais que suportassem altas pressões e temperaturas, especialmente em setores como o petroquímico e o de geração de energia.

A compreensão do comportamento estrutural de elementos como vigas, placas, membranas, barras e membranas cilíndricas é fundamental para a análise da mecânica dos vasos de pressão. De acordo com Fernandes (2012), a teoria das estruturas permite avaliar como esses elementos reagem às cargas aplicadas e como distribuem tensões internas. As vigas, por exemplo, suportam esforços predominantemente por flexão, sendo submetidas a tensões de compressão na parte superior e tensões de tração na parte inferior quando uma carga é aplicada. Já as placas e membranas, por serem estruturas bidimensionais, suportam cargas principalmente por tensão de membrana. Placas resistem de momentos e esforços cortantes, enquanto membranas resistem apenas a esforços no plano. Essa teoria é amplamente aplicada na análise de estruturas complexas, como cascos de navios e tetos de edifícios. Além disso, as barras são projetadas para resistir a esforços de tração ou compressão ao longo de seu eixo, sendo utilizadas em aplicações que vão desde cabos de aço até estruturas metálicas de grande porte. As membranas cilíndricas, comuns em tanques de armazenamento e vasos de pressão, possuem a capacidade de distribuir cargas de forma uniforme ao longo de sua superfície, garantindo maior estabilidade estrutural.

O aço ASTM A516 GR 70, segundo (CARDOZO, 2003), é classificado como um aço carbono de grão fino, apresentando uma composição química balanceada com teores controlados de carbono, manganês, fósforo, enxofre e silício, Tabela 1.

Essa composição confere ao material propriedades mecânicas superiores, incluindo alta resistência à tração e à fluência em temperaturas elevadas. (Rodrigues, 2013) destaca que esse aço se diferencia por sua boa ductilidade, o que lhe permite absorver energia em condições de choque ou impacto, tornando-o ideal para aplicações em vasos de pressão e caldeiras industriais. O processo de fabricação desse material envolve diversas etapas críticas, como a fundição de lingotes, a laminação a quente e o tratamento térmico, que visam melhorar suas propriedades mecânicas e garantir sua conformidade com as especificações técnicas. Após essas etapas, o aço passa por rigorosos testes e inspeções para assegurar sua qualidade e resistência.

A história dos vasos de pressão remonta a séculos, com os primeiros registros de caldeiras rudimentares utilizadas para gerar vapor. Segundo (Alves, 2011), essas caldeiras eram construídas de forma simples e frequentemente sofriam falhas devido à falta de conhecimento sobre engenharia de materiais e mecânica estrutural. Com o avanço da revolução industrial no século XVIII, a necessidade de caldeiras e vasos de pressão aumentou significativamente, impulsionada pelo crescimento das indústrias e pela demanda por energia. (Oliveira, 2015) ressalta que, nessa época, os acidentes envolvendo explosões de caldeiras eram comuns, levando à necessidade urgente de regulamentação para garantir a segurança desses equipamentos. Um dos eventos trágicos da história foi a explosão do navio cargueiro SS Grandcamp em 1947, que resultou na morte de 581 pessoas e na destruição de parte da cidade do Texas, conforme relatado por (Born, 2005). Esse acidente reforçou a importância de normas rigorosas para a fabricação e operação de vasos de pressão.

A regulamentação começou a se estruturar no final do século XIX, quando os Estados Unidos adotaram leis para controle desses equipamentos. (BUENO, 2019) aponta que, em 1880, a American Society of Mechanical Engineers (ASME) estabeleceu diretrizes para a inspeção e certificação de caldeiras e vasos de pressão, tornando-se uma referência internacional. No início do século XX, avanços na ciência dos materiais e na engenharia mecânica permitiram um melhor entendimento das tensões estruturais e dos fatores que influenciam a segurança desses equipamentos. (Violle, 1902), por exemplo, publicou estudos fundamentais sobre a teoria das tensões em vasos de pressão, contribuindo para o desenvolvimento de projetos mais seguros

e eficientes. Durante o século XX, novas tecnologias e materiais mais resistentes foram incorporados à indústria, tornando os vasos de pressão cada vez mais confiáveis. (DAPPER, 2018) destaca que a introdução de simulações computacionais na análise de tensões tem desempenhado um papel fundamental na otimização do design desses equipamentos, permitindo prever falhas e garantir um desempenho seguro em diversas condições operacionais.

Os vasos de pressão desempenham diversas funções na indústria, sendo empregados para a compressão de gases, permitindo que ocupem um volume menor e aumentem sua densidade, além de possibilitar a acumulação intermediária de fluidos entre etapas de processos industriais. Conforme (BRITO, 2017), esses equipamentos também são essenciais no processamento de fluidos quando a transformação química ou física exige condições específicas de pressão.

A classificação dos vasos de pressão varia conforme sua aplicação e as condições operacionais a que serão submetidos. (FILHO, 2018) explica que os modelos mais comuns são os cilíndricos, devido à melhor distribuição das tensões internas e à facilidade de fabricação. Dependendo da necessidade, podem ser posicionados na vertical ou horizontal. Além disso, são classificados em quatro categorias principais: a Classe A, que armazena combustíveis inflamáveis; a Classe B, destinada a substâncias que operam abaixo de 200°C; a Classe C, utilizada para vapores de água e fluidos gasosos, como ar comprimido; e a Classe D, que abrange gases e fluidos em geral.

Com o avanço das normas e das tecnologias, os vasos de pressão continuam desempenhando um papel essencial na indústria moderna. Seu desenvolvimento ao longo dos anos foi marcado por inovações na ciência dos materiais, melhorias nos processos de fabricação e uma crescente preocupação com a segurança operacional. A aplicação rigorosa de regulamentações e o uso de simulações computacionais têm contribuído para garantir que esses equipamentos operem de forma segura e eficiente, tornando-se indispensáveis para setores como a geração de energia, a indústria petroquímica e a fabricação de produtos químicos.

Tabela 1: composição do Aço ASTM A 516 GR 70

Elemento	Concentração (%)
Carbono (C)	0,27 (máx)
Manganês (Mn)	0,85 a 1,20
Fósforo (P)	0,035 (máx)
Enxofre (S)	0,035 (máx)
Silício (Si)	0,15 a 0,40

3.1.1 Tensões de membrana em vasos de pressão cilíndricos.

Vasos de pressão apresentam tensão de membrana e de flexão ao longo da espessura do casco. As tensões de membrana (circunferencial e longitudinal) são aproximadamente constantes através da espessura e constituem o regime dominante no casco sob pressão interna. Já as tensões de flexão variam linearmente com a coordenada de espessura, anulam-se no eixo neutro (Albuquerque, 1999).

As tensões podem ser distribuídas por toda a parede do equipamento, geradas por carregamentos como pressão interna, sendo conhecidas como tensões gerais. Também podem ser localizadas como em aberturas, furos, descontinuidades, mudanças de seção ou bocais (MIRANDA, 2007).

As tensões primárias são aquelas ocasionadas por esforços mecânicos permanentes, não tendo relação com descontinuidades ou concentradores de tensão. Quando o material falha por escoamento, levando a deformações excessivas e ruptura, deve ser limitada a fim de evitar o colapso plástico da estrutura. Ocorre ocasionalmente quando o vaso aumenta de diâmetro devido aos esforços internos sem redução das tensões, o que pode levar a ruptura e liberação do fluido de maneira desastrosa (GRZYBOWSKI, 2023).

Os vasos de pressão são vedados, podendo ser compostos por diferentes tipos de materiais, sendo projetados para suportar as pressões internas e externas que está submetido. os principais componentes utilizados em vasos de pressão são os cascos, tampos, reduções, flanges cegos e anéis para flanges (Falcão, 2008).

3.1.1.1 Cascos Cilíndricos

Em vasos de pressão cilíndricos de casco fino (quando o raio do cilindro é $\geq 10t$ maior que a espessura das paredes) sob pressão interna, desenvolvem-se tensões de membrana nas direções circunferencial (σ_C) e longitudinal (σ_L). Para o equilíbrio global entre a pressão interna e as forças resultantes nas paredes, obtém-se as expressões apresentadas na Tabela 2 derivadas das seções circunferencial e longitudinal do cilindro (Silva, 2015).

Tabela 2: Formulação de tensões atuantes em um cilindro.

Tensão Circunferencial	Tensão Longitudinal
$\sigma_C = \frac{Pr}{t}$	$\sigma_L = \frac{Pr}{2t}$

3.1.2 Critérios Mecânicos

Os vasos de pressão e trocadores de calor são equipamentos usados nas indústrias, entre elas, refinarias de petróleo, alimentícia, processo, farmacêuticas e petroquímicas. Os equipamentos devem ser projetados e produzidos com o intuito de prevenir e evitar falhas que possam causar catástrofes ou o mal funcionamento do vaso de pressão. Dentre os critérios a serem evitados estão a deformação elástica, deformação plástica, tensões localizadas elevadas, fluência a alta temperatura, fratura frágil, fadiga e corrosão (Fernandes, 2020).

3.1.3 Tensões e fator geométrico de trincas em vaso de pressão.

Para vasos de pressão, pode-se considerar a trinca como uma pequena elipse com razão eixo menor/eixo maior. Quando aplicamos um carregamento em perpendicular a trinca, produzimos tensões localizadas nas regiões vizinhas a trinca conforme as equações 3.1, 3.2 e 3.3, (L'UBOMÍR GAJDOS, 2021).

$$\sigma_x = \left[\frac{K_1}{(2\pi r)^{\frac{1}{2}}} \right] * \left[\cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \right] * \left[1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) * \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right] \quad (3.1)$$

$$\sigma_y = \left[\frac{K_1}{(2\pi r)^{\frac{1}{2}}} \right] * \left[\cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \right] * \left[1 + \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) * \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right] \quad (3.2)$$

$$\tau_{xy} = \left[\frac{K_1}{(2\pi r)^{\frac{1}{2}}} \right] * \left[\sin\left(\frac{\theta}{2}\right) * \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) * \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right] \quad (3.3)$$

Sendo

$$\sigma_z = 0 \text{ EPT (Estado Plano de Tensões)}$$

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \text{ EPD (Estado Plano de Deformações; } \varepsilon_z = 0)$$

$$\tau_{yz} = \tau_{zx} = 0$$

Para trincas longitudinais passantes, em cilindros sob pressão interna o fator geométrico de correção é dado pela equação 3.4, onde a é a metade do comprimento da trinca R é o raio interno do cilindro e t a espessura da parede do casco, conforme (L'UBOMÍR GAJDOS, 2021).

$$M_t = \left(1 + 1,255 * \frac{a^2}{Rt} - 0,0135 * \frac{a^4}{R^2 * t^2} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (3.4)$$

As trincas em vasos de pressão crescem de forma circunferencial, isso faz com que as paredes do vaso de pressão sofram redução na seção esse fenômeno pode ser apreciado na Figura 3.1.

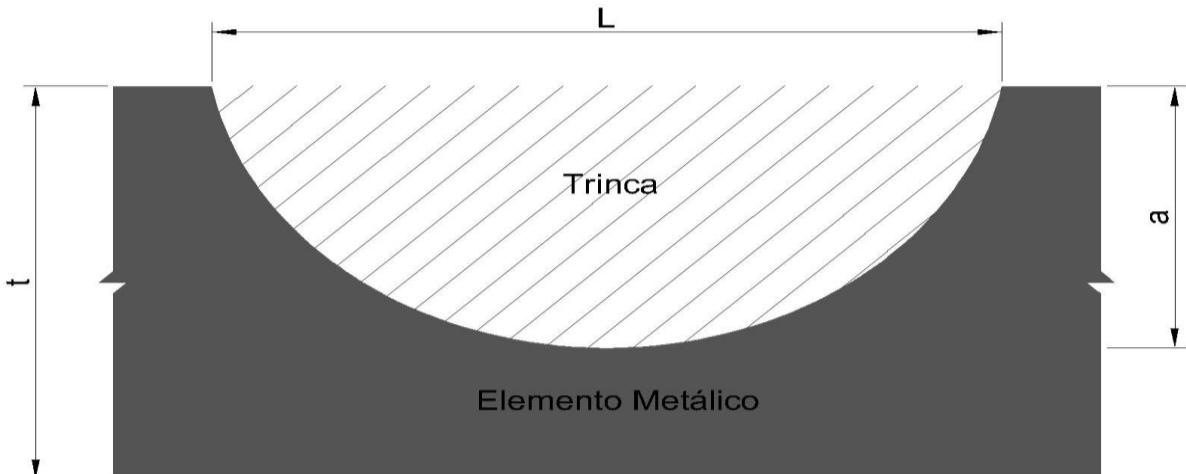


Figura 3.1: Trinca propagando pela parede de um vaso de pressão.

3.2 TEORIA DA MECÂNICA DA FRATURA

No decorrer da história muitos pesquisadores passaram a estudar os conceitos de mecânica da fratura, os principais nomes em ordem cronológica podem ser observados na Figura 3.2.

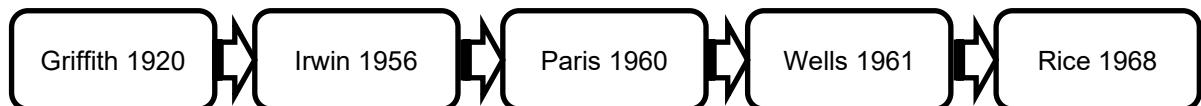


Figura 3.2: Ordem cronológica dos principais estudos de fratura

Em 1920 Griffith usou a primeira lei da termodinâmica para formular a teoria de fratura. Irwin aprimorou o modelo de Griffith para que fosse possível a aplicação em materiais metálicos e em 1956 conceituou a taxa de alívio de energia. Em 1960 Paris sugeriu uma lei para que se pudesse prever a propagação de trincas a materiais sujeitos a carregamentos cíclicos. Em 1961 foi observado por Wells que aços estruturais eram muito dúcteis para o estudo da mecânica da fratura linear elástica (MFLE) e então desenvolveu o estudo da mecânica da fratura elasto - plástica (MFEP).

O conceito de integral (J) veio em seguida em 1968 por Rice, buscando caracterizar materiais com comportamento dúctil. Segundo (Dowling, 2013) a fratura se caracteriza quando um corpo se divide em dois ou mais pedaços em que responde a uma tensão imposta, em que deve possuir natureza estática. A fratura pode ocorrer de forma dúctil ou frágil, a depender das condições de suportar deformação dos materiais e de mudanças de temperatura ou intempéries climáticas.

Na mecânica da fratura, a importância está no regime na ponta da trinca. Se a zona plástica é pequena frente às dimensões do componente (pequeno escoamento), usa-se a MFLE, descrevendo o problema pelo fator de intensidade de tensão K e pela tenacidade K_{Ic} . Quando a plasticidade não é desprezível, adota-se a MFEP: a resistência à fratura é quantificada pelo J -integral (ou CTOD, $\delta\Delta\delta$) e por curvas-R. Em aços como o ASTM A516 Gr. 70, a fratura dúctil está associada à nucleação, crescimento e existência de vazios, enquanto a frágil decorre de clivagem; temperatura, espessura e restrição que influenciam na mudança entre esses regimes (NOVA, 2018).

A ductibilidade de um material está diretamente relacionada com a temperatura e presença de impurezas a que está submetida. Materiais dúcteis podem aderir a um comportamento frágil, quando inseridos a baixas temperaturas. Trincas nucleiam na microestrutura de materiais e crescem quando a força na ponta da trinca atinge o critério aplicável, em fratura estática, quando $K_I \geq K_{Ic}$; em fadiga, quando $\Delta K \geq \Delta K_{th}$, com taxa da/dN descrita, em geral, pela lei de Paris (Strohaecker, 2005).

O processo de fratura possui duas etapas, a) aparecimento de trincas e b) a propagação de trincas em razão de uma tensão aplicada. Quando um material possui comportamento dúctil o material falha primeiro por plastificação e depois por fratura, ou seja, quando se aplica uma tensão a um material ele absorve energia e deforma, dificultando o crescimento da trinca a qual se acomoda enquanto o material perde a forma original. (Brzostek, 2012)

A fratura por fadiga acontece quando existe a aplicação de tensões variáveis ao longo do tempo, sendo comum em equipamentos que trabalham com cargas cíclicas, como asas de aeronaves, pontes e navios. A resistência a fadiga consiste na quantidade de ciclos que um material suporta até falhar submetido a uma tensão ou mais tensões. (COSTA, 2013)

3.2.1 Mecânica da fratura linear elástica (MFLE)

A MFLE é um campo da engenharia de materiais que se concentra na análise de problemas de fratura de materiais sólidos e estruturas em que os efeitos de não-linearidade são desprezíveis, ou seja, os materiais deformam-se elasticamente antes de atingirem o ponto de fratura. Essa abordagem é especialmente aplicável a materiais resistentes, como cerâmicas e alguns metais, onde a deformação plástica é limitada (SANTOS, 2011).

A teoria da MFLE foi desenvolvida ao longo das décadas de 1950 e 1960 por vários pesquisadores notáveis. Entre os principais nomes está George Irwin, que teve um papel fundamental no desenvolvimento dessa teoria. Em 1957, Irwin publicou um trabalho intitulado "Fracture Dynamics", onde ele substituiu o conceito de energia de fratura e "teoria da energia de deformação elástica". A teoria da energia de

deformação elástica é amplamente usada no MFLE e é um conceito central para a análise de influência de trincas em materiais resistentes.

Outro pesquisador importante na história da MFLE é John A. Paris, que em 1961 publicou um trabalho seminal intitulado "The Stress Analysis of Cracks Handbook". Neste trabalho, Paris apresentou a "lei de Paris", uma relação empírica que descreve a taxa de crescimento de trincas em materiais sujeitos a carregamento cíclico. A lei de Paris é amplamente utilizada em análises de fadiga e vida em fadiga de materiais e componentes. (Tada; Paris; Irwin, 2010a)

Uma outra contribuição importante foi o trabalho de (Broek, 2004), intitulado "Elementary Engineering Fracture Mechanics". Neste livro, Broek apresentou uma introdução clara e acessível à mecânica da fratura para estudantes e profissionais de engenharia, ajudando a disseminar o conhecimento da MFLE no meio acadêmico e industrial.

A MFLE é uma abordagem fundamental para analisar o comportamento de materiais e estruturas sujeitos a trincas e falhas, especialmente em materiais insolventes. Ela se baseia na premissa de que os materiais se deformam elasticamente e linearmente antes de atingirem o ponto de fratura. Ou seja, a MFLE considera que a deformação plástica é desprezível e que o material se comporta de forma elástica até o momento da fratura. (Ferreira, 2018)

Nesta abordagem, um dos conceitos centrais é o de "energia de fratura", apresentado por George Irwin em seu trabalho de 1957. A energia de fratura é uma medida da quantidade de energia necessária para propagar uma trinca em um material. Ela é uma propriedade intrínseca do material e pode ser determinada experimentalmente ou por meio de análises teóricas.

A teoria da MFLE é particularmente relevante em materiais resistentes, onde trincas podem se propagar rapidamente e levar à falha do material sem que tenha causado uma grande deformação plástica. Isso inclui materiais como cerâmicas, vidros e alguns metais que possuem alta resistência, mas baixa tenacidade.

Além disso, o MFLE é frequentemente aplicado na análise de fadiga, que é o processo de falha progressiva causado por carregamentos cíclicos. Nesse contexto, a "lei de Paris", desenvolvida por John A. Paris em 1961, é amplamente utilizada para

descrever a taxa de crescimento de trincas em materiais resistentes ao carregamento cíclico.

A utilização da MFLE é fundamental na engenharia para prever a vida útil de materiais e componentes complexos, bem como para entender a propagação de trincas e falhas em diferentes situações de carregamento. Ela auxilia na tomada de decisões importantes para garantir a segurança e confiabilidade de projetos e estruturas. Com o desenvolvimento da tecnologia na engenharia, a MFLE tem se tornado uma ferramenta valiosa para projetos e análise da vida útil de uma peça, garantindo qualidade e eficiência dos projetos na indústria.

O MFLE continua sendo uma área de pesquisa ativa e sua aplicação prática tem se expandido para diversos campos da engenharia, ajudando o avanço da ciência dos materiais e para o desenvolvimento de tecnologias mais seguras e duráveis.

3.2.1.1 Formulações da fratura linear elástica

Griffith (1920) por meio da aplicação por métodos de energia na mecânica da fratura, propôs critérios para propagação de trincas semielípticas, demonstrando que a tensão crítica (σ_c) para materiais frágeis é representada pela equação 3.5.

$$\sigma_c = \left[\frac{2E\gamma_s}{\pi a^*} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (3.5)$$

Sendo

E = Módulo de elasticidade do material

γ_s = Energia de superfície específica

a^* = Metade do comprimento de uma trinca interna

(Orowan, 1949) modificou na formulação de Griffith para que pudesse ser usado em materiais onde a deformação plástica ocorria antes da fratura (materiais dúcteis), sendo assim a expressão de energia de superfície específica γ_s passou a ser substituída por $\gamma_s + \gamma_p$ sendo a energia de deformação plástica, associada ao tamanho da trinca representada por γ_p , equação 3.6.

$$\sigma_c = \left[\frac{2E(\gamma_s + \gamma_p)}{\pi a} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (3.6)$$

Em casos de o material ser altamente dúctil, significa que $\gamma_p > \gamma_s$ o que implica à equação 3.7

$$\sigma_c = \left[\frac{2E\gamma_p}{\pi a} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (3.7)$$

Os princípios formulados por Griffith viabilizaram a elaboração de uma equação que relaciona a energia liberada durante a propagação de uma trinca, sendo simbolizada pela equação 3.8.

$$G = -\frac{1}{t} \frac{dU}{da} \quad (3.8)$$

Sendo

dU = Taxa de variação decrescente da energia potencial.

$t da$ = Área crescente de trinca para um material linear-elástico.

Em relação aos modos de carregamento II e III, é estabelecido um conjunto de equações que descrevem os campos de tensão correspondentes, incorporando fatores K_{II} , K_{III} e similares aos K_I .

Através das equações 3.9 e 3.10, que foram derivadas de Griffith e Irwin para descrever a taxa de liberação de energia (G) e o FIT (K), tornou-se viável estabelecer uma relação direta entre K e G no contexto do Modo I de carregamento, bem como nos modos de carregamento misto e confinado.

$$G = \frac{K_I^2}{E'} \quad (3.9)$$

$$G = \frac{K_I^2}{E'} + \frac{K_{II}^2}{E'} + \frac{K_{III}^2}{2\mu} \quad (3.10)$$

$E' = E$ (Estado Plano de Tensões; $\sigma_z = 0$)

$E' = \frac{E}{1-\nu^2}$ (Estado Plano de Deformações; $\varepsilon_z = 0$)

Sendo E' a representação do módulo de elasticidade do material e ν a relação de Poisson.

A partir das propriedades bem definidas de K , diversos autores da literatura conseguem deduzir que o processo de propagação de trinca tem início quando o valor de K excede os limites de K_{IC} , em situações de deformação plana.

A letra "G" é a energia essencial por unidade de extensão da área da trinca, necessária para expandir a trinca. Nesse processo, toda a energia liberada é direcionada para a criação de novas superfícies nas faces da trinca. Isso é particularmente válido para materiais que não sofrem deformação plástica, como o vidro utilizado por Griffith em suas análises experimentais. No entanto, em materiais dúcteis, a maior parcela da energia pode ser absorvida pela deformação do material na região plástica que circunda a extremidade da trinca. De acordo com o entendimento apresentado por (Dowling, 2013), Irwin demonstrou que esses princípios se aplicam sempre que a extensão da zona plástica seja pequena.

Em 1956, Irwin introduziu inovações conceituais na taxa de liberação de energia, fundamentadas na teoria de Griffith (Anderson, 2017). Ele unificou as variáveis γ_p e γ_s sob um único termo, que ficou conhecido como taxa crítica de liberação de energia de deformação (G_c) conforme a equação 3.11.

$$G_c = 2E(\gamma_s + \gamma_p) \quad (3.11)$$

No entanto quando a fratura ocorre em um ponto onde $G = G_c$, torna-se viável a avaliação da tenacidade do material (Anderson, 2017) de acordo com a equação 3.12.

$$G_c = \frac{\pi\sigma^2a}{E} = \frac{K_I^2}{E'} \quad (3.12)$$

3.2.1.2 Concentradores de tensão

Até a década de 1920, as resistências à fratura obtidas por meio de experimentos em grande parte dos materiais usados na engenharia revelaram discrepâncias em relação aos valores teóricos de resistência à tração. A teoria proposta por Griffith sugeriu que essa discrepância poderia ser atribuída à presença de defeitos ou micro trincas, que de modo constante existem nas condições normais tanto na superfície quanto no interior dos materiais.

Esses defeitos microscópicos presentes nos materiais sólidos podem comprometer a resistência à fratura, uma vez que podem amplificar ou concentrar tensões aplicadas. A teoria de A. Griffith (1920) sustenta que o aumento da tensão localizada depende da orientação e geometria da trinca no material, diminuindo conforme a distância em relação à extremidade da trinca. Em situações onde a tensão

se localiza longe das extremidades da trinca, a tensão aplicada equivale à tensão nominal σ_n .

Os defeitos descritos por A. Griffith também são conhecidos como fatores de concentração de tensões, os quais estão correlacionados com a tensão máxima $\sigma_{máx}$ na ponta da trinca. Em suma, a teoria de Griffith aborda como defeitos microscópicos podem impactar significativamente a resistência à fratura dos materiais conforme equação 3.13.

$$\sigma_{máx} = \sigma_n \left[1 + 2 \left(\frac{a}{r} \right)^{\frac{1}{2}} \right] \quad (3.13)$$

a = tamanho da trinca superficial

r = raio de curvatura da trinca

O fator de concentração de tensão é determinado pela equação 3.14

$$K_t = \frac{\sigma_{máx}}{\sigma_n} \quad (3.14)$$

As variações na tensão nominal σ_n dentro de um campo de tensões surgem frequentemente devido à presença de descontinuidades geométricas. Estas descontinuidades incluem elementos como furos, entalhes ou outras características similares, que são utilizados para fixar ou operar componentes de engenharia, especialmente em aplicações mecânicas. Tais descontinuidades são propícias a gerar concentrações de tensão nominal.

É, portanto, de extrema importância que, durante a fase de desenvolvimento de projetos de engenharia, um cuidado especial seja dedicado ao controle dessas descontinuidades geométricas nos componentes em questão. Essa abordagem visa a redução das potenciais concentrações elevadas de tensão, contribuindo para a integridade e confiabilidade das estruturas e componentes.

3.2.1.3 **Modos de abertura.**

Conforme observado por (Dowling, 2013), quando cargas uniaxiais são aplicadas, é possível identificar três diferentes modos de deslocamento, denominados modos I, II e III. O modo I, reconhecido como modo de abertura, implica um

afastamento simples das faces da trinca. Por sua vez, o modo II, referido como modo de deslizamento, produz um deslizamento relativo de uma face em relação à outra, ocorrendo em uma direção normal à borda frontal da trinca. O modo III, incita um processo que envolve a propagação de rasgo e um deslizamento relativo das faces da trinca, ocorrendo na direção paralela à borda frontal da mesma conforme Figura 3.3.

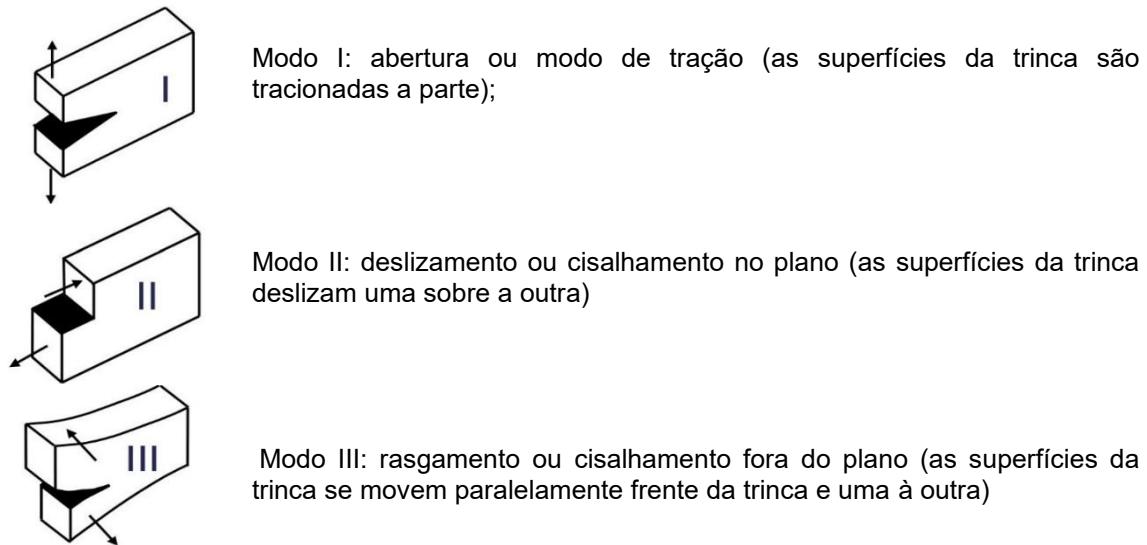


Figura 3.3: Modos de abertura de trincas I, II e III.

3.2.1.4 Fator de Intensidade de Tensões (FITs)

O FIT K é um parâmetro que quantifica a severidade do estado de tensão. Esse fator é influenciado pelo tamanho da trinca, pela carga aplicada e pela geometria do espécime em análise. A utilização do parâmetro K permite a descrição da distribuição de tensões em torno de um defeito. De maneira ampla, o valor de K caracteriza a magnitude das tensões próximas a uma ponta de trinca aguda, em um material que seja isotrópico e linear-elástico (Dowling, 2013).

O FIT também pode ser entendido como o nível de tensão próximo a uma singularidade. De acordo com (Radaj; Vormwald, 2013), um ponto de trinca com singularidade local tridimensional em relação à tensão pode ser representado pela combinação de singularidades de tensão tridimensionais correspondentes a três modos independentes de abertura de ponta de trinca (Modo I, Modo II e Modo III).

Essas singularidades vêm acompanhadas de fatores de intensidade de tensões correspondentes, K_I , K_{II} e K_{III} .

De acordo com contribuições de (Westergaard, 1939), seguidas por autores subsequentes como (Sneddon; A, 1946), (Irwin, 1957) e (Williams, 1957), a distribuição de tensão se aproxima de um padrão específico existente para os três modos fundamentais de carregamento com tensões singulares na ponta de trinca conforme equação 3.15.

$$\sigma_{ij} = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} [K_I f_{I,ij}(\theta) + K_{II} f_{II,ij}(\theta) + K_{III} f_{III,kz}(\theta)] \quad (3.15)$$

Com $(i, j=x, y$ e $k=x, y$ ou $i, j=r, \theta$ e $k=r, \theta$).

A interdependência entre os fatores de intensidade de tensão para cada um dos modos de carregamento, nomeadamente K_I , K_{II} e K_{III} , é determinada pela magnitude da carga aplicada, extensão da trinca e pelos parâmetros geométricos associados à configuração em questão. As relações angulares (θ) para cada um desses modos são expressas por meio das funções $f_{I,ij}$, $f_{II,ij}$ e $f_{III,kz}$. Essas funções têm como objetivo descrever a distribuição angular das tensões na proximidade da ponta da trinca.

Na Figura 3.4, é apresentado um sistema de coordenadas polares composto por r e θ , que serve para descrever o campo de tensões nas imediações da trinca. Este plano está situado no plano x-y e é perpendicular ao plano da própria trinca (Dowling, 2013).

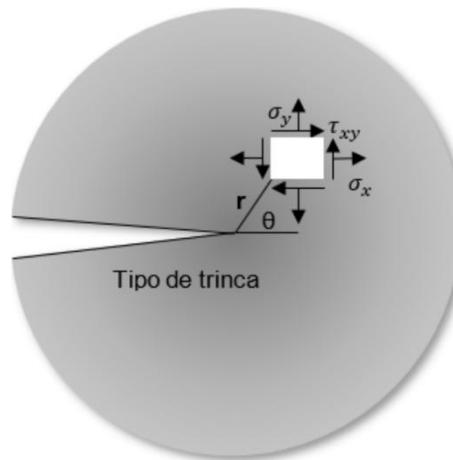


Figura 3.4: campo de tensões nas imediações da ponta da trinca

As tensões (σ_x , σ_y e τ_{xy}) na proximidade da extremidade da trinca são modeladas como funções da distância (r) e do ângulo (θ). Essas formulações aplicam-se para todas as situações de carregamento em tração (Modo I) conforme apresentadas anteriormente nas equações 3.1 até 3.3.

