



UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO  
ESCOLA POLITÉCNICA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA NAVAL E OCEÂNICA

MARCUS NATHAN SILVESTRE

**Investigação exploratória do parâmetro CTOD para cálculo da tenacidade à  
fratura de tubulações utilizadas na indústria offshore**

São Paulo

2022

MARCUS NATHAN SILVESTRE

**Investigação exploratória do parâmetro CTOD para cálculo da tenacidade à  
fratura de tubulações utilizadas na indústria offshore**

Versão corrigida

Tese apresentada à Escola Politécnica  
da Universidade de São Paulo para obtenção  
do título de Doutor em Ciências.

Área de concentração: Engenharia Na-  
val e Oceânica

Orientador: Prof. Dr. Diego Felipe Sarzosa  
Burgos

São Paulo

2022

Autorizo a reprodução e divulgação total ou parcial deste trabalho, por qualquer meio convencional ou eletrônico, para fins de estudo e pesquisa, desde que citada a fonte.

Este exemplar foi revisado e corrigido em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, 14 de FEVEREIRO de 2022

Assinatura do autor:

Marcus Nath

Assinatura do orientador:

Diego Sarzosa Burgos

#### Catálogo-na-publicação

Silvestre, Marcus Nathan

Investigação exploratória do parâmetro CTOD para cálculo da tenacidade à fratura de tubulações utilizadas na indústria offshore / M. N. Silvestre -- versão corr. -- São Paulo, 2022.

257 p.

Tese (Doutorado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica.

1.Mecânica da Fratura 2.Método dos Elementos Finitos 3.Estruturas Offshore 4.Aço 5.Integridade Estrutural I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica II.t.

*Dedico este trabalho de modo especial, aos meus avós: Orlando Silvestre e Mirta Barbosa  
Silvestre (in memoriam).*

## Agradecimentos

Primeiramente, agradeço a Deus por estar no controle de todas as coisas. Sei que nada sou sem ele e, pela Sua graça, conquistei todos meus objetivos. Agradeço em especial à minha família; ao meu pai Gilmar Silvestre por sempre me apoiar e incentivar a buscar à excelência em todas as minhas atividades; agradeço ao meu melhor amigo e irmão Marcus Vinícius Silvestre por sempre estar ao meu lado e me incentivar a continuar neste caminho; agradeço a minha melhor amiga e namorada, Simone Tiemi Kamida, por sempre acreditar na minha capacidade e me incentivar ao estudo, estar ao meu lado em todos os meus desafios. Obrigado por vocês estarem comigo nas minhas glórias e em meus maus momentos. Estendo meu agradecimento aos meus grandes amigos que fizeram parte de toda esta caminhada acadêmica, que se iniciou na graduação. Em especial, agradeço Marly Clemente e a Edite de Almeida por cuidarem de mim como um filho durante o tempo que tivemos juntos.

Agradeço ao professor Dr. Diego Felipe Burgos Sarzosa pela orientação, apoio e empenho neste trabalho. Agradeço pela preocupação demonstrada durante todo o curso, provando ser mais que professor, um grande amigo. De igual forma gostaria de agradecer ao professor Dr. Stijn Hertelé por sua orientação e supervisão em Gante. Agradeço aos gratos comentários e sugestões que engrandeceram meu trabalho. Agradeço aos meus antigos professores que me iniciaram no caminho acadêmico, Dr. Luis Rogério de Oliveira Hein e Dr. Peterson Ferradini pois contribuíram para o meu desenvolvimento pessoal e acadêmico.

Agradeço aos colegas do Laboratório de Mecânica *Offshore* e do NAMEF, em especial, Iago Santos, Vitor Scarabeli, Lucas de Godois, Rafael Savioli e Cristiano Emílio, pela sincera amizade e contribuição técnica em meu trabalho. Gostaria de estender meu agradecimento aos meus colegas do Laboratório Soete, em Gante. Um momento magnífico que se tornou tão feliz graças aos meus colegas: Dhanraj, Vitor Adriano, Kaveh Samadian, Mojtaba, Sameer Naib, Robin Depraetere, Ádám Kalácska, Saeedeh Bakhtiari, Somsubhro Chaudhuri e todos os demais. Foi um excelente período de aprendizado técnico e principalmente humano. Agradeço aos funcionários da Secretaria de Pós-Graduação do Departamento de Engenharia Naval e Oceânica, em especial à Lania Camilo por me ajudar e facilitar em todo meu processo, especialmente pela paciência e profissionalismo.

Agradeço à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pela concessão da bolsa de doutorado e da bolsa CAPES-PRINT em meu tempo em Gante; agradeço a todos aqueles que direta ou indiretamente colaboraram para o desenvolvimento deste trabalho.

*“Science investigates; religion interprets. Science gives man knowledge, which is power; religion gives man wisdom, which is control. Science deals mainly with facts; religion deals mainly with values. The two are not rivals.”*

*Martin Luther King Jr.*

## Resumo

SILVESTRE, Marcus Nathan. **Investigação exploratória do parâmetro CTOD para cálculo da tenacidade à fratura de tubulações utilizadas na indústria offshore** 2022. 255 f. Tese (Doutor em Ciências) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2022.

As últimas descobertas de petróleo e gás natural na camada pré-sal da costa brasileira representam um enorme potencial e colocam o Brasil em uma posição estratégica diante da crescente demanda energética mundial. A produção e exploração de tais reservas impõem muitos desafios tecnológicos relacionados a novos requisitos devido a condições ambientais mais hostis. Um dos principais desafios é manter a viabilidade econômica e operações seguras das estruturas de produção e transporte de combustível. Dutos e risers desempenham um papel fundamental na exploração de campos de águas profundas. Os procedimentos de Avaliação Crítica de Engenharia (ECA) adotam conceitos de mecânica de fratura para avaliar a criticidade de defeitos em estruturas soldadas e são comumente aplicados para derivar tamanhos de defeitos toleráveis durante a instalação e operação de risers e dutos, combinando as condições operacionais mais críticas e propriedades do material. O parâmetro CTOD tem sido preferencialmente escolhido pelas empresas de petróleo e gás devido a familiaridade com este parâmetro, por ele ser de fácil compreensão e visualização, pois envolve basicamente a deformação do flanco fisicamente. Diferentes definições e metodologias de medição do CTOD estão disponíveis na literatura, como o modelo da rótula plástica, a conversão da Integral-J e o método dos dois extensômetros. Experimentalmente, a técnica mais utilizada no setor industrial offshore para calcular o CTOD é o método dos dois extensômetros. Técnicas experimentais não convencionais têm sido estudadas ao longo dos últimos anos para auxiliar no entendimento do CTOD com crescimento de trinca, como as técnicas de correlação por imagem digital e o método da réplica por silicone. Destaca-se o método da réplica de silicone como promissor na caracterização física do CTOD para o caso de trincas com propagação dúctil. Ao se utilizar diferentes metodologias de medição de CTOD, com um mesmo conjunto de dados, discrepâncias entre as medidas experimentais e/ou numéricas têm sido relatadas na literatura para diversos materiais e comprimento de trinca. Portanto, o objetivo deste trabalho é realizar um estudo do parâmetro CTOD em três distintas etapas: primeiro, uma nova formulação do CTOD foi desenvolvida para correlacionar os métodos de conversão da Integral-J (CTOD-J) e dos dois extensômetros, levando em consideração o posicionamento do dispositivo utilizado (faquinha) para posicionar os extensômetros. Segundo, uma nova definição numérica de CTOD foi proposta para o caso de trinca em crescimento, baseada no conceito do intercepto de  $90^\circ$ , correlacionando com a definição de CTOD-J. Por fim, ensaios experimentais de tenacidade à fratura foram realizados em aço de baixo grau de encruamento e indicaram excelente potencial dos métodos não convencionais em caracterizar o CTOD.

Palavras-chaves: Mecânica da fratura, CTOD, análise numérica, tenacidade à fratura, método dos dois extensômetros.

## Abstract

Silvestre, Marcus Nathan. **On the exploratory research of CTOD parameter to estimate fracture toughness results for offshore risers and pipelines**. 2022. 255 p. Thesis (Doctor of Science) – Polytechnic School, University of São Paulo, São Paulo, 2022.

The latest oil and natural gas discoveries in the pre-salt layer of the Brazilian coast represent a huge potential and place Brazil in a strategic position in face of the increasing energy demand in the world. The production and exploitation of such reserves impose many technological challenges related to new design requirements due to more hostile environmental conditions. One of the key challenges is to maintain economic feasibility and reliable and fail-safe operations of the infrastructure for fuel production and transportation. Pipelines and risers play a key role in the exploration of deep-water fields. Engineering Critical Assessment (ECA) procedures adopt fracture mechanics concepts for assessing the criticality of defects in welded structures, and are commonly applied to derive tolerable defect sizes during the installation and operation of risers and pipelines by combining the most critical operating conditions and material properties. CTOD has been preferentially chosen by oil and gas companies due to the vast data and the familiarity with this parameter, since it is easy to understand and to visualize because it basically involves physical crack flank deformation. Different methods to measure CTOD are available in literature, such as plastic hinge model, J-integral conversion and double clip gage method (DCGM). Experimentally, DCGM has been widely used to calculate the fracture toughness in offshore pipelines. Experimental non-conventional techniques have been studied in the past years to seek the understanding of CTOD for crack growing cases, such as DIC and silicone rubber casting. The latter one is very promising due to the physical characterization capability of CTOD. Using different CTODs measurement methodologies for the same fracture toughness results, discrepancies between experimental and numerical measures have been reported in literature for a wide class of material and crack sizes. Therefore, the aim of this work is the exploratory study of the CTOD, following three steps. First, a CTOD-equation is proposed based on numerical parameter to correlate the CTOD obtained by J-integral equation and the double clip gauge method, considering primarily the knives position. Second, a new CTOD definition is proposed for crack growing cases, which is based on the 90-degree intercept definition to have a better association with CTOD-J. Lastly, fracture toughness experimental test were performed in low strain hardening material that showed a good potential for non-conventional measurement methods to evaluate CTOD.

Keywords: Fracture mechanics, CTOD, numerical analysis, fracture toughness, double clip gauge method.

## Lista de quadros

## Lista de tabelas

|   |     |
|---|-----|
| Tabela 1 – Padrões atuais utilizados para obter parâmetro de tenacidade à fratura   | 63  |
| Tabela 2 – Formulações propostas por normas padronizadas e recomendações desenvolvidas para determinar o valor de CTOD e o método utilizado . . . | 65  |
| Tabela 3 – Especificação do aço SAR80 . . . . .   | 71  |
| Tabela 4 – Configuração Geométrica do Corpo de Prova . . . . .  | 72  |
| Tabela 5 – Nomenclatura dos corpos de prova . . . . .   | 73  |
| Tabela 6 – Especificação do Material da Réplica . . . . .   | 91  |
| Tabela 7 – Valores dos parâmetros $q_1$ , $q_2$ e $q_3$ . . . . .   | 110 |
| Tabela 8 – Valores de $z_3$ normalizados pela largura para $J_{normalizado} = 0,05$ . . . .   | 132 |
| Tabela 9 – Valores de $z_3$ normalizados pela largura para $J_{normalizado} = 0,10$ . . . .   | 132 |
| Tabela 10 – Coeficientes obtidos nas formulações propostas de $\left(\frac{z_3}{W}\right)$ para $J_{normalizado} = 0,05$ . . . . .                | 135 |
| Tabela 11 – Coeficientes obtidos nas formulações propostas de $\left(\frac{z_3}{W}\right)$ para $J_{normalizado} = 0,10$ . . . . .                | 135 |
| Tabela 12 – Comparação entre os valores de $z_3$ para os diferentes níveis de carregamento  | 136 |
| Tabela 13 – Valores dos parâmetros da regressão linear entre $V_3$ e CMOD e o referente lambda para $n = 5$ utilizando a equação 49 . . . . .     | 143 |
| Tabela 14 – Valores dos parâmetros da regressão linear entre $V_3$ e CMOD e o referente lambda para $n = 10$ utilizando a equação 49 . . . . .    | 143 |
| Tabela 15 – Valores dos parâmetros da regressão linear entre $V_3$ e CMOD e o referente lambda para $n = 20$ utilizando a equação 49 . . . . .    | 143 |
| Tabela 16 – Coeficientes obtidos através de curva de ajuste para utilizar na equação de lambda ( $\lambda$ ). . . . .                             | 144 |
| Tabela 17 – Valores da Integral-J obtidos para atingir o crescimento da trinca em 1,00 mm . . . . .   | 149 |
| Tabela 18 – Valores da Integral-J obtidos para atingir o crescimento da trinca em 2,00 mm . . . . .   | 149 |
| Tabela 19 – Coeficientes lineares obtidos entre CTOD e CMOD obtidos pelos resultados experimentais . . . . .                                      | 165 |

|  |     |
|--|-----|
| Tabela 20 – Coeficientes obtidos das curvas de ajustes propostas dos dados das curvas de CTOD-R . . . . .  | 167 |
| Tabela 21 – Comparação entre os valores de CTOD obtidos pelos coeficientes da curva de ajuste . . . . .  | 168 |
| Tabela 22 – Valores medidos dos parâmetros dimensionais dos corpos de prova CP2 e CP4 . . . . .  | 171 |
| Tabela 23 – Comparação entre os valores dimensionais do CP4 entre a réplica e a técnica das nove medições . . . . .                                  | 180 |
| Tabela 24 – Comparação entre os valores de CMOD e CTOD do CP4 entre a réplica e a técnica das nove medições . . . . .                                | 181 |
| Tabela 25 – Valores dimensionais e as propriedades mecânicas dos corpos de prova utilizados na calibração do parâmetro de Gurson-Tvergaard . . . . . | 192 |
| Tabela 26 – Valores de porosidade obtidas na calibração do parâmetro através da curva-R . . . . .  | 192 |
| Tabela 27 – Matriz de análise dos comprimentos de trinca entre os modelos estacionários e de células computacionais . . . . .                        | 194 |
| Tabela 28 – Valores de CTOD obtidos pelas diferentes definições para o aço A36 . . . . .   | 197 |
| Tabela 29 – Valores de CTOD obtidos pelas diferentes definições para a liga Inconel . . . . .  | 200 |
| Tabela 30 – Valores de CTOD obtidos pelas diferentes definições para o aço SAR80 . . . . .   | 202 |
| Tabela 31 – Valores de CTOD obtidos pelas diferentes definições para o aço API 5L X80 . . . . .  | 203 |
| Tabela 32 – Valores de Integral-J normalizados pela relação: $J_{normalizado} = 0,10$ . . . . .  | 224 |
| Tabela 33 – Valores de Integral-J normalizados pela relação: $J_{normalizado} = 0,05$ . . . . .  | 224 |
| Tabela 34 – Valores de $m$ calculados . . . . .  | 237 |
| Tabela 35 – Valores do comprimento da trinca $a_0$ para $J_{normalizado} = 0,05$ . . . . .   | 243 |
| Tabela 36 – Valores do comprimento da trinca $a_0$ para $J_{normalizado} = 0,10$ . . . . .   | 243 |
| Tabela 37 – Valores da largura (W) dos modelos para $J_{normalizado} = 0,05$ . . . . .   | 244 |
| Tabela 38 – Valores da largura (W) dos modelos para $J_{normalizado} = 0,10$ . . . . .   | 244 |