Essas equações são fundamentadas na teoria da elasticidade linear, que foi desenvolvida por (Westergaard, 1939) para descrever o campo de tensões nas proximidades da extremidade da trinca. Portanto, elas possibilitam uma rápida amplificação das tensões na região adjacente à trinca. Conforme o parâmetro r se aproxima de zero, as componentes não nulas nas equações 3.1 até 3.3 tendem a infinito, uma vez que as tensões demonstram ser inversamente proporcionais à raiz quadrada de r .

Toda essa análise aponta para a presença de uma singularidade matemática no modelo que descreve a extremidade da trinca. Contudo, é importante destacar que nenhum valor de tensão específico na ponta da trinca pode ser previsto por meio das equações já mencionadas. Além disso, com base nas equações 3.1 até 3.3, podemos inferir que as componentes não nulas são diretamente proporcionais ao valor de K_I , enquanto os demais fatores contribuem para a variação em relação a r e θ .

Dessa forma, o valor do fator K_I se configura como um indicador da magnitude do campo de tensões nas imediações da extremidade da trinca. Sua definição pode ser obtida por meio das equações 3.16 e 3.17:

$$K_I = \lim_{r,\theta \rightarrow 0} (\sigma_y \sqrt{2\pi r}) \quad (3.16)$$

$$K_I = \beta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.17)$$

σ representa a tensão nominal aplicada, enquanto β é um fator geométrico que varia de acordo com diferentes geometrias conforme a equação 3.18. Quando em um objeto se compartilham diferentes comprimentos de trinca (a), a relação entre o comprimento e a largura (W) também diverge, ocasionando uma alteração no valor de β .

$$\beta = \frac{a}{\omega} \quad (3.18)$$

Quando o valor entre a relação $\frac{a}{\omega}$ se aproxima de zero (planos muito amplos e trincas muito pequenas) o fator geométrico β tende a assumir o valor de 1 (um).

Alguns dos fatores geométricos para trincas que se propagam sobre placas com largura finita podem ser observados na Figura 3.5, neles são representados valores para trinca central, de borda, duas bordas, com furo, para forças concentradas e para trinca excêntrica, submetidas a carregamentos de tração.

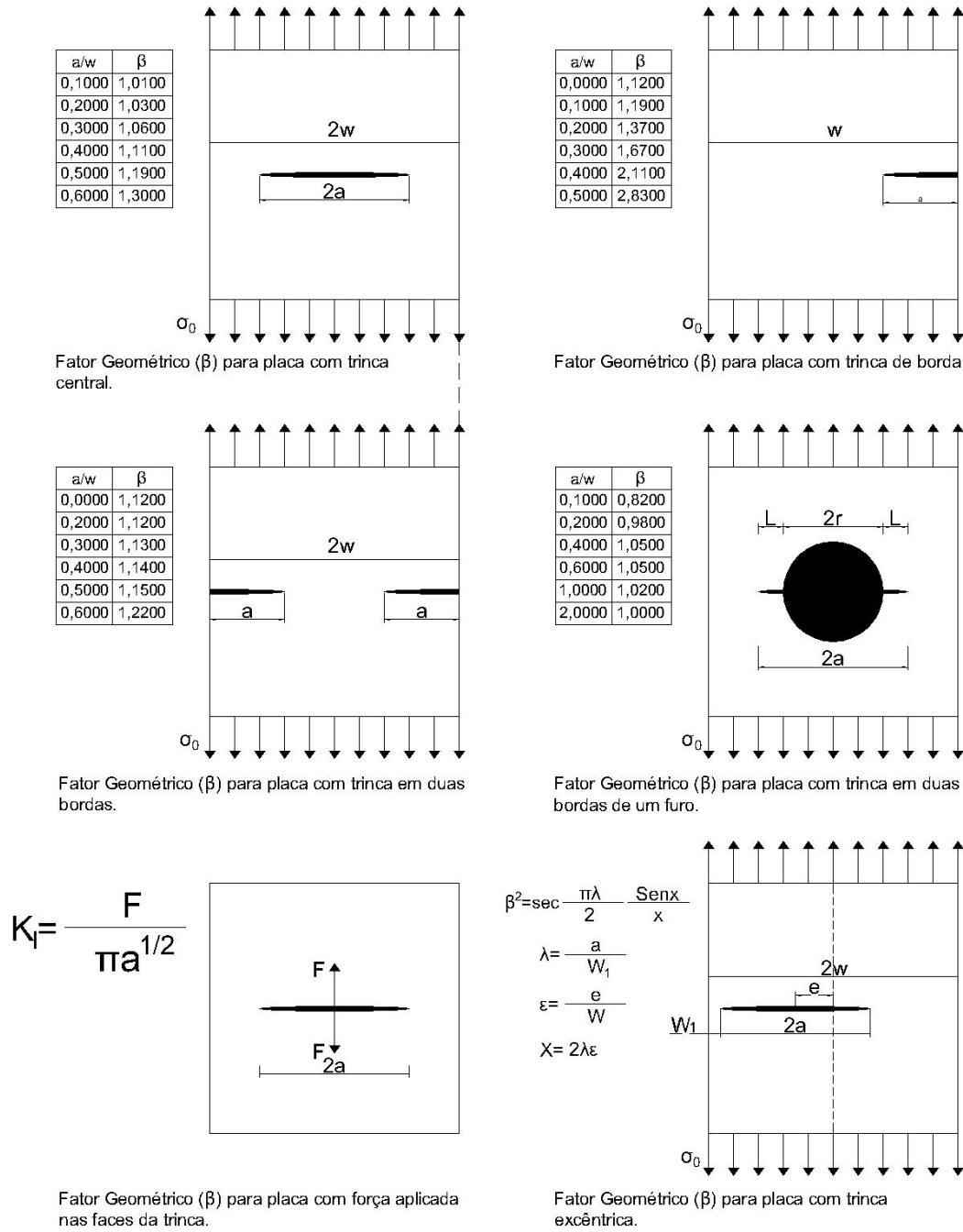


Figura 3.5: Fatores geométricos para placas.

Mais exemplos de fator geométrico em relação as trincas podem ser consultados no livro The Stress Analysis of Cracks Handbook (Tada; Paris; Irwin, 2010b). Quando a tensão é crítica (σ_c) para materiais frágeis, podemos então descobrir o FIT na ponta da trinca crítico (K_c), onde o material apresenta fratura frágil conforme equação 3.19.

$$K_c = \beta \sigma_c \sqrt{\pi a} \quad (3.19)$$

Definimos a tenacidade a fratura como sendo uma propriedade mecânica do material de resistir a propagação da fratura frágil existente no material.

Quando a placa é fina K_c varia de acordo com a espessura do material, no entanto, quando o material é muito espesso K_c se torna independente da espessura, então assume-se o FIT crítico em estado plano de deformação K_{Ic} para o modo de carregamento I, sendo independente da espessura do corpo de prova conforme equação 3.20.

$$K_{Ic} = \beta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.20)$$

Para se obter o tamanho crítico de trinca, usamos a equação 3.21.

$$a_c = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_{Ic}}{\beta \sigma_{máx}} \right)^2 \quad (3.21)$$

3.2.1.5 CONCEITO DE FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES EQUIVALENTE K_{EQ}

O K_{EQ} é uma extensão do conceito de FIT, que é usado quando a trinca tem uma forma não-linear ou complexa. Em casos em que a trinca tem uma forma irregular, o K_{EQ} é calculado para simplificar a análise. Isso é especialmente relevante em problemas de mecânica da fratura em que não é possível aplicar diretamente as fórmulas padrão do FIT.

O cálculo do K_{EQ} é feito para representar o efeito de uma trinca complexa como se fosse uma trinca reta com um valor de K único. A determinação do K_{EQ} pode envolver métodos analíticos ou numéricos, dependendo da complexidade da trinca.

Em resumo, o K_{EQ} é uma ferramenta importante na mecânica da fratura para lidar com trincas complexas ou formas irregulares e simplificar o cálculo dos efeitos

da tensão em torno da trinca. É usado para avaliar a capacidade de um material de resistir a fraturas sob diferentes condições de carregamento.

3.2.1.6 DETERMINAÇÃO DE K_{EQ} PARA TRINCAS

Para determinar o fator de intensidade de tensões equivalente K_{EQ} para trincas semi elípticas, é necessário conhecer os modos de carregamento K_I , K_{II} e K_{III} , a partir disso pode-se adotar os critérios da superposição de modos, conforme o modelo proposto por (Irwin, 1957) na equação 3.22.

$$K_{eq} = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2 + K_{III}^2} \quad (3.22)$$

O Modelo de (Richard; Fulland; Sander, 2005) por outro lado aborda a expressão para definir o K_{eq} de acordo com a equação 3.23.

$$K_{eq} = \frac{K_I}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{K_I^2 + 4(\alpha_I K_{II})^2} \quad (3.23)$$

O crescimento da trinca se mantém instável quando o $K_{EQ} > K_{IC}$ para o modo I e quando o parâmetro do material α_I é igual a 1,155 a aproximação do limite da curva de fratura a máxima tensão tangencial é ótima.

Em um trabalho recente (RICHARD, 2016) o K_{EQ} para carregamentos mistos foi definido como sendo de acordo com a equação 3.24.

$$K_{eq} = \frac{K_I}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{K_I^2 + 5,336K_{II}^2} \quad (3.24)$$

O modelo proposto por (Tanaka, 1974) determina que o K_{EQ} seja dado pela equação 3.25

$$K_{eq} = (K_I^4 + 8K_{II}^4)^{\frac{1}{4}} \quad (3.25)$$

Já de acordo com (Fajdiga, 2015) o K_{EQ} pode ser obtida através da equação 3.26 para estado plano de tensões e pela equação 3.27 quando em estado plano de deformações.

$$K_{eq} = \sqrt{EG} \quad (3.26)$$

$$K_{eq} = \sqrt{\frac{EG}{(1-\nu^2)}} \quad (3.27)$$

Quando utilizando a relação com G pode ser reescrita conforme a equação a equação 3.28.

$$G = \frac{K_I^2}{E'} + \frac{K_{II}^2}{E'} + \frac{K_{III}^2}{2\mu} \quad (3.28)$$

Onde a parcela $E' = E$ para o estado de tensão plana (EPT) e $E' = \frac{E}{1-\nu^2}$ no estado de deformação plana (EPD), e $\mu = \frac{E}{2(1-\nu)}$ Definindo um fator equivalente de energia K_{eq} tal que $G = \frac{K_{eq}^2}{E'}$, obtemos a equação 3.29.

$$K_{eq}^2 = (K_I^2 + K_{II}^2 + \frac{E'}{2\mu} K_{III}^2) \quad (3.29)$$

Realizando a substituição de E' e μ para EPT obtemos a equação 3.30 e EPD resulta na equação 3.31.

$$K_{eq} = \sqrt{(K_I^2 + K_{II}^2) + (1+\nu)K_{III}^2} \quad (3.30)$$

$$K_{eq} = \sqrt{(K_I^2 + K_{II}^2)(1+\nu) + (1+\nu)K_{III}^2} \quad (3.31)$$

3.2.1.7 **Tenacidade à Fratura**

A capacidade de um material resistir ao crescimento de uma trinca é representada por K_{IC} . Essa resistência é determinada pela tensão crítica necessária para propagar a trinca, bem como pela relação entre o comprimento da trinca (a) e a largura (W).

A habilidade de um material para absorver energia até o ponto de falha é indicado por K_{IC} . Essa característica oferece uma avaliação quantitativa da resistência à fratura frágil de um material quando submetida a uma trinca. De acordo com (MANDAI, 2010), materiais frágeis tendem a apresentar valores baixos de tenacidade à fratura, enquanto materiais dúcteis tendem a exibir valores mais elevados.

Para calcular K_{IC} , existem métodos padronizados que são válidos quando o tamanho da zona plástica à frente da ponta da trinca é pequeno. No entanto, esses métodos não se aplicam a materiais em que a zona plástica anterior ao crescimento estável da trinca é significativa. Nesses casos, recorre-se aos princípios da MFEP, que emprega diversos métodos considerando as relações não lineares entre os campos de tensão e deformação.

3.2.1.8 Deformação Plástica em Condições de Tensão Plana

Em materiais metálicos, é comum observar que durante a deformação plástica, à medida que excedem a tensão de escoamento. Conforme indicado por (Broek, 2004), os materiais metálicos sempre possuem uma área adjacente à extremidade de uma trinca onde ocorre deformação plástica; essa região é referida como zona plástica. A distribuição de tensão na proximidade da extremidade da trinca, num contexto de tensão plana, é ilustrada na Figura 3.6.

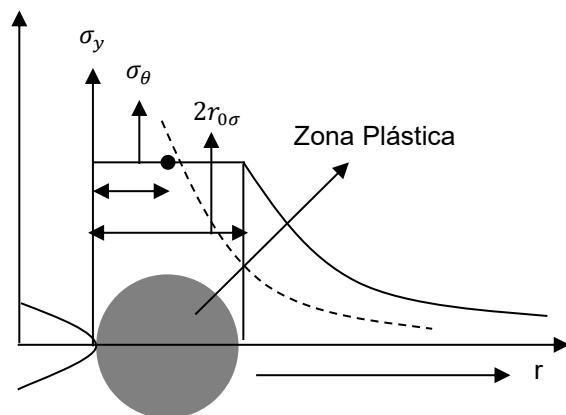


Figura 3.6: Tensão plana na ponta da trinca.

A equação 3.32 é derivada do campo de tensões próximo a fratura para o modo I e o escoamento na ponta da trinca em EPT quando a frente da trinca $\theta = 0$.

$$\sigma = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \quad (3.32)$$

Quando assumimos que a tensão equivalente de von Misses se iguala a tensão de escoamento σ_0 obtemos a equação 3.33.

$$\sigma_0 = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r_p}} \rightarrow r_p = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_0} \right)^2 \quad (3.33)$$

Considerando o diâmetro da zona plástica é possível assumir para EPT a resultante na equação 3.34.

$$2r_p = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_0} \right)^2 \quad (3.34)$$

O tamanho da zona plástica é representado por $2r_p$, e essa região é delimitada pela tensão de escoamento ($\sigma_0 = \sigma_x = \sigma_y$) e pelas de cisalhamento ($\tau_{xy} = \tau_{yz} = \tau_{zx} = 0$).

3.2.1.9 Zona plástica em estado plano de deformações

Quando um material contendo uma trinca apresenta uma espessura significativamente maior em relação ao tamanho da zona plástica, a região exterior dessa zona tensionada σ_x e σ_y relativamente pequena, correspondendo a um nível reduzido da taxa de Poisson no eixo z. Isso resulta em uma maior resistência do material à deformação na direção z no interior da zona plástica, onde a deformação ε_z é praticamente nula.

O estado plano de deformação em um material evidencia um aumento das possibilidades para atingir o escoamento. Concomitantemente, o tamanho da zona plástica diminui em comparação com o estado de tensão plana. As análises realizadas por (Irwin, 1957) sugerem que os efeitos sobre a tensão de escoamento diminuem de forma oculta quando $\sigma_y = \sqrt{3} \sigma_0$. Esse cenário culmina na formulação de uma expressão para avaliar a dimensão da zona plástica, conforme ilustrado na equação 3.35:

$$2r_{0\sigma} = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_0} \right)^2 \quad (3.35)$$

onde o valor é reduzido em três vezes em comparação com o obtido para um Estado Plano de Tensões.

3.2.1.10 Restrições na Aplicabilidade da MFLE (Mecânica da Fratura linear elástica)

A teoria da MFLE é aplicável desde que a zona plástica seja de tamanho reduzido em comparação ao tamanho da trinca e às dimensões do elemento que a envolve, além de existir uma área de influência do fator K . De acordo com (Dowling, 2013), é essencial manter um valor de K que caracteriza a severidade da trinca, para que o campo de K circunde e controle o comportamento da zona plástica e a área na extremidade da trinca.

Vale ressaltar que tanto a espessura quanto o comprimento da trinca devem obedecer a uma relação que garante a validade do plano de deformações. Essa relação deve satisfazer a equação 3.36 e, sobretudo, a equação 3.37, que garanta o cumprimento de todas as condições estipuladas.

$$h, a, (W - a) \geq \frac{4}{\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma} \right)^2 \quad (3.36)$$

$$B, a, (W - a), h \geq 2,5 \left(\frac{K_I}{\sigma} \right)^2 \quad (3.37)$$

No cenário em que uma altura h , um comprimento de trinca a e uma largura W estão presentes, considerando B como a espessura do corpo de prova (conforme ilustrado na Figura 3.7, além de uma tensão inicial σ e o FIT no Modo I de carregamento K_I ,

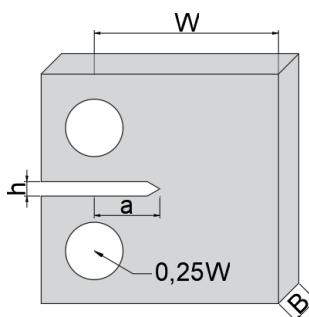


Figura 3.7: Corpo de prova para ensaios.

3.3 FENÔMENO DE FADIGA

Fadiga é o processo que leva o material a falhar prematuramente ou ser afigido por um dano permanente, quando submetido a carregamentos cíclicos. Alguns dos

processos que podem levar um componente a falha por fadiga são representados pela Figura 3.8.



Figura 3.8: Comportamentos típicos de elementos associadas ao fenômeno de fadiga.

Para que ocorra o fenômeno de fadiga é necessário que o componente esteja submetido a carregamentos de amplitude constante ou variável. Carregamentos de amplitude constante, consiste na variação das tensões de forma uniformes ao longo dos ciclos. Carregamentos de amplitude variável são alterações na amplitude de maneira desordenada, para ser estudado, são divididos em blocos de carregamento constante (Reis, 1967).

A representação de históricos temporais de carregamentos de amplitude constante e amplitude variável podem ser observados na Figura 3.9, onde a propagação ocorre conforme a tensão pelo tempo.

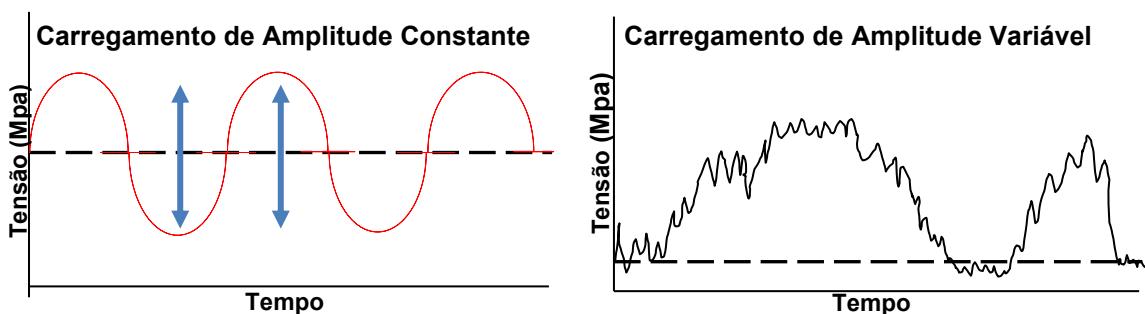


Figura 3.9. Carregamento de amplitude constante e variável

Quando é necessário atingir a vida infinita em projeto de um componente as tensões atuantes devem ficar abaixo da tensão limite de fadiga. Em regime de vida finita, considera-se um histórico de carregamento cíclico (geralmente de amplitude

variável) e define-se uma vida-alvo N_d . A verificação à fadiga deve incorporar margens de segurança tanto pelas condições de carregamento, variação da resistência à fadiga, microestrutura do material e demais incertezas do projeto. A margem de segurança deve compensar a redução da resistência à fadiga devido a deformações plásticas e micro trincas que se formam durante o uso do elemento. Para ter uma falha segura é considerado a possibilidade da existência de trincas em fadiga, sem levar ao colapso estrutural, antes da detecção e reparo do dano. A tolerância ao dano leva em consideração a existência de uma trinca, sendo então o projeto executado para evitar a propagação da trinca e evitar a falha do componente (Pinto, 2018).

A vida de iniciação é representada pelo tempo em que o material leva para nuclear uma trinca. A vida de propagação consiste em determinar o tempo em que a trinca cresce sobre o material até atingir a falha. O limite de segurança é medido através do crescimento da fratura a partir de um tamanho de trinca. (FERREIRA, 2022).

A Figura 3.10 representa o tamanho da trinca ao decorrer do tempo, a vida inicial, a vida de propagação da trinca, a vida total e o limite de segurança (tamanho admissível da trinca antes de intervenções).

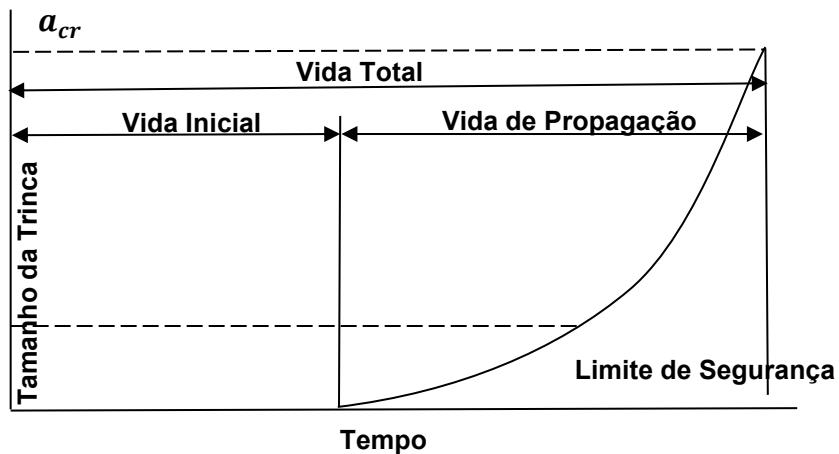


Figura 3.10: Vida de uma componente

As tensões ocorrem nos ciclos de fadiga por carregamento diversos entre eles estão axiais, flexão ou torção e podem também ocorrer por combinações de esforços. Os parâmetros de ciclo de fadiga, são determinados pelos valores de σ_a , σ_m , $\Delta\sigma$, A e

R , conforme podem ser visualizados na Figura 3.11 onde demonstra a variação da tensão pelo tempo.

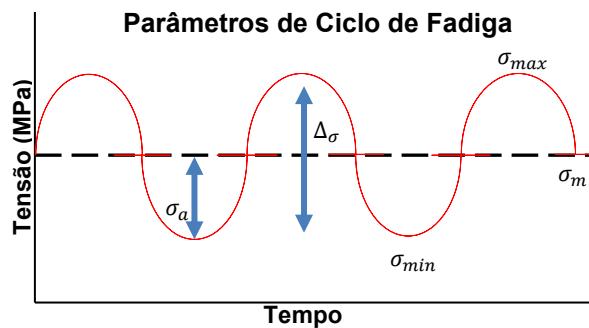


Figura 3.11: Parâmetros para um ciclo de fadiga.

σ_a é representado pela equação 3.38 que demonstra a diferença entre a tensão máxima e a tensão mínima dividido por dois.

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad (3.38)$$

A tensão média σ_m é medida somando os valores da tensão máxima com a tensão mínima e dividindo os resultados por dois conforme a equação 3.39.

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (3.39)$$

A diferença de tensões é dada por $\Delta\sigma$ que se dá pela subtração da tensão máxima com a tensão mínima de acordo com a equação 3.40.

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (3.40)$$

A representa a razão de amplitudes, sendo σ_a sobre a tensão média que é demonstrado através da equação 3.41.

$$A = \frac{\sigma_a}{\sigma_m} \text{ Razão de amplitudes} \quad (3.41)$$

A razão de tensão é atribuída pela letra R e é demonstrada pela tensão mínima sobre a tensão máxima como mostrado pela equação 3.42.

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \text{ Razão de tensão} \quad (3.42)$$

Para calcularmos o número de ciclos a que um componente resiste à fadiga conforme o projeto observado, para vida infinita e vida finita, são utilizados os métodos S-N ou ε -N de acordo com a Figura 3.12 o qual não abordaremos neste trabalho.

O método S-N é utilizado quando o comportamento é predominantemente elástico típico para fadiga de alto ciclo (FAC). Os ensaios são feitos com amplitude constante e produzem a relação entre amplitude de tensão e vida até a falha N_f . Na aplicação em projeto, consideram-se o limite de fadiga (quando aplicável), a vida finita, os efeitos de tensão média e fatores de ajuste (superfície, tamanho, temperatura, confiabilidade). Para regimes com deformação plástica significativa típico para fadiga de baixo ciclo (FBC), utiliza-se preferencialmente o método ε -N.

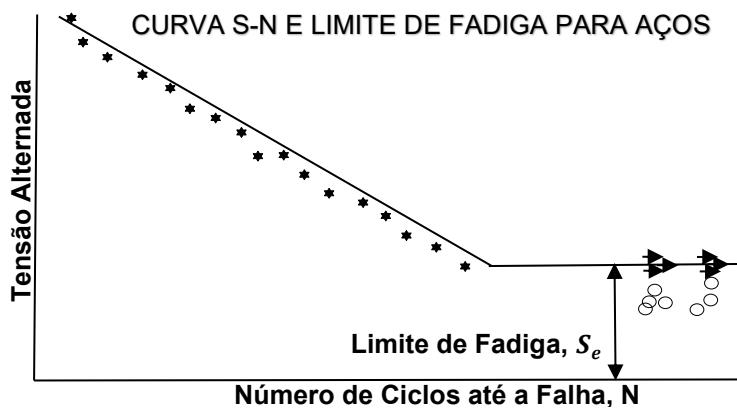


Figura 3.12: Curva S-N

Ligas não ferrosas não demonstram com precisão o limite de fadiga. Os fatores de segurança são determinados por X_s e X_N , Figura 3.13.

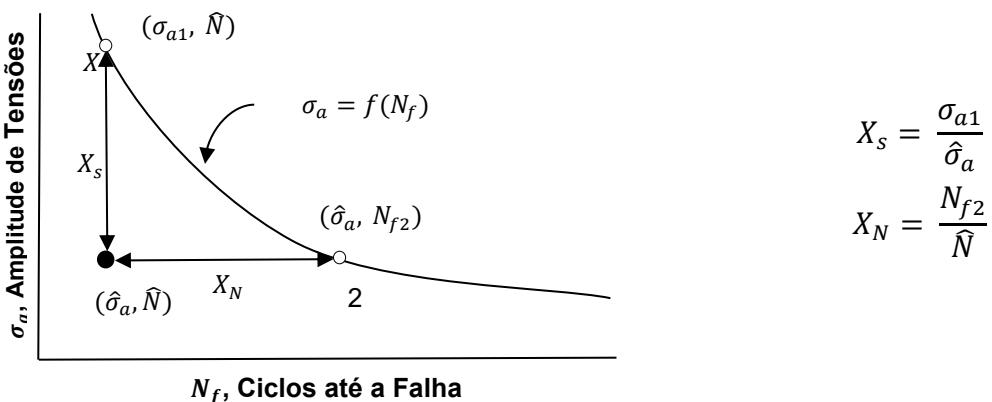


Figura 3.13: amplitude de tensões x ciclos até a falha

Alguns modelos foram propostos para estimar a vida em fadiga quando a tensão média (σ_m) é diferente de zero como pode ser observado na Tabela 3.

Tabela 3: Estimativa de vida em fadiga.

	Vida Infinita	Vida Finita
Gerber (1874)	$\frac{\sigma_a}{S_e} + \left(\frac{\sigma_m}{S_u}\right)^2 = 1$	$\frac{\sigma_a}{S_n} + \left(\frac{\sigma_m}{S_u}\right)^2 = 1$
Goodman (1899)	$\frac{\sigma_a}{S_e} + \frac{\sigma_m}{S_u} = 1$	$\frac{\sigma_a}{S_n} + \frac{\sigma_m}{S_u} = 1$
Soderberg (1930)	$\frac{\sigma_a}{S_e} + \frac{\sigma_m}{S_y} = 1$	$\frac{\sigma_a}{S_n} + \frac{\sigma_m}{S_y} = 1$
Morrow (1960)	$\frac{\sigma_a}{S_e} + \frac{\sigma_m}{\sigma_f} = 1$	$\frac{\sigma_a}{S_n} + \frac{\sigma_m}{\sigma_f} = 1$

S_e : Limite de fadiga para tensão média igual a zero;
 σ_a : Limite de fadiga com tensão diferente de zero;
 S_u : Limite de resistência em tração;
 S_y : Tensão limite;
 σ_m : Tensão média;
 σ_f : Tensão de fratura verdadeira

O método S–N descreve a vida até a falha sob ciclos de amplitude constante sem acompanhar explicitamente uma trinca. Quando há descontinuidades detectáveis, é necessário modelar a propagação. Nesse regime, adota-se a mecânica da fratura em fadiga, em que a taxa de crescimento da trinca é função do intervalo de fator de intensidade de tensão Δ_K .

Paul Paris em 1960 desenvolveu a primeira equação para determinar a taxa de propagação de trincas, a curva da/dN a qual pode ser visualizada na região II da Figura 3.14.

3.3.1 Início e Propagação de Trincas devido à Fadiga em Materiais

Para qualquer componente feito de material utilizado na engenharia, a presença de uma falha ou trinca pode resultar em uma diminuição de sua resistência, causando possíveis fraturas frágeis, mesmo em materiais dúcteis. Isso pode ocorrer após um período em que o componente seja capaz de atender às condições de serviço, inclusive sem exceder a carga máxima projetada. Um dos processos mais ocorrentes nesse contexto é a fadiga, que é desencadeada pela aplicação de tensões cíclicas. No entanto, a propagação de trincas também pode ocorrer devido a condições ambientais adversas, mesmo quando uma carga estática é aplicada.

O estudo da fadiga é de grande importância no processo de propagação de trincas em materiais. De acordo com (Dowling, 2013), a fadiga é considerada a principal causa individual de falhas em metais, e desempenha um papel significativo em falhas de materiais cerâmicos. Ela é definida como uma forma de falha que geralmente ocorre quando uma estrutura está sujeita a fortes cargas dinâmicas e oscilações. Portanto, é possível que ocorra falha em um nível de tensão inferior ao limite de resistência à tração ou ao limite de escoamento para uma carga estática.

As tensões cíclicas de amplitude constante, que são responsáveis pela ocorrência de fadiga, geralmente são definidas por parâmetros como a tensão média (σ_m), que representa a média entre as tensões máximas e mínimas em um ciclo, a amplitude de tensão (σ_a), que é a diferença média entre as tensões máxima e mínima em um ciclo e a frequência (ω), que mede o número de ciclos ocorridos durante um intervalo de tempo. A razão de carregamento cíclico (R) é definida como a relação entre as tensões mínima e máxima, ou seja, $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{máx}}$.

Em um processo de fadiga, podem ser identificadas três etapas que ocorrem de forma sequencial até a ruptura ocorrer. A primeira etapa é a nucleação e iniciação da trinca, durante a qual uma pequena trinca se forma em locais com concentrações de tensão, gerando deformações plásticas cíclicas. A segunda etapa é descrita pela propagação da trinca, na qual a trinca avança dentro da zona plástica a cada ciclo adicional. Na terceira etapa, ocorre a fratura final. Nesse estágio, a trinca se propaga para fora da zona de influência das concentrações de tensão que iniciam sua formação, exibindo um comportamento elástico em uma escala microscópica.

3.3.1.1 **Estimativa da Vida Útil em Processos de Fadiga**

Determinar a quantidade de ciclos de carga que um componente específico pode suportar durante um processo de fadiga é de suma importância na fase de concepção e fabricação desse elemento. Com base nas fases apresentadas no processo de nucleação e propagação de trinca, a vida útil em fadiga (N_f) pode ser expressa através da equação 3.43.

$$N_f = N_i + (N_p)_p + (N_p)_e \quad (3.43)$$

Na equação 3.48, onde N_i representa o número de ciclos na etapa de iniciação da trinca, $(N_p)_p$ é o número de ciclos na etapa de propagação da trinca e $(N_p)_e$ são os ciclos na etapa final de ruptura, caracterizada por um comportamento microscópicamente elástico.