## Lista de abreviaturas e siglas

|                 |   |
|-----------------|---|
| ANP             | Agência Nacional do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis       |
| CMOD            | Crack Mouth Opening Displacement                                  |
| COD             | Crack Opening Displacement  |
| CTOD            | Crack Tip Opening Displacement                                    |
| CTOD- $\lambda$ | CTOD obtido via parâmetro <i>lambda</i>                           |
| C(T)            | Compact Specimen  |
| DCGM            | Double Clip Gage Method   |
| DIC             | Digital Image Correlation   |
| ECA             | Engineering Critical Assesstmen - Avaliação Crítica de Engenharia |
| EPD             | Estado Plano de Deformação  |
| EPT             | Estado Plano de Tensão  |
| FFS             | Fitness For Service   |
| HRR             | Campos de tensões/Singularidade de Hutchinson-Rice-Rosengren      |
| LGC             | Large Geometry Change   |
| LGN             | Líquido Gás Natural   |
| LLD             | Line Load Displacement  |
| LSY             | Large Scale Yielding  |
| LZE             | Largura da Zona de Estiramento                                    |
| MDEI            | Método dos Dois Extensômetros Interno                             |
| MFLE            | Mecânica da Fratura Linear Elástica                               |
| MFEP            | Mecânica da Fratura Elast-Plástica                                |
| OPEP            | Organização dos Países Exportadores de Petróleo                   |

|        |                                     |
|--------|-------------------------------------|
| PZE    | Profundidade da Zona de Estiramento |
| SEN(B) | Single Edge Notched Bend            |
| SEN(T) | Single Edge Notched Tension         |
| SGC    | Small Geometry Change               |
| SSY    | Small Scale Yielding                |
| TWI    | The Welding Institute               |

## Lista de símbolos

|                    |  |
|--------------------|--|
| $\delta$           | Deslocamento da abertura da ponta da trinca  |
| $\delta_5$         | CTOD proposto por Schwalbe                   |
| $\delta_\lambda$   | CTOD-lambda                                  |
| $\lambda$          | Coefficiente Lambda                          |
| $\epsilon_z$       | deformação na direção z                      |
| $\epsilon$         | Deformação uniaxial                          |
| $\tilde{\epsilon}$ | Deformação uniaxial verdadeira               |
| $\sigma$           | Tensão remota aplicada                       |
| $\sigma_x$         | Valor de tensão na direção x                 |
| $\sigma_y$         | Valor de tensão na direção y                 |
| $\sigma_z$         | Valor de tensão na direção z                 |
| $\sigma_{ys}$      | Tensão de escoamento                         |
| $\sigma_f$         | Tensão de fluxo                              |
| $\sigma_{uts}$     | Tensão última de ruptura                     |
| $U_p$              | Componente plástica da energia de deformação |
| $K$                | Fator de intensidade de tensão               |
| $K_c$              | Fator de intensidade de tensão crítica       |
| $m$                | Parâmetro de restrição a deformação plástica |

## Sumário

|          |   |    |
|----------|---|----|
| <b>1</b> | <b>Introdução</b>   | 18 |
| 1.1      | <i>Panorama da Produção e Prospecção do Petróleo</i>  | 18 |
| 1.2      | <i>O Papel da Mecânica da Fratura nas avaliações de componentes estruturais</i>                         | 21 |
| 1.3      | <i>A evolução dos testes de tenacidade à fratura em função do CTOD e a utilização da geometria SENT</i> | 25 |
| 1.4      | <i>Justificativa e Motivações</i>   | 29 |
| <b>2</b> | <b>Revisão de Literatura</b>  | 33 |
| 2.1      | <i>Contextualização da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica</i>  | 33 |
| 2.1.1    | <i>Zona Plástica à frente da ponta da trinca</i>  | 36 |
| 2.1.2    | <i>Mecanismos de deformação próximos a ponta da trinca</i>  | 40 |
| 2.2      | <i>Aspectos da Fratura Dúctil</i>   | 42 |
| 2.3      | <i>Parâmetros Elasto-Plásticos da Mecânica da Fratura</i>   | 45 |
| 2.3.1    | <i>Integral-J</i>   | 45 |
| 2.3.2    | <i>Relação entre Integral-J e CTOD</i>  | 48 |
| 2.4      | <i>Curvas de Resistência ao rasgamento dúctil</i>   | 50 |
| 2.5      | <i>Deslocamento da abertura da ponta da trinca - CTOD</i>   | 51 |
| 2.5.1    | <i>Histórico do desenvolvimento do CTOD</i>   | 51 |
| 2.5.2    | <i>Definições de CTOD</i>   | 53 |
| 2.5.3    | <i>Abordagem da obtenção do CTOD</i>  | 55 |
| <b>3</b> | <b>Programa Experimental</b>  | 70 |
| 3.1      | <i>Propriedades do Material e Geometria dos Corpos de Prova</i>   | 71 |
| 3.2      | <i>Configuração dos Ensaios</i>   | 74 |
| 3.2.1    | <i>Laboratório LMO</i>  | 74 |
| 3.2.2    | <i>Laboratório SOETE</i>  | 75 |
| 3.3      | <i>Metodologias de Medição do comprimento da trinca</i>   | 76 |
| 3.3.1    | <i>Método da Flexibilidade Elástica</i>   | 76 |
| 3.3.2    | <i>Queda de Potencial por Corrente Direta</i>   | 82 |
| 3.3.3    | <i>Correlação Digital por Imagem</i>  | 86 |

|          |  |            |
|----------|--|------------|
| 3.3.4    | Método da Réplica . . . . .  | 90         |
| 3.3.5    | Formulação para calcular o crescimento da trinca . . . . .                           | 92         |
| <b>4</b> | <b>Metodologia Numérica Aplicada . . . . .</b>                                       | <b>98</b>  |
| 4.1      | <i>Procedimento Numérico para Trincas Estacionárias . . . . .</i>                    | 98         |
| 4.1.1    | Modelos de Elementos Finitos 2D . . . . .  | 98         |
| 4.1.2    | Materiais dos modelos e procedimentos de elementos finitos . . . . .                 | 100        |
| 4.2      | <i>Nova Abordagem de medição do CTOD para geometria SEN(T) . . . . .</i>             | 102        |
| 4.3      | <i>CTOD obtido pela conversão da Integral-J . . . . .</i>                            | 106        |
| 4.4      | <i>Procedimento Numérico utilizando células computacionais . . . . .</i>             | 106        |
| <b>5</b> | <b>Análises, Resultados e Discussões . . . . .</b>                                   | <b>111</b> |
| 5.1      | <i>Resultados Numéricos . . . . .</i>  | 111        |
| 5.1.1    | Domínio da Integral-J e sua independência de caminho . . . . .                       | 111        |
| 5.1.2    | Perfil de Abertura da Trinca dos modelos estacionários . . . . .                     | 120        |
| 5.1.3    | Flexão em corpos de prova em tensão . . . . .  | 121        |
| 5.1.4    | Obtenção do $CTOD_{\lambda}$ . . . . .   | 123        |
| 5.1.5    | Obtenção do segundo ponto de medição ao equalizar as definições<br>de CTOD . . . . . | 126        |
| 5.1.6    | Calculo do parâmetro Lambda . . . . .  | 137        |
| 5.2      | <i>Avaliação do CTOD utilizando o método de células computacionais . . . . .</i>     | 145        |
| 5.2.1    | Definição de CTOD para trincas em crescimento . . . . .                              | 154        |
| 5.3      | <i>Resultados Experimentais . . . . .</i>  | 159        |
| 5.3.1    | Resultados dos Métodos Convencionais . . . . .                                       | 159        |
| 5.3.2    | Resultados Ópticos - Correlação por Imagem Digital . . . . .                         | 172        |
| 5.3.3    | Resultados Ópticos - Réplica de Silicone . . . . .                                   | 177        |
| <b>6</b> | <b>Validação Experimental do CTOD-Lambda . . . . .</b>                               | <b>183</b> |
| 6.1      | <i>Validação com dados da literatura . . . . .</i>                                   | 183        |
| 6.1.1    | Material com alto nível de encruamento: Aço A36 . . . . .                            | 183        |
| 6.1.2    | Material com moderado nível de encruamento: Liga Inconel - UNS<br>N06625 . . . . .   | 185        |
| 6.1.3    | Material com alto nível de encruamento: Aço API 5L-X80 . . . . .                     | 188        |

|          |  |     |
|----------|--|-----|
| <b>7</b> | <b>Avalidação com dados experimentais do <math>CTOD_{OFFSET}</math></b> . . . . .  | 192 |
| 7.1      | <i>Calibração do parâmetro de porosidade de Gurson-Tveergard</i> . . . . .   | 192 |
| 7.2      | <i>Interpretações físicas e energética do CTOD para o caso de trincas em crescimento com dados experimentais</i> . . . . . | 193 |
| 7.3      | <i>Domínio da Integral-J e sua independência de caminho</i> . . . . .  | 194 |
| 7.4      | <i>Comportamento físico e energético de CTOD entre modelo estacionário e células computacionais</i> . . . . .              | 195 |
| <b>8</b> | <b>Considerações Finais e Conclusões</b> . . . . .   | 204 |
| <b>9</b> | <b>Sugestões para trabalhos futuros</b> . . . . .  | 209 |
|          | <b>REFERÊNCIAS</b> . . . . .   | 211 |
|          | <b>Anexo A – Apêndice A: Domínio da Integral-J e sua independência de caminho</b> . . . . .                                | 224 |
|          | <b>Anexo B – Apêndice B: Validação de Metodologias</b> . . . . .   | 235 |
|          | <b>Anexo C – Apêndice C: Demais resultados</b> . . . . .   | 243 |

# 1 Introdução

## 1.1 Panorama da Produção e Prospecção do Petróleo

A avaliação de integridade estrutural é um fator chave para a manutenção da segurança associada à produtividade no mercado de prospecção de óleo e gás. Seguindo a tendência do mercado, explorações em ambientes cada vez mais hostis e severos são práticas cada vez mais comuns e as análises de criticidade necessitam de constante evolução para manter a segurança das operações. Um dos principais desafios é manter a viabilidade econômica e operações confiáveis e seguras da infraestrutura para produção e transporte do combustível fóssil. Dutos e *risers* desempenham um papel fundamental na exploração de campos de águas profundas. A Figura 1 ilustra o processo de retirada de petróleo e gás natural em uma bacia nacional, apresentando algum dos diferentes desafios na prospecção e transporte deste produto. Podem ser observados os tipos de embarcações utilizados para produção, armazenamento e transferência de petróleo, além da plataforma instalada. Podem ainda ser destacados os dutos rígidos utilizados para prospecção e transporte do óleo e gás, submetidos a diferentes tipos de carregamentos e ambientes corrosivos.

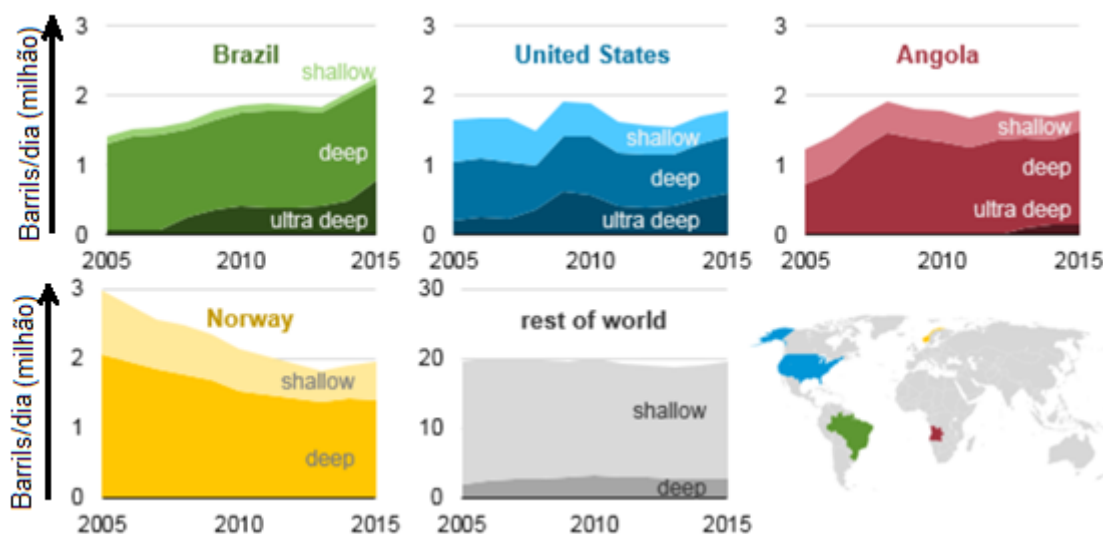
Ao olharmos o panorama mundial do mercado de prospecção e produção de óleo e gás, pode ser observado expressivo aumento nas últimas décadas, resultando num crescimento na demanda da construção de tubos de grande vazão. Em termos de produção petrolífera, um aumento do volume de petróleo produzido no mundo em 2017 aumentou 625,4 mil de barris/dia (0,7%) em relação a 2016, passando a produzir 92,6 milhões de

Figura 1 – Representação de embarcação, plataforma e dutos utilizados na prospecção de óleo e gás



Fonte: Manual de produtos da empresa *Oil States Systems & Technologies*, 2020

Figura 2 – Produção de óleo cru em águas profundas nos anos de 2005 a 2015



Fonte: Matthew Manning, 2019

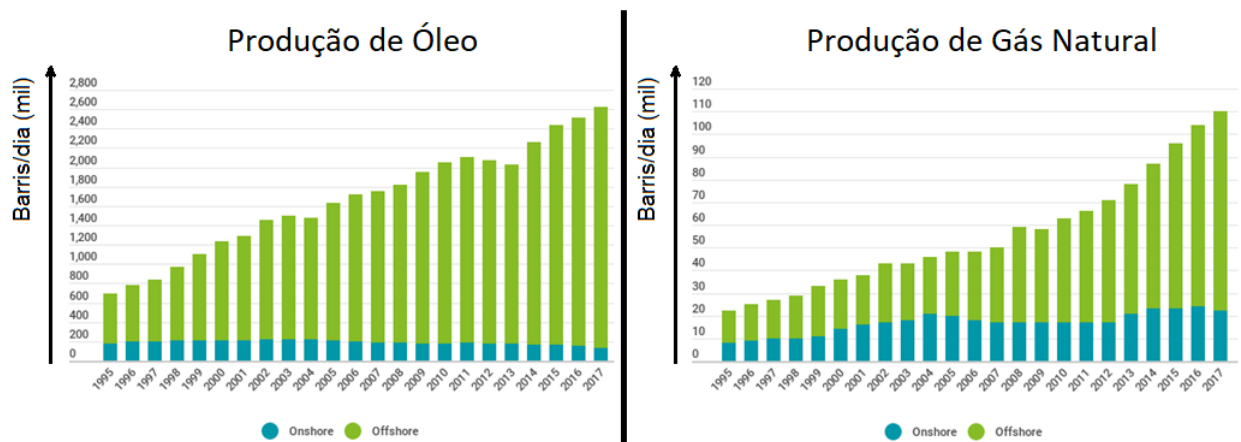
barris/dia. O Brasil está situado como 10<sup>o</sup> maior produtor no mercado global, após o acréscimo de 4,8% no volume de óleo produzido (ANP, 2018). A agência menciona que o cálculo considera a produção do Líquido Gás Natural (LGN).