Desde os primeiros estudos experimentais prolongados por (Wohler, 1871) no final do século XIX, quando ele investigou a falha por fadiga com um grande número de ciclos aplicados, foi possível estabelecer uma relação entre as deformações plásticas e elástica e o número de ciclos na vida em fadiga. Nesse contexto, (Arana L. González J, 2004) destacam que em componentes que apresentam deformações plásticas menores do que as deformações elásticas, obtém-se uma vida útil em fadiga com um número elevado de ciclos, ou seja, $N_f > 10^5$. Por outro lado, quando ocorre o oposto, ou seja, deformações plásticas superiores às deformações elásticas, a vida em fadiga resulta em um número menor de ciclos, ou seja, $N_f < 10^5$.

Um dos principais fatores que influenciam a taxa de crescimento de uma trinca é o FIT K . A taxa de crescimento da trinca pode ser expressa como uma função que depende de K , a e R , conforme demonstrado na equação 3.44.

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K, a), (\Delta K = K_{máx} - K_{min}) \quad (3.44)$$

Sendo o $K_{máx}$ o FIT máximo e K_{min} o FIT mínimo.

A partir da equação 3.44, é possível derivar uma expressão que permite estimar o número total de ciclos durante uma etapa de propagação de trinca estável. Isso ocorre quando não há variações significativas no comprimento da trinca durante o crescimento constante da mesma, partindo de um comprimento inicial a_i e alcançando um comprimento final a_f . Essa expressão pode ser representada pela equação 3.45 a qual é usada para estimar o número de ciclos necessário para o crescimento da trinca.

$$N_f = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{f(\Delta K, a)} \quad (3.45)$$

3.3.1.2 Lei de Paris e Modelagem do Crescimento de Trincas por Fadiga

Durante a década de 1960, houve um avanço significativo no campo experimental relacionado aos efeitos da fadiga. Uma disposição fundamental desse trabalho foi estabelecer a relação entre a propagação de trincas, o intervalo de extensão aplicado e o comprimento da trinca. Nesse contexto, (Paris; Erdogan, 1963) conduziram testes em amostras de alumínio e desenvolveram uma expressão que descreve a taxa de propagação de trincas em relação ao FIT. Essa expressão é amplamente conhecida como a equação de Paris e é apresentada na forma a seguir pela equação 3.46:

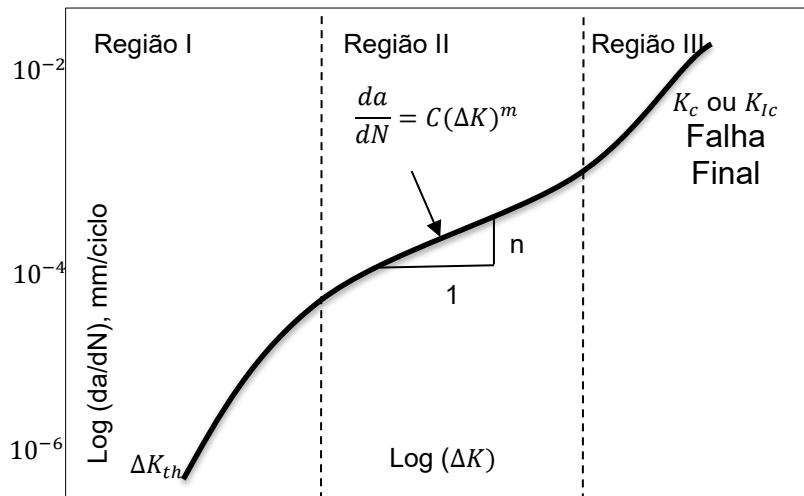
$$\frac{da}{dN} = C_p (\Delta K)^{m_p} \quad (3.46)$$

As constantes C_p e m_p na equação de Paris são variáveis que dependem das propriedades do material, sua microestrutura, condições ambientais e temperatura.

A constante C geralmente assume valores na faixa de 10^{-6} a 10^{-8} , enquanto o expoente m varia entre dois (2) e quatro (4) para ligas dúcteis. O expoente m também representa a orientação de uma curva em escala logarítmica conhecida como a curva de taxa de crescimento de trinca (da/dN versus ΔK). Com base na descoberta de Paris e nas equações 3.45 e 3.46, podemos derivar a equação 3.47, que permite calcular o número total de ciclos que ocorrem desde o início da propagação da trinca até a falha do material devido à fadiga.

$$N_f = \frac{2}{C(\beta^2 \Delta \sigma^2 \pi)} \ln \frac{a_f}{a_i} \quad (m \neq 2) \quad (3.47)$$

A Figura 3.14 exibe a curva que descreve a propagação de trincas em um material dúctil, no qual podemos identificar três mudanças distintas ao longo do processo de crescimento da trinca, (Estágio I, II e III).



ΔK é a variação FIT na ponta da trinca.

$$\Delta K = K_{máx} - K_{min}$$

Figura 3.14: Curva de taxa de propagação de trincas Paris 1960.

A descoberta de Paris delineia uma linha reta que, ao ser representada em uma escala logarítmica, ilustra os resultados experimentais da propagação de trincas em um material. Normalmente, no gráfico gerado pela curva da/dN versus ΔK , é possível identificar uma zona (Região II) onde a seleção de Paris fornece uma descrição mais precisa do comportamento linear do crescimento da trinca. Essa zona específica abrange valores entre 10^{-3} e 10^{-5} mm/ciclo, como mostrado no eixo das ordenadas no gráfico apresentado na Figura 3.14.

Cada estágio identificado no diagrama da/dN possui características específicas, que podem ser resumidas da seguinte forma:

Região I: Neste estágio, a propagação da trinca ocorre de forma lenta, com uma taxa de crescimento da trinca da ordem de 10^{-7} mm/ciclo. Conforme descrito por (Arana L.González J, 2004), a propagação da trinca começa quando o valor de intensidade de tensão atinge um limiar (ΔK_{th}), que depende do material, da razão de carregamento (R) e do ambiente. Para aços e ligas ferrosas, o valor de ΔK_{th} geralmente é pequeno, variando entre 2 e 7 MPa \sqrt{m} , embora haja casos perfeitos com valores entre 10 e 15 MPa \sqrt{m} . Microscopicamente, na Região I, o processo de crescimento da trinca é altamente influenciado pelas interrupções microestruturais do material, pela tensão média aplicada, pelo ambiente e pelo tamanho da zona plástica na ponta da trinca. Para materiais dúcteis esse estágio é caracterizado pela concentração de deformações na ponta da trinca

Região II: Esse estágio é descrito pela equação de Paris, onde o crescimento da trinca é contínuo e estável, possibilitando uma estimativa mais precisa da vida útil em fadiga. Durante este estágio, formam-se estrias superficiais que são lineares, paralelas entre si e perpendiculares à direção de propagação da trinca. Além disso, esse estágio é caracterizado pela menor dependência em relação à microestrutura do material testado, à tensão média, ao ambiente e à espessura do componente.

Região III: Este estágio marca uma transição entre a propagação contínua subcrítica e a propagação final instável da trinca, em que ocorrem velocidades de propagação muito elevadas. Nesse estágio, a razão de carregamento (R), a espessura do componente e a microestrutura do material têm uma influência significativa, assim como na região I. Durante esse estágio, o FIT atinge um valor crítico, K_c , o que ocorre quando o FIT máximo, $K_{máx}$, se aproxima do valor da tenacidade à fratura do material avaliado. Com o valor de K_c , é possível estimar o comprimento crítico da trinca, a_c , conforme foi mostrado anteriormente na equação 3.26 da página 44.

3.3.1.3 ***Influência do Parâmetro R na Propagação de Trincas***

À medida que a razão de carregamento (R) aumenta, observa-se um aumento correspondente no crescimento da trinca para um valor específico de ΔK . (Dowling, 2013) destaca que esse efeito é particularmente significativo em materiais frágeis, mas tem uma influência menos pronunciada na região envolvida da curva da/dN de materiais dúcteis. Além do modelo de Paris, vários outros modelos foram propostos para considerar a influência de várias interrupções, incluindo R , na taxa de propagação de trincas. Alguns desses modelos oferecem uma melhor adaptação a casos específicos da realidade.

Autores como (Beden; Abdullah; Ariffin, 2009) apresentam uma revisão de modelos de crescimento de trincas, utilizando métodos como o de (ELBER W, 1970a) em componentes metálicos, contemplando carregamentos de amplitude constante e variável e o efeito da razão de tensões R , então discutem como as cargas aplicadas afetam as taxas de crescimento e apontam critérios práticos para a seleção de modelos.

(ELBER W, 1970b) propôs um método que modifica a equação de Paris, fornecendo uma boa descrição dos modos I e II. No entanto, este modelo gera resultados não conservadores quando ΔK é alto ou quando ΔK é baixo com um valor de R alto. Essa mudança é expressa pela equação 3.48.

$$\frac{da}{dN} = C_p (U\Delta K)^{m_p} \quad (3.48)$$

Sendo $U = 0,5 + 0,4R$ e $-0,1 \leq R \leq 0,7$ e C_p e m_p as constantes de Elber.

(McEvily, 1974) desenvolveu um modelo que se concentra em cargas de amplitude constante. Ele observou que o comportamento da taxa de crescimento da trinca permanece independente da tensão média até atingir uma taxa de 10^{-3} mm/ciclo ou entrar na região II da curva da/dN . Esta característica é expressa pela equação 3.49.

$$\frac{da}{dN} = \frac{C}{\sigma_{ys}E} (\Delta K^2 - \Delta K_{th}^2) \left(1 + \frac{\Delta K}{K_c - K_{máx}} \right) \quad (3.49)$$

(Forman, 1967) é um método dinâmico que se insere na categoria de modelos que levam em consideração uma amplitude de carga variável, juntamente com a relação entre tensão e a frequência de carga. Esse método permite uma modelagem eficaz da região III da curva da/dN . No entanto, a sua precisão é um pouco menor na região I. O modelo de Forman é expresso pela equação 3.50.

$$\frac{da}{dN} = \frac{C_F (\Delta K)^{m_F}}{(1 - R)(K_c - K_{máx})} \quad (3.50)$$

C_F e m_F as constantes de Forman.

(Walker, 1970) desenvolveu um método que leva em consideração tanto o parâmetro R quanto o valor máximo atingido por ΔK ($K_{máx}$) quando $R = 0$. Este modelo é particularmente eficaz na representação dos efeitos da carga média na região II da propagação de trinca. No entanto, ele não oferece uma descrição precisa dos efeitos na região I e III. A proposta que descreve esse modelo é expressa pela equação 3.51.

$$\frac{da}{dN} = C_w \left[\frac{\Delta K}{(1 - R)^{1 - \gamma_w}} \right]^{m_w} \quad (3.51)$$

onde, C_w , m_w e γ_w são constantes da equação de Walker.

(Collins; Saunders, 1972) desenvolveram um método abrangente capaz de descrever com precisão os três estágios da curva da/dN , levando em consideração os efeitos do parâmetro R . A proposta que descreve esse modelo é expressa pela equação 3.52.

$$\frac{da}{dN} = C(K_c \Delta K)^{\frac{m}{2}} \exp \left[\ln \left(\frac{K_c}{\Delta K_0} \right)^{\frac{m}{2}} \tanh^{-1} \left(\frac{\ln \left[\frac{\Delta K^2}{(1-R)K_c \Delta K_0} \right]}{\ln \left[\frac{(1-R)K_c}{\Delta K_0} \right]} \right) \right] \quad (3.52)$$

Neste trabalho, as equações listadas a seguir têm caráter apenas informativo e não foram usadas nos cálculos. Adotou-se exclusivamente a forma clássica da Lei de Paris, na qual C e m são constantes do material e ΔK é o intervalo do fator de intensidade de tensão.

4 MATERIAIS E MÉTODOS

Este capítulo explana os conceitos e materiais usados para elaboração de vasos de pressão, trazendo embasamento teórico e conhecimento sobre vasos de pressão, propriedades mecânicas e composição do aço ASTM A516 GR 70. Além disso, mostra campos de aplicações, finalidade e critérios e situações que podem ocorrer com vasos pressurizados.

4.1 VERIFICAÇÃO DO MODELO

Neste estudo, tomou-se como referência o modelo de Silva (2015). A Figura 4.1 apresenta o vaso de pressão horizontal analisado com casco cilíndrico em aço ASTM A516 Gr 70, com suas conexões, submetido à pressão interna. O objetivo desta seção é caracterizar e verificar as tensões de von Mises no vaso. A verificação foi conduzida via MEF, reproduzindo a geometria, as propriedades do material, condições de contorno e carregamento do estudo de referência.

4.1.1 Propriedades mecânicas e modelo geométrico

A composição química do aço ASTM A516 Grau 70 e as características dos vasos de pressão são apresentadas na Tabela 4 e Tabela 5.

Tabela 4: Composição da liga metálica ASTM A 516 GR 70

	C (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)	Si (%)
ASTM A516	0.27	0.85 – 1.20	0.035	0.035	0.15 – 0.40

Tabela 5: Dimensões e pressão aplicadas ao vaso de pressão adaptação de Silva 2015.

Descrição	Dimensões
Diâmetro Interno do vaso	3400 mm
Comprimento do vaso	9200 mm
Tampos	Tampo Elíptico 2:1
Pressão de Projeto	10 MPa
Sobre espessura de corrosão	6 mm

A espessura adicional é destinada a compensar a perda de seção por corrosão ao longo da vida em serviço, sendo a espessura nominal do vaso a soma da espessura calculada por (Silva, 2015) com a sobre espessura de corrosão, sendo esse valor já incluído no diâmetro do vaso.

Componentes e acessórios adicionais do vaso de pressão são apresentados na Tabela 6, onde as hipóteses de vaso de parede fina podem ser aplicadas devido as dimensões expostas.

Tabela 6: Principais dimensões do vaso de pressão horizontal adaptado de Silva 2015.

Componentes	Diâmetro(mm)	Espessura(mm)
Tampo ASME Elipsoidal 2:1	3400	160
Casco	3400	160
Entrada Principal	660,40	38,10
Boca de Visita	609,60	38,10
Saída Baixa	304,80	20,637
Saída Alta	304,80	20,637
Poço de Dreno	760	38,10
Área de Reforço	81280mm ²	25,40

Nota: (*) esta medida é de área em mm² e corresponde a um raio de 161 mm mais o raio do furo mais a espessura da parede do pescoço.

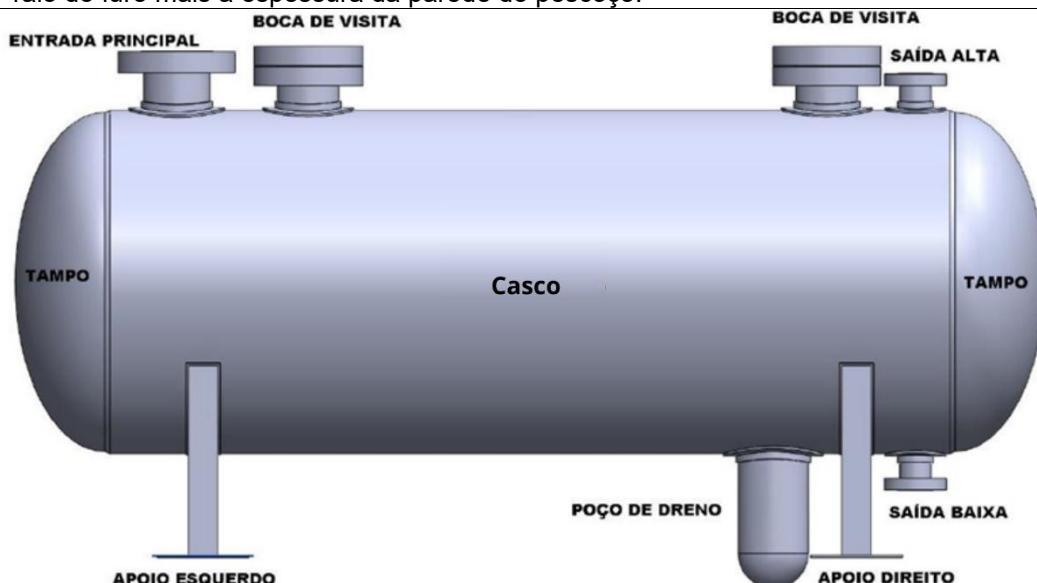


Figura 4.1. Visão esquemática da montagem do vaso de pressão.

4.1.2 Propriedades físicas do material do vaso de pressão.

O modelo de projeto estudado seguiu os parâmetros, referências e condições físicas estudadas por (Silva, 2015). Replicando o trabalho do autor, foi realizado um estudo numérico para obtenção dos resultados de tensão do modelo estudado. O objetivo foi verificar os resultados para dar continuidade ao trabalho. O material dos vasos de pressão foi o aço ASTM 516 Gr 70, e as propriedades físicas podem ser encontradas na Tabela 7.

Tabela 7. Propriedades físicas do material

Tensão Máxima	620MPa
Tensão de Escoamento	260MPa
Tensão Admissível	138MPa
Coeficiente de Poisson	0,3
Tenacidade à Fratura	$2641 \text{ MPa} \sqrt{\text{mm}}$
C	$1,38 \text{e-12} (\text{mm/ciclo}) / (\text{MPa} \sqrt{\text{mm}})^m$
m	3,368

4.1.3 Condições de contorno no modelo do vaso de pressão.

As condições de contorno dos suportes e acessórios do vaso de pressão podem ser visualizadas na Tabela 8.

Tabela 8. Condições de contorno

Condições de contorno	
Condições	Restrições
Apoio esquerdo do vaso	Fixo
Apoio direito do vaso	Deslocamento em X
Entrada principal	Deslocamento em X e Z
Saídas de líquido e vapor	Deslocamento em X e Z
Superfície interna do vaso	Pressão
Força Fundamental	Gravidade em Y

4.1.4 Processo de modelagem no software de análises.

As análises numéricas foram conduzidas no software “ANSYS Workbench”, utilizando o módulo “Static Structural”, na aba “SpaceClaim” foi realizada a modelagem geométrica em “Engineering Data” foi feita a inserção das propriedades do material, em “Model” foi realizado as análises. Em todas as etapas, os resultados foram exportados para planilhas do Excel e organizados em gráficos, de forma a permitir uma melhor visualização.

Inicialmente, foi modelado o vaso de pressão completo, conforme o modelo proposto por (GHASEMI, 2020). Na aba “Engineering Data” foram inseridas as propriedades do aço ASTM A516 Gr.70 como a tensão de escoamento, tensão máxima, módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson. Após a geração da malha na aba “Model”, aplicou-se pressão interna de 10 MPa e condições de contorno. Nesse estudo foram avaliadas apenas a tensão equivalente de von Mises e tensão principal máxima.

Após o estudo realizado no modelo completo foi elaborado um modelo reduzido do vaso de pressão, visando diminuir o custo computacional, mas preservando o comportamento de membrana com condições de contorno sem atrito. Nesse modelo, inseriu-se uma trinca semielíptica através de uma coordenada local, definida por meio dentro de “*Fracture Tool*”. Foram avaliados os FITs, de modo a verificar a possibilidade de fratura instável sob carregamento estático.

Para fins exploratórios, foi considerada uma condição com tenacidade à fratura hipotética, não associada a nenhum material real. Essa escolha teve como objetivo forçar numericamente a falha e observar o comportamento estrutural diante de cinco cenários de fratura. Nessa situação, analisou-se a abertura da trinca e a trajetória potencial de falha, sem caracterizar crescimento real, mas apenas como recurso didático de visualização.

Na sequência, foi realizado o estudo de fadiga no modelo reduzido. No “*Fracture Tool*”, a configuração da trinca foi ajustada de estática para regime de fadiga, sendo utilizadas as constantes da Lei de Paris previamente inseridas no “*Engineering Data*”. Nesse caso, a propagação da trinca foi avaliada em função de ΔK em relação ao limiar ΔK_{th} , considerando razão de carregamento $R = 0$ e pressão interna de 10 MPa.

Por fim, foi realizado o estudo em um CTS. A geometria do CTS foi modelada no “*SpaceClaim*”, com base no trabalho de (GHASEMI, 2020). Na aba “*Engineering Data*”, foram inseridas as propriedades do aço ASTM A516 Gr.70 e as constantes da Lei de Paris. A malha foi gerada no módulo “*Model*” com elementos tetraédricos. O processo de análise de fadiga seguiu os mesmos procedimentos adotados para o modelo reduzido em fadiga, também considerando razão de carregamento $R = 0$.

Encerrada a etapa metodológica, apresentam-se a seguir os resultados obtidos no estudo. Em síntese, realizaram-se estudos de qualidade de malha, verificação e comparativo da tensão equivalente de von Mises, verificando as tensões por aproximação; em seguida, reduziu-se o modelo para diminuir o custo computacional na geração de malha preservando as condições de membrana do vaso de pressão por meio das condições de contorno aplicadas. Com base nesse arranjo, introduziu-se uma trinca em carregamento estático para verificar a possibilidade de fratura instável. Para simular fragilizações, atribuiu-se uma condição hipotética de tenacidade

em cinco cenários, apenas para forçar a falha numérica e observar a resposta estrutural. Esse procedimento não representa crescimento real de trinca, mas serviu como recurso exploratório de visualização. Para os estudos numéricos de fadiga, foi realizada a simulação do modelo reduzido. Por fim, empregou-se um CTS com trinca sob razão de tensão $R = 0$, conforme especificado no procedimento.

5 RESULTADOS NUMÉRICOS

5.1 ESTUDO DE CONVERGÊNCIA DE MALHA

No presente estudo, foi adotada a técnica de qualidade do elemento para verificar a métrica da malha tetraédrica do vaso de pressão, que é calculada como a razão entre a maior dimensão (borda mais longa) e a menor dimensão (borda mais curta) do elemento. De acordo com a métrica da malha de proporção, quanto mais próximo o valor estiver de 1, melhor será a qualidade da malha, conforme mostrado na Figura 5.1 nela a maior parte dos elementos fica em 0,85 trazendo confiabilidade as análises apresentadas.

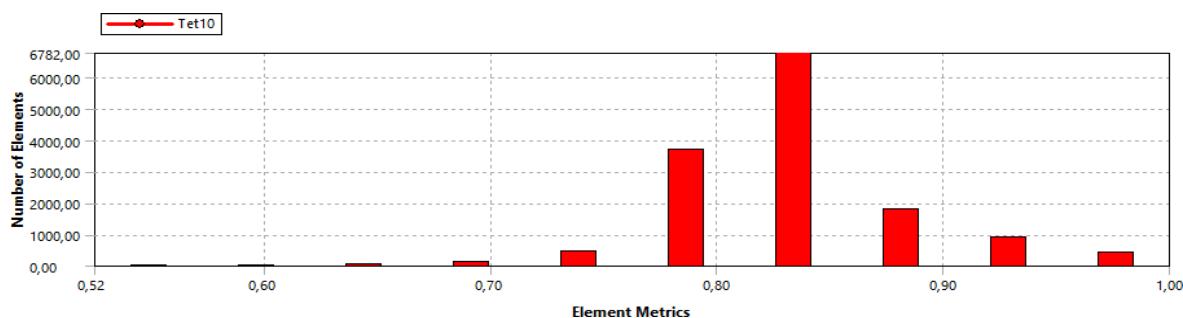


Figura 5.1. Métrica de malha.

As equações utilizadas para calcular a métrica da malha de acordo com a qualidade do elemento são apresentadas na equação 5.1. As constantes para a qualidade da malha utilizadas na equação 5.1 estão disponíveis na Tabela 9.

$$Quality = C \left[\frac{VOLUME}{\sqrt{(\sum(\text{Comprimento da aresta})^2)^3}} \right] \quad (5.1)$$

Tabela 9. Constantes para determinação da qualidade de malha

Elementos	Valores de C
Triangulares	6.92820323
Quadrado	4.0
Tetraédrico	124.70765802
Hexagonal	41.56921938
Cunha	62.35382905
Piramidal	96

O estudo da malha métrica foi realizado para o vaso de pressão, utilizando análise quadrática com três graus de liberdade por nó. O objetivo foi garantir a

precisão das informações de distribuição de tensões para o número de elementos da malha, avaliando a estabilidade dos resultados da Figura 5.2.

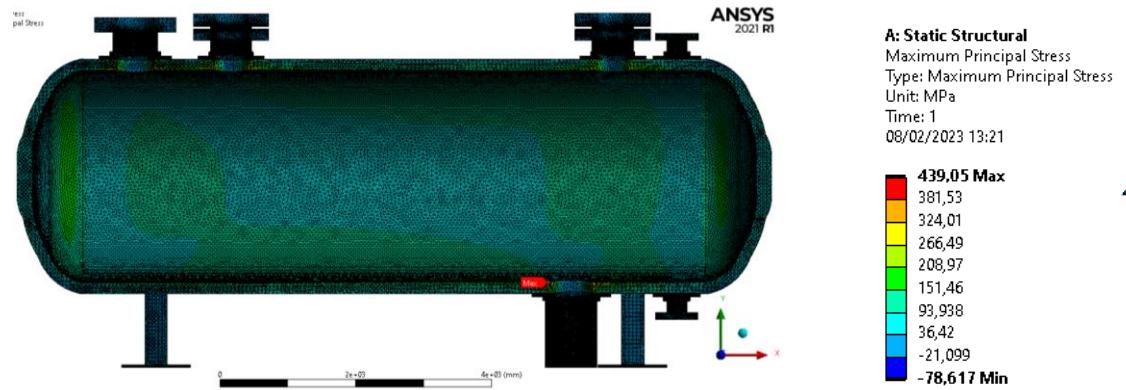


Figura 5.2. Máxima tensão principal no vaso de pressão.

Uma análise comparativa (Figura 5.3) mostrou que o aumento no número de elementos e nós não afetou significativamente a tensão de von Mises equivalente. Com base nesses resultados, a malha com tamanhos de elementos variando de 5 a 60mm foi escolhida devido ao seu menor custo computacional e resultados confiáveis. Esta seleção alcançou um equilíbrio entre a confiabilidade dos resultados e a eficiência computacional, contribuindo para o avanço da análise do vaso de pressão. As análises mostraram que os elementos que compõem a malha não induzem alterações significativas na variação máxima do campo de tensões. Ao longo da evolução do estudo, dentre os estudos de malha realizados, foi selecionado o modelo com 3.770.800 elementos e 5.516.900 nós. Esta escolha baseou-se no seu menor custo computacional e na ausência de desvios substanciais na análise de tensões.

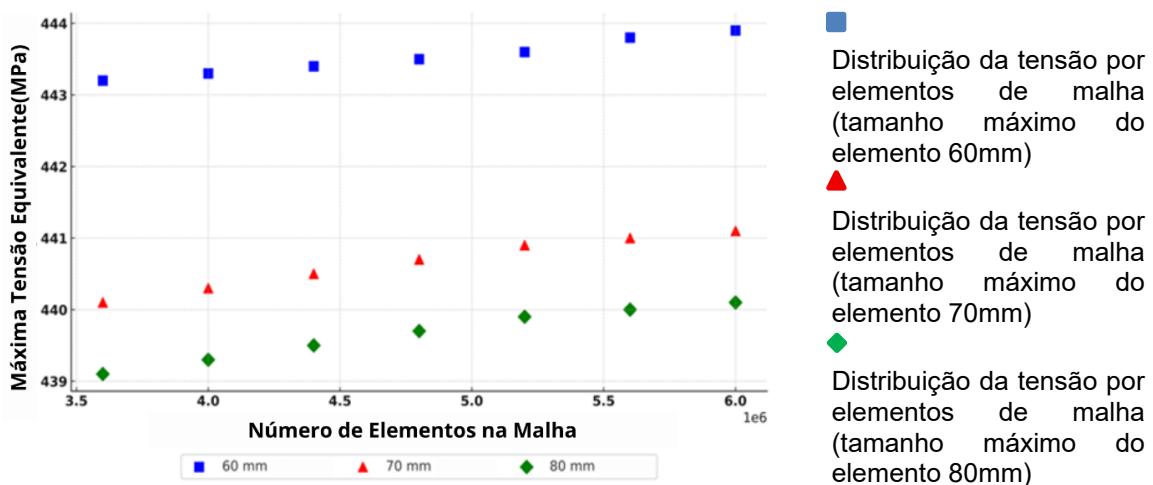


Figura 5.3. Tensão equivalente máxima x número de elementos na malha.

A Figura 5.4 mostra a região onde ocorre a tensão principal máxima dentro do vaso de pressão, próximas ao poço dreno sendo mais suscetíveis a nucleação de trincas.

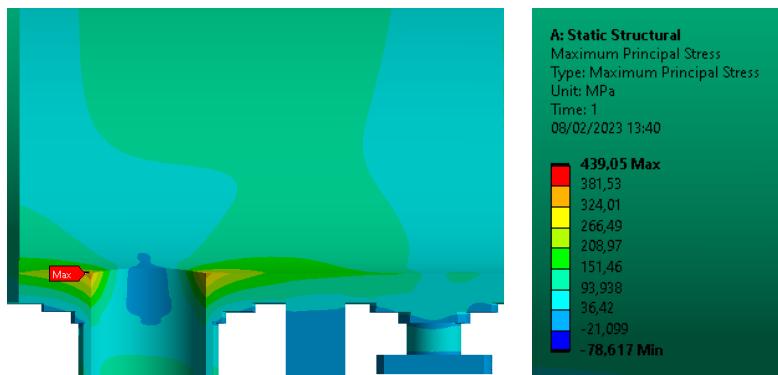


Figura 5.4. Tensão principal máxima na região do dreno.

5.2 ANÁLISE DO CAMPO DE TENSÕES

A comparação entre o modelo de (Silva, 2015) e o presente estudo validou o campo de tensões de von Mises, com ênfase no valor máximo, a diferença relativa foi de 10,49% (Tabela 10). Essa ordem de diferença é compatível com variações geométricas da remodelagem e com o refinamento de malha, e não altera as conclusões qualitativas deste trabalho. A Figura 5.5 mostra a tensão principal máxima, e a Figura 5.6 apresenta as isolinhas dessa grandeza na região do poço de drenagem.

Tabela 10. Comparação da tensão de von Mises para ambos os modelos.

Máxima Tensão Equivalente (MPa)			
Silva	Presente Trabalho	Variação (MPa)	Diferença Relativa (%)
397,07	443,63	46,56	10,49

O estudo realizado por (Silva, 2015) avaliou a distribuição do campo de tensões de von Mises dentro do vaso de pressão examinado. O objetivo da presente pesquisa foi alcançar resultados aceitáveis para a continuação do estudo, obtendo assim valores aproximados de distribuição de tensões e verificando o modelo previamente examinado por (Silva, 2015). Esta diferença entre os modelos a qual pode ser atribuída as diferenças geométricas da remodelagem e a distribuição da malha traz consistência suficiente para prosseguir com a realização do trabalho.

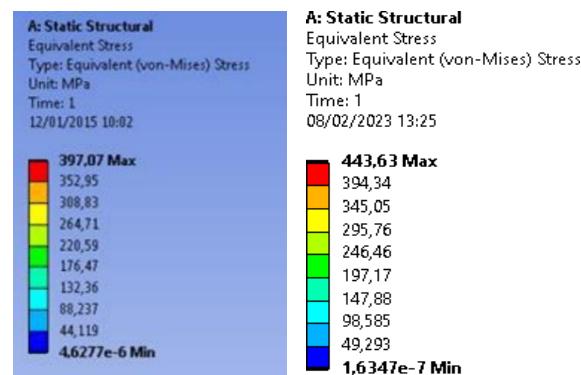


Figura 5.5. Comparação de tensão de von Mises para ambos os casos.