A prospecção de óleo e gás em bacias rasas apresenta baixos custos operacionais e tecnológicos. Entretanto, fatores como a crise financeira de empresas e países, aliadas com o esgotamento dos recursos em águas rasas impulsionaram o desenvolvimento da prospecção em águas profundas. O volume de prospecção em águas profundas teve aumento próximo de 25% entre os anos de 2005 e 2015 (MANNING, 2019), mostrando a capacidade de produção. Apenas quatro países se destacam com grandes produções de prospecção para águas profundas: Brasil, Estados Unidos da América, Angola e Noruega. A Figura 2 ilustra a produção de óleo cru entre os anos de 2005 e 2015. Em termos de prospecção em águas profundas, Estados Unidos e Brasil, juntos, representam mais de 90% da produção global.

Em relação ao panorama brasileiro de prospecção e extração de petróleo e gás, dois fatores interessantes mostram o papel fundamental da mecânica da fratura nesta área industrial. Os dados mostram um estável crescimento ao longo dos últimos anos, impulsionados pela descoberta das bacias de pré-sal. Segundo dados do anuário da ANP em 2018 (ANP, 2018), a produção nacional atingiu o quarto ano consecutivo de aumento, e atingiu 2,6 milhões de barris/dia. Ao observar-se apenas o cenário do pré-sal, a produção atingiu a média de 1,3 milhão de barris/dia no ano, cerca de 50% da produção do País. A Figura 3 aponta os dados da evolução histórica nacional de produção de óleo e gás

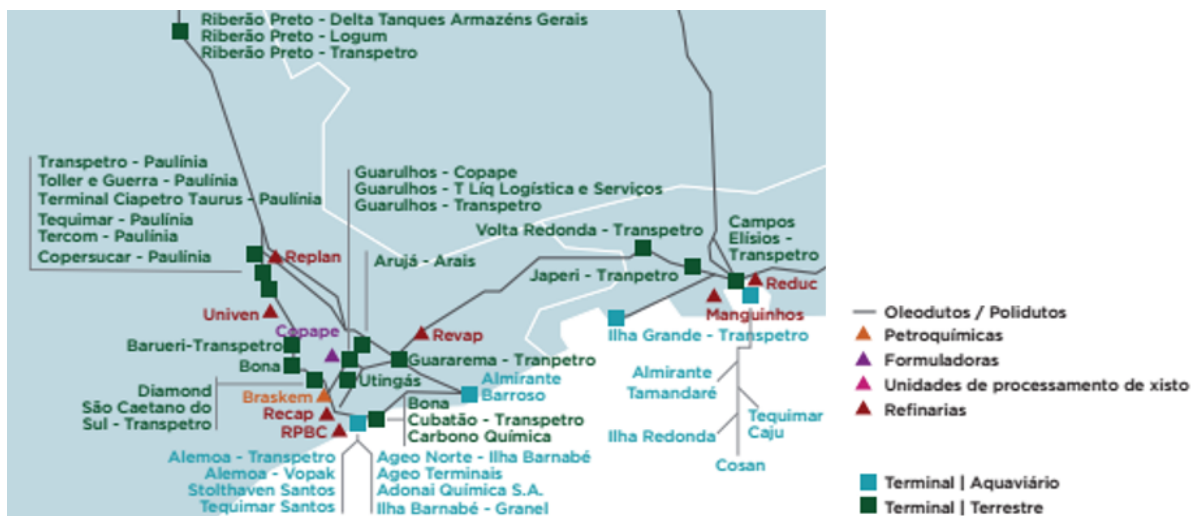
das últimas duas décadas (ANP, 2018). Outro excelente fator foi relado nos estudos de Hippert: o crescimento da produção petrolífera reflete na evolução da malha dutoviária. Dentre diversas oportunidades, deve se destacar o impulsionamento na extensão da vida útil destes dutos, ou na instalação de novas linhas. A Figura 4 apresenta o panorama da infraestrutura de algumas regiões do Brasil com relação à produção e distribuição de petróleo brasileiro e gás natural, segundo dados da ANP apresentados por Hippert (JUNIOR, 2004).

Figura 3 – Evolução histórica da produção de óleo e gás natural por barris/dia.



Fonte: Agência Nacional do Petróleo, 2018

Figura 4 – Parte do mapa dutoviário da região sudoeste



Fonte: Eduardo Hippert Júnior, 2004

## 1.2 O Papel da Mecânica da Fratura nas avaliações de componentes estruturais

Independente dos cuidados tomados durante o processo de fabricação de um componente é inevitável considerar a presença de defeitos durante o processo de fabricação, principalmente em processos de soldagem (comuns em estruturas *offshore*). Os procedimentos de Avaliação Crítica de Engenharia (ECA) adotam conceitos da Mecânica da Fratura para avaliar a criticidade dos defeitos de estruturas soldadas. Resumidamente, ECA é um procedimento que usa princípios da mecânica da fratura para determinar tolerância à defeitos de itens críticos de segurança. O ECA é usado para decidir se uma determinada falha está protegida contra fratura frágil, colapso plástico, crescimento de trinca por fadiga ou crescimento de trinca sob condições de carregamento especificadas.

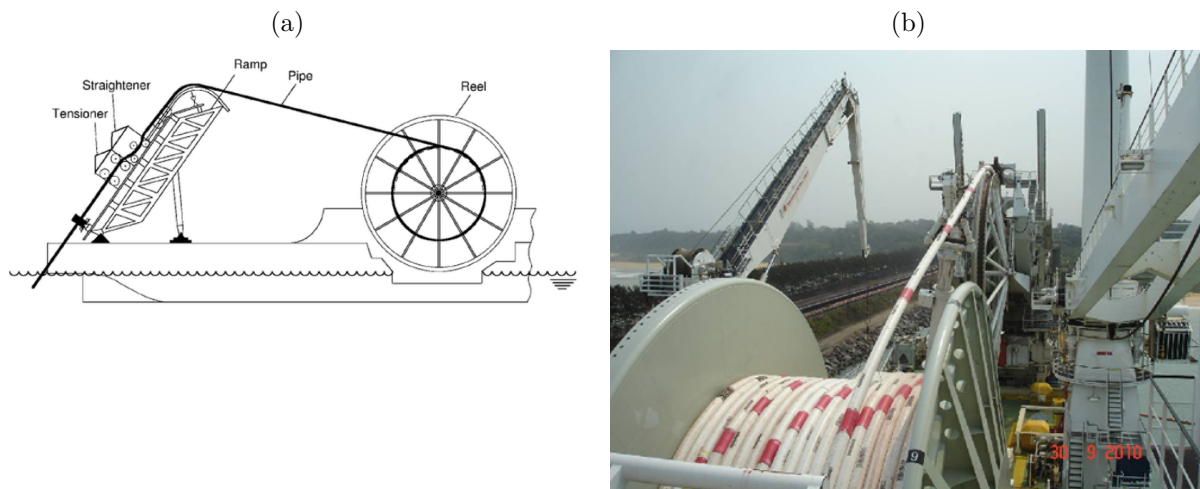
Através da combinação das condições de operações mais críticas e das propriedades dos materiais, essas avaliações são comumente aplicadas para obter os tamanhos toleráveis de defeitos durante a instalação e operação dos *risers* e dutos. Essas avaliações são utilizadas para apoiar a tomada de decisão de "executar-reparar-substituir" para componentes em serviço, mas também para avaliar a adequação do serviço para novos componentes, a fim de avaliar o risco de fratura por fragilidade e fadiga.

Componentes estruturais *offshore* que se enquadram nas aplicações da mecânica da fratura incluem dutos e vasos de pressão, plataformas, sondas e turbinas eólicas. Em relação à indústria de óleo e gás, pode ser destacado a utilização do ECA em *risers* rígidos contendo defeitos circunferenciais lançados pelo método carretel, conforme ilustrado na Figura 5.

### *Breve Histórico da Mecânica da Fratura*

O estudo produzido por Taneja ([TANEJA, 2016](#)) apresenta quatro falhas históricas que foram fundamentais para a evolução da Mecânica da Fratura como metodologia eficiente e segura para avaliar a criticidade de defeitos em novos componentes estruturais ou em serviço. São eles: a falha de um tanque de melado em Boston, em 1919 ([MACNEILL, 2019](#)); a falha dos navios Liberty ([ANDERSON, 2005](#)), nos anos de 1940; O desastre do avião Comet, em 1953 ([ANDERSON, 2005](#)) e a falha da fuselagem dos aviões Aloha Airlines, em 1988 ([MAGANIZE, 2020](#)). No caso da falha de Boston, dois aspectos metalúrgicos

Figura 5 – Aplicação do método carretel em aplicações submarinas a) Ilustração do método de lançamento e b) Exemplo de duto submetido ao método



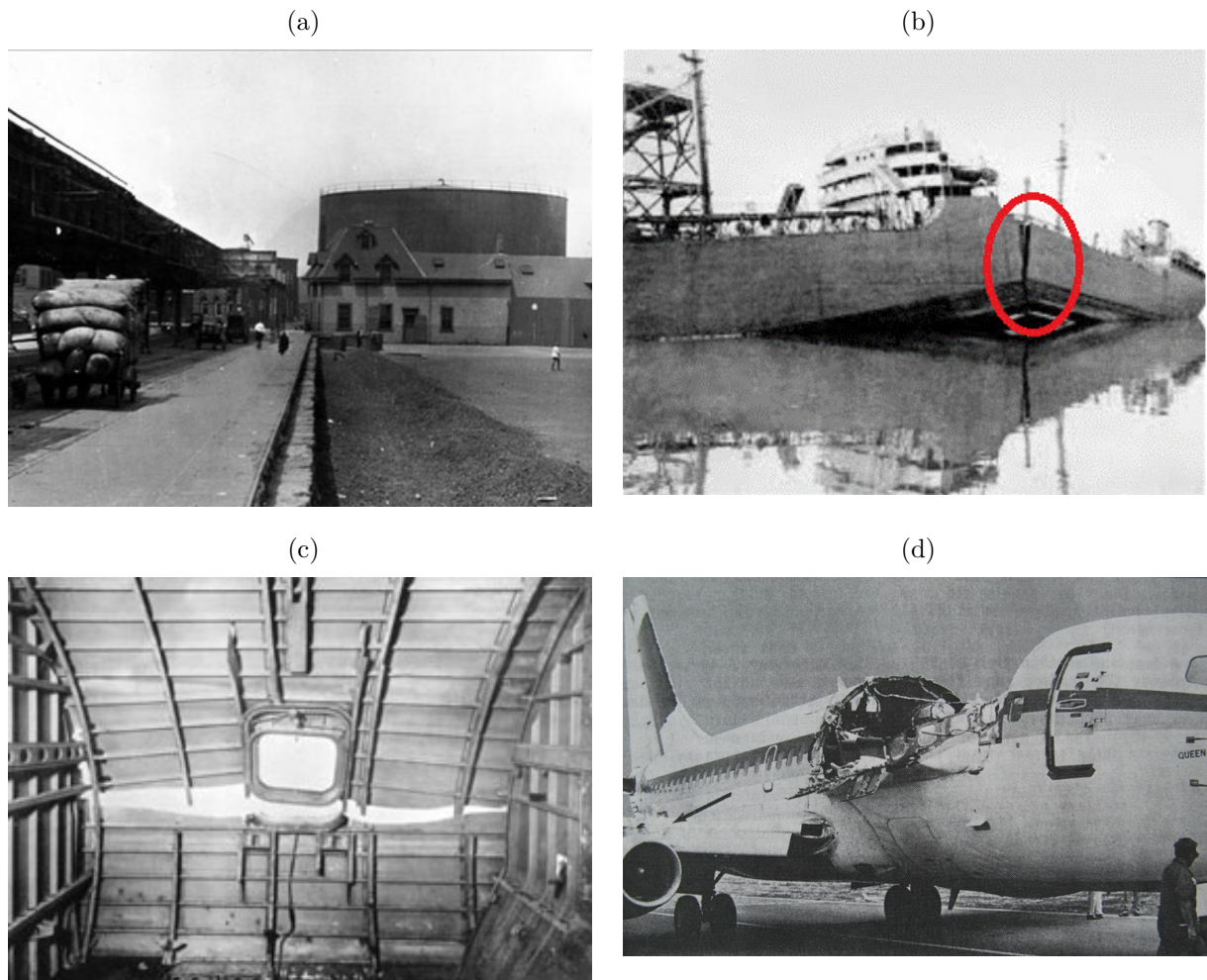
Fonte: Denis Ferreira, 2018

foram destacados pelo autor: o comportamento de fratura do tipo frágil a temperatura de 4 °C e a observação de uma microestrutura característica chamada banda de Neumann (lamelas de grandeza micrométrica, geralmente dentro de um grão), que são formadas em aço baixo carbono em baixas temperaturas. Em relação à falha ocorrida nos navios Liberty, o desastre trouxe à tona a importância do efeito da temperatura na resistência à fratura. A falha nos aviões Comet destacaram a importância dos concentradores de tensão e as falhas crescerem devido ao carregamento cíclico. A falha no avião da empresa Aloha Airlines apresentou a importância da corrosão sob tensão.