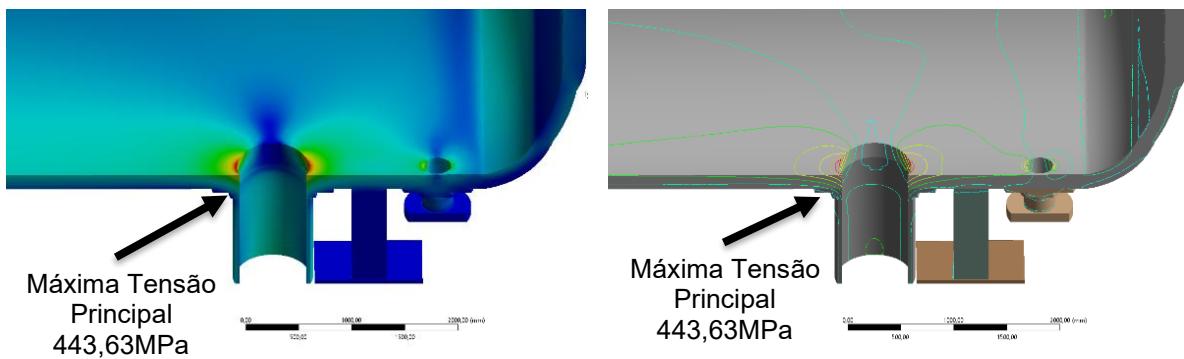


Figura 5.6. Ponto de máxima tensão principal.

5.3 CONDIÇÕES DE CONTORNO APLICADAS AO MODELO REDUZIDO.

O modelo global do vaso foi simplificado para uma seção curva do casco centrada no poço de drenagem, a região de maior tensão principal Figura 5.7. Essa seção recebe pressão interna uniforme de 10 MPa e condições de contorno sem atrito nas faces, o que preserva o comportamento de membrana da casca e evita rigidez associada a vínculos totalmente fixos. A equivalência de tensão máxima principal local entre os modelos global e reduzido foi verificada por meio do comando “path” ao longo da borda do furo, com isso, o modelo reduzido foi adotado para os estudos de trinca.

No regime de parede fina, a tensão circumferencial é aproximadamente o dobro da longitudinal sob pressão interna, constituindo a tensão de membrana. Na borda do furo, a presença do concentrador perturba esse campo, elevando a tensão na direção tangencial à borda. A diferença na distribuição de tensões influencia diretamente o comportamento da trinca por isso ela inicia e cresce normal ao furo, com

predominância de K_I . Esse cenário foi um dos focos das análises de FIT ao longo da espessura.

Este tipo de análise é importante para compreender a dinâmica de propagação de trincas em vasos sob carga estática, especialmente aquelas que se desenvolvem em locais de difícil detecção e visualização, como é o caso das trincas na parte interna do vaso.

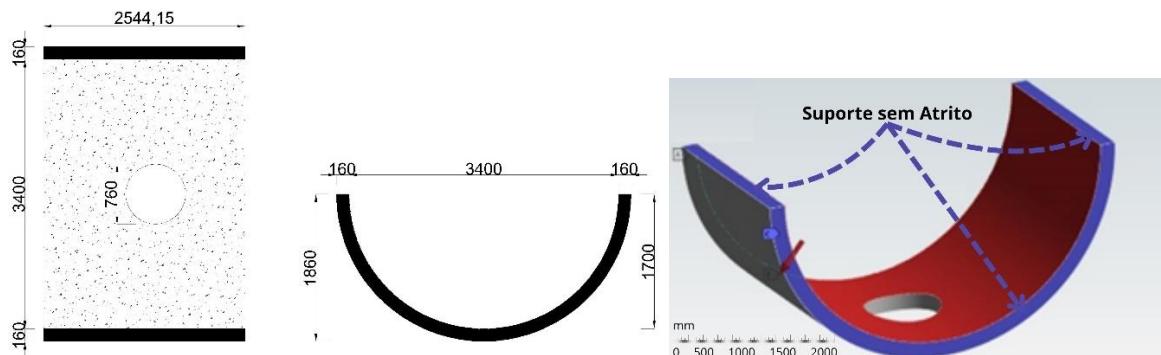


Figura 5.7. Condições de contorno no modelo reduzido.

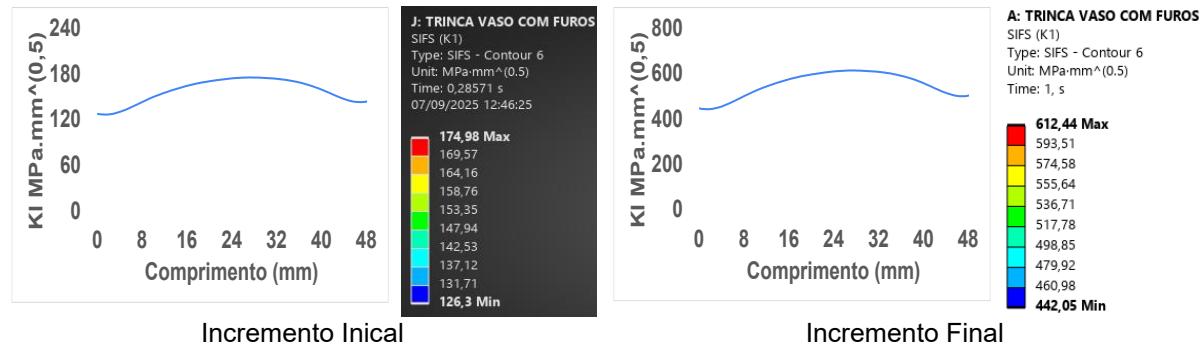
5.4 MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA APLICADA AO MODELO REDUZIDO DO VASO DE PRESSÃO EM AÇO ASTM A516 GR70.

Foi realizado simulações numéricas no modelo reduzido de mecânica da fratura, com o objetivo de avaliar a suscetibilidade à fratura do aço ASTM A516 Gr. 70. O modelo considerou uma trinca e o carregamento estático correspondente ao caso em estudo. Em cada incremento, calculou-se o FIT, e comparou-se o seu valor máximo à tenacidade à fratura do material, K_Ic .

Foi realizado um estudo estático em MFLE no modelo reduzido. Em todos os incrementos, $K_I < K_Ic$, logo não há critério para falha por fratura instável sob o carregamento aplicado; isso é sustentado pelas distribuições de K_I Figura 5.8 e pela ausência de avanço detectado nos incrementos avaliados.

Em termos de integridade estrutural, os resultados indicam que o aço ASTM A516 Gr. 70, nas condições analisadas, apresenta elevada margem de segurança frente à fratura em carregamento estático, não sendo sensível ao carregamento aplicado. Assim, a possibilidade de falha por fratura instável está descartada nesse regime.

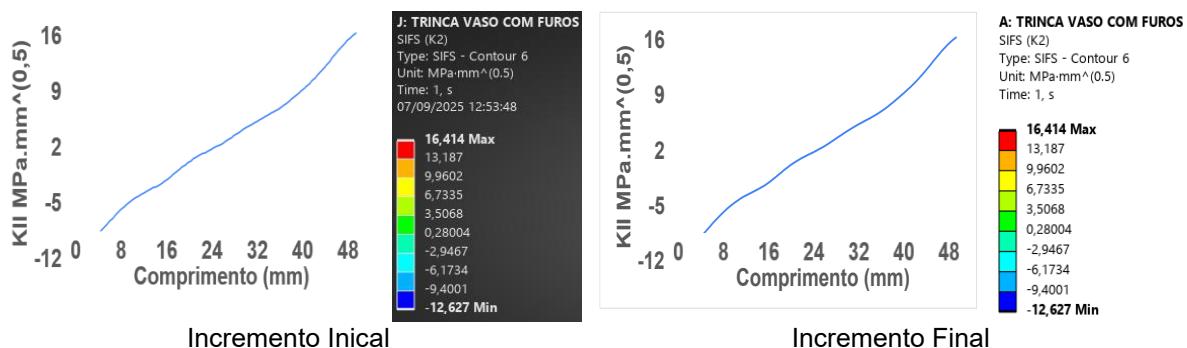
Um Eventual avanço de trinca, portanto, dependeria de mecanismos de fadiga, degradação ambiental, ou do aumento do nível de solicitação até valores próximos da tenacidade o que eventualmente levaria o material falhar por plasticidade antes da fratura.



Nota: Foram observado o valor de FIT a partir de 1 substep até 28, não houve crescimento de trinca.

Figura 5.8. FIT na ponta da trinca K_I para A516 Gr70.

Adicionalmente, as simulações indicaram valores de K_{II} desprezíveis ao longo de todos os incrementos analisados, sem exercer influência significativa sobre o comportamento Figura 5.9. Em outras palavras, o campo próximo à ponta de trinca permaneceu dominante mente em modo I, de modo que os efeitos de cisalhamento não alteraram nem a fratura nem a trajetória preferencial de crescimento. Mesmo quando se considera K_I , K_{II} e K_{III} , os valores calculados permanecem muito abaixo da tenacidade do material. Essas informações reforçam a conclusão de que, nas condições estáticas avaliadas para o aço ASTM A516 Gr. 70, não há risco de falha por fratura e que o material pode ser tratado, com boa margem de segurança.



Nota: Foram observado o valor de FIT a partir de 1 substep até 28, não houve crescimento de trinca.

Figura 5.9. FIT na ponta da trinca K_{II} para A516 Gr70.

De forma similar ao observado para K_{II} , as análises em K_{III} apresentaram valores desprezíveis ao longo de todos os incrementos. Assim, embora nenhum dos componentes K_I , K_{II} e K_{III} atinja K_{Ic} , os FITs em K_{II} e K_{III} não exercem influência significativa sobre a fratura nem sobre o comportamento do traçado da trinca. Em termos práticos, o campo próximo à ponta permanece dominante em modo I, A Figura 5.10, apresenta os resultados em K_{III} .



Nota: Foram observado o valor de FIT a partir de 1 substep até 28, não houve crescimento de trinca.

Figura 5.10. FIT na ponta da trinca K_{III} para A516 Gr70

Para o aço ASTM A516 Gr. 70 adotado, a tenacidade à fratura foi considerada como $K_{Ic} = 2640,5 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$. Nessas condições, as simulações sob carregamento estático não indicaram falha, pois os fatores de intensidade de tensões calculados permaneceram significativamente abaixo de K_{Ic} . Assim, não houve ocorrência de fratura instável.

Com objetivo estritamente exploratório, adotou-se então um valor arbitrário e reduzido de tenacidade ($K_{Ic} = 37,6 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$), não correspondente a nenhum material real. Essa escolha teve apenas a finalidade de forçar numericamente a condição de fratura e, dessa forma, visualizar a abertura da trinca e a forma como a falha poderia se manifestar. Ressalta-se que, em regime estático, o critério $K_I = K_{Ic}$ conduz diretamente à falha instável e imediata, não havendo crescimento gradual de trinca. A trajetória observada, portanto, não corresponde a uma propagação real, mas apenas a um recurso didático para compreender a resposta estrutural diante de cenários hipotéticos de crescimento de trinca.

Importa ressaltar que os valores de FIT e as respostas obtidas nesses cenários não devem ser interpretados como absolutos nem utilizados para dimensionamento

do componente real. O objetivo foi qualitativo, compreender como a trinca se comportaria em um vaso cilíndrico caso a resistência à fratura fosse menor do que os níveis de solicitação disponíveis seja por modo I dominante, ou em combinação em modos mistos. Em resumo, trata-se de um estudo destinado a conhecer mecanismos e tendências da trinca, e não a reproduzir fielmente o desempenho do material real sob as condições operacionais do vaso.

5.5 MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA APLICADA AO MODELO REDUZIDO DO VASO DE PRESSÃO COM TENACIDADE A FRATURA REDUZIDA.

5.5.1 Cenário 01 trinca interna próxima ao furo

Quando um vaso de pressão está carregado internamente, as paredes tendem a expandir, caracterizando um efeito de membrana. Para um vaso cilíndrico de parede fina, a tensão circunferencial é aproximadamente o dobro da tensão longitudinal. Em regime de membrana, as tensões são aproximadamente constantes ao longo da espessura. Esse quadro se altera quando existe uma singularidade no vaso de pressão. No caso estudado, o vaso é cilíndrico e possui furos, onde o campo de tensões se intensifica. Esse concentrador modifica o comportamento local com a pressão interna expandindo o casco, estabelece-se um aumento da tensão na borda do furo e passa a ser mais suscetível a nucleação da trinca. A Figura 5.11 apresenta o gráfico de crescimento da trinca, monitorada de 1,259 mm a 28,807 mm, e a Figura 5.12 mostra os estágios a, b e c desse crescimento.

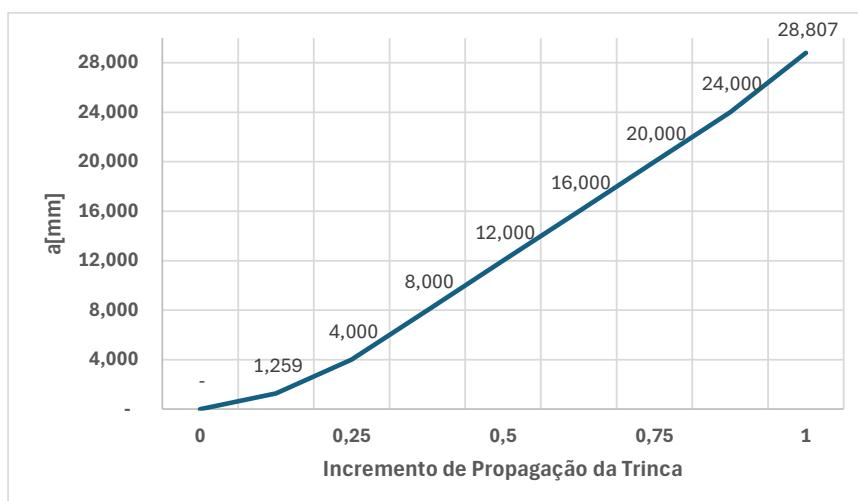


Figura 5.11. Gráfico de crescimento de trinca.

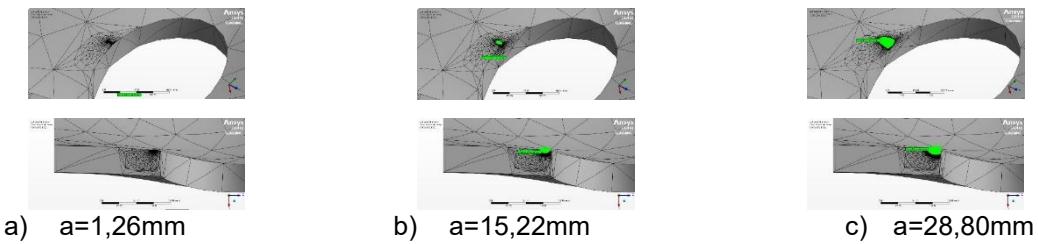


Figura 5.12. Estágios de crescimento da trinca no modelo reduzido.

Na Figura 5.13 é apresentado o FIT na ponta da trinca para K_I nos estágios em que a trinca possuía tamanho de 1,26mm e 28,80mm, na legenda de cores é possível observar os valores K_I ao longo da espessura do elemento modelado para os estágios a e b. Comparando com os resultados obtidos nas Figura 5.14 e Figura 5.15 notamos uma predominância do modo I de abertura para trinca.

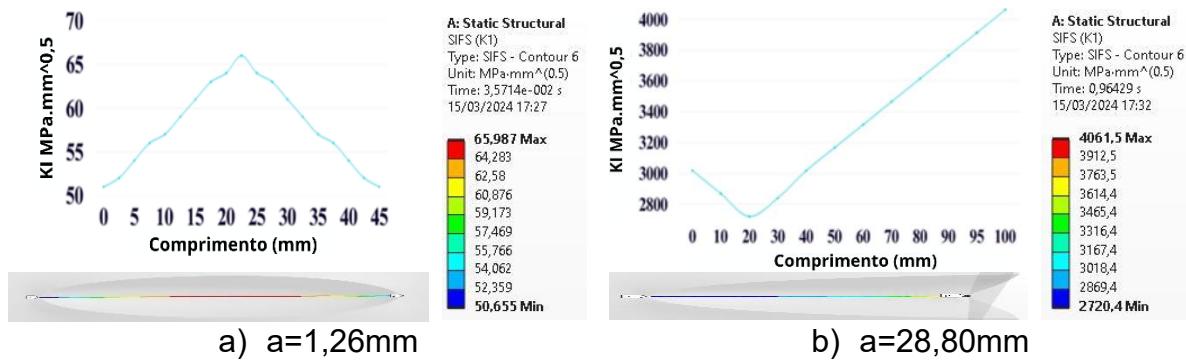


Figura 5.13. FIT na ponta da trinca em K_I para a) 1,26mm e b) 28,80mm

A Figura 5.14 apresenta resultados com valores desprezíveis, não impactando em relevante influência sobre o comportamento do material durante o crescimento da trinca.

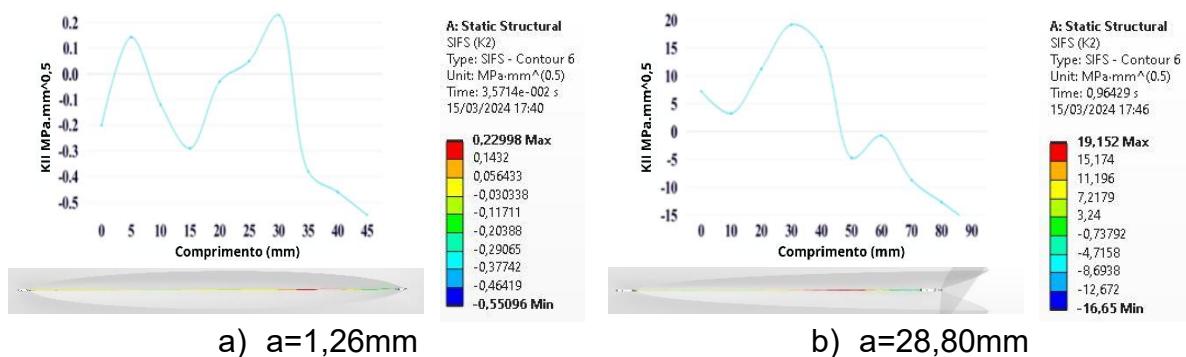


Figura 5.14. FIT na ponta da trinca em K_{II} , para a) 1,26mm e b) 28,80mm

Assim como os resultados obtidos na Figura 5.14 que não representaram grande influência sobre o comportamento do material, na Figura 5.15 pode ser

observado um comportamento similar, onde os dados do gráfico não impactam no comportamento do material no crescimento da trinca.

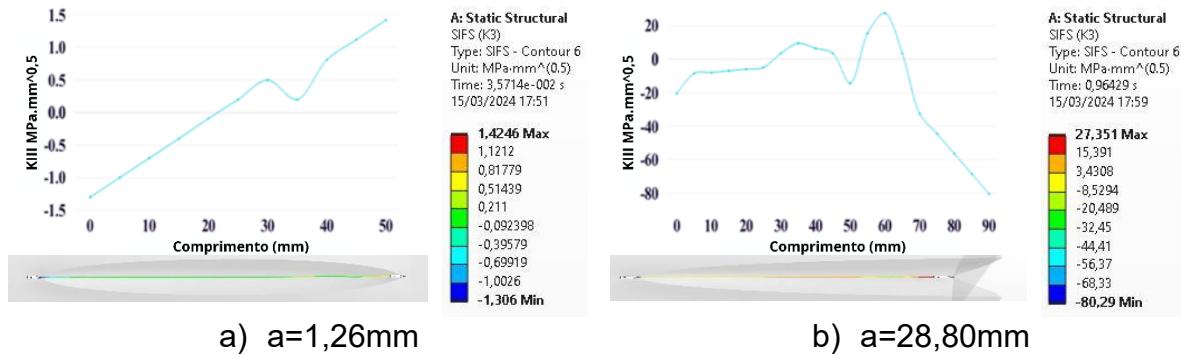


Figura 5.15. FIT na ponta da trinca em K_{III} para a) 1,26mm e b) 28,80mm

Atribuindo os valores apresentados na Figura 5.13 até Figura 5.15 e a formulação proposta por Irwin para o K_{eq} , podemos constatar a baixa influência de K_{II} e K_{III} sobre o comportamento da trinca, conforme apresentados das equações 5.2 até 5.7.

a) Trinca Inicial 1,2591mm

$$K_{eqmáx} = \sqrt{(65,987)^2 + (0,22998)^2 + (1,4246)^2} = 66,00 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad (5.2)$$

$$K_{eqmed} = \sqrt{(58,321)^2 + (-0,328)^2 + (1,3653)^2} = 58,34 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad (5.3)$$

$$K_{eqmin} = \sqrt{(50,655)^2 + (-0,55096)^2 + (1,306)^2} = 50,67 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad (5.4)$$

b) Trinca final 27,669mm

$$K_{eqmáx} = \sqrt{(4061,5)^2 + (19,152)^2 + (27,351)^2} = 4061,64 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad (5.5)$$

$$K_{eqmed} = \sqrt{(3390,95)^2 + (-1,25)^2 + (-26,467)^2} = 3391,05 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad (5.6)$$

$$K_{eqmin} = \sqrt{(2720,4)^2 + (-16,65)^2 + (-80,29)^2} = 2721,64 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad (5.7)$$

5.5.2 Cenário 02 trinca tangencial a borda do furo

O vaso de pressão com parede fina está sujeito a pressão interna constante em todas as direções, desse modo as fibras são mantidas sob tração. Com o objetivo de simular cenários em que o vaso de pressão apresente defeitos de fabricação ou sofra impactos na face externa fragilizando localmente a parede, considerou-se a possibilidade de propagação de trinca da superfície externa para a interna.

Os fatores de concentração de tensão exercem uma influência significativa no aumento da probabilidade de ocorrência de trincas nas proximidades. Dessa forma, para investigar esse fenômeno, o foco foi direcionado ao crescimento da trinca na região de tração do vaso de pressão, especialmente nas proximidades do furo. Nessa

área específica, o comportamento da trinca pode ser observado em três diferentes modos de abertura, uma vez que as paredes do vaso estão sujeitas a tensões em todas as direções. Inicialmente, a trinca se desenvolve no primeiro modo de abertura e posteriormente progride para os modos dois e três, resultando em uma perda de secção que enfraquece a estrutura da parede do vaso.

Considerando esses aspectos, as trincas pré-existentes tendem a se deslocar em direção ao concentrador de tensões. Isso ocorre devido à tração das fibras, onde há tensão circumferencial. Essa dinâmica é particularmente relevante no caso específico em que a trinca pré-existente está alinhada paralelamente à borda do furo, contribuindo para o seu deslocamento em direção à região de maior concentração de tensão. Esses processos destacam a importância de compreender os padrões de crescimento e propagação das trincas em vasos de pressão, visando a mitigação de potenciais falhas estruturais.

A Figura 5.16 ilustra o padrão de crescimento de trinca semielíptico em um vaso de pressão próximo à região de concentração de tensão. Esta área está sujeita a níveis mais elevados de tensão, levando ao início e propagação de trincas. Uma trinca tende a se propagar em uma direção específica, seguindo o caminho de menor resistência do material. Este padrão de crescimento de trincas é de particular interesse na compreensão da integridade estrutural e dos mecanismos de ruptura de vasos de pressão. A Figura 5.19 com a Figura 5.21 fornecem uma comparação dos FITs (K_I , K_{II} e K_{III}) para o cenário a) 0,78mm que representa o comprimento inicial de referência definido em pré-processamento para ser um múltiplo do tamanho local de elemento na região refinada, garantindo cálculo estável de K ao longo da frente da trinca e atinge seu tamanho máximo no cenário b) 27,47mm último incremento antes do critério de parada adotado. Foi adotada uma distância de 90mm da trinca a borda do furo evitando a interação dos contornos, garantido que a trinca só sofresse influência da pressão interna e geometria do furo.

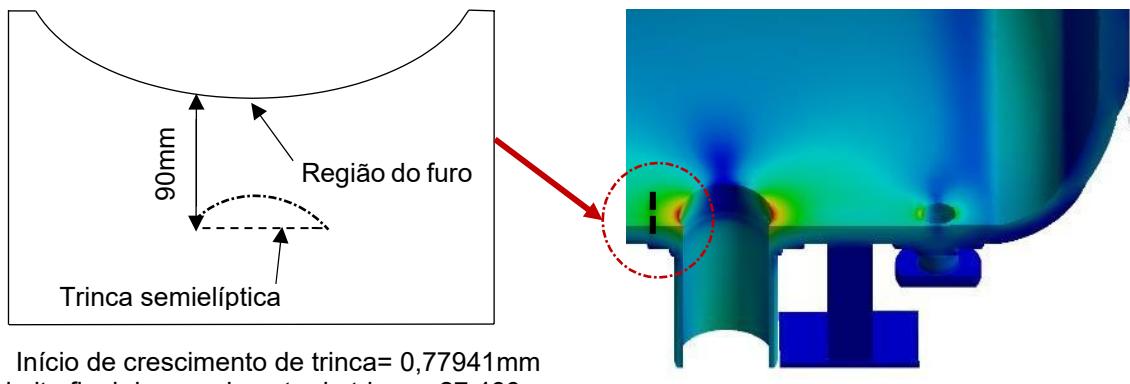


Figura 5.16. Posição inicial da trinca.

A Figura 5.17 ilustra a forma em que a trinca se propaga no vaso de pressão próximo ao poço de drenagem, crescendo de forma não convencional possuindo comportamento similar a uma espiral.

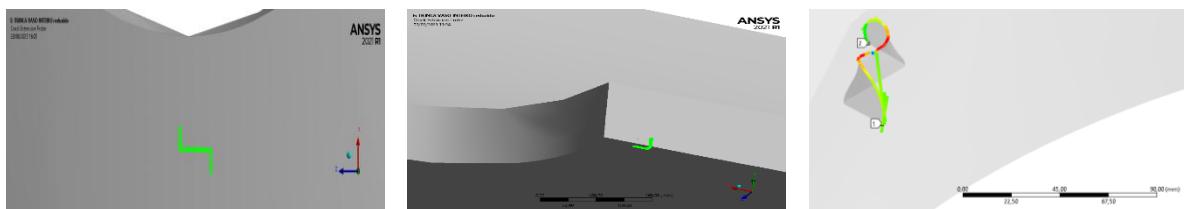


Figura 5.17. Crescimento da trinca próximo ao poço de drenagem no modelo reduzido.

A Figura 5.18 apresenta o crescimento da trinca para cada processo iterativo (etapas vs comprimento da trinca). Neste trabalho, para efeito de estudo, permitiu-se que o crescimento da trinca atingisse um comprimento máximo em torno de 27mm mantendo os intervalos de início e parada. Na Figura 5.19, a evolução de K_I é representada à medida que a trinca cresce desde o seu tamanho inicial (Figura 5.19a) até ao seu tamanho final (Figura 5.19b). É importante ressaltar que no comprimento inicial da trinca (Figura 5.19a) o modo K_I apresenta tanto o estado de tensão plana nas extremidades da trinca, quanto o estado de deformação plana na região central. Na Figura 5.19b, o gráfico de FIT apresenta um comportamento diferente quando comparado à Figura 5.19a, ao contrário do início da trinca onde K_{II} e K_{III} eram desprezíveis ao final da trinca monitorada K_{III} passa a exercer influência sobre a propagação da trinca embora ainda mantendo a predominância do crescimento em K_I .

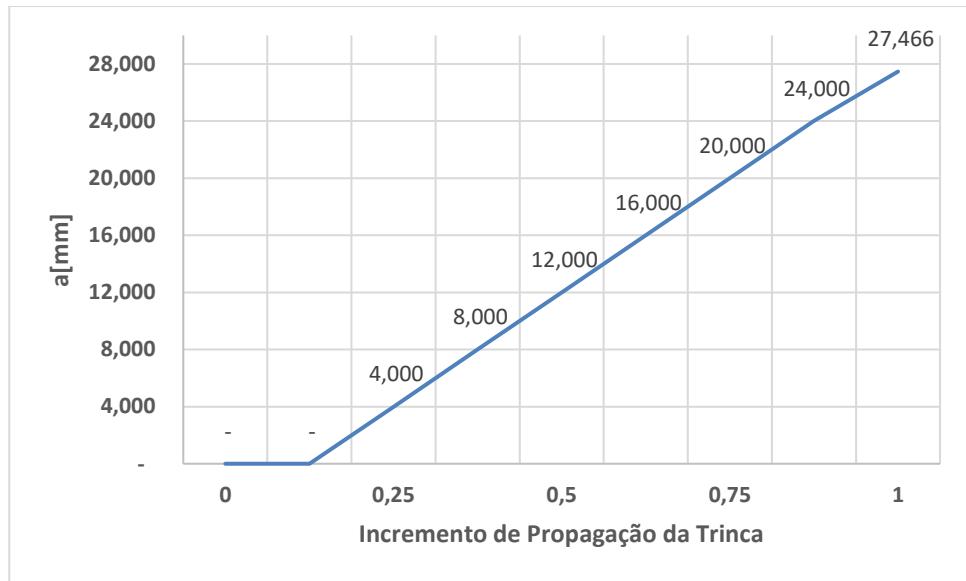


Figura 5.18. Gráfico de crescimento de trinca.

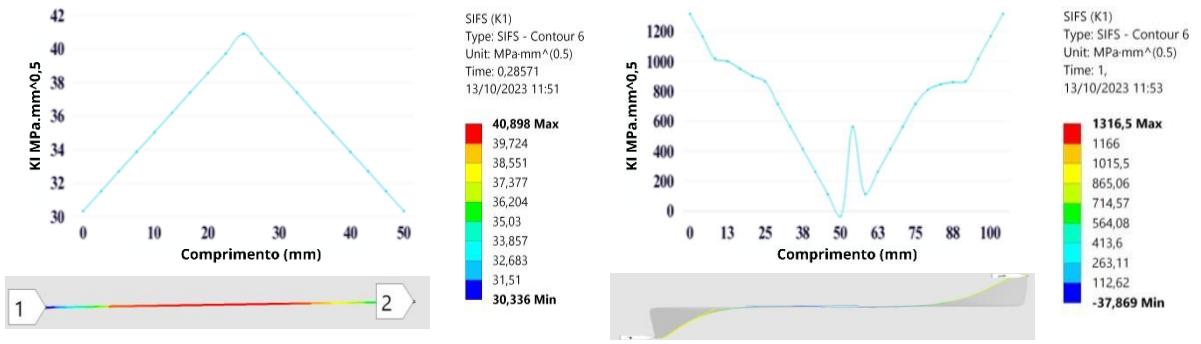


Figura 5.19. Evolução da trinca para K_I .

Na Figura 5.20 pode-se apreciar o comportamento do modo K_{II} introduzido para o comprimento inicial e final da trinca. No comprimento inicial da trinca (Figura 5.20a) a influência do modo K_{II} é quase desprezível ($3,3076 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$), evoluindo para $58,107 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$ no comprimento b) 27,466mm. Analisando as Figuras 5.20a e 5.20b é possível observar o aumento do efeito de deslizamento devido ao aumento do comprimento da trinca semielíptica (de 48,207mm para 100mm).

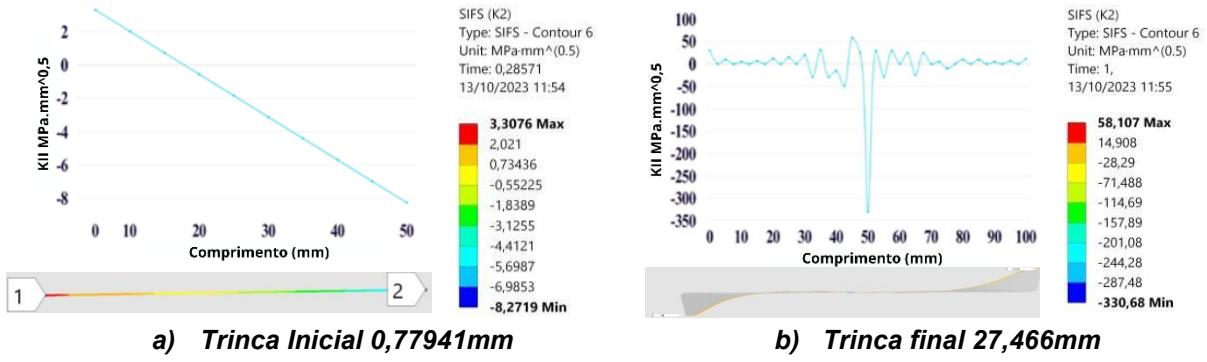


Figura 5.20. Evolução da trinca para K_{II}

A Figura 5.21 mostra gráficos para K_{III} , fornecendo uma medida do efeito de cisalhamento na ponta da trinca. Conforme mencionado em K_{II} (Figura 5.20), K_{III} também tem um efeito significativo à medida que a trinca aumenta e o efeito de cisalhamento é responsável pela mudança da forma da trinca variando em a) 14,54 MPa \sqrt{mm} e b) 459,43 MPa \sqrt{mm}).

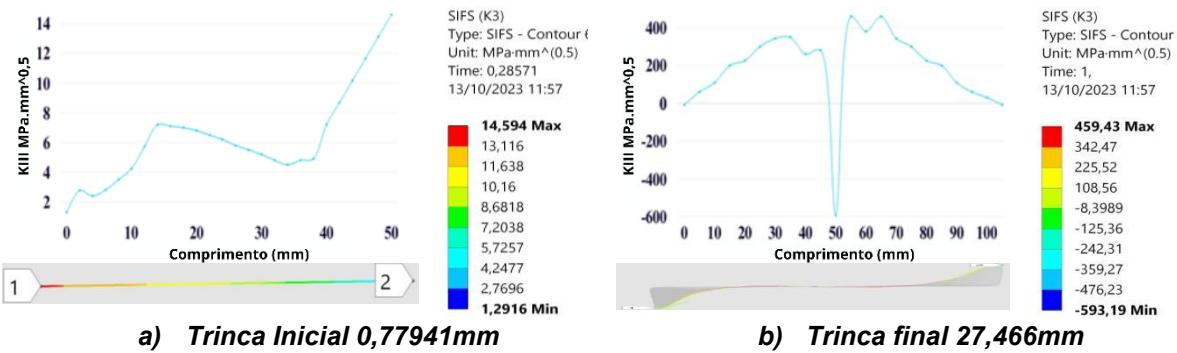


Figura 5.21. Evolução do crescimento de trinca para K_{III}

O K_{eq} considerando os fatores de intensidade de tensão K_I , K_{II} e K_{III} para este estudo serão atribuídos pela equação proposta por Irwin, sendo calculadas para os valores mínimo, máximo e médio dos FITs, conforme apresentado nas equações 5.8 até 5.13.

a) Trinca Inicial 0,77941mm

$$K_{eqmáx} = \sqrt{(40,898)^2 + (3,3076)^2 + (14,594)^2} = 43,55 \text{ MPa}\sqrt{mm} \quad (5.8)$$

$$K_{eqmed} = \sqrt{(35,632)^2 + (-4,9643)^2 + (7,9428)^2} = 36,84 \text{ MPa}\sqrt{mm} \quad (5.9)$$

$$K_{eqmin} = \sqrt{(30,336)^2 + (-8,2719)^2 + (1,2916)^2} = 31,47 \text{ MPa}\sqrt{mm} \quad (5.10)$$

b) Trinca final 27,466mm

$$K_{eqmáx} = \sqrt{(1316,5)^2 + (58,107)^2 + (459,43)^2} = 1395,57 \text{ MPa}\sqrt{mm} \quad (5.11)$$

$$K_{eqmed} = \sqrt{(639,32)^2 + (-272,57)^2 + (-133,76)^2} = 707,75 \text{ MPa}\sqrt{mm} \quad (5.12)$$

$$K_{eqmin} = \sqrt{(-37,869)^2 + (-330,68)^2 + (-593,19)^2} = 680,19 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad (5.13)$$

5.5.3 Cenário 03 trinca tangencial com a presença de furos próximos ao poço de dreno.

Quando se trata do comportamento de trincas em materiais estruturais, especialmente em situações onde há furos para a fixação de chapas de reforço, um fenômeno conhecido é a propensão da trinca a se propagar em direção ao furo mais próximo, mesmo que esteja perpendicular a ela. Essa característica é frequentemente observada em materiais metálicos, como aço e alumínio, onde a presença de furos introduz uma descontinuidade na estrutura, criando pontos de concentração de tensão.

A explicação para esse fenômeno reside na redistribuição das tensões no material ao redor do furo. Quando uma trinca se forma próximo a um furo, as tensões ao redor dela são significativamente alteradas devido à presença do furo, resultando em uma concentração de tensão na borda do furo. Esta concentração de tensão atua como um fator propulsor, incentivando a trinca a se propagar em direção ao furo mais próximo, buscando um caminho de menor resistência. Vários fatores influenciam a direção de propagação da trinca em relação aos furos, incluindo a geometria do furo, o tamanho da trinca, a orientação das tensões aplicadas e as propriedades mecânicas do material. Em geral, quanto maior for a tensão aplicada na região onde a trinca se forma e mais aguda for a geometria do furo, maior será a probabilidade da trinca se propagar em direção a esse furo.

A análise da propagação de trincas tangenciais à furação no casco de um vaso de pressão, destinada à fixação de chapa de reforço, possui relevância no entendimento do comportamento do material. A trinca, com sua configuração semielíptica, é atraída pelos furos devido à maior intensidade de tensão presente nesses pontos em comparação com o restante da estrutura do vaso (Figura 5.22). Deste modo é possível compreender como a presença do furo pode influenciar o desenvolvimento da trinca, e se a configuração semielíptica da trinca pode ser modificada ou interrompida pela presença desse furo. Além disso, observa-se que a presença do furo pode atuar como um mecanismo de alívio de tensões,

potencialmente interrompendo a propagação da trinca e contribuindo para a integridade estrutural do vaso de pressão.

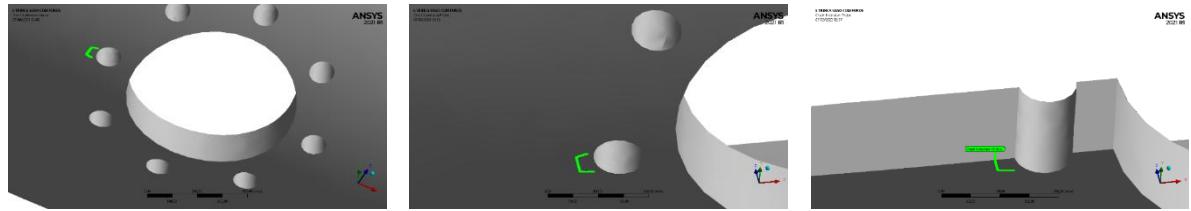


Figura 5.22. Furos próximos ao poço de dreno no modelo reduzido.

A apresentação do gráfico na Figura 5.23 ilustra o crescimento da trinca tangencial à furação no casco do vaso de pressão permitindo uma visualização clara do comportamento da trinca durante o seu crescimento. É possível observar o crescimento contínuo a partir de 0,8092mm até atingir o tamanho de 26,884mm.

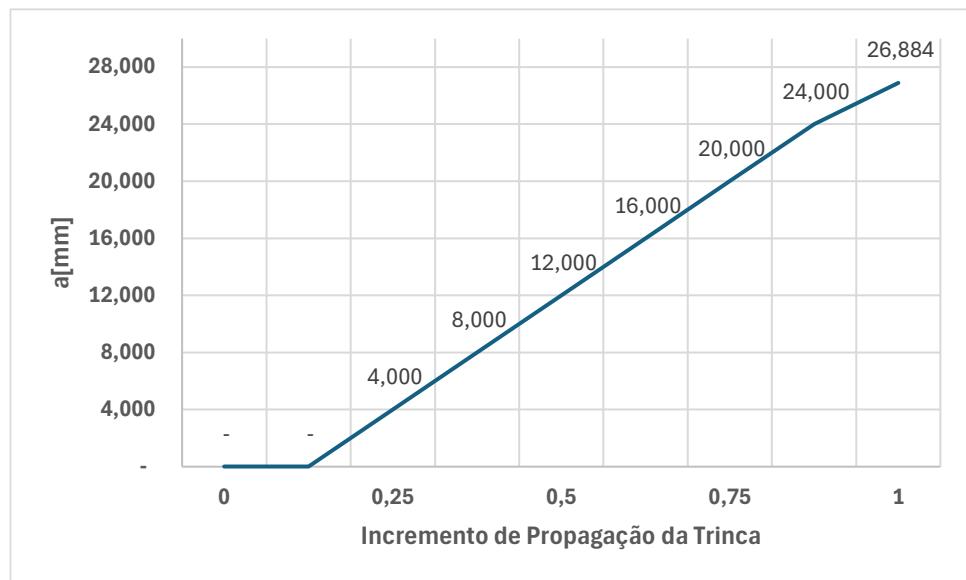


Figura 5.23. Gráfico de crescimento de trinca tangencial a furação.

Na Figura 5.24, é apresentado a variação dos valores do modo K_I da trinca desde o seu tamanho (Figura 5.24a) até ao seu tamanho (Figura 5.24b). A trinca cresce até atingir 26,884mm de comprimento aproximando-se da descontinuidade o que evidencia a maior facilidade de desenvolvimento em direção ao furo.

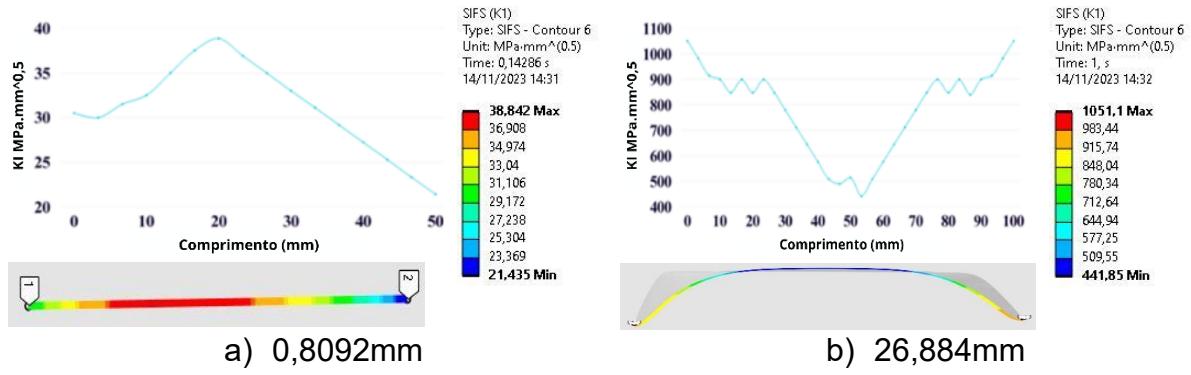


Figura 5.24. Evolução da trinca para K_I próxima a furos

Na Figura 5.25, é evidenciado o comportamento do modo K_{II} ao longo do comprimento inicial e final da trinca. Na (Figura 5.25a), a influência do modo K_{II} é praticamente insignificante, registrando $4,7807 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$. À medida que a trinca evolui para o comprimento de 26,884mm (Figura 5.25b), essa influência aumenta, mas ainda sem grande relevância para $10,885 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$. A análise comparativa entre as Figuras 5.25a e 5.25b revela a intensificação do efeito de deslizamento conforme o comprimento da trinca semielíptica se amplia.

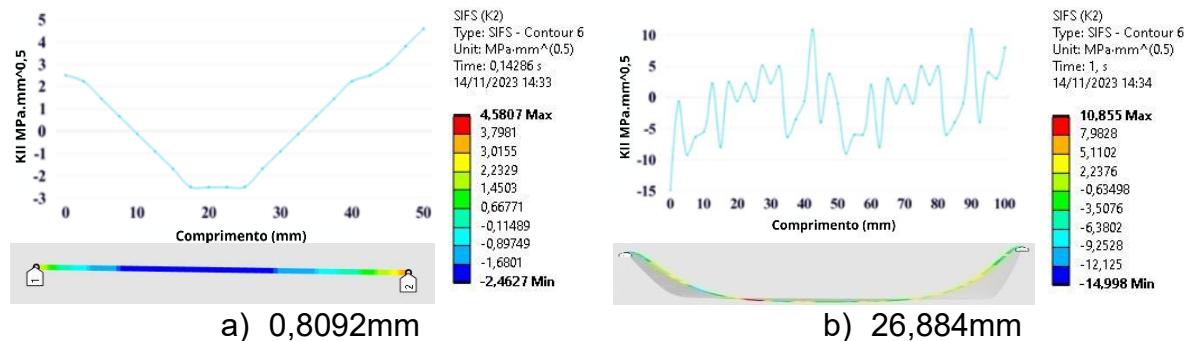


Figura 5.25. Evolução da trinca para K_{II} próxima a furos

Na Figura 5.26, os gráficos associados ao modo K_{III} oferecem uma representação do efeito de cisalhamento na ponta da trinca. percebe-se que o modo K_{III} desempenha um papel considerável à medida que a trinca se desenvolve. Esse modo influencia as características geométricas da trinca, apresentando uma variação significativa de (Figura 5.26a) $1,8222 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$ para (Figura 5.26b) $212,35 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$ à medida que o comprimento da trinca aumenta. Evidenciando um papel essencial na modificação da forma e no comportamento da trinca ao longo do seu desenvolvimento.

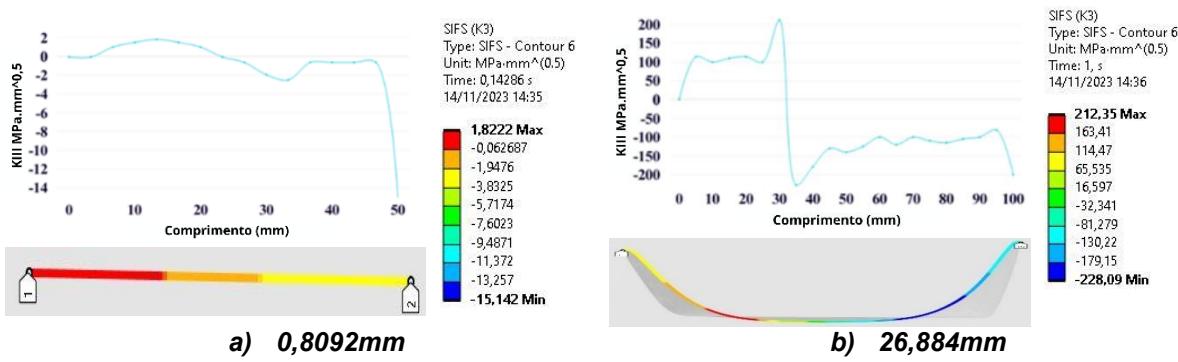


Figura 5.26. Evolução da trinca para K_{III} próxima a furos

O K_{eq} considerando os fatores de intensidade de tensão K_I , K_{II} e K_{III} para este estudo podem ser observados nas equações 5.14 até 5.19, onde nota-se que K_{II} e K_{III} não possui grande interferência no valor de K_{eq} .

a) Trinca Inicial 0,8092mm

$$K_{eqmáx} = \sqrt{(38,842)^2 + (4,5807)^2 + (1,8222)^2} = 39,15 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad (5.14)$$

$$K_{eqmed} = \sqrt{(30,1385)^2 + (1,059)^2 + (-6,6599)^2} = 29,41 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad (5.15)$$

$$K_{eqmin} = \sqrt{(21,435)^2 + (-2,4627)^2 + (-15,142)^2} = 26,35 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad (5.16)$$

b) Trinca final 26,884mm

$$K_{eqmáx} = \sqrt{(1051,1)^2 + (10,855)^2 + (212,35)^2} = 1072,39 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad (5.17)$$

$$K_{eqmed} = \sqrt{(746,475)^2 + (-2,0715)^2 + (-7,87)^2} = 746,52 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad (5.18)$$

$$K_{eqmin} = \sqrt{(441,85)^2 + (-14,998)^2 + (-228,09)^2} = 497,47 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad (5.19)$$

5.5.4 Cenário 04 trinca normal a borda do furo.

A Figura 5.27 apresenta o segundo caso estudado o qual considera o posicionamento inicial da trinca normal ao furo. Este estudo permite avaliar as mudanças no comportamento da trinca por outra ótica apenas modificando o sentido da trinca em relação aos concentradores de tensão.

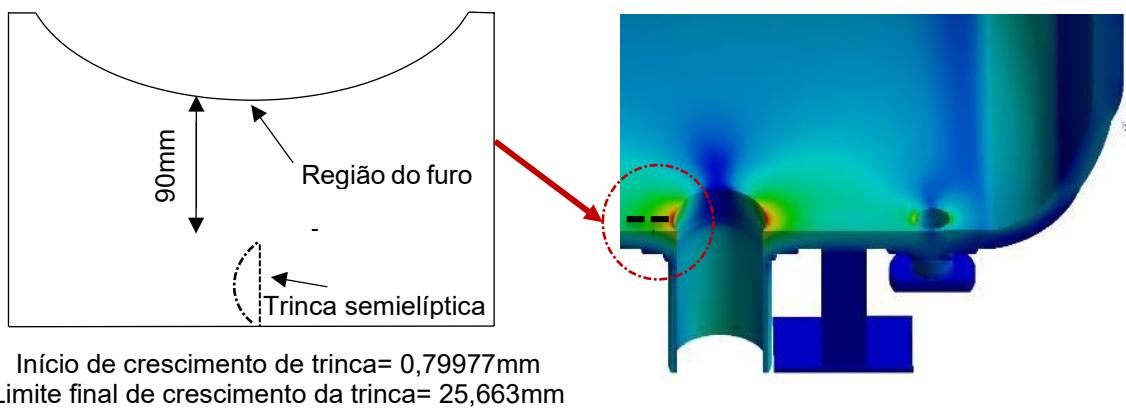


Figura 5.27. Posicionamento Inicial da trinca normal.

A Figura 5.28 apresenta o comportamento da trinca normal ao furo introduzida na parte externa do casco do vaso de pressão notando-se uma predominância do crescimento da trinca em modo I de abertura.

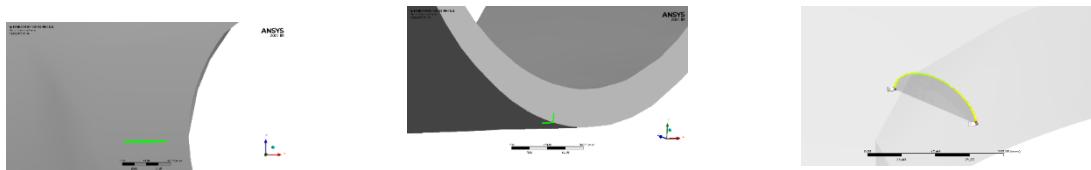


Figura 5.28. Comportamento da trinca normal ao poço de drenagem no modelo reduzido.

Observa-se que a trinca normal ao furo, exibe um crescimento linear, conforme ilustrado na Figura 5.29. Essa característica diferencia-se um pouco da Figura 5.18, que descreve o crescimento da trinca tangencial próxima à borda do poço de dreno. Essa distinção nas características de crescimento ressalta a influência do posicionamento inicial da trinca.

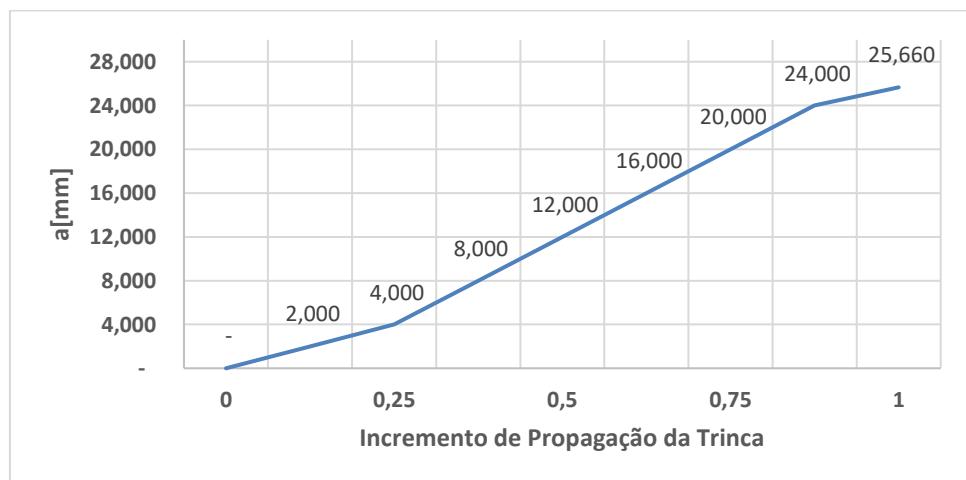


Figura 5.29. Gráfico de crescimento de trinca normal.

Na Figura 5.30, observa-se a evolução do FIT K_I ao longo do crescimento da trinca normal ao furo. Na figura 5.30a, a curva apresenta crescimento côncavo, experimentando comportamento misto onde a região central está em EPD e as extremidades em EPT. Na figura 5.30b, o material cede não apresentando relevante resistência ao crescimento da trinca entrando em EPD puro. evidenciado a aceleração do crescimento da trinca e mudança no regime de propagação.

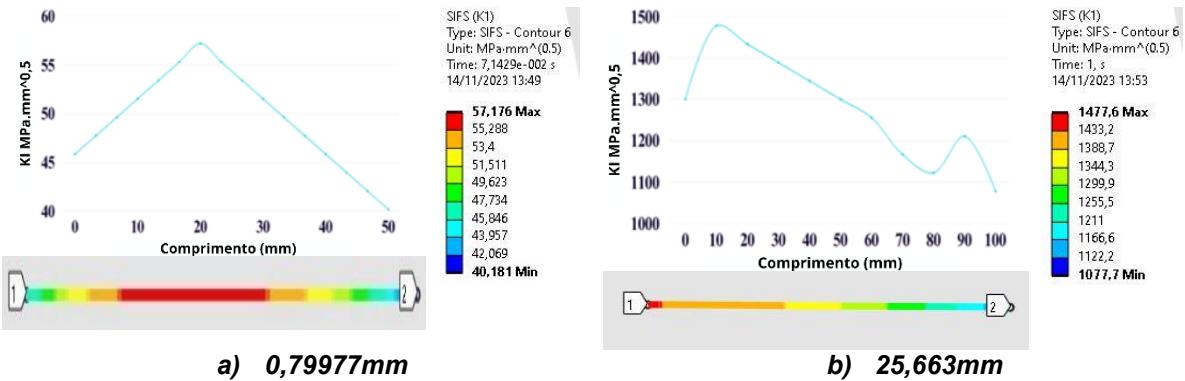


Figura 5.30. Evolução da trinca para K_I , normal

Na Figura 5.31, os resultados para K_{II} são apresentados, permitindo a comparação dos valores do comportamento da trinca em seus estágios a e b. Observa-se que os valores são relativamente pequenos, quase desprezíveis. Apesar da expansão global do vaso em todas as direções, a localização estratégica da trinca em relação ao concentrador de tensões contribui para seu crescimento uniforme. Esse padrão indica que o modo I de abertura prevalece.

Isso ocorre, pois a tensão circunferencial é 2 vezes maior que a tensão longitudinal, isso quando o vaso cilíndrico não possui nenhuma singularidade ou reentrância, como furos ou mudanças de seção. Os furos ou mudanças de seção podem afetar significantemente a distribuição das tensões internas do vaso de pressão, o que também resulta no comportamento externo do vaso. Uma vez que a parcela retirada do vaso de pressão intensifica a tensão localizada.

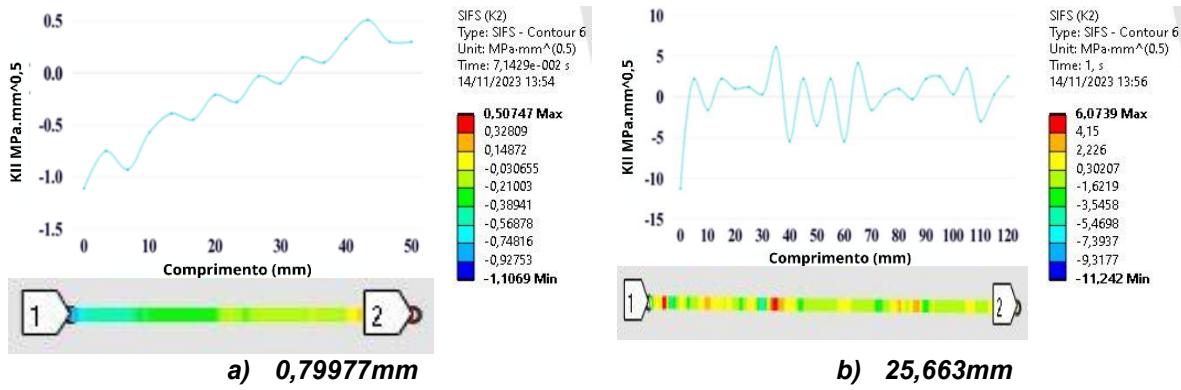


Figura 5.31. Evolução da trinca para $K_{II, \text{normal}}$

Na Figura 5.32, os valores de K_{III} mostram-se insignificantes, apresentando um crescimento estável da trinca desde o estágio a) até o b). Este comportamento ressalta a influência predominante do modo I de abertura na propagação da trinca, destacando sua estabilidade ao longo do seu crescimento.

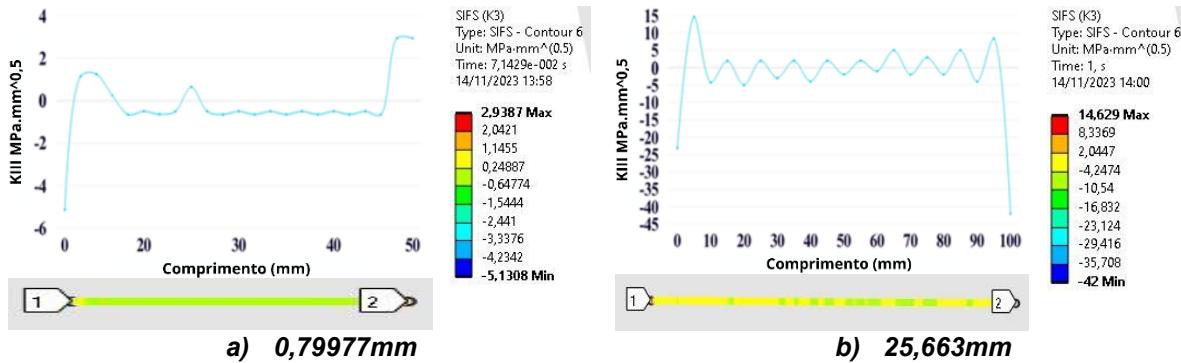


Figura 5.32. Evolução da trinca para $K_{III, \text{normal}}$

O K_{eq} para K_I , K_{II} e K_{III} são apresentados nas equações 5.20 até 5.25, onde nota-se que K_{II} e K_{III} não possuem relevância no valor de K_{eq} .

a) Trinca Inicial 0,79977mm

$$K_{eqmáx} = \sqrt{(57,176)^2 + (0,50747)^2 + (2,9387)^2} = 57,25 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad (5.20)$$

$$K_{eqmed} = \sqrt{(30,1385)^2 + (1,059)^2 + (-6,6599)^2} = 29,41 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad (5.21)$$

$$K_{eqmin} = \sqrt{(40,181)^2 + (-1,1069)^2 + (-5,1308)^2} = 40,52 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad (5.22)$$

b) Trinca final 25,663mm

$$K_{eqmáx} = \sqrt{(1477,6)^2 + (6,0739)^2 + (14,629)^2} = 1477,68 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad (5.23)$$

$$K_{eqmed} = \sqrt{(1277,65)^2 + (-2,58405)^2 + (-13,6855)^2} = 1277,7 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad (5.24)$$

$$K_{eqmin} = \sqrt{(1077,7)^2 + (-11,242)^2 + (-42)^2} = 1078,58 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad (5.25)$$

5.5.5 Cenário 05 trinca normal com a presença de furos próximos ao poço de dreno.

Prosseguindo com o segundo caso de estudo para a trinca normal, foi introduzida uma situação hipotética envolvendo a perfuração do casco para a fixação de uma chapa de reforço. Essa perfuração, realizada nas proximidades do poço de dreno, cria novos concentradores de tensão que podem impactar o comportamento da trinca. A Figura 5.33 apresenta uma perspectiva dos furos próximos ao poço de dreno, destacando a presença de uma trinca normal na região.

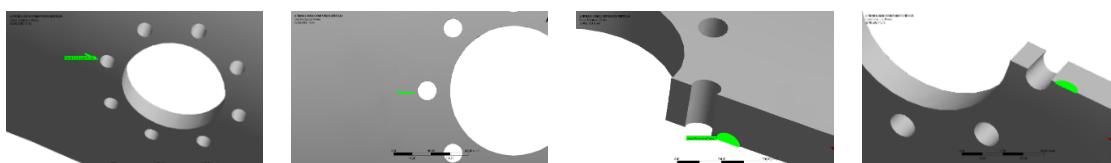


Figura 5.33. Furos próximos ao poço de dreno com trinca normal no modelo reduzido

A Figura 5.34 ilustra o gráfico que representa o crescimento linear da trinca normal em resposta à introdução de furos no estudo. Esta representação oferece uma visão do impacto dos furos no desenvolvimento da trinca.

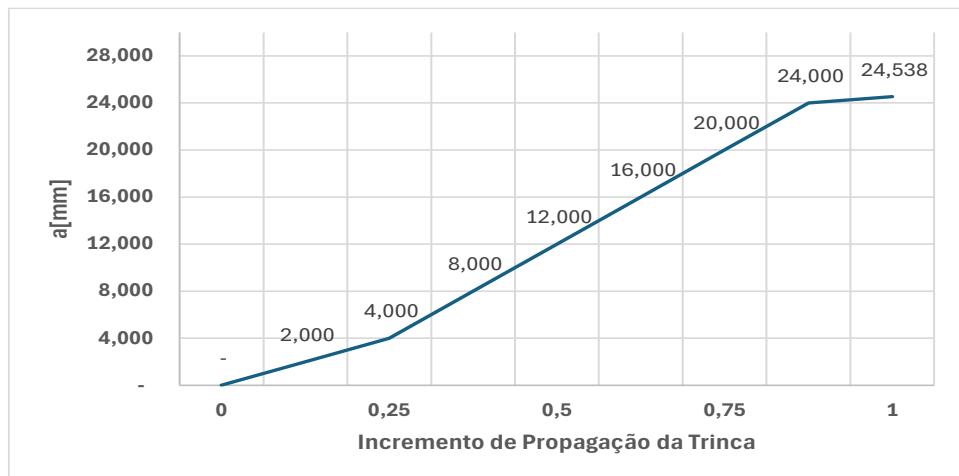


Figura 5.34. Gráfico de crescimento de trinca normal com furos.

O FIT K_I é mostrado na Figura 5.35, que apresenta os estágios a) e b) da trinca normal com furos destinados à hipotética inserção de chapa de reforço. Nessa representação, é possível acompanhar a evolução dos valores de intensidade de tensão na ponta da trinca desde o seu início a), quando a trinca começa a propagar, até o estágio final b), conforme admitido por este estudo.

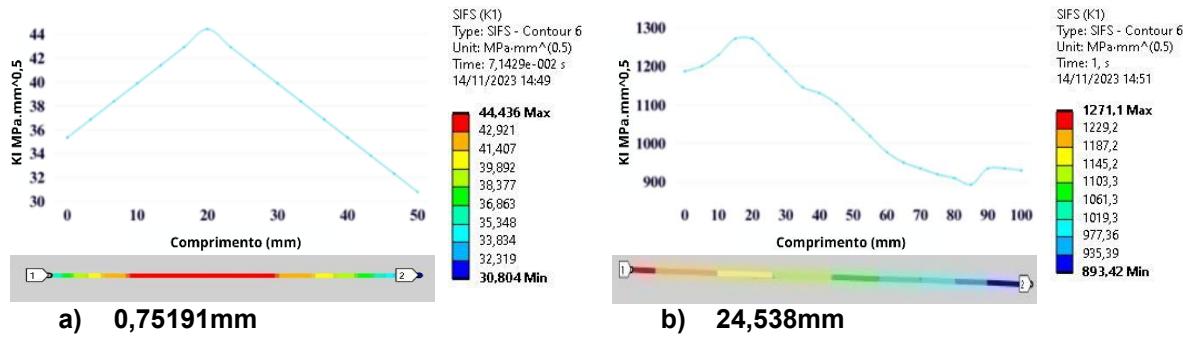


Figura 5.35. Evolução da trinca para K_I , normal com furos

Os valores do FIT K_{II} , devido à posição da trinca, não revelam significância, conforme apresentado na Figura 5.36a e b. Esses resultados indicam que a propagação da trinca pelo vaso de pressão busca o furo predominantemente no modo I de abertura, tornando os modos II e III praticamente irrelevantes.