Segundo a literatura (TANEJA, 2016; MOORE; PISARSKI, 2013), o marco do nascimento da mecânica da fratura decorrente do acidente dos navios Liberty. Segundo Moore (MOORE; PISARSKI, 2013) o desastre levou o Laboratório de Pesquisa Naval dos EUA a pesquisar o efeito das trincas em aços na década de 1950, resultando no desenvolvimento da descrição da mecânica de fratura elástica linear (MFLE) para trincas em materiais frágeis. Para Sun (SUN; JIN, 2012), os estudos da mecânica da fratura foram originários dos estudos pioneiros de A. A. Griffith sobre a fratura frágil em vidros, em 1921. Griffith observou que a discrepância entre os valores da resistência teórica à fratura do vidro dos valores obtidos laboratorialmente, diferindo em uma ordem de uma a duas vezes da magnitude. Griffith concluiu que a diferença poderia estar associada a presença de microtrincas (GRIFFITH, 1921).

Indubitavelmente os trabalhos de Griffith iniciaram os questionamentos acerca do papel dos defeitos do tipo trinca nos valores de resistência frágil e que o acidente dos

Figura 6 – Exemplos de catástrofes que impulsionaram os estudos da mecânica da fratura: a) Foto do tanque de melado de Boston antes da tragédia, b) Foto de um navio Liberty, com foco na região da falha catastrófica, c) Foto do interior da fuselagem do avião Comet e d) A fuselagem do avião Aloha Airlines 243 depois da explosão enquanto estava em voo, em Abril de 1988



Fonte: Ajay Taneja, 2016

navios Liberty foram um marco mundial para o desenvolvimento do estudo da mecânica da fratura, inclusive no âmbito da ciência da engenharia, tornando-se uma relevante disciplina em carácter acadêmico. Os trabalhos feitos por Sun, Anderson, e outros apresentam uma literatura mais precisa sobre o histórico da mecânica da fratura (TANEJA, 2016; FREIMAN; JR, 2018; SUN; JIN, 2012; ANDERSON, 2005).

### *Parâmetros Elasto-Plásticos da Mecânica da Fratura*

Dentro os diversos parâmetros da Mecânica da Fratura propostos ao longo das décadas, dois parâmetros foram desenvolvidos para caracterizar as condições de tensão,

deformação e deslocamento ao redor da ponta da trinca sob condições de considerável deformação plástica: a Integral-J e o deslocamento da abertura da ponta da trinca (CTOD).

Sob certas condições de restrição de contorno (arredondamento da ponta da trinca e propagação da trinca), Shih (SHIH, 1981) encontrou uma relação linear entre os dois parâmetros CTOD e Integral-J baseados na solução HRR. Em condições de escoamento em pequena escala, *Small Scale Yielding* (SSY), o fator que relaciona os parâmetros,  $m$ , é independente das propriedades do material e do tamanho da trinca (SHIH, 1981). Entretanto, sob condições de plasticidade generalizada, *Large Scale Yielding* (LSY), o parâmetro  $m$  torna-se dependente da geometria do corpo de prova e fortemente dependente das propriedades de encruamento do material (MATHIAS; SARZOSA; RUGGIERI, 2013; SARZOSA; SOUZA; RUGGIERI, 2015; HUANG; ZHOU, 2014). Esta relação será abordada no texto na seção 2.5.3. Pode-se inferir que ambos os parâmetros são adequados para caracterizar a tenacidade da ponta da trinca.

Baseado no comentário descrito por Begley e Landes (BEGLEY; LANDES, 1972), a Integral-J tem a capacidade de caracterizar os campos de tensão e deformação na região da ponta da trinca sem focar atenção diretamente nesta região. O parâmetro foi desenvolvido por Rice (RICE, 1967), e é uma integral de linha, com independência de caminho, que caracteriza os campos de tensão e deformação próximos da ponta da trinca. De um modo simplificado, a Integral-J pode ser vista como a taxa de liberação de energia potencial através da propagação da trinca. Para os materiais elástico-linear e não lineares, esta Integral é independente do caminho. Para materiais elasto-plásticos, o valor da Integral-J é praticamente independente do caminho para carregamentos monotônicos.

Derivado de uma abordagem matemática, parte da comunidade acadêmica tem preferência em caracterizar a resistência do material à propagação da trinca devido sua robustez matemática. A indústria nuclear utiliza a Integral-J como descritor da tenacidade do material nos procedimentos correntes de integridade estrutural. Como força motriz agindo na ponta da trinca, a Integral-J é facilmente obtida para geometrias ou componentes estruturais complexos com o uso de programas de elementos finitos como Abaqus, Ansys, Warpd3D, entre outros. Contudo, destaca-se que o conceito de dominância da Integral-J como único descritor do campo de tensões e deformações da ponta da trinca perde validade para situações de excessiva plasticidade espalhada no ligamento remanescente.

Originalmente desenvolvido a partir de pesquisas no Instituto de Soldagem Britânico (TWI) no Reino Unido durante a década de 1960, o CTOD é um parâmetro idealizado

para caracterizar a tenacidade à fratura de aços carbono-mangânês usados na fabricação de vasos de pressão, onde a Mecânica da Fratura Linear Elástica é incapaz de caracterizar sua ductilidade (MOORE; PISARSKI, 2013). O desenvolvimento das indústrias de óleo e gás no Mar do Norte, a partir da década de 1970, impulsionaram o desenvolvimento dos conceitos dos testes e análises do CTOD na construção de plataformas fixas de produção do tipo jaqueta e oleodutos de aços.

O CTOD é um parâmetro elasto-plástico que descreve o deslocamento da ponta da trinca e possui inúmeras definições. As definições mais conhecidas e utilizadas pela academia e indústrias foram propostas por Rice em 1967, por Wells em 1963 e Schwalbe em 1987 (RICE, 1967; WELLS, 1963; SCHWALBE, 1987). É importante destacar que o CTOD não possui limitações matemáticas em relação ao nível de deformação plástica à frente da trinca que invalidem seu uso. Mais ainda, diferente da Integral-J, não há relatos na literatura relacionados à problemas na definição do CTOD quanto ao descarregamento elástico associado ao crescimento da trinca ou nas relações constitutivas do material. Outra característica do CTOD é ser um parâmetro físico, e portanto, não existe um ponto único do flanco da trinca que possa ser considerado como característico da tenacidade do material.

A indústria *offshore* possui uma vasta quantidade de dados de tenacidade em termos do CTOD. Ainda mais importante, os profissionais envolvidos nesta área possuem grande familiaridade com o parâmetro CTOD como descritor da tenacidade à fratura. De forma simples e acurada, o CTOD é a distância entre as faces opostas da ponta da trinca. Isso resulta em um fácil entendimento e visualização por ser baseado na deformação física. Ainda assim ele é entendido como uma medida simples e quantitativa da tenacidade à fratura do material. Em outras palavras, o valor do deslocamento dos flancos na ponta da trinca é proporcional à tenacidade do material.

### 1.3 A evolução dos testes de tenacidade à fratura em função do CTOD e a utilização da geometria SENT

No Reino Unido, o parâmetro elasto plástico proposto por Wells foi extensivamente aplicado para análises de fratura de estruturas soldadas nos anos de 1960. Enquanto a pesquisa de fratura na América foi direcionada primariamente para indústria de energia nuclear, as pesquisas no Reino Unido foram motivadas amplamente devido ao desenvolvi-

mento da prospecção de óleo do Mar do Norte nos anos de 1970. Dentro do contexto da avaliação de defeitos das plataformas fixas, um procedimento foi desenvolvido (*Published Document 6493*) e curvas de projeto de CTOD foram utilizados como um primeiro filtro grosseiro nas avaliações de adequação ao propósito. O desenvolvimento subsequente de procedimentos padronizados de avaliação de adequação ao serviço (FFS), inicialmente através do uso da curva de projeto de CTOD e, em seguida, em diagramas de análise de falhas, permitiu que o CTOD fosse utilizado como descritor do comportamento das falhas com mais precisão em estruturas de juntas soldadas.

À medida que a confiança cresceu na capacidade do teste CTOD em pequena escala para prever as condições de fratura de uma trinca em uma estrutura em escala real, o método de teste tornou-se padronizado. Inicialmente, o Instituto de Padronização Britânica (BSI) publicou um documento chamado de DD19 - *Draft for Development (DD19)* em 1972, que tornou-se o padrão BS 5762 em 1979. Em essência, os corpos de prova de testes de tenacidade à fratura consistem em uma barra retangular de um material entalhado (para o caso de análises de juntas soldadas, o entalhe deve estar localizado em uma região apropriada). Os ensaios precursores têm uma instrumentação de extensômetro montado na boca da trinca, e então um carregamento quasi-estático é aplicado, sob uma configuração de flexão em três pontos, gerando dados de força e de deslocamento da boca da trinca. Os valores de CTOD eram obtidos através de relação de triângulo, onde o parâmetro de rotação ( $r_p$ ).

O desejo de estender a aplicação de dutos para condições de carregamento cada vez mais desafiadoras durante a instalação e operação tem impulsionado o desenvolvimento de métodos de serviço adequados para reduzir seu excesso de conservadorismo, mantendo a confiança de que a estrutura será segura. Tubulações destinadas a águas mais profundas, pressão mais alta, métodos de instalação envolvem deformações além do escoamento impõem maiores desafios tecnológicos de integridade. Deste modo, a utilização dos corpos de prova tradicionais (SENB), que tinham como objetivo impor um alto grau de restrição plástica na ponta da trinca para estimar valores mais conservadores de tenacidade à fratura, tem sido substituída pela geometria do tipo SENT por apresentar restrição plástica similar ao encontrado em dutos com soldas circunferenciais.

Os maiores valores de tenacidade à fratura obtidos utilizando corpo de prova do tipo SENT, em comparação com geometria SENB, levou grande interesse em utilizar essa configuração geométrica outras avaliações e testes de mecânica de fratura. Os testes com

SENT foram adotados com entusiasmo pela indústria de óleo e gás (através do uso da recomendação DNV-OS-F101) e gradualmente aceito pela indústria de dutos em geral. Deve ser ressaltado que os primeiros testes produziam valores de tenacidade à fratura em termos da Integral-J e não CTOD.

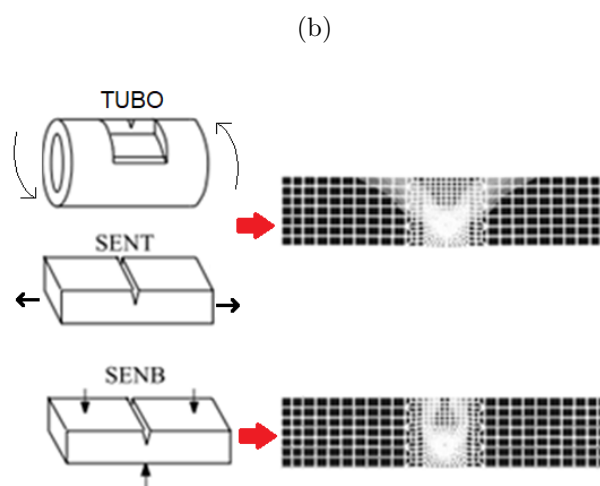
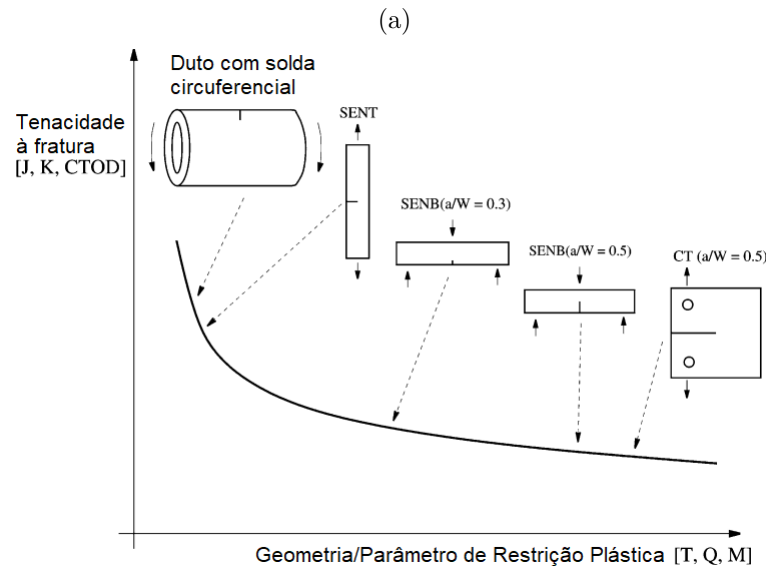
Com a adoção da geometria SENT, a formulação proposta pelo método da rótula plástica não é aplicável, uma vez que a utilização do parâmetro da  $r_p$  se torna questionável pela difícil determinação da posição da rótula plástica. Com intuito de obter valores de CTOD através de um conceito que utilize as relações triangulares observadas no método da rótula plástica, uma metodologia alternativa foi proposta para calcular CTOD, utilizando dois extensômetros fixados em um dispositivo na superfície do corpo de prova: método dos dois extensômetros.

#### *Utilização da Geometria SEN(T)*

Até a década de 2000, a literatura abordava que as técnicas padronizadas para obter curvas de resistência de crescimento de trinca para aços estruturais utilizavam geometrias convencionais do tipo flexão (SEN(B)) e o compacto (C(T)) com a presença de trincas profundas  $\frac{a}{W} \geq 0.5$ . A motivação primordial de se utilizar corpos de prova com trinca profunda é garantir condições que levarão ao crescimento da trinca sob alta restrição plástica na ponta da trinca com plasticidade limitada (RUGGIERI, 2017).