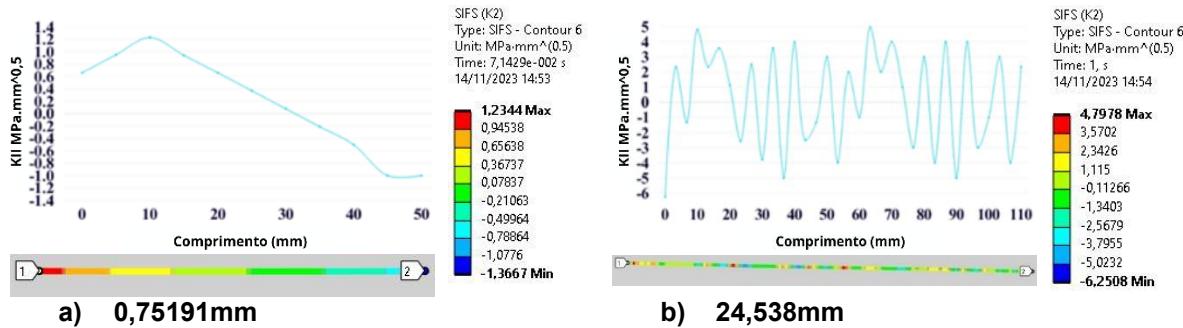


Figura 5.36. Evolução da trinca para K_{II} , normal com furos

Assim como os valores de K_{II} não apresentam grande relevância para o modelo analisado com trinca normal aos furos, o FIT K_{III} também não mostra valores significativos em relação à influência no crescimento da trinca. Conforme observado na Figura 5.37a e b os resultados reforçam a afirmação de um modo de abertura I predominante.

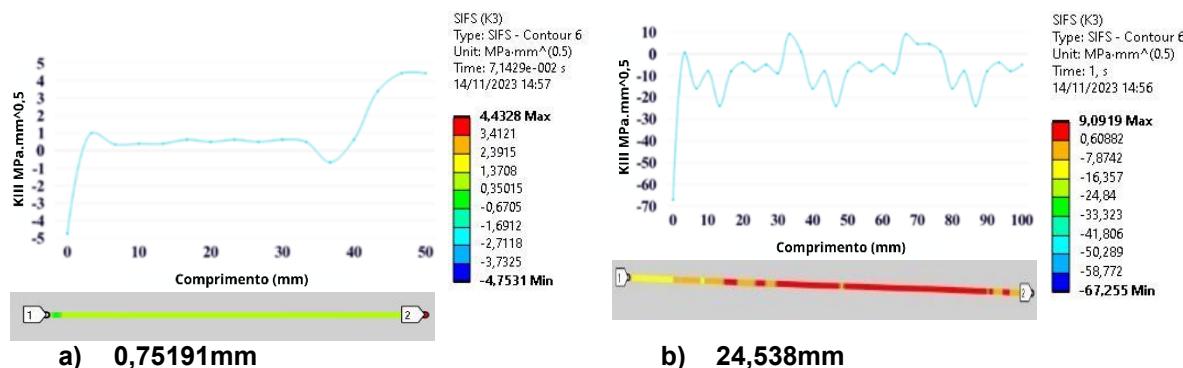


Figura 5.37. Evolução da trinca para K_{III} , normal com furos.

O K_{eq} é exposto nas equações 5,26 até 5.31, onde os valores indicam um crescimento de trinca predominantemente em modo I de abertura.

a) Trinca Inicial 0,75191mm

$$K_{eqmáx} = \sqrt{(44,436)^2 + (1,2344)^2 + (4,4328)^2} = 44,67 MPa\sqrt{mm} \quad (5.26)$$

$$K_{eqmed} = \sqrt{(37,62)^2 + (-0,06615)^2 + (-0,16015)^2} = 37,62 MPa\sqrt{mm} \quad (5.27)$$

$$K_{eqmin} = \sqrt{(30,804)^2 + (-1,3667)^2 + (-4,7531)^2} = 31,20 MPa\sqrt{mm} \quad (5.28)$$

b) Trinca final 24,538mm

$$K_{eqmáx} = \sqrt{(1271,1)^2 + (4,7978)^2 + (9,0919)^2} = 1271,14 MPa\sqrt{mm} \quad (5.29)$$

$$K_{eqmed} = \sqrt{(1082,26)^2 + (-0,7265)^2 + (-29,08155)^2} = 1082,6 MPa\sqrt{mm} \quad (5.30)$$

$$K_{eqmin} = \sqrt{(893,42)^2 + (-6,2508)^2 + (-67,255)^2} = 895,97 MPa\sqrt{mm} \quad (5.31)$$

A verificação do modelo de análise de tensões em vasos de pressão foi alcançada com sucesso, utilizando o MEF. Os resultados numéricos obtidos neste estudo foram comparados com um modelo de referência desenvolvido por (Silva, 2015), demonstrando uma diferença relativa de aproximadamente 10,49% nas tensões de von Mises equivalentes entre os dois modelos.

O estudo realizado mostrou que devida a alta tenacidade a fratura do material não há possibilidade da trinca propagar no vaso de pressão sobre as condições de pressão aplicadas. Toda via sob a ótica de uma tenacidade a fratura reduzida em um vaso de pressão onde o FIT seja superior a K/c a distribuição de tensões dentro do vaso de pressão revelou a presença de regiões críticas, como aquelas próximas ao poço de dreno, que são mais suscetíveis ao aparecimento de trincas. A aplicação de condições de contorno adequadas e a realização de estudos de convergência de malha foram fundamentais para observação do comportamento. A investigação da propagação de trincas em diferentes cenários, incluindo trincas tangenciais e trincas normais com e sem a presença de furos, proporcionou informações importantes sobre os mecanismos de falha em vasos de pressão.

A análise dos FITs revelou a influência significativa do posicionamento da trinca e da presença de concentradores de tensão na propagação das trincas. Em resumo, este estudo contribui para o avanço do conhecimento sobre o comportamento estrutural de vasos de pressão em carregamento estático, fornecendo informações valiosas para o projeto e a manutenção segura desses equipamentos.

O estudo também serviu para determinar quais os piores senários de trinca em vasos de pressão, permitindo a escolha de um deles para a realização dos estudos em fadiga.

5.6 ANÁLISE DE FADIGA NO MODELO REDUZIDO E EM UM CTS EM AMPLITUDE CONSTANTE.

Foi conduzido um estudo de análise numérica em fadiga, sob ciclos de amplitude constante com razão de carga $R=0$ (simulando pressurização e despressurização total) no modelo reduzido do vaso de pressão (caso 5), com o objetivo de simular o crescimento de trinca na vizinhança do furo e quantificar a evolução por meio da lei de Paris. A partir desse enquadramento numérico que reproduz o estado de membrana e a solicitação circunferencial, estabeleceu-se a base para uma investigação complementar, em condições controladas, do mesmo fenômeno em corpo de prova.

No presente estudo, foi realizada uma análise detalhada de um corpo de prova (CTS) confeccionado com o mesmo material utilizado na fabricação de vasos de pressão, especificamente o Aço ASTM A516 Gr 70. O objetivo primordial desta investigação foi avaliar o comportamento do material sob ciclos de amplitude constante, permitindo uma observação sistemática da propagação de trincas.

As simulações foram conduzidas em condições controladas, onde foram aplicados ciclos de carga que representavam as condições operacionais típicas de expansão e retração em vasos de pressão. Durante o processo, foi possível monitorar o crescimento da trinca, desde suas fases iniciais até a eventual separação das faces do corpo de prova. Essa abordagem proporcionou uma compreensão abrangente dos mecanismos de falha associados ao material, destacando a importância da análise do comportamento mecânico sob condições de fadiga. Tal análise é frequentemente realizada utilizando métodos de análise numérica, como o MEF, que permite simular o comportamento do material sob diferentes condições de carga e identificar pontos críticos de tensão e deformação na ponta da trinca.

O uso do MEF proporciona uma compreensão mais profunda do comportamento estrutural do modelo reduzido e do corpo de prova sob carregamento de fadiga, permitindo uma avaliação mais precisa de sua capacidade de suportar

cargas e resistir a falhas. Essa abordagem é fundamental para o desenvolvimento de materiais e estruturas que atendam aos requisitos de segurança e desempenho em uma variedade de aplicações industriais.

Considerando o contexto fornecido em que se aplica carregamento cíclico de amplitude constante ($R = 0$), variando entre tensões de 0 e 10 MPa a cada ciclo, a análise concentra-se na falha por fratura do CTS sob ciclos repetidos. Nesse cenário, é fundamental compreender como o material responde a esse regime de amplitude constante, especialmente quanto à sua resistência à fadiga e à falha eventual.

Os resultados obtidos indicaram uma relação clara entre a amplitude de tensão aplicada e a taxa de crescimento da trinca, evidenciando as características de resistência do Aço ASTM A516 Gr 70. A observação minuciosa do fenômeno de propagação da trinca não apenas contribuiu para um entendimento mais profundo dos processos de degradação do material, mas também serve como uma valiosa referência para futuras investigações e aplicações práticas na engenharia de vasos de pressão.

Essa pesquisa é relevante para a engenharia de materiais, uma vez que fornecem dados sobre a integridade estrutural e a segurança dos componentes em operação. Assim, a pesquisa se concentra na aplicação de carregamento na geometria do modelo reduzido e do CTS em Aço ASTM A516 Gr 70, orientando o desenvolvimento de estratégias de monitoramento e manutenção que visem à prolongação da vida útil de estruturas pressurizadas.

5.6.1 Estudo de fadiga no modelo reduzido do vaso de pressão.

Antes das análises de fadiga no modelo reduzido, verificou-se a qualidade da malha para garantir resultados numéricos confiáveis. A Figura 6.1 apresenta o histograma das métricas avaliadas, confirmando a adequação para o estudo de crescimento de trinca.

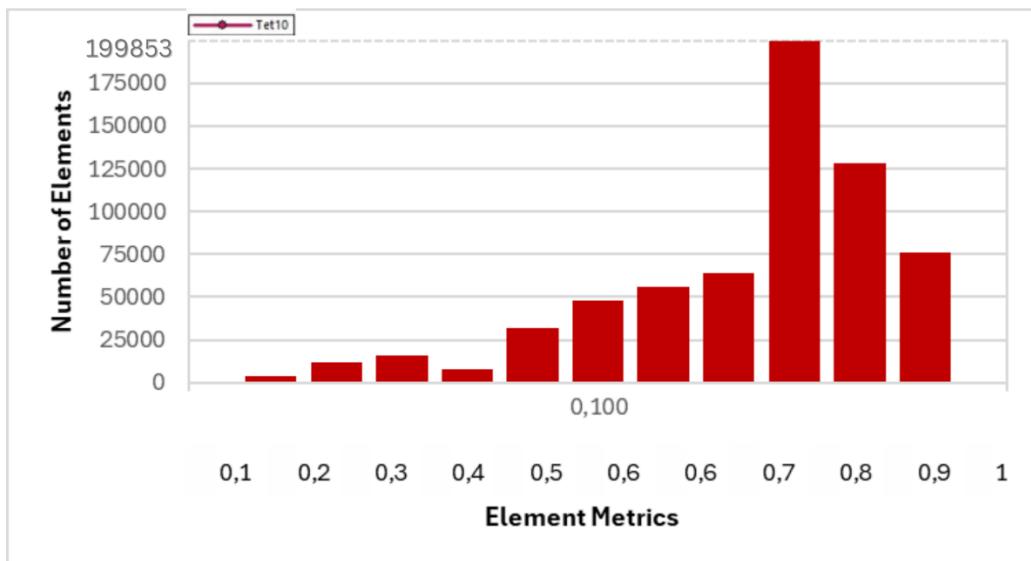


Figura 6.1. Gráfico de métrica de malha do modelo reduzido para fadiga.

A Figura 6.2 apresenta os valores de K_I ao longo do crescimento da trinca sob pressão interna cíclica 0–10 MPa ($R=0$). Os resultados evidenciam propagação em modo I (abertura), reproduzindo a condição de pressurização e despressurização; como $R=0$, tem-se $\Delta K \approx K_{max}$, o que permite acompanhar diretamente a evolução da fratura com o aumento de a .

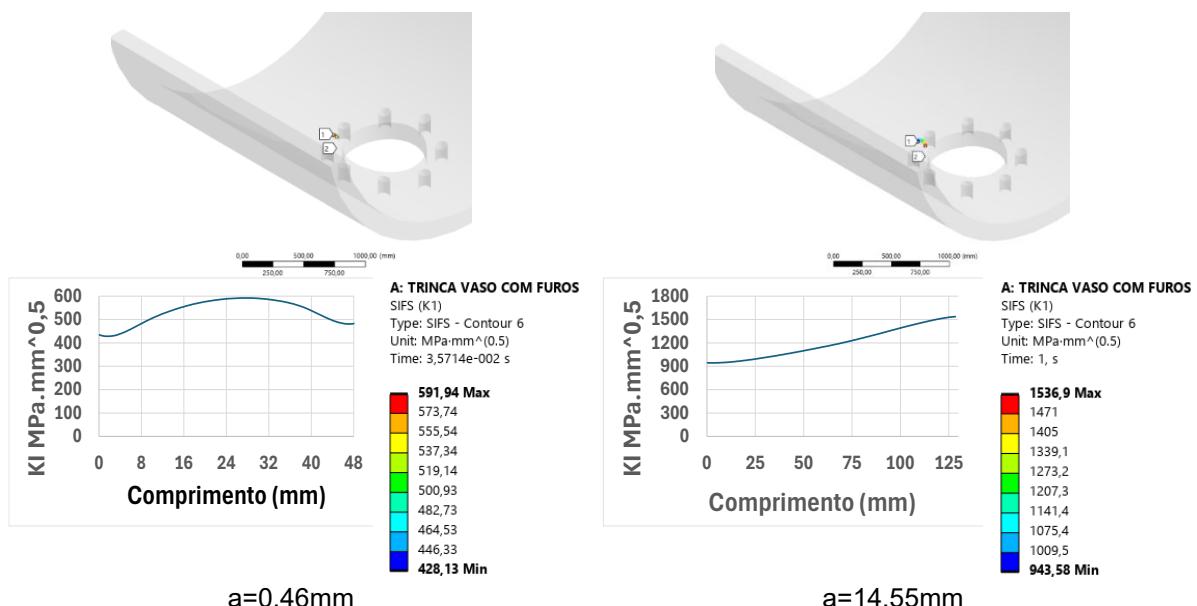


Figura 6.2. Comportamento em K_I do modelo reduzido a fadiga.

Na Figura 6.3, os valores de K_{II} mostram-se desprezíveis, não influenciando a propagação da trinca no vaso de pressão; o campo próximo à ponta permanece dominado pelo modo I.

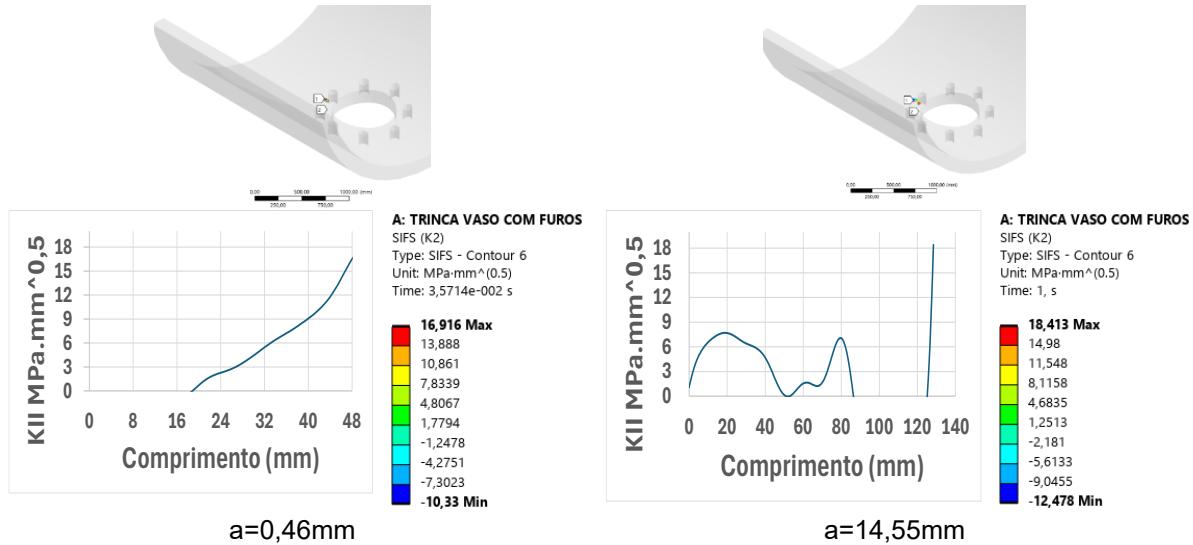


Figura 6.3. Comportamento em K_{II} do modelo reduzido a fadiga.

Assim como em K_{II} , o componente K_{III} Figura 6.4 mostrou-se irrelevante ao longo da propagação, não alterando a fratura nem a trajetória de crescimento da trinca; portanto, pode ser considerado desprezível no contexto analisado.

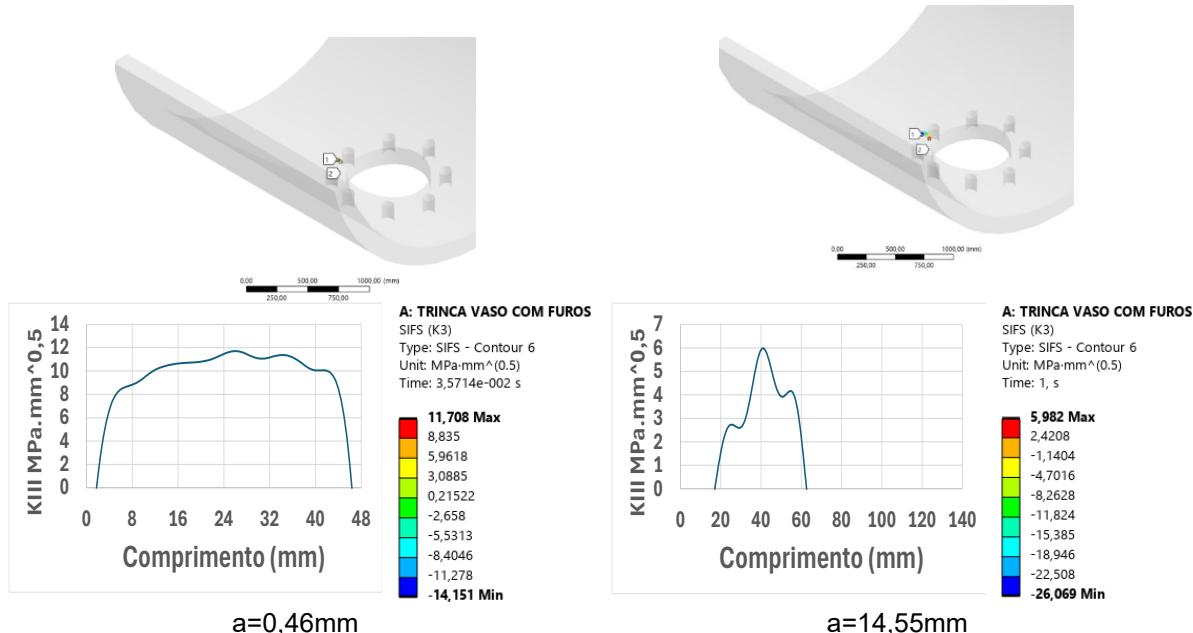


Figura 6.4. Comportamento em K_{III} do modelo reduzido a fadiga.

A Figura 6.5 apresenta a evolução do comprimento de trinca no modelo reduzido sob carregamento cíclico. A trinca torna-se detectável em $a = 0,46$ mm e cresce a cada incremento até atingir o critério de parada em $a = 14,55$ mm. O comportamento é compatível com propagação em modo I.

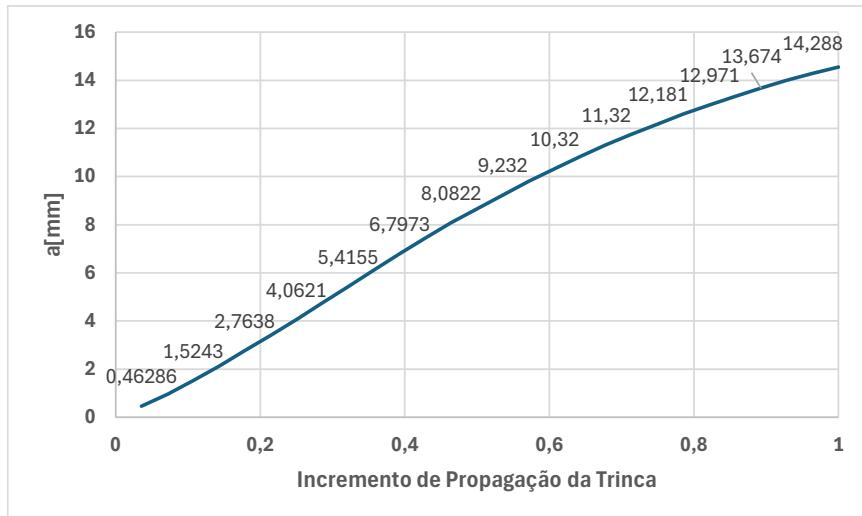


Figura 6.5. Gráfico de crescimento da trinca a fadiga no modelo reduzido

A Figura 6.6 apresenta o gráfico do crescimento de trinca pelo número de ciclos axN , onde é possível observar o número de ciclos necessários para o crescimento da trinca.

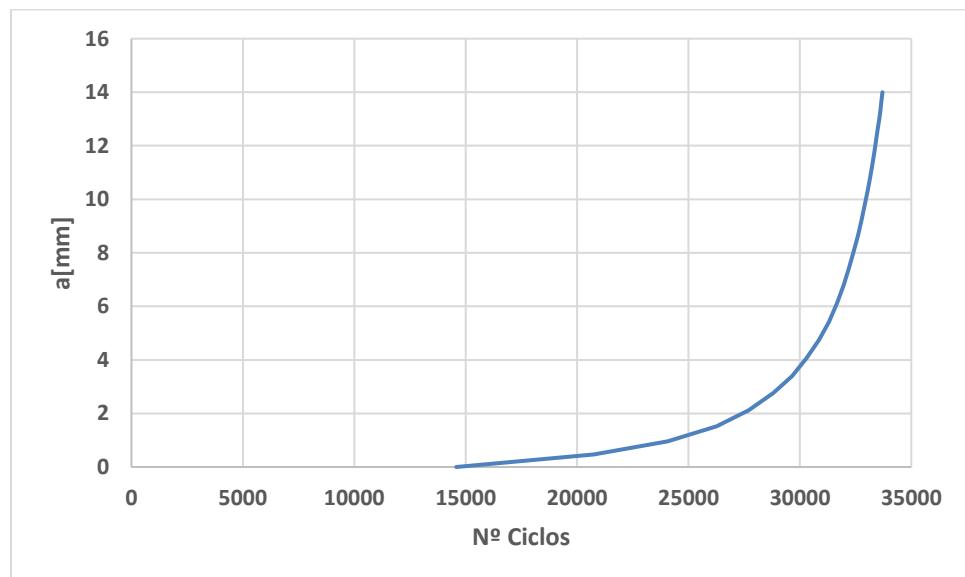


Figura 6.6. Gráfico de axN

Foi utilizada a lei Paris para determinar o valor da curva de da/dN por ΔK do modelo reduzido a qual pode ser visualizada na Figura 6.7.

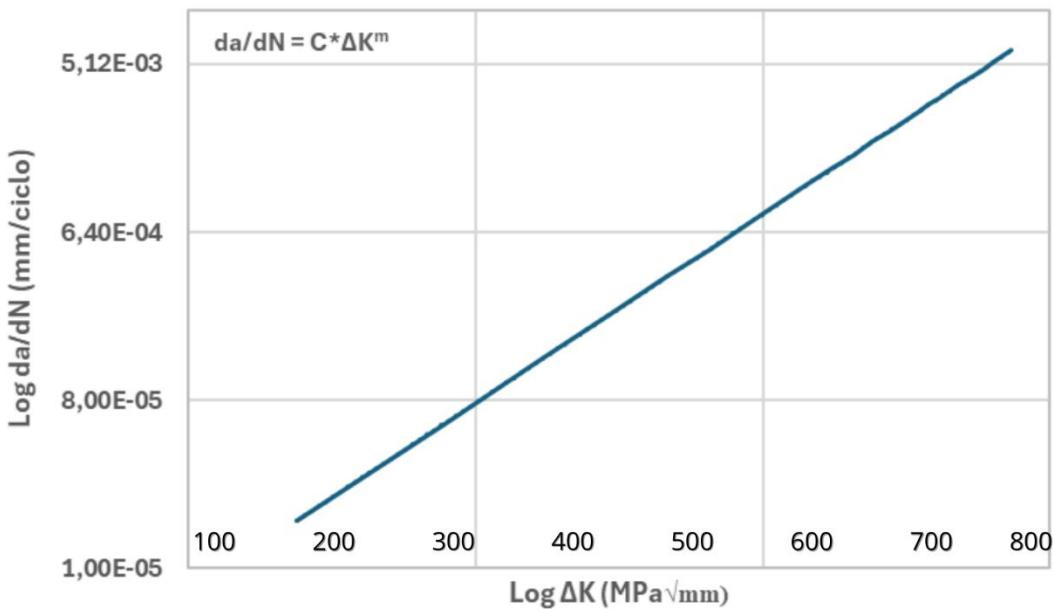


Figura 6.7. Gráfico da/dN por ΔK para o modelo reduzido.

Como etapa preliminar, o modelo reduzido do vaso de pressão foi analisado em fadiga para compreender melhor o crescimento da trinca próxima ao furo e os níveis de ΔK associados. Esses resultados servem de referência para o estudo subsequente em corpo de prova no CTS do mesmo material, no qual o fenômeno será avaliado em geometria controlada e sob amplitude constante.

5.6.2 Estudo de fadiga em um cts.

As dimensões usadas para a modelagem do corpo de prova e simulação numérica do carregamento em fadiga, podem ser visualizadas na Figura 6.8. As dimensões do CTS seguem características normativas e foram extraídas do artigo de (Ghasemi et al., 2020) para fins de comparação entre os modelos sendo de estrema importância a correta modelagem computacional do CTS para um resultado mais preciso de análise numérica computacional pelo MEF. O estudo realizado por (Ghasemi et al., 2020) abordou conceitos interessantes para essa pesquisa, uma vez que realizou ensaios com CTS com aço ASTM A516 Gr 70. Desta forma buscamos

verificar os dados do comportamento do material com os obtidos em (Ghasemi et al., 2020).

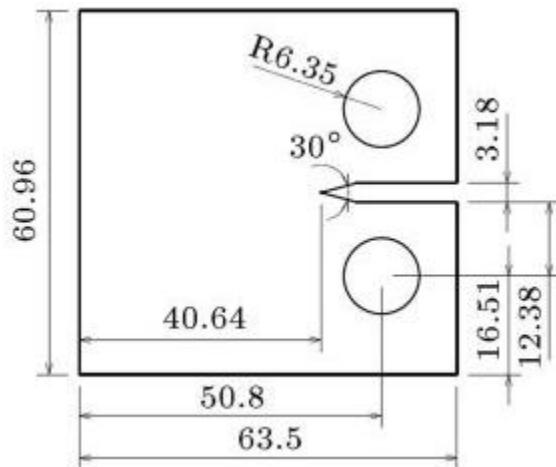


Figura 6.8. Geometria do CTS

Para o início dos estudos e simulações numéricas sobre o comportamento da trinca sobre o CTS foi realizado uma observação prévia sobre a qualidade dos elementos de malha, para maior confiabilidade e precisão dos resultados, a métrica de malha pode ser observada no gráfico da Figura 6.9.

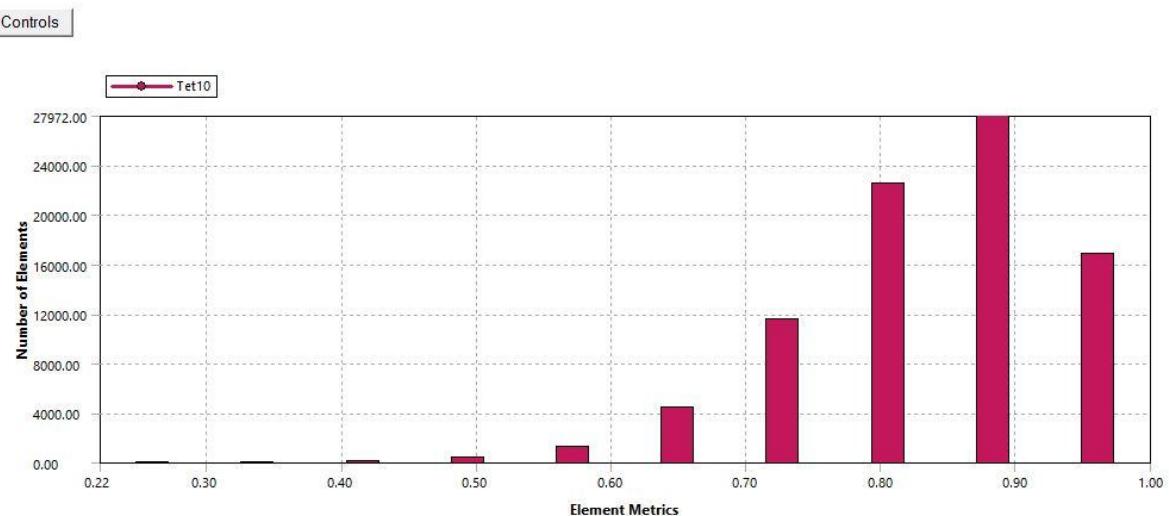
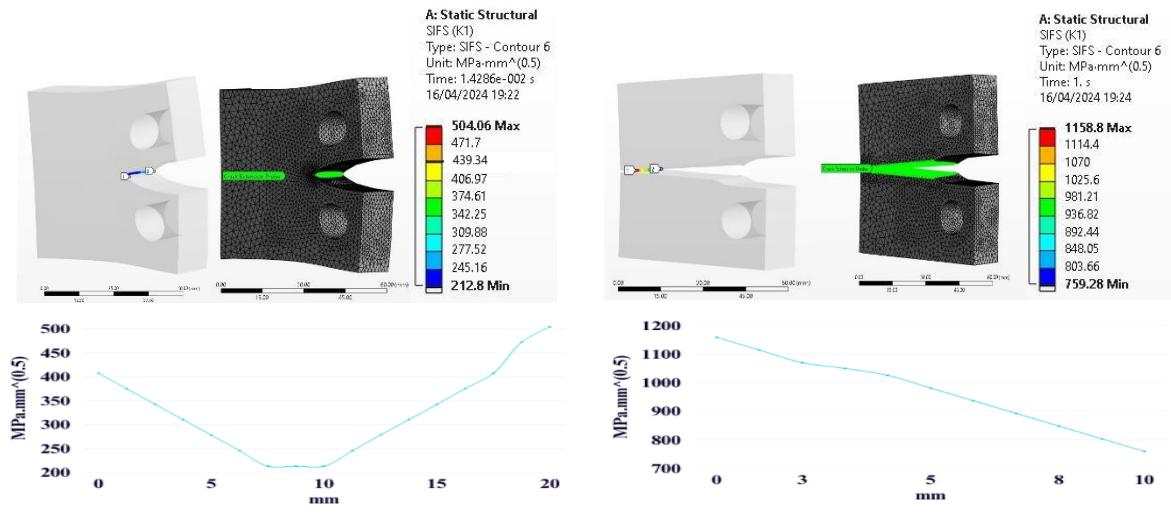


Figura 6.9. Gráfico de métrica de malha

Nas Figura 6.10 e Figura 6.11 pode se observar como se comporta o crescimento de trinca sobre o material, sendo ilustradas no estágio a e b da trinca a razão de tensão R é zero, implicando que a variação da tensão aplicada se dá em 10MPa e 0MPa.



a) Estágio 0,41mm

b) Estágio 40,64mm

Figura 6.10. Comportamento do CTS no estágio inicial e final da trinca

O gráfico na Figura 6.11 apresenta o desenvolvimento do crescimento da trinca no CTS de forma que começa a ser observada quando atinge 0,4110mm até o rompimento total do espécime com 40,64mm.

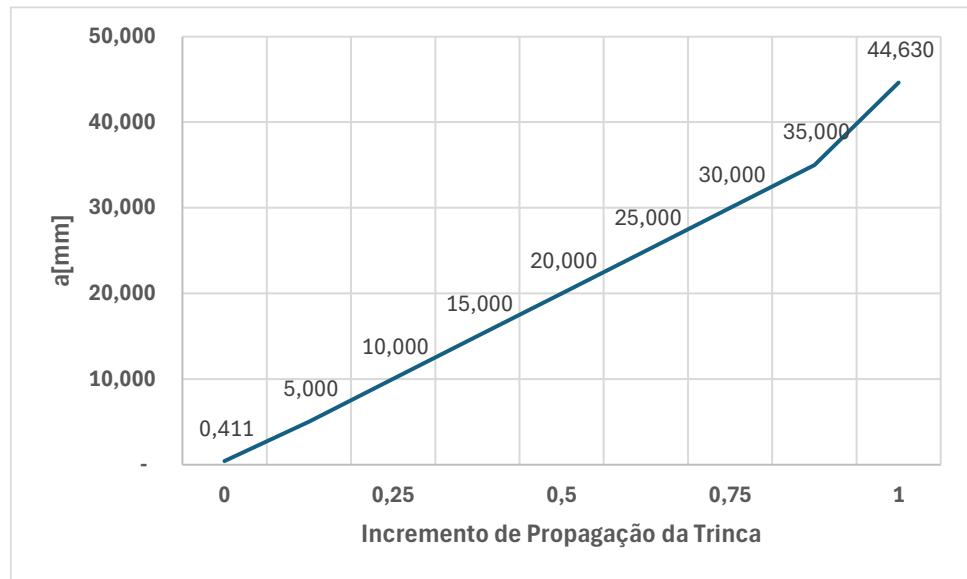


Figura 6.11. Gráfico de crescimento de trinca no CTS.

Com base nos gráficos apresentados e o crescimento da trinca, passamos a observar o número de ciclos no modelo de estudo, os valores para o número de ciclos, são apresentados na Figura 6.12.

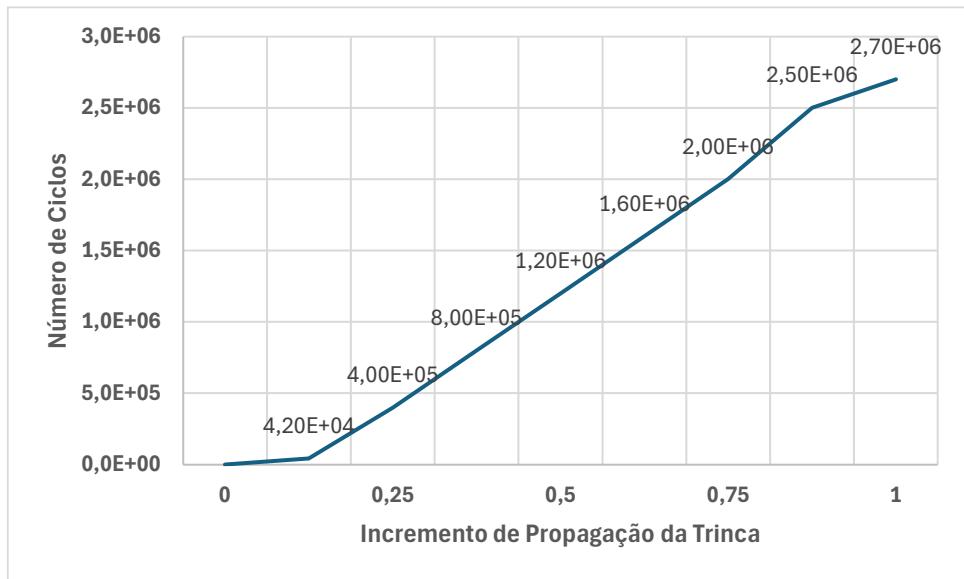


Figura 6.12. Gráfico do número de ciclos.

Com as informações apresentadas no gráfico da Figura 6.12 obtidas através de análise numérica, foi possível ter conhecimento do número de ciclos no corpo de prova. O que possibilitou realizar a verificação dos valores de axN (crescimento de trinca por número de ciclos) que são apresentados na Figura 6.13, onde foi comparado os cálculos analíticos e os obtidos no artigo de (Ghasemi et al., 2020).

Na Figura 6.13 foram compilados os resultados analíticos de $a \times N$ por meio do rearranjo algébrico retirado de (D.M. Parks, 2004) equação 6.2 sendo N apresentando na equação 6.1 e os obtidos por (Ghasemi et al., 2020), podendo verificar a proximidade dos dados dos dois modelos. A comparação permitiu observar uma diferença média entre os crescimentos de trinca de aproximadamente 6% enquanto ao número de ciclos a mesma se deu em aproximadamente 18%.

$$N = \frac{(2-m)C[F\Delta\sigma\sqrt{\pi}]^m}{2} \left(\frac{a_c}{a_c^{\frac{2-m}{2}} - a_i^{\frac{2-m}{2}}} \right) \quad (6.1)$$

$$a \times N = \frac{\frac{1}{\pi} \left(\frac{K}{F\sigma} \right)^2 (2-m)C(\Delta\sigma F\sqrt{\pi})^m}{2 \left(a_c^{\frac{2-m}{2}} - a_i^{\frac{2-m}{2}} \right)} \quad (6.2)$$

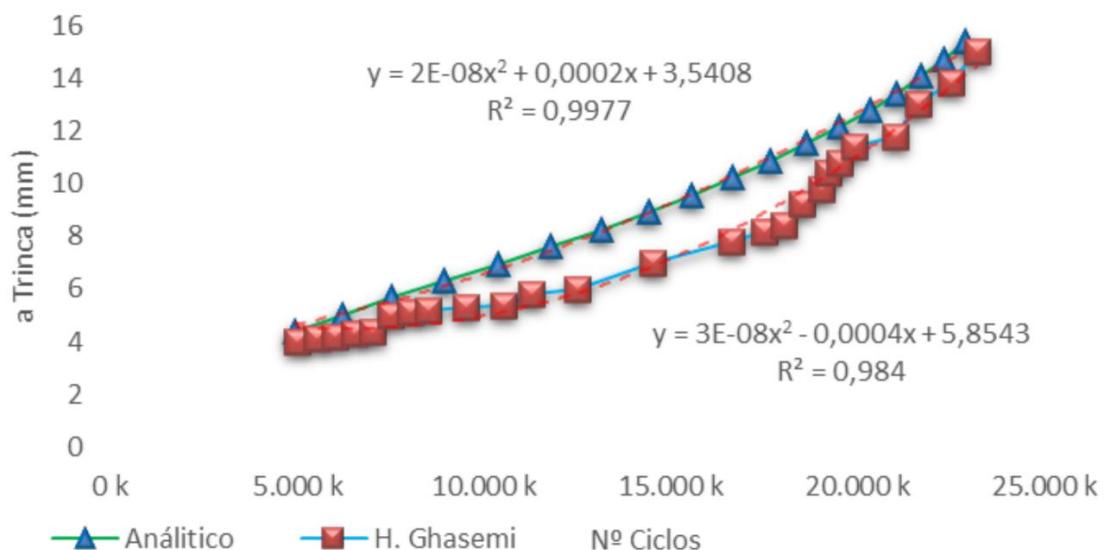


Figura 6.13. Gráfico de comparação de a/N

Para a análise do crescimento de trinca em fadiga, foi utilizada a Lei de Paris, permitindo a comparação dos resultados das curvas da/dN obtidas tanto pelo modelo numérico, solução analítica e os dados apresentados por (Ghasemi et al., 2020). Conforme ilustrado na Figura 6.14, a comparação entre o modelo numérico e os resultados de (Ghasemi et al., 2020) revelou uma diferença de 6% para da/dN . A discrepância entre o modelo numérico e a solução analítica foi de 2%. A diferença entre a solução analítica e os resultados de (Ghasemi et al., 2020) foi de 4%. Em relação a $\Delta\kappa$, a diferença observada entre o modelo numérico e os dados de (Ghasemi et al., 2020) foi de 15%. O modelo numérico e a solução analítica foi de 5%, e entre a solução analítica e os resultados de (Ghasemi et al., 2020) foi de 11%.

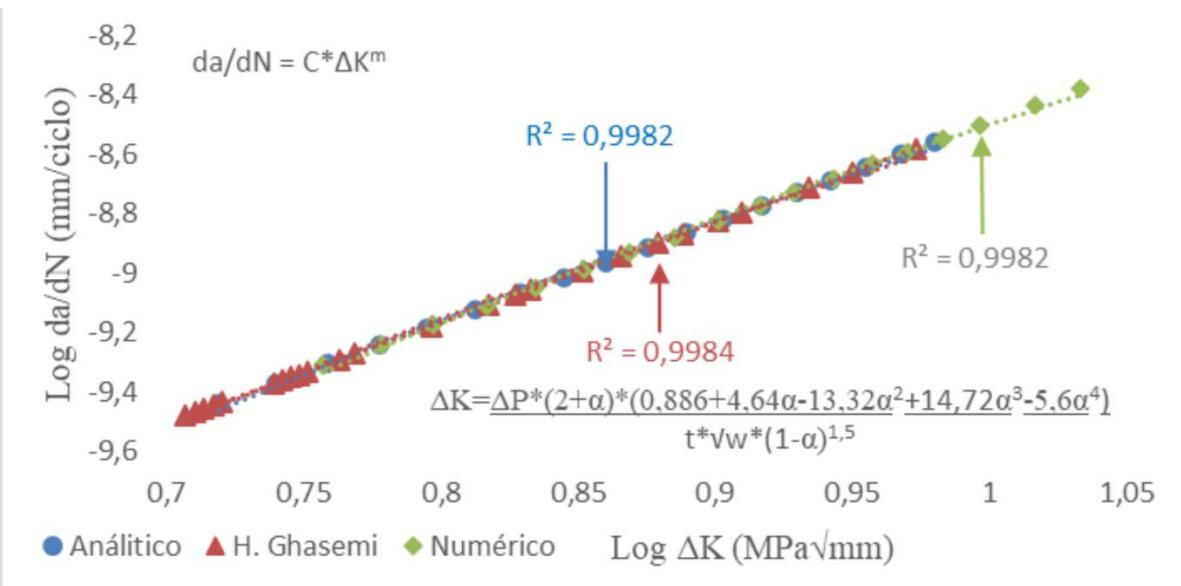


Figura 6.14. Gráfico de comparação de da/dN x ΔK

Sendo assim, o presente estudo permitiu comparar o comportamento do material e a proximidade dos resultados obtidos nas simulações, numérica, analítica e o modelo estudado por (Ghasemi et al., 2020), sendo esse aceitáveis para verificação do estudo apresentado neste trabalho.

6 CONCLUSÕES

O estudo foi capaz de observar o comportamento do aço ASTM A516 GR70 em vaso de pressão cilíndrico com presença de concentradores de tensão submetido a carregamento estático (pressão interna), sendo a avaliado a tensão de von Mises para o modelo deste trabalho e o proposto por (Silva, 2015), deste modo foi possível verificar a equivalência dos vasos de pressão apresentados. Para um comparativo preciso foi desenvolvido um estudo de qualidade de malha trazendo confiabilidade as análises.

Com o modelo já verificado, para fins de redução do custo computacional o vaso de pressão foi seccionado tornando o objeto de análise a parcela onde a máxima tensão principal se apresentou com maior intensidade, para garantir o comportamento de membrana foi aplicado suportes sem atrito.

Foi possível observar que em carregamento estático não houve a propagação de trinca no A516 Gr70 sob as condições apresentadas nesse trabalho.

O modelo reduzido permitiu observar a resposta estrutural diante de uma condição crítica simulada, obtida pela adoção de um valor arbitrariamente reduzido de K/c (não representa o material real). Nessa configuração exploratória, a trinca se nucleou e falhou a partir do ponto de máxima tensão principal, assumindo-se a hipótese de crescimento semielíptico e com predominância do Modo I de abertura. Ressalta-se que, em regime estático, ao se atingir o valor crítico de $K_I = K/c$, ocorre a falha de forma imediata e instável, não representando um crescimento real de trinca, mas apenas um artifício numérico para avaliar a trajetória potencial de falha.

Seguidamente foi introduzida uma trinca tangencial a borda do poço de drenagem na parte externa do vaso de pressão, onde foi possível observar um comportamento não convencional da trinca embora ainda em formato semielíptico procurou uma abertura espiral com suas extremidades abrindo em lados opostos e em modo misto de abertura.

Ainda mantendo a trinca tangencial ao poço de drenagem foi introduzido furos adicionais, simulando furos para uma chapa de reforço, nesse caso o comportamento da trinca ainda se manteve em modo misto de abertura, no entanto as duas

extremidades da trinca passaram a correr em direção ao furo, procurando os novos concentradores de tensões.

O cenário 3 estudado previu o surgimento de uma trinca normal ao furo, localizado na parede externa do vaso de pressão, nesse caso a trinca se comportou com predominância no modo I de abertura.

O mesmo estudo foi aplicado ao vaso de pressão com novos concentradores simulando furos para chapa de reforço com a trinca normal ao poço de drenagem, conforme o estudo anterior o comportamento da trinca foi similar, onde a trinca se propagou predominantemente em modo I de abertura em direção aos novos concentradores de tensão.

Para estudar o comportamento em fadiga, foi realizado o estudo em um dos cenários do modelo reduzido sendo complementado por um corpo de prova padrão do tipo CTS, reproduzindo as dimensões utilizadas por (Ghasemi et al., 2020). Antes das simulações de propagação, foram realizados estudos de convergência de malha e verificação do campo de tensões de von Mises. Com carregamento cíclico de amplitude constante ($R = 0$), avaliou-se o crescimento da trinca e, para comparação, foi construída as curvas $a \times N$ e $da/dN \times \Delta K$ tanto do modelo numérico quanto da solução analítica, confrontando-as com os dados de (Ghasemi et al., 2020).

Os estudos numéricos realizados permitiram caracterizar o comportamento da trinca, nas geometrias e carregamentos avaliados, e identificar alguns cenários em vasos de pressão. mapeando locais e orientações mais suscetíveis a nucleação e a predominância do Modo I em trincas normais ao furo, além de modo misto em trincas tangenciais e do efeito de furos adicionais sobre o FIT. Esses resultados apoiam decisões de inspeção e manutenção, contribuindo para segurança operacional e durabilidade de vasos de pressão.

6.1 SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS.

- Validação Experimental: Realizar ensaios em CTS em aço ASTM A516 Gr70.
- Estudo do modelo em MFEP: Realizar estudo numérico do modelo em MFEP.
- Estudo de Ligações: Realizar estudo de ligações soldadas e parafusadas.
- Variação de posicionamento de trincas: Realizar o estudo do comportamento de trincas em outras posições e ângulos.

- Variação de temperatura: Realizar o estudo numérico do comportamento de trincas em diferentes temperaturas.
- Sistemas de recuperação de trincas: Estudo de reforços e recuperações de trinca.
- Estudo sobre concentradores de tensão: Estudar o comportamento de trincas em relação a concentradores de tensão de geometrias diferentes.
- Estudo em vasos verticais: Estudar o comportamento de trincas em vasos verticais.
- Estudo em vasos esféricos: Estudar o comportamento de fratura em vasos esféricos.
- Estudos de vasos com pressão externa superior a interna: Estudar o comportamento a fratura de vasos de pressão com pressão externa mais elevada que interna.
- Estudo de vasos de pressão com mudanças de seção: Estudar a concentração de tensão em regiões onde exista mudança de seção.
- Estudo de vasos de pressão de paredes espessas: Estudar o comportamento de fratura em trincas com vasos de pressão de paredes espessas.
- Variação de parede de vaso de pressão: Simular a variação das paredes do vaso de pressão, buscando o melhor desempenho e utilização.
- Verificação de pressão abrupta: Verificar por simulação o comportamento do modelo em mudanças de pressão abruptas.

REFERÊNCIAS

- ALBUQUERQUE, Levi Barcelos D. E. Categorização de tensões em modelos de elementos finitos de conexões bocal-vaso de pressão. 1999.
- ALMEIDA, Ícaro Caíque Azevedo. Análise em microescala de fraturamento ósseo utilizando o método dos elementos finitos estendidos. 2022.
- ALVES, Moisés. Estudo De Sistemas De Cogeração Em Usinas De Açúcar E Álcool, Com Utilização Do Bagaço E Palha Da Cana. 2011.
- ANDERSON, T. L. **Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications**, 4th ed. Taylor & Francis. [S.I.: S.n.].
- ARANA L.GONZÁLEZ J. **Mecánica de fractura**. [S.I.: S.n.].
- ASHBY., Michael *et al.* **Engineering Materials and Processes Desk Reference**. [S.I.: S.n.].
- ASME COMMITTEE. **RULES FOR CONSTRUCTION OF PRESSURE VESSEL**. [S.I.: S.n.]. v. 8
- BEDEN, S. M.; ABDULLAH, S.; ARIFFIN, A. K. Review of fatigue crack propagation models for metallic components. **European Journal of Scientific Research**, v. 28, n. 3, p. 364–397, 2009.
- BORGES, Marcelo Lopes Martins. Análise de propagação de trincas por meio da mecânica da fratura. p. 154, 2010.
- BORN, Christopher T. **Blast trauma: The fourth weapon of mass destruction**. [S.I.: S.n.]. v. 94
- BRITO, Nike Nilvan da Silva Pinto Teixeira das Neves. Aproveitamento de gás de vaso separador. 2017.
- BROEK, David. Elementary Engineering Fracture Mechanics. In: **MECHANICAL BEHAVIOR OF MATERIALS**. [S.I.: S.n.]. p. 1–14.
- BRZOSTEK, Robson Cristiano. Estudo Da Fratura Em Solda Ponto Por Fricção Em Alumínio Alclad 2024-T351 E Alumínio 2024-T351 : Uma Abordagem Numérica E Experimental Estudo Da Fratura Em Solda Ponto Por Fricção Em Alumínio Alclad 2024-T351 E Alumínio 2024-T351 : Uma Abordagem Numérica. 2012.
- BUENO, Agno Antonio Camargo. Análise utilizando a norma regulamentadora nr-13 : estudo de casos de compressores de ar instalados e em revendedores de combustíveis. n. 13, 2019.
- CARDOZO, Francisco Ilo Bezerra. Previsão da dureza em junta soldada de um aço astm a 516 grau 60 sujeito à corrosão sob tensão com h2s. 2003.
- COLLINS, J. A.; SAUNDERS, H. Failure of Materials in Mechanical Design. **Journal of Engineering Materials and Technology**, v. 106, n. 1, p. 107–108, 1972.
- COSTA, A. P. Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá. **Efeito do condicionamento ambiental em compósitos soldados de PPS/fibras continuas**, p. 129, 2013.
- DAPPER, Gabriel Justen. Projeto e desenvolvimento de vasos de pressão para bancada de ensaios. 2018.
- D.M. PARKS. **Fatigue crack propagation**. Cambridge: [S.n.].

DOWLING, Norman E. Mechanical behavior of materials: engineering methods for deformation. و آپ خاک, v. 2, n. May, p. 106, 2013.

ELBER W. Fatigue crack closure under cyclic tension. **engineering fracture mechanics**, v. 2, n. 1, p. 37–44, 1970a.

ELBER W. Fatigue Crack Closure Under Cyclic Tension. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 2, n. 1, p. 37–44, 1970b.

FAJDIGA, Gorazd. Determining a kink angle of a crack in mixed mode fracture using maximum energy release rate , SED and MTS criteria. **Journal of Multidisciplinary Engineering Science and Technology**, v. 2, n. 1, p. 356–362, 2015.

FALCÃO, Carlos. Projeto mecânico vasos de pressão e trocadores de calor casco e tubos. 2008.

FERNANDES, Eduardo S. Readequação de um Vaso de Pressão Conforme a Norma Regulamentadora NR 13. n. 13, p. 163–173, 2020.

FERREIRA, Márcio Henrique. Nucleação e propagação de trincas por fadiga em ligas de ferro fundido em condições de carregamentos termomecânicos, n. 8.5.2017, p. 2003–2005, 2022.

FERREIRA, Samuel. Modelagem da Propagação da Trinca de Fadiga Através do Dano Acumulado na Zona Plástica. 2018.

FILHO, José Edson de Carvalho. Análise e reparos de segurança em vasos de pressão. 2018.

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

FREITAS, Artur Siqueira Nóbrega de. Análise Estrutural e de Estabilidade do Vaso de Pressão de um AUV. 2017.

FREITAS, Carlos Machado de. Acidentes industriais ampliados: desafios e perspectivas para o controle e a prevenção. **Acidentes industriais ampliados: desafios e perspectivas para o controle e a prevenção**, p. 7476, 2000.

FUCHS, H. O.; STEPHENS, R. I.; SAUNDERS, H. Metal Fatigue in Engineering. **Journal of Engineering Materials and Technology**, v. 103, n. 4, p. 346–346, 1981.

GHASEMI, H. Fatigue and fracture behavior of a516 steel used in thick-walled pressure vessels. **scientia iranica**, v. 27, n. 6 b, p. 2902–2914, 2020.

GHASEMI, H. et al. Fatigue and fracture behavior of A516 steel used in thick-walled pressure vessels. **Scientia Iranica**, v. 27, n. 6 B, p. 2902–2914, 2020.

GIRELLI, Rosental Alves. Análise comparativa de aços arbl usados na fabricação de tubos flexíveis para produção de petróleo no mar, em formações com baixo teor de h2s: um estudo de fph utilizando solução de tiossulfato de sódio. 2006.

GRZYBOWSKI, Igor Felipe. Avaliação da influência da vazão de gás utilizada no processo gmaW nas tensões residuais utilizando ondas lcr. 2023.

HARRIS, M. D. **Revisiting (Some of) the Lasting Impacts of the Liberty Ships via a Metallurgical Analysis of Rivets from the SS “John W. Brown”**. [S.I.: S.n.], v. 67

HIPPERT, Eduardo Júnior. Investigação Experimental do Comportamento Dúctil de Aços API-X70 e Aplicação de Curvas de Resistência J-Δa para Previsão de Colapso de Dutos. p. 143, 2004.

HSU, David K.; BARNARD, Daniel J.; PETERS, John J. Nondestructive evaluation of repairs on aircraft composite structures. **Nondestructive Evaluation of Materials and Composites V**, v. 4336, p. 100, 2001.

IRWIN, G. R. Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate. **Journal of Applied Mechanics**, v. 24, n. 3, p. 361–364, 1957.

JUNIOR, Antonio José da Silva. Influência De Nitretação À Plasma Sobre a Resistência À Fadiga Do Aço Api 5L Grau B. 2016.

LOTHHAMMER, Lívia Rodrigues. Método para determinar o carregamento externo em dutos enterrados a partir da medição de tensões combinadas pela técnica de furo cego incremental. 2016.

L'UBOMÍR GAJDOS. Comparison of j integral assessments for cracked plates and pipes. **Materials**, v. 14, n. 15, 1 ago. 2021.

MANDAI, Julio Toshio. Crescimento De Trinca Em Ligas Metálicas: Modelagem E Experimentação. p. 158, 2010.

MARTINETTI, A.; DEMICHELA, M.; SINGH, S. **Applications and Challenges of Maintenance and Safety Engineering in Industry 4.0**. [S.I.: S.n.]

MCEVILY, Arthur J. **Metal Failures: Mechanisms, Analysis, Prevention**. [S.I.: S.n.] v. 6

MESQUITA, Fausto Nogueira de Almeida. Simulação do comportamento mecânico de tubos em prfv submetidos à pressão hidrostática. 2008.

MIRANDA, Jorge Ricardo Fonseca de. Análise das tensões atuantes em interseções entre bocais e vasos de pressão cilíndricos sem e com chapa de reforço sob pressão interna. 2007.

NOVA, Antônio Marcos Vila. Influência corrente de soldagem e da composição do metal de adição sobre o comportamento mecânico de juntas soldadas dissimilares. **transcommunication**, v. 53, n. 1, p. 1–8, 2018.

OLIVEIRA, Eric Nilo Quintanilha de. Viabilidade na implantação de SPIE em um FPSO. 2015.

OROWAN, E. Fracture and strength of solids. **Reports on Progress in Physics**, v. 12, n. 1, p. 185–232, 1949.

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

PINTO, André Luís. André Luís Pinto Análise numérico / experimental da trajetória da prof. Jorge Luíz de Almeida Ferreira, dr. (orientador) prof. José Alexander Araújo, dr. (examinador interno) prof. Luís Augusto conte Mendes Veloso, dr. (examinador externo). 2018.

RADAJ, Dieter; VORMWALD, Michael. **Advanced methods of fatigue assessment**. [S.I.: S.n.] v. 9783642307

RANS, Calvin. Riveting process induced residual stresses around solid rivets in mechanical joints. **Journal of Aircraft**, v. 44, n. 1, p. 323–329, 2007.

RAUL GASPARI SANTOS. Técnicas para identificação do estágio inicial e/ou acompanhamento de trinca ocasionada por fadiga mecânica. **Anais do IX Congresso Nacional de Engenharia Mecânica**, n. March 2018, 2016.

REIFSNIDER, K. L. Material state changes as a basis for prognosis in aeronautical structures. **Aeronautical Journal**, v. 113, n. 1150, p. 789–798, 2009.

REIS, Cesar Gonçalves dos. Estimativa da vida em fadiga de componentes submetidos a solicitações aleatórias. **Angewandte Chemie International Edition**, 6(11), 951–952., n. Mi, p. 5–24, 1967.

RICHARD. Solid mechanics and its applications. **Solid Mechanics and its Applications**, v. 200, p. 1–297, 2016.

RICHARD, H. A.; FULLAND, M.; SANDER, M. Theoretical crack path prediction. **Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures**, v. 28, n. 1–2, p. 3–12, 2005.

RODRIGUES, Rômulo do Nascimento. Avaliação do efeito da aplicação de vibrações mecânicas sobre os níveis de tensões residuais em juntas soldadas de aços ASTM a516 gr.60. 2013.

ROSA, Luís Guerra. A MECÂNICA DA FRACTURA E A FADIGA COM CORROSÃO. n. May 1982, 2015.

SADOWSKI, T.; KNEĆ, M.; GOLEWSKI, P. Experimental investigations and numerical modelling of steel adhesive joints reinforced by rivets. **International Journal of Adhesion and Adhesives**, v. 30, n. 5, p. 338–346, 2010.

SANTOS, Douglas Alves dos. Avaliação à fratura dúctil em dutos contendo trincas circunferenciais instalados pelo método carretel. **Revista de Química**, v. 9, n. 1, p. 1–14, 2011.

SILVA, Ana Marcia da. Estudo do comportamento em fadiga de alto ciclo das ligas de alumínio aa6005 t6, aa6063 t6 e aa6351 t6. **Integration of Climate Protection and Cultural Heritage: Aspects in Policy and Development Plans. Free and Hanseatic City of Hamburg**, v. 26, n. 4, p. 1–37, 2013.

SILVA, Adson Beserra da. Projeto de vaso de pressão segundo norma ASME e análise pelo método dos elementos finitos. p. 141, 1 jun. 2015.

SNEDDON, I. N.; A, Proc R. Soc Lond. The distribution of stress in the neighbourhood of a crack in an elastic solid. **Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences**, v. 187, n. 1009, p. 229–260, 1946.

SOLDATTI, Heitor Barbosa. Influência da adição do nióbio no comportamento mecânico e microestrutural do aço sae 6150. 2015.

SOUZA, Samia Danuta Brejão de. Avaliação dos parâmetros de soldagem por resistência para compósitos de PPPs/fibras contínuas com aplicações aeronáuticas. **Efeito do condicionamento ambiental em compósitos soldados de PPS/fibras contínuas**, p. 129, 2013.

STROHAECKER, Telmo Roberto. **Mecânica Da Fratura Linear**. [S.I.: S.n.]

TADA, Hiroshi; PARIS, Paul C.; IRWIN, George R. **TheHandbookExcerpts.pdf. The Stress Analysis of Cracks Handbook, Third Edition**, 2010a.

TADA, Hiroshi; PARIS, Paul C.; IRWIN, George R. **Stress Analysis Results for Common Test Specimen Configurations**. [S.I.: S.n.]

TANAKA, Keisuke. Fatigue crack propagation from a crack inclined to the cyclic tensile axis. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 6, n. 3, 1974.

VOLLE, Jules. **Théorie mécanique de la chaleur**. [S.I.: S.n.] v. 7

WALKER, K. **The Effect of Stress Ratio During Crack Propagation and Fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 Aluminum.** [S.l.: S.n.].

WESTERGAARD, H. M. Bearing Pressures and Cracks: Bearing Pressures Through a Slightly Waved Surface or Through a Nearly Flat Part of a Cylinder, and Related Problems of Cracks. **Journal of Applied Mechanics, Transactions ASME**, v. 6, n. 2, p. A49–A53, 1939.

WILLIAMS, M. L. On the Stress Distribution at the Base of a Stationary Crack. **Journal of Applied Mechanics**, v. 24, n. 1, p. 109–114, 1957.

W.J.SLAGTER. On the tensile strength of rivets in thin sheet materials and fibre metal laminates. **Thin walled structures**, v. 21, p. 121–145, 1995.

WOHLER, August. Mit der Entwicklung des Eisenbahnwesens erwiesen sich die herkömmlichen Theorien des Maschinen- baus als unzureichend. So entstanden als Mittler zwischen Konsument und Produzent die Materialforschung und -prüfung, zu deren Pionieren. p. 210–211, 1871.

ZHAO, Tianwen; JIANG, Yanyao. Fatigue of 7075-T651 aluminum alloy. **International Journal of Fatigue**, v. 30, n. 5, p. 834–849, 2008.

ZILIO, Ângela Cristina. Estudo da tenacidade à fratura no aço astm a516 para vasos de pressão, envelhecido, aplicando ensaio de impacto charpy. 2011.

ZWESCHPER, Th.; WU, D.; BUSSE, G. Detection of loose rivets in aeroplane components using lock-in thermography. p. 1–6, 1998.

APÊNDICES.

APÊNDICE I: PERSPECTIVA DO VASO DE PRESSÃO ESTUDADO.

A Figura 10.1 apresenta uma perspectiva do vaso de pressão estudado no trabalho.

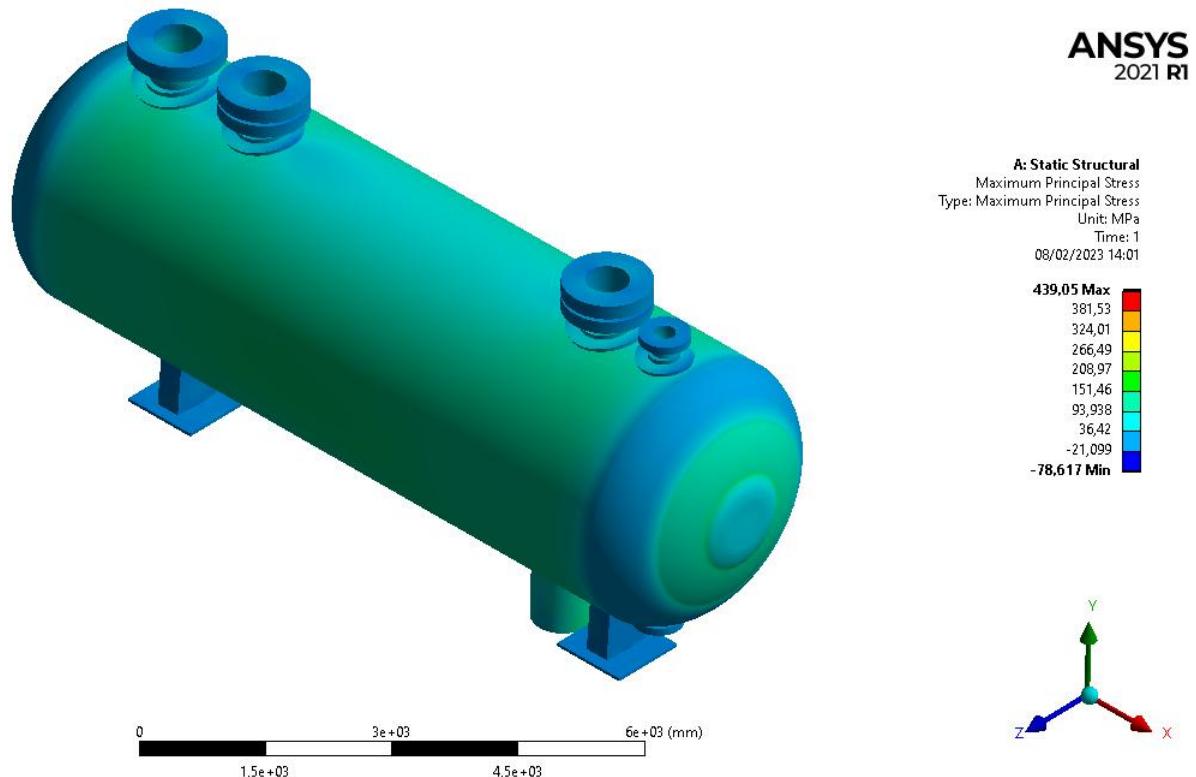


Figura 10.1: Perspectiva de vaso de pressão

APÊNDICE II: CRESCIMENTO DA TRINCA NO MODELO REDUZIDO TANGÊNCIAL AO FURO.