Buscando reduzir o nível de conservadorismo durante a avaliação crítica de engenharia, uma nova geometria que apresenta menores valores de restrição plástica frente a ponta da trinca tem sido objeto de estudo nas últimas duas décadas. Estudos apontam que corpos de prova do tipo SEN(T) fixado por garras na extremidades associados a carregamento predominantemente em tensão desenvolvem baixos níveis de restrições (HUANG; ZHOU, 2015b; HUANG; ZHOU, 2014; HUANG; ZHOU, 2015a; PANICO *et al.*, 2017; EXXONMOBIL, 2010; BSI, 2014; DNV, 2006; MATERIALS, 2014). Chiesa cita que os níveis de restrição plástica da geometria SEN(T) podem ser ajustáveis através da variação da profundidade da trinca ou da distância entre as garras (CHIESA *et al.*, 2001). A Figura 7a apresenta um típico gráfico que ilustra uma comparação entre a restrição plástica formada à frente da ponta da trinca para diferentes geometrias do corpo de prova, de diferentes comprimentos de trinca, submetidos a diferentes tipos de carregamento. A Figura 7b ilustra também uma comparação do diferente comportamento dos campos de

Figura 7 – Gráficos ilustrando os níveis de restrições plásticas em relação à geometria do corpo de prova a) Valores de tenacidade à fratura em função da geometria/restrrição Plástica de alguns corpos de prova e b) Campos de tensão no ligamento em corpos de prova SEN(B) e SEN(T)



Fonte: Matteo Chiesa, 2001

tensão associados a uma geometria de alta restrição plástica (corpo de prova do tipo SEN(B)) e de geometrias associadas a menores restrições plásticas (dutos e corpo de prova do tipo SEN(T)).

Segundo Moore (MOORE; PISARSKI, 2013), uma colaboração entre Dr. Herny Pisarki, SINTEF, DNV e um grupo de parceiros industriais produziram diretrizes para o controle da fratura para o método de instalação de dutos, introduzindo a deformação plástica cíclica. Esta recomendação transformou-se posteriormente na Recomendação Prática DNV-RP-108 em 2006 e aborda o processo de instalação dos dutos pelo método carretel (*reeling*). Desde a produção da recomendação DNV-RP-108, os testes em corpos de

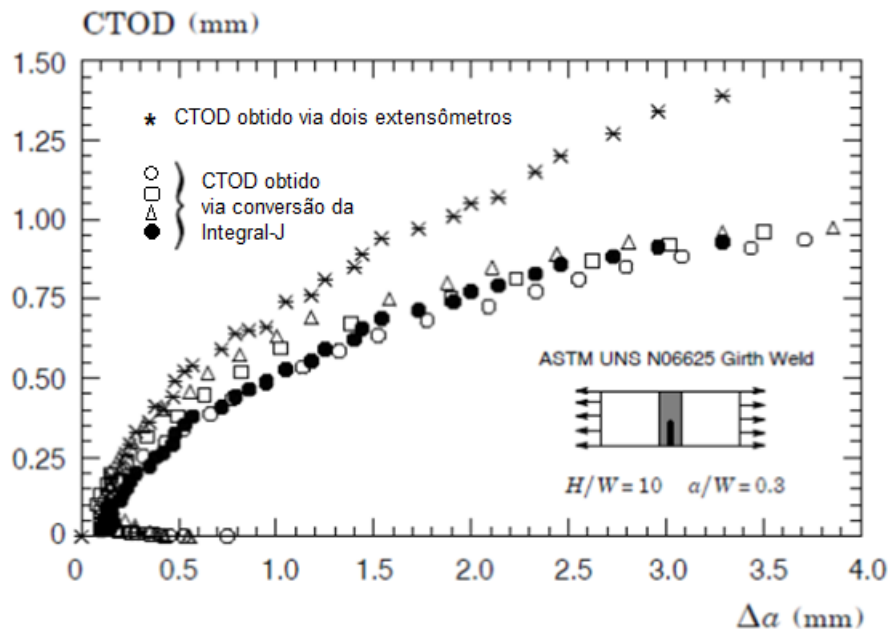
prova SEN(T) têm sido adotados pela indústria *offshore* e gradualmente têm sido aceitos pelas diversas comunidades industriais em geral.

#### 1.4 Justificativa e Motivações

A Figura 8 ilustra os dados de um ensaio de tenacidade à fratura de uma liga Inconel com solda circunferencial realizado no laboratório de Mecânica da Fratura do Departamento de Engenharia Naval e Oceânica da USP. A curva de resistência indica alguns comportamentos nos valores de CTOD obtidos através da técnica dos dois extensômetros:

- Os valores obtidos de CTOD através da conversão da Integral-J são mais conservadores, para crescimento de trinca  $\Delta a > 0.5$  mm, comparados aos valores obtidos pelo método dos dois extensômetros;
- O aumento quase constante do módulo de rasgamento, com o rasgamento dúctil da trinca está relacionado com a falta de correção no valor da tenacidade devido ao crescimento de trinca como é feito no valor da Integral-J

Figura 8 – Comparações entre valores do CTOD obtidos por duas metodologias de medição



Fonte: Diego Felipe Sarsoza Burgos, 2017

Destaca-se a extensiva atenção que a metodologia para calcular o CTOD através do método dos dois extensômetros, *Double Clip Gage Method* - (DCGM), para geometria SEN(T) vem recebendo nos últimos anos. Zan et al. (YAN; HUANG; ZHOU, 2014)

verificaram a precisão da técnica DCGM utilizando modelos de três dimensões, variando a razão do tamanho de trinca e da espessura em função da largura. Tang et al (TANG *et al.*, 2010) examinaram a aplicabilidade do método DCGM para geometria SEN(T) através de análise numérica para modelos em duas dimensões em condição de deformação plana. Tang e seus colegas analisaram o comportamento de CTOD para modelos com propagação de trinca, onde o ponto de medição do CTOD foi na ponta da trinca original. Moore e Pisarki (MOORE; PISARSKI, 2012) investigaram, através de testes laboratoriais, a precisão do método DCGM utilizando a técnica da réplica de silicone. Outros pesquisadores também têm utilizado a técnica dos dois extensômetros aliada a técnicas não convencionais para obter o CTOD e proposto novas formulações para obter o CTOD definido pelo intercepto de  $90^\circ$  (VERSTRAETE *et al.*, 2013; MINNEBRUGGEN *et al.*, 2016).

Através do comportamento dos dados de tenacidade à fratura observados na Figura 8, alguns questionamentos podem ser levantados. Primeiro, nota-se que para um mesmo ensaio de tenacidade à fratura, dois valores de CTOD podem ser gerados para um mesmo estágio de carregamento, resultando em diferentes conclusões acerca do tamanho da falha ser ou não aceito em um diagrama de criticidade de engenharia. Outra questão relevante surge a despeito do uso das metodologias de obtenção do CTOD para diagramas do tipo ECA/FFS. Nestes diagramas, os valores de tenacidade à fratura são determinados através de simulação numérica, utilizando o método dos dois extensômetros. Entretanto, a força motriz, para geometria SEN(T), é determinada pela definição de CTOD associada a Integral-J: intercepto de  $90^\circ$ .

Portanto, motivado pelas observações anteriores, o objetivo central do trabalho é investigar as metodologias utilizadas para calcular o CTOD para aplicações em materiais utilizados na indústria de óleo e gás e propor uma metodologia de medição que compatibilize as medições de CTOD obtidas pelo método dos dois extensômetros e da conversão da Integral-J. Esta metodologia é fundamentada no método dos dois extensômetros com intuito de produzir valores de CTOD similares aos obtidos da metodologia da conversão da Integral-J. A adoção de um valor mais conservador deriva do fato do CTOD obtido pelo intercepto de  $90^\circ$  estar relacionado com a definição do CTOD obtido pela conversão da Integral-J, que por sua vez está atrelada a fundamentação matemática do parâmetro energético. Além disso, a falta de uma definição adotada pela comunidade acadêmica para o caso de trinca em crescimento pode trazer uma sensação de inseguranças com os valores obtidos por um critério menos conservador.

Uma das características desta metodologia proposta é utilizar apenas dados de um único extensômetro, acoplado convencionalmente acima da boca da trinca. Outro interessante fator desta metodologia é seu caracter simplificador, comparado com o atual método de obtenção de CTOD via Integral-J. O ponto fundamental da investigação foram os posicionamentos das faquinhas, de forma que um novo posicionamento é escolhido para que, de forma conveniente, em que o CTOD via dois extensômetros seja similar ao da conversão da Integral-J. Os detalhes foram abordados na seção que descreveu a metodologia numérica aplicada 4.

A nova metodologia foi realizada através de análise numérica em modelos com geometria SEN(T) em duas dimensões sob condição de deformação plana, grandes deformações geométrica e para modelos de trincas estacionárias, variando o comprimento da trinca e as propriedades de encruamento. Esta metodologia foi nomeada de Método dos dois extensômetros interno (MDEI) e o CTOD obtido chamado de CTOD-lambda ( $\delta_\lambda$ ). Com foco no entendimento das metodologias utilizadas para obter CTOD como o parâmetro caracterizador da tenacidade à fratura, o presente trabalho também investigou o comportamento das diferentes definições de CTOD utilizando modelos com células computacionais, capazes de simular condições de trinca em crescimento. As interpretações físicas e energéticas das definições do CTOD, consolidadas pela comunidade científica, foram comparadas entre os modelos de trinca estacionária e das células computacionais para diferentes tamanhos de trinca e propriedades de encruamentos. Este estudo foi realizado em modelos de geometria SEN(T), em duas dimensões sob condição de deformação plana e grandes deformações geométrica. Uma proposição de definição de CTOD também será apresentada, chamada de *CTOD-offset*.

Adicionalmente, ensaios experimentais de tenacidade à fratura foram realizados com intuito de verificar a diferença entre os valores de CTOD para as duas definições: método dos dois extensômetros e conversão da Integral-J. Mais ainda, foi avaliada a capacidade de métodos não convencionais, como correlação digital de imagem e réplica de silicone endurecido, em determinar os valores de CTOD para os casos de crescimento de trinca e caracterizar as curvas de resistências, em termos de CTOD.

As próximas seções estão divididas em:

1. Breve revisão da literatura abordando os aspectos apresentados no estudo;

2. O programa experimental utilizados para verificar a metodologia proposta do CTOD-lambda;
3. Metodologia numérica, com a descrição dos modelos focais e das células computacionais, além das propriedades utilizadas para as análises de elementos finitos;
4. Detalhamento do conceito do CTOD-lambda, com apresentação deste parâmetro  $\lambda$  e as formulações necessárias para calcular este novo CTOD;
5. Estudo numérico dos modelos de células computacionais, avaliando as definições de CTOD presentes na literatura e a proposição de uma nova definição;
6. Apresentação dos resultados dos ensaios experimentais de tenacidade à fratura, com os valores de CTOD obtidos a partir de metodologias convencionais e não convencionais;
7. Validação da formulação de CTOD-lambda para diferentes materiais, através de dados retirados da literatura, de curvas obtidas pelos resultados numéricos das células computacionais e dos resultados experimentais obtidos nesta pesquisa;
8. Conclusões dos resultados obtidos e sugestões para futuros trabalhos.

## 2 Revisão de Literatura

### 2.1 Contextualização da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica

Diferente da abordagem encontrada na mecânica clássica, os conceitos teóricos e as técnicas experimentais que foram e têm sido desenvolvidos na mecânica da fratura, visam solucionar os questionamentos acerca da dimensionalidade crítica de uma falha em uma estrutura sob carregamento, recomendações sobre seguridade de estruturas com presença de falhas, sugerir uma adequada frequência de inspeções, e por fim, quando o equipamento deveria ser reparado ou substituído.

Diversos estudos na literatura apresentam sua própria perspectiva acerca da Mecânica da Fratura e suas limitações. Segundo Burdekin ([BURDEKIN; STONE, 1966](#)), enquanto a Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFLE) exige pequenas quantidades de deformações localizadas na ponta da trinca, materiais dúcteis englobados nos estudos da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP) apresentam um fluxo plástico que espalha-se na região da ponta da trinca antes da iniciação da fratura. Segundo Anderson, os conceitos da mecânica da fratura que foram derivados antes da década de 1960 são aplicáveis apenas a materiais que obedecem a Lei de Hooke ([ANDERSON, 2005](#)). Embora existam estudos nos anos de 1940 e 1950 que apresentam propostas de correções levando em conta pequenos níveis de plasticidade, as análises são restritas a estruturas que apresentam um comportamento global linear elástico ([IRWIN, 1956; OROWAN, 1954](#)). Desde os anos de 1960, as teorias da mecânica da fratura têm sido desenvolvidas para considerar diferentes materiais não lineares (plasticidade e viscoplasticidade) e efeitos dinâmicos. Uma base sólida nos fundamentos do MFLE é essencial para uma compreensão de conceitos mais avançados em mecânica de fratura ([ANDERSON, 2005](#)).

Considerando um material linear-elástico homogêneo, Irwin apresentou expressões que descrevem a distribuição de tensões a frente da ponta da trinca, em função do parâmetro  $K$ , para o modo de carregamento do tipo I. A equação criada por Irwin relaciona a resistência ao crescimento da trinca com o comprimento da trinca e a tensão remota aplicada para condições específicas de deformações (SSY). Considerando um material linear-elástico homogêneo, Irwin apresentou expressões que descrevem a distribuição de tensões a frente da ponta da trinca, em função do parâmetro  $K$ , para o modo de carregamento do tipo I (equações 1 a 3). A equação criada por Irwin relaciona a resistência ao crescimento da

trinca com o comprimento da trinca e a tensão remota aplicada. Quando os valores o valor de K atingir seu valor crítico  $K_c$ , o material irá fratura de forma frágil (JUNIOR, 2004).

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \left[ \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \right] \quad (1)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \left[ \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \right] \quad (2)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \left[ \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right] \quad (3)$$

Quando a deformação plástica ao redor da ponta da trinca aumenta, os critérios suportados pelo parâmetro K vão se tornando inválidos e não são mais obedecidos. Deste modo, uma nova descrição dos campos de tensão-deformação na região da ponta da trinca deve ser considerada, com diferentes critérios acerca do nível da plasticidade ao redor da trinca. Hutchinson (HUTCHINSON, 1968), Rice e Rosengren (RICE; ROSENGREN, 1968) propuseram concomitantemente soluções bidimensionais assintóticas para as singularidades de tensão e deformação na ponta da trinca utilizando um material com propriedades elasto-plásticas. Essas soluções são conhecidas como equações HRR e são fundamentais para o desenvolvimento da descrição do crescimento de trinca.

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left( \frac{E J}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{1}{(n+1)}} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n) \quad (4)$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\alpha \sigma_0}{E} \left( \frac{E J}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{n}{(n+1)}} \tilde{\varepsilon}_{ij}(\theta, n) \quad (5)$$

$$u_x = \frac{\alpha \sigma_0}{E} \left( \frac{E J}{\alpha \sigma_0^2 I_n} \right)^{\frac{n}{(n+1)}} r^{\frac{1}{(n+1)}} \tilde{u}_x(n) \quad (6)$$

onde  $r$ ,  $\theta$  são coordenadas polares centradas na ponta da trinca,  $I_n$  é uma constante de integração e  $\tilde{\sigma}_{ij}$  e  $\tilde{\varepsilon}_{ij}$  são funções adimensionais de  $\theta$  e a constante de integração  $n$ .