A Figura 10.2 apresenta como a trinca cresceu no modelo reduzido do vaso de pressão para trinca tangencial a borda do furo em KI , KII e $KIII$.

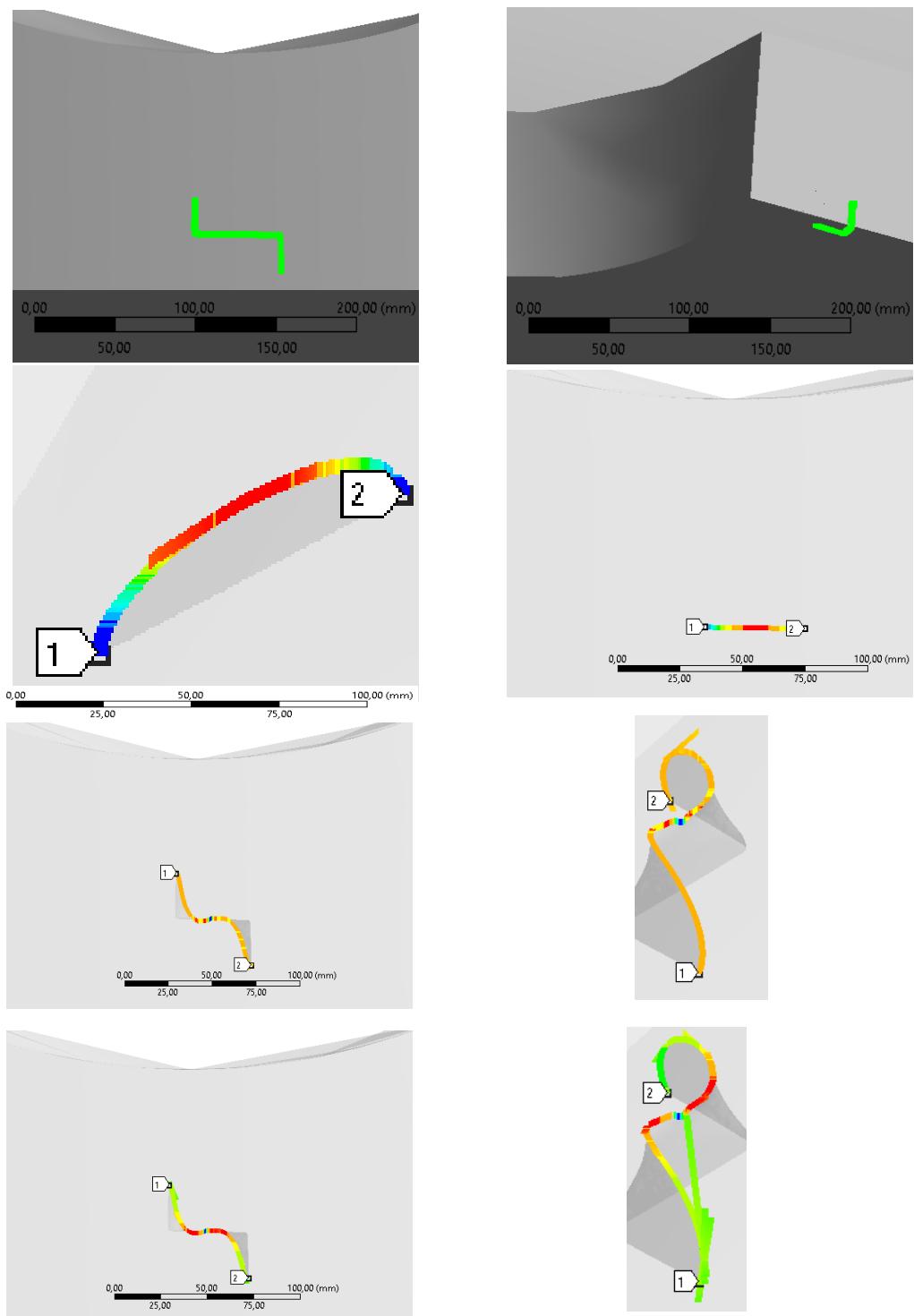


Figura 10.2: Forma de crescimento de trinca tangencial a borda do furo.

APÊNDICE III: CRESCIMENTO DA TRINCA NO MODELO REDUZIDO NORMAL AO FURO.

A Figura 10.3 apresenta como a trinca cresceu no modelo reduzido do vaso de pressão para trinca normal a borda do furo em *KI*, *KII* e *KIII*.

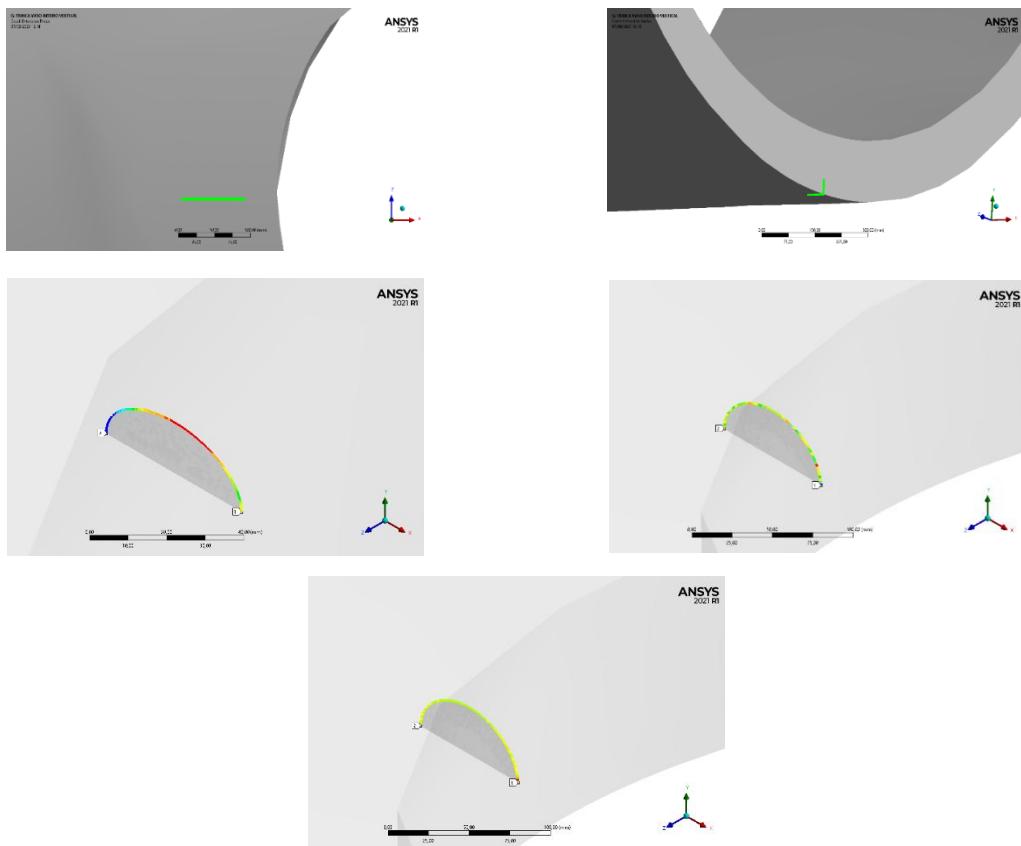


Figura 10.3: Forma de crescimento de trinca normal a borda do furo.

APÊNDICE IV: CRESCIMENTO DA TRINCA NO MODELO REDUZIDO TANGENCIAL A HIPÓTESE DE FURO ADICIONAL.

A Figura 10.4 apresenta como a trinca cresceu no modelo reduzido do vaso de pressão para trinca tangencial a borda do furo adicional em *KI*, *KII* e *KIII*.

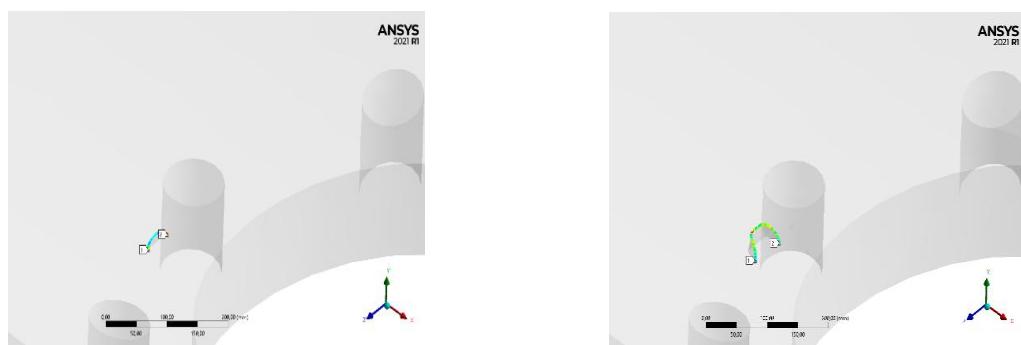




Figura 10.4: Forma de crescimento de trinca tangencial a borda do furo adicional.

APÊNDICE V: CRESCIMENTO DA TRINCA NO MODELO REDUZIDO NORMAL A HIPÓTESE DE FURO ADICIONAL.

A Figura 10.5 apresenta como a trinca cresceu no modelo reduzido do vaso de pressão para trinca normal a borda do furo adicional em KI, KII e KIII.

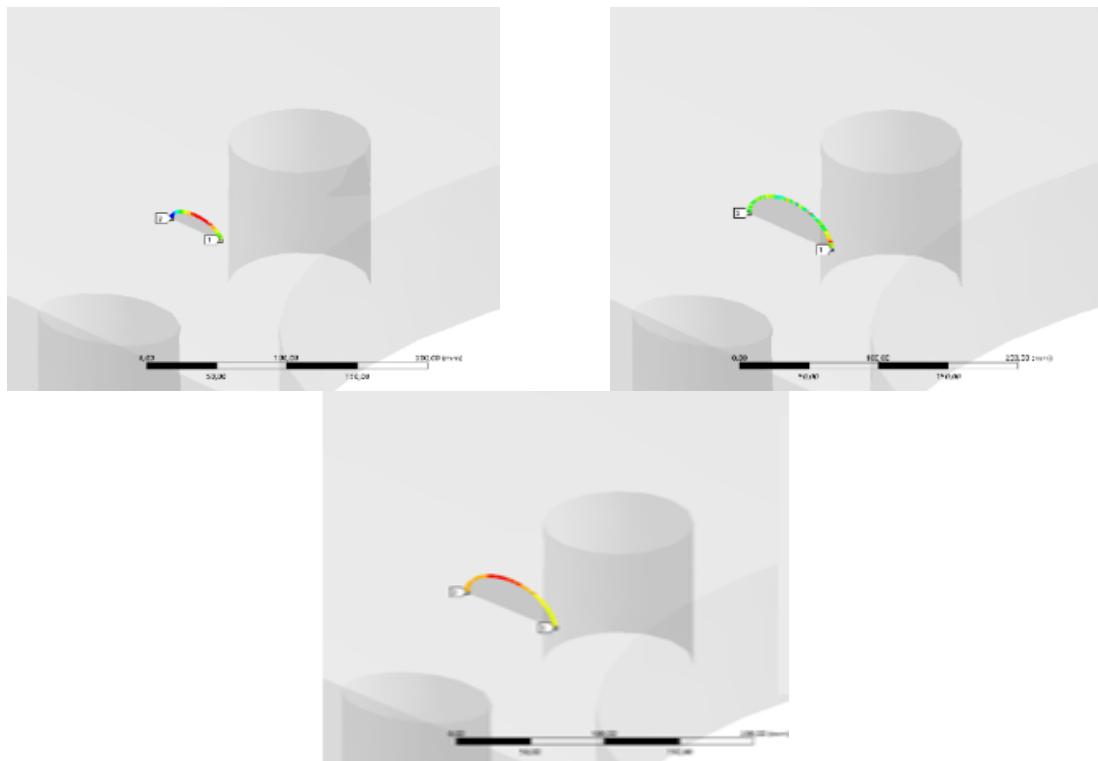


Figura 10.5: Forma de crescimento de trinca normal a borda do furo adicional

APÊNDICE VI: TABELA DE RELAÇÃO ENTRE EQUAÇÕES PARA K EQUIVALENTE.

A Figura 10.6 apresenta a relação das equações apresentadas no trabalho para determinar o valor de K equivalente para o tamanho de trinca inicial monitorada de 0,78mm e a critério final de crescimento 27,47mm.

FIT equivalente máximo para 8 substeps trinca 0,77941mm						
Tanaka		Irwin		Richard		HUA Fadjiga
Keff	46,10015	Keff	43,54964	Keff	45,86043	Keff
k1	40,898	k1	40,898	k1	40,898	K1
k2	3,3076	k2	3,3076	k2	3,3076	K2
k3	14,594	k3	14,594	k3	14,594	K3
v	0,3			ângulo	1,155	v
FIT equivalente minimo para 8 substeps trinca 0,77941mm						
Tanaka		Irwin		Richard		HUA
Keff	33,52626	Keff	31,47007	Keff	33,14065	Keff
k1	30,336	k1	30,336	k1	30,336	K1
k2	-8,2719	k2	-8,2719	k2	-8,2719	K2
k3	1,2916	k3	1,2916	k3	1,2916	K3
v	0,3			ângulo	1,155	v
FIT equivalente medio para 8 substeps trinca 0,77941mm						
Tanaka		Irwin		Richard		HUA
Keff	39,13183	Keff	36,57622	Keff	37,51763	Keff
k1	35,617	k1	35,617	k1	35,617	K1
k2	-2,48215	k2	-2,48215	k2	-2,48215	K2
k3	7,9428	k3	7,9428	k3	7,9428	K3
v	0,3			ângulo	1,155	v
FIT equivalente máximo para 27 substeps trinca 27,466mm						
Tanaka		Irwin		Richard		HUA
Keff	1480,21	Keff	1395,573	Keff	1463,777	Keff
k1	1316,5	k1	1316,5	k1	1316,5	K1
k2	58,107	k2	58,107	k2	58,107	K2
k3	459,43	k3	459,43	k3	459,43	K3
v	0,3			ângulo	1,155	v
FIT equivalente minimo para 27 substeps trinca 27,466mm						
Tanaka		Irwin		Richard		HUA
Keff	1116,096	Keff	680,1895	Keff	686,8328	Keff
k1	-37,869	k1	-37,869	k1	-37,869	K1
k2	-330,68	k2	-330,68	k2	-330,68	K2
k3	-593,19	k3	-593,19	k3	-593,19	K3
v	0,3			ângulo	1,155	v
FIT equivalente medio para 27 substeps trinca 27,466mm						
Tanaka		Irwin		Richard		HUA
Keff	701,9758	Keff	657,093	Keff	682,1935	Keff
k1	639,3155	k1	639,3155	k1	639,3155	K1
k2	-136,287	k2	-136,287	k2	-136,287	K2
k3	-66,88	k3	-66,88	k3	-66,88	K3
v	0,3			ângulo	1,155	v

Figura 10.6: Tabela de relações de K equivalente.

APÊNDICE VII: TECNICAS DE MEDIÇÃO DE CRESCIMENTO DE TRINCA.

Algumas técnicas são usadas em laboratório para se medir a propagação de trincas em materiais, as mais usuais são clipe gage, replica de acetado e queda de potencial, Figura 10.7.

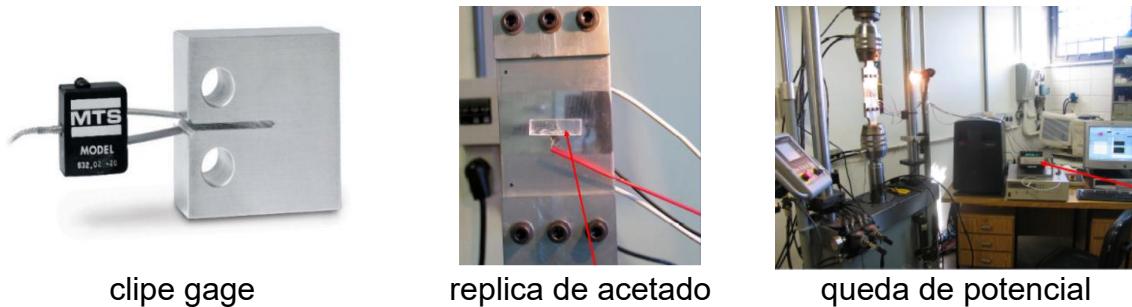


Figura 10.7: Técnica para medir a propagação de trincas.

APÊNDICE VIII: CONVERSÃO DE UNIDADES DA FONTE DA TENACIDADE A FRATURA USADA.

A Figura 10.8 apresenta o valor da tenacidade a fratura do material em $\text{Psi}^*\sqrt{\text{in}}$.

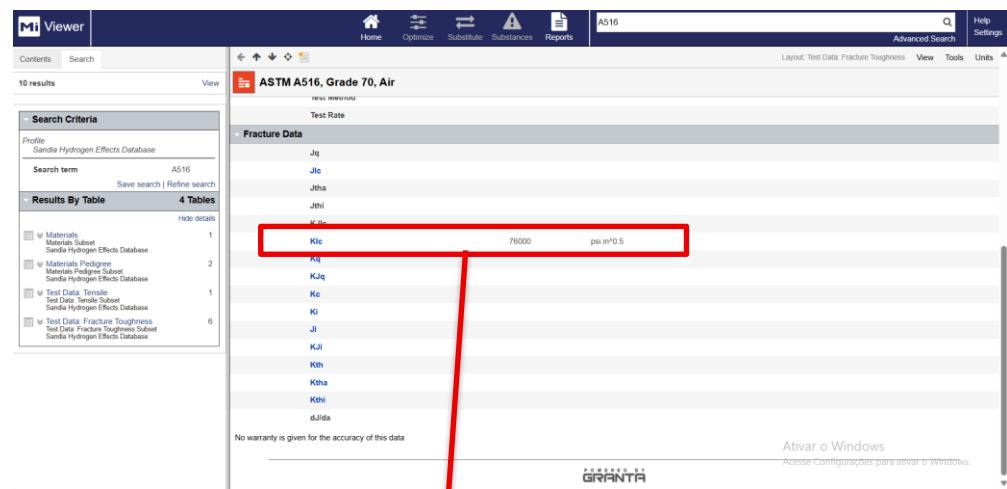


Figura 10.8: Tenacidade a fratura do aço ASTM A516 Gr70 (Sandia Hydrogen Effects Database).

Nesse trabalho utilizamos $\text{MPa}\sqrt{\text{mm}}$ para isso foi necessário realizar a conversão de medidas a Figura 10.9 faz a relação de equivalência das unidades.

CONVERSÃO DE UNIDADES DE TENACIDADE A FRATURA				
MATERIAL	Klc			
	$\text{Psi}\sqrt{\text{in}}$	$\text{ksi}\sqrt{\text{in}}$	$\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$	$\text{MPa}\sqrt{\text{mm}}$
ASTM A516 Gr70	76000	76	84	2.641
$1\text{ksi}\sqrt{\text{in}} = 1000\text{Psi}\sqrt{\text{in}}$				
$1\text{ksi}\sqrt{\text{in}} = 1,098843\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$				
$1\text{MPa}\sqrt{\text{m}} = 31,6228\text{MPa}\sqrt{\text{mm}}$				

Figura 10.9: Conversão de unidades de tenacidade a fratura do ASTM A516 Gr70.

APÊNDICE IX: OBSERVAÇÃO DE VALORES DE PATH NO MODELO COMPLETO E REDUZIDO.

A Figura 10.10 apresenta os valores de “path” no modelo reduzido, para continuidade do estudo em fratura em carregamento estático.

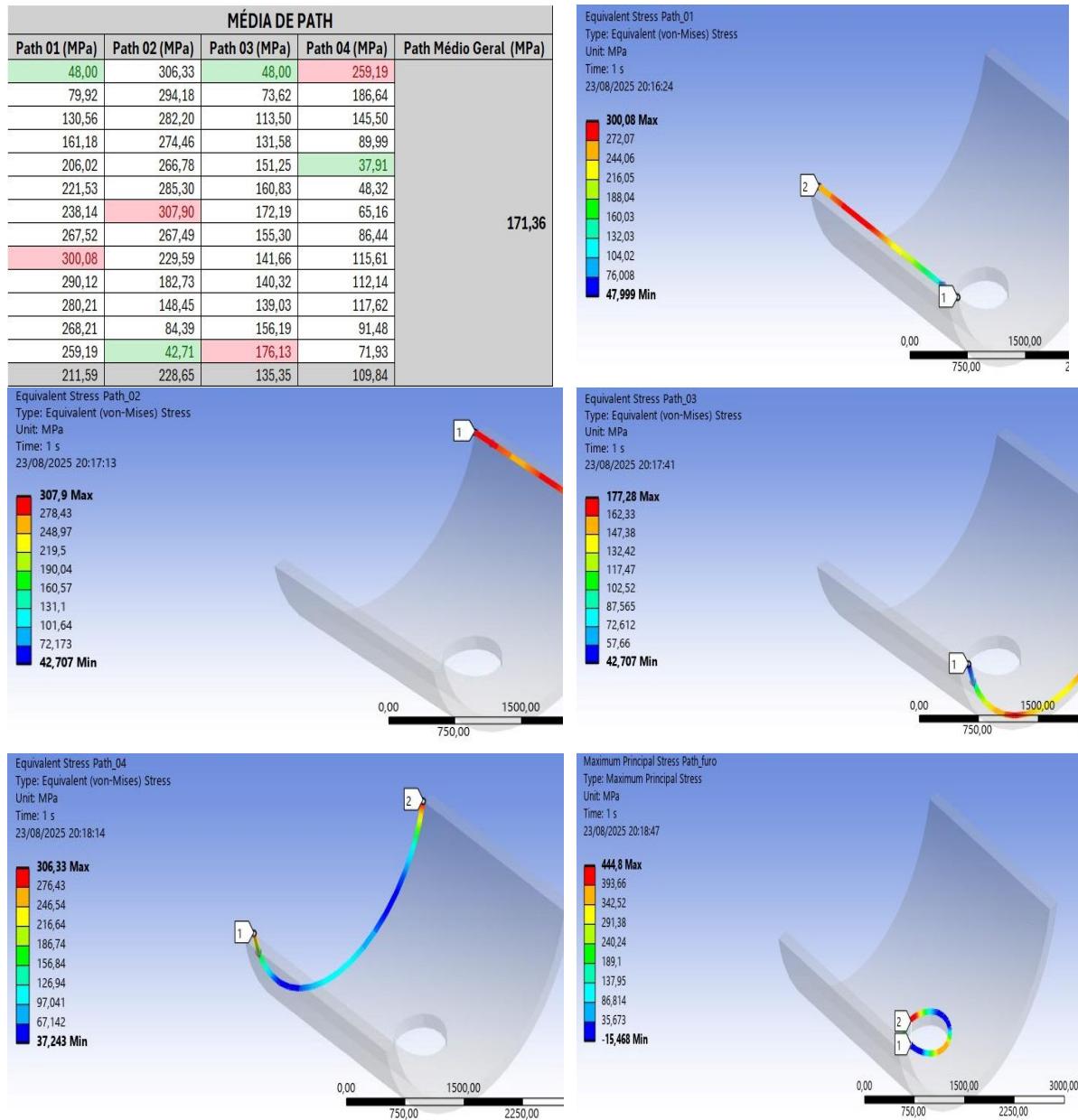
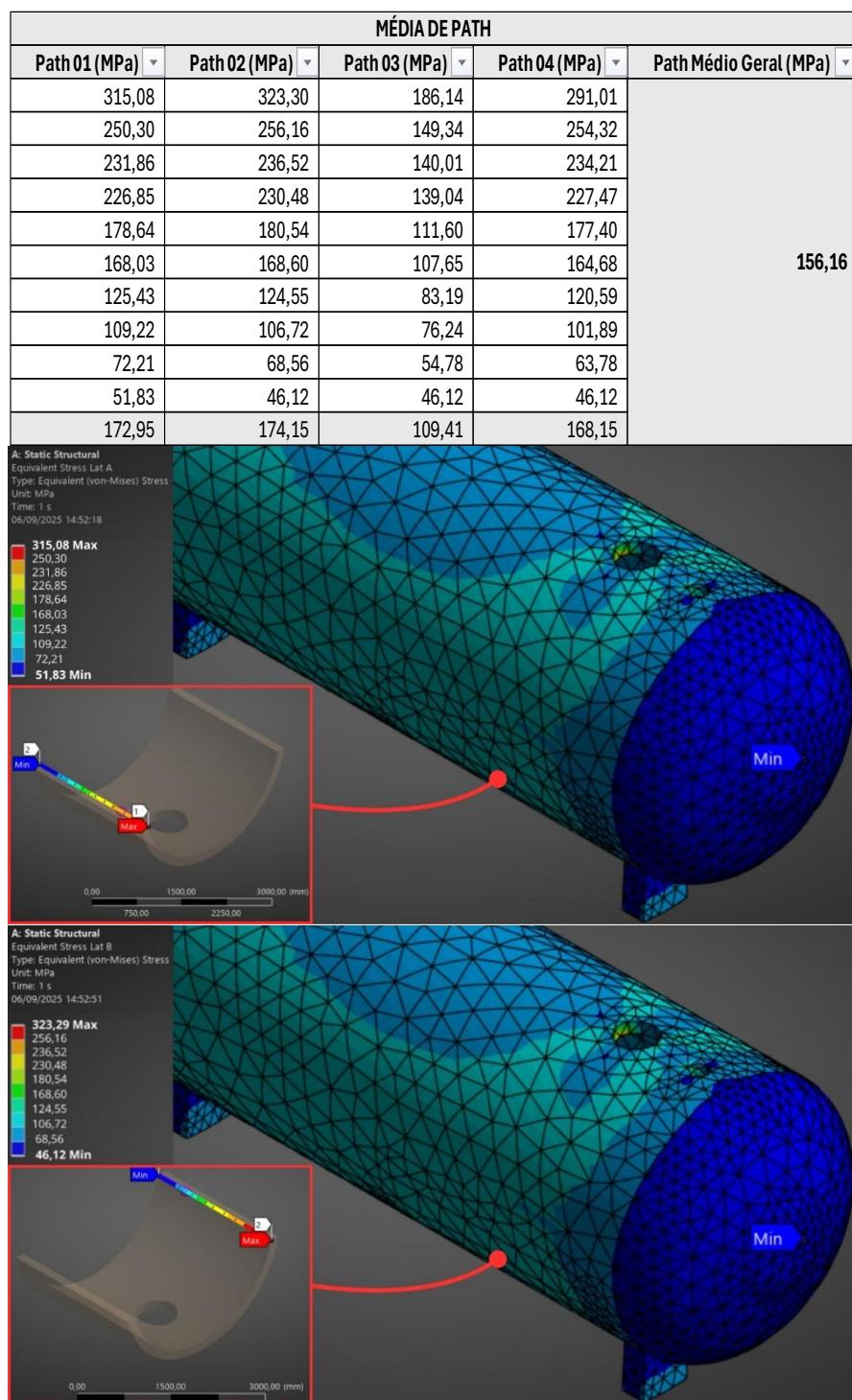


Figura 10.10. Valores de Path no modelo reduzido.

As Figura 10.11 apresentam os valores de “Path” Para o modelo completo do vaso de pressão estudado nesse trabalho.



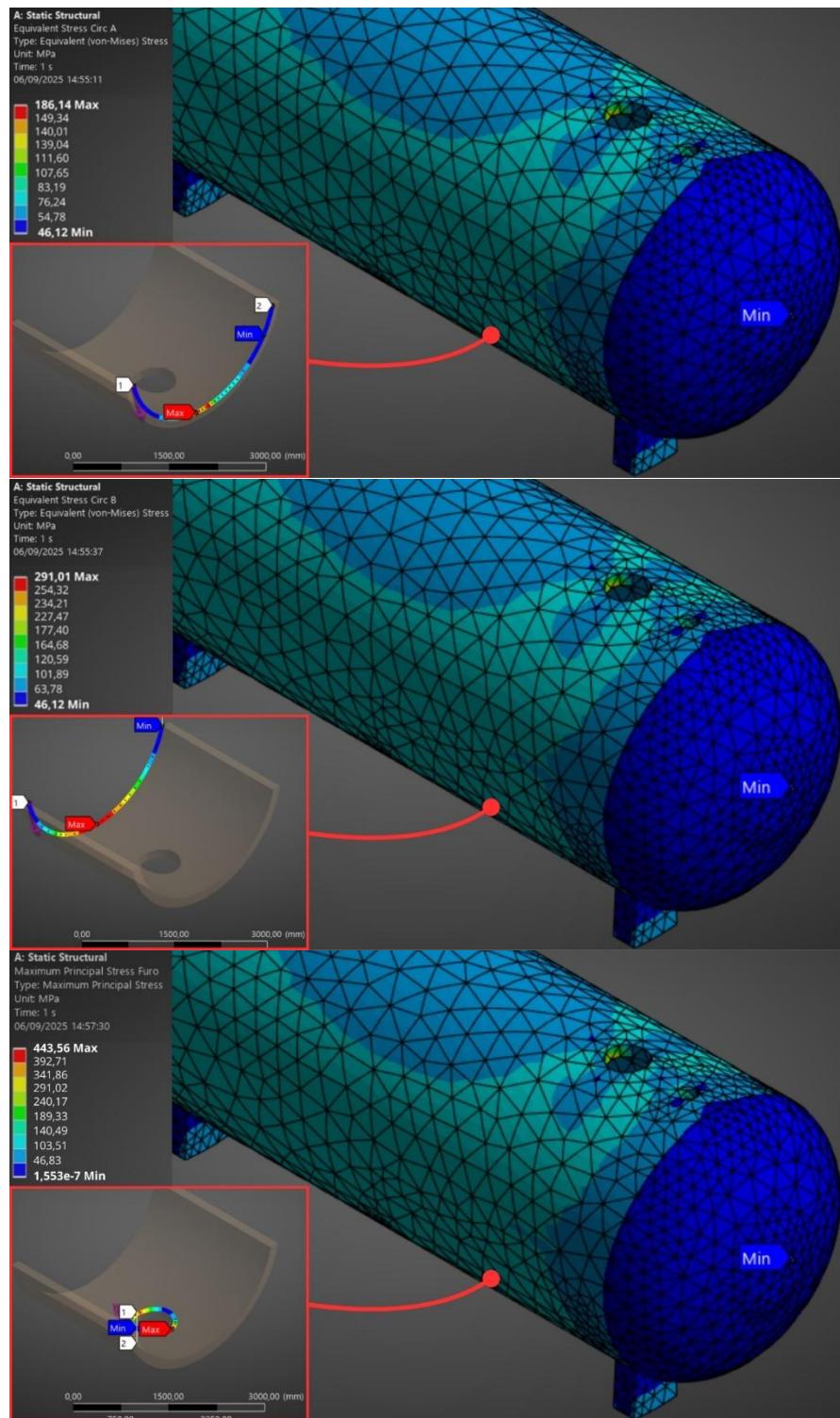


Figura 10.11. Valores de Path no modelo completo do vaso de pressão.