Os campos da solução HRR descritos pelas equações 4 - 6 indicam a capacidade da Integral-J descrever a intensidade dos campos de tensão e deformação próximos da ponta da trinca para um material que encrua através de lei de potência de uma forma similar ao que o fator K descreve a intensidade da tensão e deformação para os materiais elásticos lineares, sob certas limitações impostas de deformação. A Integral-J é capaz de caracterizar os campos de tensão e deformação atuantes na região da ponta da trinca

sob a singularidade de  $\left(\frac{1}{r}\right)^{\frac{1}{n+1}}$ . Landes e Begley (BEGLEY; LANDES, 1972) foram os primeiros pesquisadores a propor um critério de falha governada pela Integral-J para avaliação de falha de projetos mecânicos. Entretanto, para que o valor de Integral-J seja válido, e descreva os campos de tensões à frente da trinca, é necessário que o mesmo esteja dentro de sua validade e para isso é necessário que algumas premissas sejam obedecidas, dentre elas carregamento monotônico e condições de plasticidade restrita na região da trinca (DONATO; MOREIRA, 2017).

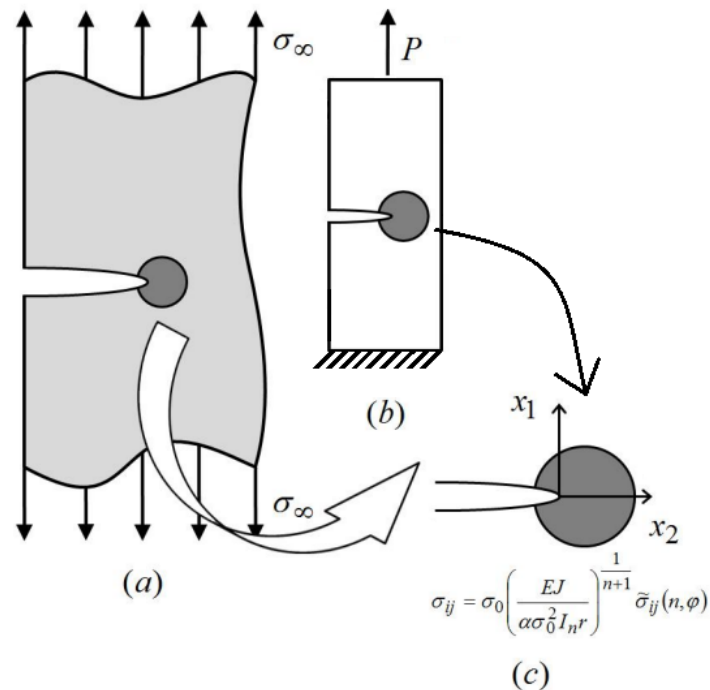
Sobre a validade dos parâmetros elasto-plásticos na descrição dos fenômenos que ocorrem na ponta da trinca, Sarzosa enfatiza em seu estudo que a avaliação experimental do CTOD a partir dos dados de carregamento-deslocamento depende da equivalência rigorosa entre Integral-J e CTOD (SARZOSA; RUGGIERI, 2015). Shih propôs uma simples relação entre estes dois parâmetros, sob rigorosas condições de plasticidade na ponta da trinca (regime SSY ou HRR) (SHIH, 1981). As condições descritas por esses regimes são observadas fundamentalmente em corpos de prova do tipo SEN(B), C(T) de trincas profundas. Mais ainda, a perda de restrição à plasticidade é a causa mais usual da invalidação da integral J pois torna as propriedades dependentes não somente do material sendo testado, mas também da geometria do corpo de prova e do carregamento (DONATO; MOREIRA, 2017). Segundo Shih, a condição onde o regime plástico vai além da plasticidade bem confinada, a singularidade HRR não domina os campos de tensão e deformação da ponta da trinca (SHIH, 1981).

Sob aspecto da aplicação da mecânica da fratura na indústria de óleo e gás, deve ser destacado a utilização de corpos de prova com baixa restrição na ponta da trinca nos ensaios de tenacidade à fratura (SEN(T)) (ZHU, 2016a; ZHU; MCGAUGHY; ZELENAK, 2017; SARZOSA; RUGGIERI, 2015). O principal motivo da utilização da geometria SEN(T) é princípio de similaridade encontrado entre os campos de tensão e deformação da ponta da trinca com os componentes estruturais (dutos e estruturas offshore): o comportamento à fratura de um componente estrutural em serviço é avaliado por meio de valores críticos de CTOD ou Integral-J, obtidos em ensaios de corpos de prova reduzidos (ilustração do princípio de similaridade na Figura 9).

Por fim, para a aplicação de óleo, a relação proposta por Shih é questionável, uma vez que os critérios impostos acerca do limite de plasticidade (encontrado sob regime SSY) não são encontrados. Ainda assim, a similaridade dos campos de tensão/deformação

descritas acima permitem aceitar a perda da validade SSY (necessária para garantir que os parâmetros Integral-J ou CTOD descrevam de forma acurada as condições de tensão ou deformação da ponta da trinca).

Figura 9 – Representação do conceito de similaridade entre componente estrutural e corpos de prova. a) Componente estrutural com trinca submetida a carregamento remoto, b) corpo de prova de geometria SEN(T) e c) Similaridade entre os campos de tensão próximos a ponta da trinca.



Fonte: Ted Anderson, 2005.

### 2.1.1 Zona Plástica à frente da ponta da trinca

Muitos dos materiais de engenharia metálicos estão sujeitos a deformações plásticas irreversíveis. Esta deformação plástica ocorre em uma região confinada ao redor da ponta da trinca e é denominada de zona plástica da ponta da trinca. Sua dimensão é dependente das propriedades do material, da geometria do corpo de prova e das condições de carregamento impostos. A análise de tensões em sob regime elástico torna-se imprecisa conforme a região inelástica na ponta da trinca aumenta.

Dentro da mecânica da fratura, os conceitos de deformação apresentam uma abordagem local, com considerações voltadas para região da ponta da trinca. A descrição do processo de deformação dos metais está relacionada com o critério de falha adotado para representar as condições dos estados de tensão e deformação ao redor da ponta da

trinca. Dentre os critérios mais utilizados, o critério desenvolvido por Mises tem grande aplicabilidade numérica para descrever o comportamento de deformação plástica dos materiais.

A teoria mais utilizada nos estudos analíticos e computacionais de deformação plástica de metais é a teoria de fluxo plástico. A deformação plástica é um fenômeno dependente do histórico de deformações, caracterizado através da não-linearidade e irreversibilidade de um processo físico. Conseqüentemente, na teoria do fluxo plástico, a taxa de deformação é expressa em termos da taxa de tensão e as variáveis descrevem o estado corrente/atual do material. A resposta global é determinada de forma incremental, integrando equações constitutivas e equações de campos ao longo do caminho dado de carregamento ou deformação (LUBARDA, 2000).

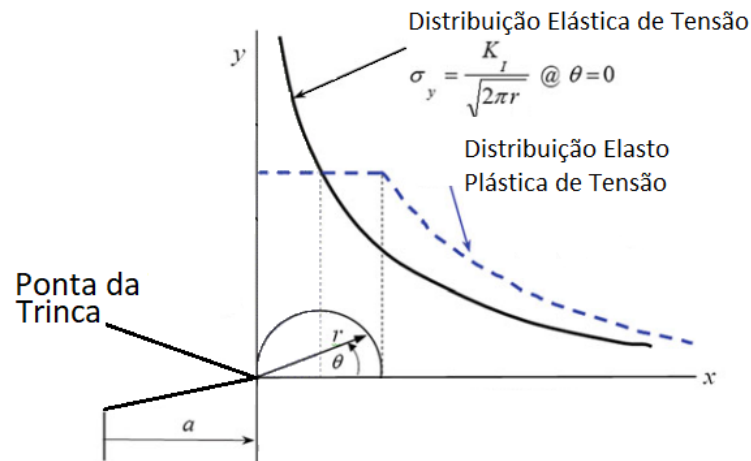
Outra teoria da plasticidade, mais simplista, foi proposta de forma independente por Hencky em 1924 e por Ilyushin, em 1963. Segundo esta teoria, as considerações de grandes deformações podem ser formuladas utilizando a deformação, na forma logarítmica, e suas tensões conjugadas. Uma vez que a tensão aumenta proporcionalmente, a resposta elasto-plástica de deformação é descrita macroscopicamente pela estrutura constitutiva da elasticidade não-linear.

Neste contexto, a teoria de deformação concorda com a teoria do fluxo plástico apenas para carregamentos proporcionais, posto que a especificação do estado final de tensão também especifica o histórico de tensões. Assim, para um carregamento geral (não proporcional), a teoria de fluxo plástico é mais precisa e fisicamente apropriada, particularmente para os casos de modelamento computacional onde o material apresenta comportamento de encruamento (LUBARDA, 2016).

Três conceitos de deformações locais são amplamente utilizados: escoamento de pequena escala (SSY), escoamento de grande escala (LSY) e a condição de escoamento generalizado. O escoamento em pequena escala (SSY) é um conceito usado para descrever que a extensão linear da região plástica é pequena, em comparação com as dimensões do corpo de prova, particularmente o comprimento da trinca. Sob esta condição, materiais com comportamento elástico linear, o fator de intensidade de tensão ( $K$ ) univocamente descreve os estados de tensão, deformação e deslocamento à frente da ponta da trinca (ANDERSON, 2005). A singularidade deste parâmetro é governada através da relação entre o comprimento da trinca e a distância medida a partir da ponta da trinca, conforme ilustrado na Figura 10 (WILLIAMS, 1957; CHIANG; WANG, 1992). Para Kumar et al.

(KUMAR; GERMAN; SHIH, 1981), o conceito SSY é a base para à Mecânica da Fratura Linear Elástica. Koppenhoefer também cita a importância do conceito SSY, destacando-a um ponto de referência para a MFEP (KOPPENHOEFER; THOMAS; CROMPTON, 2014).

Figura 10 – Singularidade e tamanho da zona plástica para a condição SSY



Fonte: Nestor Perez, 2016

O fator de intensidade de tensão ( $K$ ) é o parâmetro consolidado como descritor para os casos da mecânica de fratura elástica linear. No entanto, na maioria dos materiais estruturais, particularmente metais de baixa e intermediária resistência, a fratura é frequentemente acompanhada por fluxo de plástico próximo à ponta da trinca, invalidando as suposições da teoria da elasticidade linear.

O conceito de escoamento de grande escala (LSY) tem aplicabilidade para os casos onde a zona plástica não está confinada em uma região muito pequena comparada com as dimensões no plano (LIDBURY *et al.*, 2013). Segundo Ljustell, a região é caracterizada por um maior tamanho da zona plástica na ponta da trinca, com dimensão similar ao do corpo de prova, porém a zona plástica não deve interagir com os limite externos do corpo de prova (LJUSTELL, 2007). Para materiais que encruam por uma lei de potência (elásticos não lineares) a deformação plástica ( $\varepsilon$ ) é relacionada diretamente com a tensão ( $\sigma$ ) através da relação apresentada pela equação 7 (SHIH, 1981).

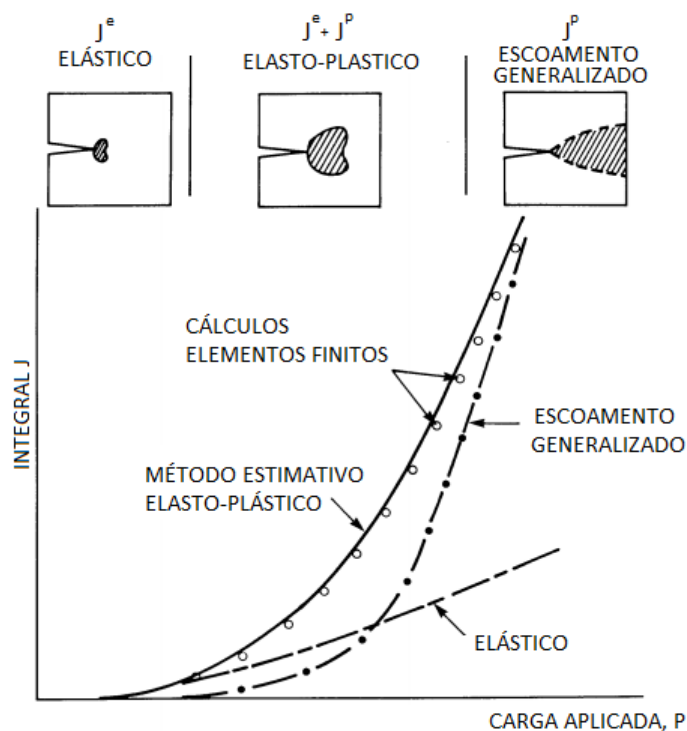
$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (7)$$

onde  $\alpha$  é uma constante do material,  $\sigma_0$  é a tensão de escoamento,  $\varepsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E}$  e  $n$  é o expoente de encruamento do material.

Para condições onde existe a condição de escoamento generalizado, onde os níveis de deformação plástica são superiores aos da condição LSY, a descrição dos estado de tensão e de deformação por um único parâmetro não é mantida. O tamanho da zona dominada pela Integral-J torna-se fortemente dependente das configurações do corpo de prova, o que significa que as distribuições de tensões e deformações na vizinhança da ponta da trinca não são descritas univocamente. Diversos estudos foram realizados e alguns parâmetros foram propostos para uma caracterização bi-paramétrica, como os parâmetros T (BETEGON; HANCOCK, 1991; DU; HANCOCK, 1991; PARKS, 1992), A2 (YANG; CHAO; SUTTON, 1993; CHAO; ZHU, 1998; KIM; ZHU; CHAO, 2001) e Q (O'DOWD; SHIH, 1991; O'DOWD; SHIH, 1992).

A Figura 11 ilustra os diferentes tamanhos da zona plástica em função das diferentes condições de deformação descritas anteriormente. A Figura apresenta diferentes curvas dos valores da Integral-J em função da carga aplicada para os diferentes comportamentos de deformação impostos ao redor da ponta da trinca.

Figura 11 – Diferentes níveis de deformação ao redor da ponta da trinca

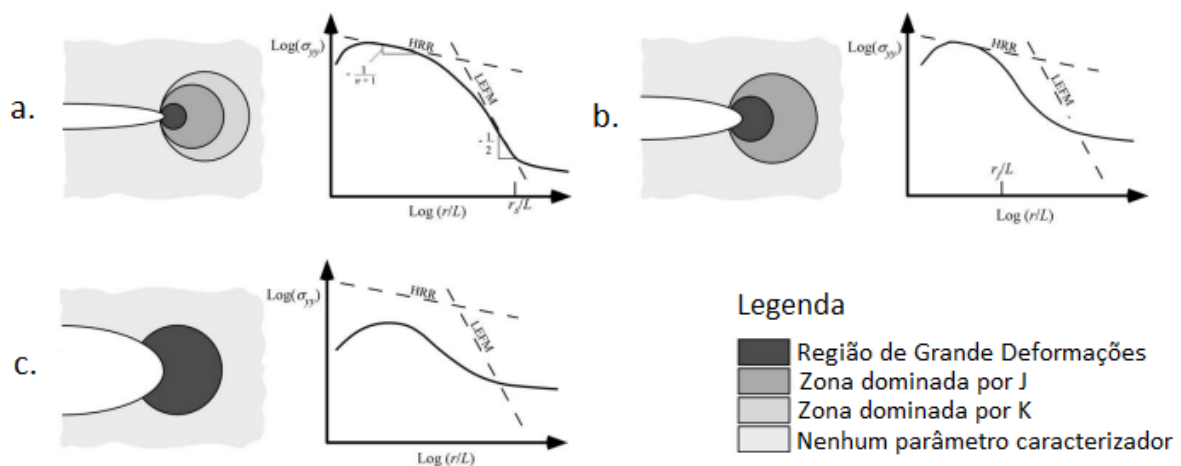


Fonte: M. G. Dawes, 1979

A despeito das escalas de comprimento das soluções HRR na zona plástica, Hutchinson enfatizou (HUTCHINSON, 1983) que esta dimensão deve ser comparada com a zona de deformação finita próxima a ponta da trinca e bem restringida na zona plástica.

McMeeking (MCMEEKING, 1977) relata que o tamanho da zona de deformação finita deve estar compreendida entre uma escala de 2 a 3 vezes o tamanho do fator CTOD. Estudos apresentados por (SHIH, 1985; SHIH; GERMAN, 1981) indicaram que sobre o regime SSY, a zona da dominância a frente da Integral-J, para carregamentos predominantemente por flexão, chega a atingir  $0,07 \cdot b$ , para materiais com alta capacidade de encruamento. Para os casos de carregamentos sob flexão, a zona atinge uma dimensão próxima de  $0,07 \cdot b$ , onde  $b$  é o valor do ligamento remanescente. A Figura 12 ilustra a validade dos modelos propostos, segundo a deformação plástica observada na ponta da trinca, localizada no ligamento remanescente do material.

Figura 12 – Efeito da plasticidade nos campos de deformação na ponta da trinca para (a) escoamento de pequena escala, (b) condição elasto-plástica e (c) escoamento em grande escala.



Fonte: Ted Anderson, 2005

### 2.1.2 Mecanismos de deformação próximos a ponta da trinca

Segundo levantamento realizado nos estudos de Dawes, a literatura mostra que os perfis de trincas deformadas são dominadas por fatores como: orientação do entalhe relativo a microestrutura do material, o tipo de microestrutura, o tamanho de grão, e as inclusões não metálica (DAWES, 1979).

Os modelos analíticos propostos por Wells (WELLS, 1963) e por Dugdale (BURDEKIN; STONE, 1966; ANDERSON, 2005) apresentam a suposição que o deslocamento da abertura trinca ocorre na ponta da trinca inicial e nos limites elasto-plásticos da região. No entanto, essas proposições não incluíram nenhuma implicação relacionada com desloca-

mentos radiais a frente da ponta da trinca (DAWES, 1979). Ao considerar as deformações de cisalhamento em relação à um Campo de Prandtl (camada limite), Rice e Johnson, em 1970, previram que a ponta da trinca deveria ser deformar radialmente de modo que, para as condições SSY e LSY, o deslocamento tangencial a ponta da trinca deveria ser aproximadamente o dobro do deslocamento a frente da posição inicial (DAWES, 1979). Pelloux obteve semelhantes resultados de estiramento da trinca, utilizando o mecanismo de cisalhamento alternado (PELLOUX, 1970). Por fim, Dawes concluiu então que ambos os modelos mostram boa concordância com a evidência física da ponta da trinca deformada (DAWES, 1979).

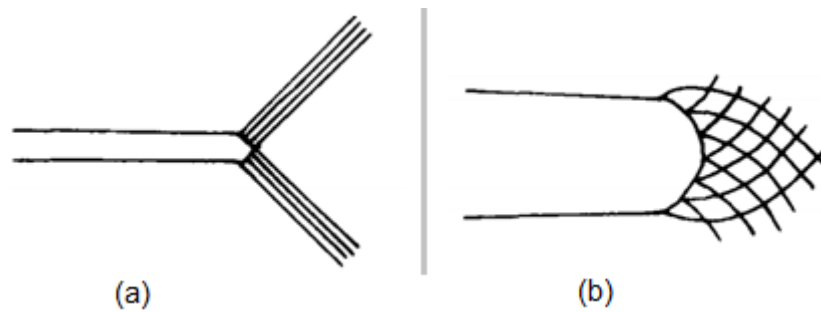
Sob os aspectos dos mecanismos de deformação, sob condição EPD, que ocorrem ao redor da região da ponta da trinca, Sun realizou uma intensa investigação experimental utilizando quatro metodologias de análise da deformação e deslocamento da ponta da trinca: a obtenção indireta de CTOD via formulação (Método da Rótula Plástica) e análise micrográfica por análise fractográfica da zona de estiramento, método da replicação da ponta da trinca via silicone endurecido e medição via microscopia óptica (SUN; CAO; LU, 1994).

Segundo Sun, existem dois mecanismos de deslizamentos dominantes responsáveis por caracterizar a forma da deformação na ponta da trinca: o mecanismo de arredondamento devido ao processo de cisalhamento (alternado ou simultâneo) ao longo das bandas simétricas de  $45^\circ$  e o mecanismo de escorregamento ao longo da espiral logarítmica. A Figura 13 ilustra cada um dos mecanismos citados e suas respectivas bandas de deslizamento.

Esses modelos idealizados de deformação não correspondem com o processo de deformação real: primeiramente, devido a zona de estiramento horizontal existir atrás da ponta da trinca, a largura da zona de estiramento ( $LZE$ ) é maior do que sua profundidade ( $PZE$ ). No entanto, segundo os dois modelos citados pela Figura 13, a existência da zona de estiramento horizontal não pode ser explicado e apenas a relação  $LZE \approx PZE \approx 0,50$  pode ser obtida. Mais ainda, durante o processo de deformação, a forma de arredondamento da ponta da trinca é alterado de uma forma aguda para uma forma de meio círculo, através de um grande arredondamento. A mudança na forma é resultante da combinação dos mecanismos da Figura 13.

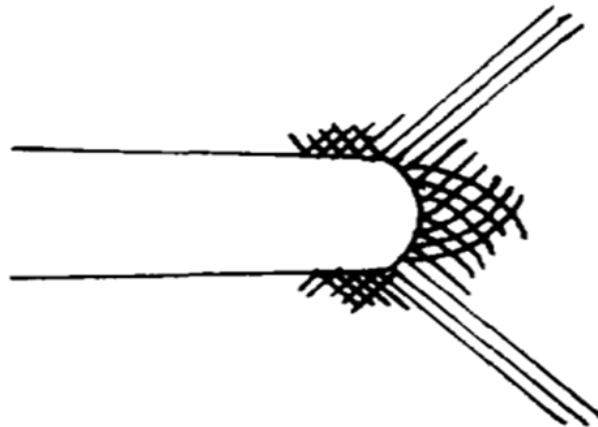
A fim de explicar os dois fenômenos relatados acima, dois pontos são apresentados: primeiramente, para uma ponta da trinca sob uma análise elasto-plástica, a deformação atrás da ponta da trinca incluída na zona plástica deve ser considerada. Segundo, o processo

Figura 13 – Mecanismos de deformação através das bandas de deslizamento observados ao redor da ponta da trinca. a) Banda de cisalhamento a 45° e b) Banda espiral logarítmica



Fonte: C. T. Sun, 1994

Figura 14 – Mecanismo de deformação que ocorre na ponta da trinca sugerido por Sun



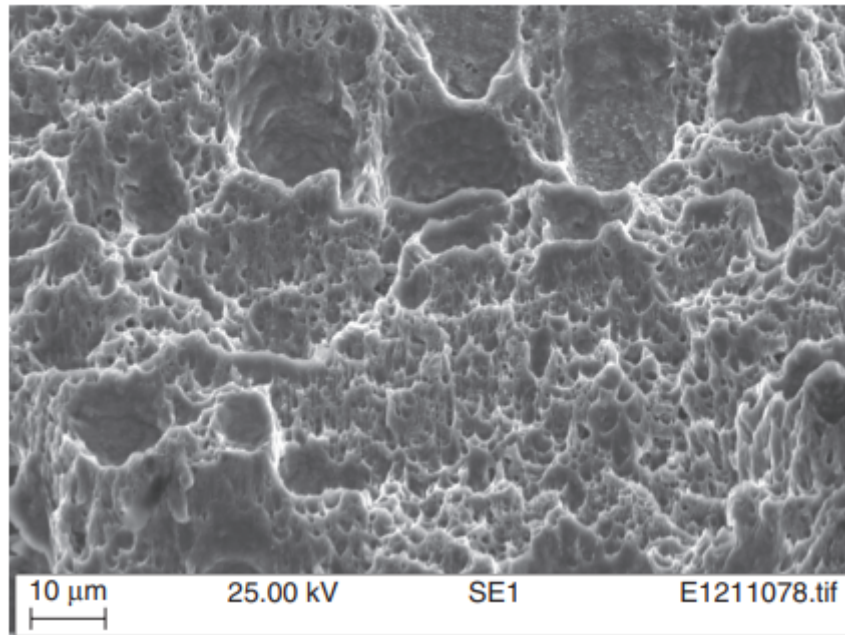
Fonte: C. T. Sun, 1994

de deformação ao redor da ponta da trinca deve ser visto como uma combinação entre os dois mecanismos de deformação apresentados na anteriormente. Para o caso de pequenos valores de CTOD para materiais de alta tensão de escoamento, o mecanismo de deformação por cisalhamento é dominante. No entanto, para maiores valores de CTOD e materiais com menores tensões de escoamento, o mecanismo de deformação muda de cisalhamento para o espiral logarítmica. O mecanismo de deformação combinado é ilustrado na Figura 14 e apresentou boa concordância com os resultados de estiramento observados pela fractografia obtida pelos estudos de Sun (SUN; CAO; LU, 1994).

## 2.2 Aspectos da Fratura Dúctil

Uma das características principais da fratura dúctil é a presença de deformação plástica extensa e é caracterizada pela lenta propagação de trincas resultantes da nucleação e crescimento de micro-vazios no material. A Figura 15 ilustra uma microscopia eletrônica

Figura 15 – Aspecto geral da superfície de fratura através de microscopia eletrônica de varredura



Fonte: Philippa Moore, 2015

de varredura da superfície de fratura tipicamente dúctil, de um corpo de prova submetido ao ensaio de tenacidade à fratura, ilustrando a coalescência do vazio. Esses segmentos de vazios foram denominados de *dimples* por Plateau (GARRISON; MOODY, 1987). Nota-se que na imagem existem *dimples* de diversas formas e tamanhos, também comum neste tipo de fratura.

Um breve histórico sobre a evolução dos estudos da fratura dúctil foram apresentados por Garrinson Jr. Os inícios dos estudos da fratura dúctil são atribuídos a Henry, em 1885, que sugeriu que a metais dúcteis fraturam por emposcoamento interno quando submetidos à alongamento. Em 1927, Ludwik cortou uma seção empescoçada, mas não fraturada, de um corpo de prova de alumínio, submetida a carregamento de tração e concluiu que a fratura se iniciou como uma trinca interna localizada no centro da região empescoçada. Tipper, em 1948, sugeriu que a fratura sob esforços de tração uniaxial é precedida de crescimento de vazios resultantes da decoesão entre a matriz e inclusões não-metálicas. A hipótese sugerida por Tipper foi corroborada por Puttick e Roggers (GARRISON; MOODY, 1987).

Segundo Garrison Jr. o passo mais significativo para entender as origens microestruturais da fratura dúctil foi a descoberta que os vazios nuclearem nas inclusões e partículas de segunda fases (GARRISON; MOODY, 1987; CRAVERO, 2007). Os três

estágios para que um material se rompa através de fratura dúctil são nucleação, crescimento e coalescência. Primeiramente, deve-se ressaltar que é muito difícil separar claramente onde as etapas da fratura dúctil começam e terminam.

A iniciação dos vazios pode ocorrer através da decoesão da interface da partícula-matriz ou pela fratura das partículas de segunda fase. Esta fratura é influenciada pela sua forma, orientação e pela força da ligação partícula-matriz. Exemplos de partículas de segunda fase incluem: partículas constituintes em ligas de alumínio, cementita em aços, bem como sulfetos, e Ti(CN) e outras inclusões em aços. Tipicamente, a nucleação dos vazios ocorre, primeiramente, em partículas maiores. Conforme o processo avança, esses vazios já nucleados aumentam enquanto outros vazios se nucleam em partículas menores. Este processo simplista torna-se cada vez mais complexo para determinados materiais com diversos tipos diferentes de partículas de segunda fase. Nestes materiais, os vazios muitas vezes nucleam primeiro em um determinado tipo de partícula para, posteriormente, o processo de fratura continuar em outro conjunto de partículas (GARRISON; MOODY, 1987).

Após a nucleação, os vazios irão expandir em volume e forma, em função das propriedades mecânicas dos materiais e das condições de ensaio. Na verdade, o crescimento dos vazios são dependentes de deformação plástica. Essa deformação pode ser observada através das paredes de vazios, que às vezes, exibem marcações onduladas oriundas do fenômenos de deslizamento ondulado ou serpentino, nos planos de deslizamento que cruzam o vazio crescente. Enquanto o movimento da discordância é creditado como responsável pelo crescimento de espaços vazios (GARRISON; MOODY, 1987).

A etapa final da fratura do tipo dúctil é a coalescência do vazio. Neste estágio, os vazios que estavam em crescimento se unem e a fratura real prossegue estável ou instavelmente. Dois processos podem ser observados na coalescência (processos não concomitantes): o primeiro processo ocorreria em um material que contém apenas uma população de partículas ativadas para nuclear vazios durante o processo de fratura (existem outras partículas que estão fortemente ligadas a matriz, mas não são responsáveis por nuclear vazios). Deste modo, a coalescência ocorre quando os vazios nucleados nessas partículas se colidem. No segundo processo, os vazios são nucleados primeiro em uma específica população de partículas (naquelas que estão fracamente ligadas à matriz). Estes vazios crescem a medida que o material é deformado plasticamente e em um dado ponto, vazios são nucleados em uma distribuição de partículas de segunda fase. Essas partículas, geralmente, são muito

menores, mais finamente dispersas e mais fortemente ligadas à matriz, de tal modo que as deformações necessárias para nuclear esses vazios são maiores (GARRISON; MOODY, 1987).

### 2.3 Parâmetros Elasto-Plásticos da Mecânica da Fratura

Anderson citou que investigadores com conhecimento prévio em mecânica dos sólidos ou análises numéricas tendem a escolher a Integral-J sobre o CTOD, uma vez que a Integral-J pode ser derivada de uma teoria elástica não linear (ANDERSON, 1988). Também, a Integral-J pode ser obtida numericamente através da integração ao redor de um contorno de malha de elementos finitos, de forma que o uma análise numérica do CTOD necessita de elementos especiais que são capazes de modelar precisamente o arredondamento da ponta da trinca. Muitos engenheiros, no entanto, preferem utilizar o CTOD como uma medida de tenacidade porque se trata de um parâmetro físico que pode ser entendido intuitivamente.

Existem inúmeros equívocos sobre os dois parâmetros. Uma vez que a Integral-J foi originalmente derivada de uma expressão analítica complexa, muitas pessoas conferem um alto status acerca do parâmetro. De fato, este parâmetro energético descreve os campos de tensão e deformação através das equações HRR. Não obstante, o CTOD também é capaz de prever estes campos, mas de forma indireta.

Mais ainda, o CTOD é referido como um parâmetro simples e não confiável, que reflete apenas uma medição qualitativa da tenacidade à fratura com baixa confiabilidade devido sua premissa física. No entanto, a Integral-J e o CTOD estão diretamente relacionados. Portanto, é ilusório categorizar que um parâmetro é melhor ou mais científico do que o outro.

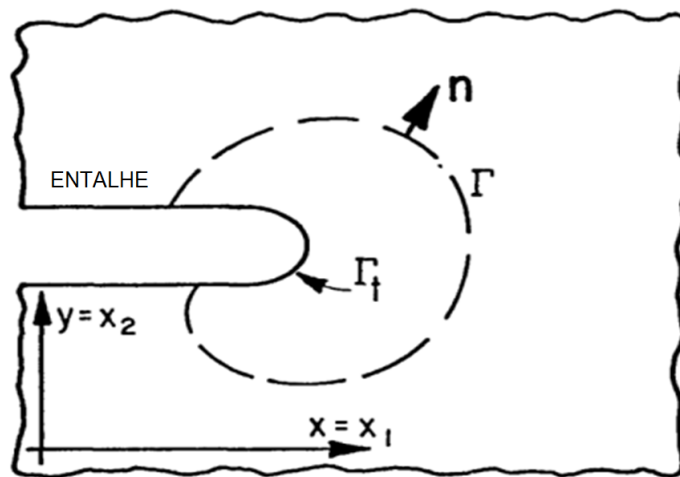
#### 2.3.1 Integral-J

O conceito teórico da Integral-J foi desenvolvido independentemente por Rice (RICE, 1967) e Cherepanov (CHEREPA NOV, 1967) em meados dos anos de 1960 (BAI; BAI, 2014). A definição analítica da Integral-J, é uma integral de linha que mantém valores iguais independente do caminho de integração ao redor da trinca/entalhe de uma superfície plana.

Desta forma, o domínio de integração pode ser tomado a uma distância suficientemente longe da ponta da trinca, resultando em valores de Integral-J independentes do efeito das grandes deformações, mas ainda na região da zona plástica, conforme apontado por McMeeking (MCMEEKING, 1977) e ilustrado na Figura 16. Deve ser ressaltado que a definição proposta de Integral-J por Rice foi feita para materiais com comportamento elástico não linear. Desta forma, a singularidade à frente da trinca pode ser calculado, em função da Integral-J, em um sólido pode ser descrito através da Integral-J pela formulação em 8.

$$J = \int_{\Gamma} \left[ \bar{W} n_l - P_{ji} \frac{\partial u_i}{\partial X_l} n_j \right] d\Gamma \quad (8)$$

Figura 16 – Ilustração do contorno ao redor da trinca em uma chapa de espessura unitária



Fonte: James Rice, 1968

onde  $\Gamma$  denota um contorno fechado definido sobre um plano normal à frente da trinca, iniciando na face inferior da trinca e terminando na face superior,  $n_j$  é o vetor normal exterior ao contorno  $\Gamma$ ,  $\bar{W}$  denota a energia de deformação por unidade de volume indeformado,  $P_{ij}$  e  $u_i$  são componentes cartesianas do tensor de tensões assimétricas e dos deslocamentos no sistema de coordenadas localizado na frente da trinca (CHIODO, 2009).

Materiais com comportamento linear elástico apresentam uma relação matemática da taxa de liberação de energia, utilizada para incrementos da extensão da trinca, entre o parâmetro descrito por Griffith,  $G$ , e a Integral-J (SUN; JIN, 2012). A equação 9 representa uma similar relação que pode ser estabelecida entre o fator de intensidade de tensão,  $K$ , e a Integral-J.

$$J_{elástico} = \frac{K^2}{E'} \quad (9)$$

onde  $E' = E$  para o estado plano de tensão e  $E' = \frac{E}{(1-\nu^2)}$  para estado plano de deformação.

Hutchinson (HUTCHINSON, 1968) aponta que sob condições bastante restritivas, a Integral-J controla o comportamento próximo da ponta da trinca para as condições de escoamento moderado ou de grande escala (LSY), inclusive com a possibilidade do crescimento de trinca (em pequena quantidade). O uso da Integral-J para caracterização da iniciação da trinca em materiais dúcteis sob condições LSY foi proposta por Begley e Landes (BEGLEY; LANDES, 1972) e Broberg (BROBERG, 1971). A relação entre a Integral-J e uma quantidade de crescimento da trinca foi proposto por Rice e Paris (PARIS *et al.*, 1979; RICE, 1975), Hutchinson e Paris (HUTCHINSON; PARIS, 1979) e Shih *et al.* (SHIH; DELORENZI; ANDREWS, 1979).

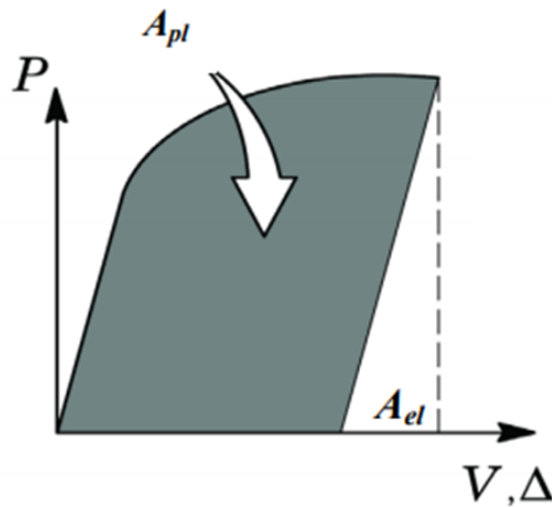
Procedimentos convencionais para a avaliação da Integral-J como parâmetro energético focam inicialmente no desenvolvimento de métodos de estimação de sua componente plástica. A abordagem introduzida por Sumpter e Turner (BEGLEY; LANDES, 1972) relaciona a contribuição plástica da energia de deformação e da Integral-J. O fator plástico  $\eta$  ( $\eta$ ) introduzido relaciona a força motriz com a área da curva carga-deslocamento da linha de carga ou da abertura da boca da trinca de estruturas contendo trincas (Figura 17). Devido à relativa facilidade de obtenção da curva carga-deslocamento em ensaios convencionais, este método se mostra mais adequado à utilização em normas para a determinação da tenacidade à fratura, como a norma ASTM E1820.

$$J_{plástico} = \frac{\eta_p U_p}{B (W - a_0)} \quad (10)$$

onde  $\eta_p$  is uma constante adimensional dependente da geometria,  $U_p$  é a área plástica obtida através da curva de carga versus deslocamento (CMOD),  $B$  é a espessura do corpo de prova e a relação  $(W - a_0)$  simboliza o ligamento remanescente, onde  $a_0$  é o comprimento inicial do corpo de prova. A formulação pode ser dependente do deslocamento da linha de carga (LLD) ou do CMOD. Por fim, o valor de Integral-J é a somatória das parcelas elásticas e plásticas das equações 9 e 10.

$$J_{total} = J_{elástico} + J_{plástico} \quad (11)$$

Figura 17 – Definições das áreas plástica ( $A_{pl}$ ) e elástica ( $A_{el}$ ) sob a curva carga-deslocamento (CMOD ou linha de deslocamento)



Fonte: Rafael Guimarães Savioli, 2016

### 2.3.2 Relação entre Integral-J e CTOD

O procedimento amplamente utilizado para avaliar o CTOD a partir de medições laboratoriais com os dados de carga e deslocamento está na rigorosa equivalência existente entre Integral-J e CTOD na ponta da trinca. Como descrito anteriormente, ambos os parâmetros são capazes de descrever as condições locais na ponta da trinca. Para o modo de carregamento I, o deslocamento da abertura da ponta da trinca é previsto de modo acurado, em condições de escoamento em pequena escala (SSY) associado às soluções HRR, enquanto os campos de tensão e deformação ao redor da trinca se desenvolvem sobre escalas de tamanho microestruturalmente significativas possam ser adequadamente descritos pelas integrais-J (SARZOSA; SOUZA; RUGGIERI, 2015; HUTCHINSON, 1983). Isto é, a zona de processo de fratura deve ter a dimensão de alguns CTODs à frente de uma trinca macroscópica.

O desenvolvimento da relação Integral-J e CTOD começa através da consideração de um modelo elasto-plástico que encrua através de uma lei de potência para descrever o comportamento através da tensão verdadeira-deformação verdadeiro na forma da equação 7. Ao utilizar a singularidade de deslocamento da ponta da trinca descrita pela solução HRR e a definição de CTOD pelo intercepto de 90°, Shih, em 1981 determinou uma relação entre a Integral-J e CTOD, que é expressa pela equação 12 (SHIH, 1981).

$$\delta = d_n \frac{J}{\sigma_{ys}} \quad (12)$$

A relação Integral-J e CTOD apresentada pela equação 12 é essencialmente aplicada para o caso de trinca estacionária para um material que encrua por uma lei de potência para o caso em que as condições SSY se mantêm. Shih mostrou também que, além dos casos de materiais com alto grau de encruamento, a equação 12 não estima com precisão o valor de CTOD para a condição de escoamento em grande escala. Sarzosa (SARZOSA; RUGGIERI, 2015; SARZOSA *et al.*, 2016b) citou que a equação 12 foi definida apenas para o CTOD definido pelo intercepto de 90°, uma boa aproximação pode ser obtida para outras definições de CTOD.

Shih também apresentou a formulação para determinar o fator de proporcionalidade  $d_n$  mostrada na equação 13. Shih cita que suas equações são válidas para ambos os casos das condições de tensão e deformação plana.

$$d_n = \left( \frac{\alpha \sigma_{ys}}{E} \right)^{\frac{1}{n}} (\tilde{u}_x + \tilde{u}_y)^{\frac{1}{n}} \left( \frac{\tilde{\delta}}{I_n} \right) \quad (13)$$

Soluções para Integral-J e CTOD aplicáveis em configurações para condições de escoamento generalizado, em que as deformações elásticas são muito pequenas dentro de uma região anular ao redor da ponta da trinca foi apresentado nos estudos de Shih e Hutchinson (SHIH; HUTCHINSON, 1983). Os campos de deslocamento, deformação e tensão na ponta da trinca simplesmente escalam com a carga aplicada (P) e os parâmetros da Integral-J e CTOD serão proporcionais a  $P^{n+1}$  (ANDERSON, 2005; SHIH, 1981; SARZOSA; RUGGIERI, 2015; CHIODO, 2009). Desta forma, as soluções para os parâmetros elasto-plástico podem ser expressas pelas equações 14 e 15.

$$J = J_{el} + J_{pl} = \frac{K_I^2}{E'} + \alpha \varepsilon_{ys} \sigma_{ys} b h_1 \left( \frac{a}{W}, l, n \right) \left( \frac{P}{P_0} \right)^{(n+1)} \quad (14)$$

$$\delta = \delta_{el} + \delta_{pl} = \frac{K_I^2}{m_{ssy} \sigma_{ys} E'} + \alpha \varepsilon_{ys} \sigma_{ys} b h_2 \left( \frac{a}{W}, l, n \right) \left( \frac{P}{P_0} \right)^{(n+1)} \quad (15)$$

onde  $K_I$  é o fator de intensidade de tensão no modo I de carregamento,  $m_{SSY}$  é a constante adimensional e  $E'$  é o módulo de elástico, que varia se for em condição de estado plano ou tensão plana. Os fatores adimensionais  $h_1$  e  $h_2$  apresentam dependência do tamanho da trinca, propriedades de encruamento do material e da geometria do componente. Estudos realizados por Chiodo e Ruggieri (CHIODO, 2009) fornecem análises

sobre a condição de escoamento generalizado para avaliar CTOD e a Integral-J, discutindo detalhadamente a validade desta metodologia sobre escoamento em grande escala. Segundo suas análises, para situações de tubos com a presença de trinca circunferencial sobre flexão em condições de escoamento em grande escala, a relação linear entre J e CTOD se mantém válida.

Segundo Sarzosa (SARZOSA; RUGGIERI, 2015), através da manipulação das equações 15 e 14, desconsiderando as componentes elásticas dos parâmetros, a relação entre Integral-J e CTOD sob escoamento em grande escala pode ser expressa pela equação 16.

$$\delta = \frac{J}{m \sigma_f} \quad (16)$$

onde a constante de proporcionalidade  $m$  está fortemente relacionada com a propriedade de encruamento do material. Diferente da equação 12, que utiliza a tensão de escoamento, a tensão de fluxo é utilizada para o caso de escoamento generalizado. A tensão de fluxo representa a média entre as tensões de escoamento e a tensão última:  $\left(\sigma_f = \frac{\sigma_{ys} + \sigma_{uts}}{2}\right)$ .

#### 2.4 Curvas de Resistência ao rasgamento dúctil

Uma vez que uma trinca em sólido elásto-plástico pode propagar de forma estável, é importante uma metodologia ou procedimento para quantificar esse fenômeno (CRAVERO, 2007). As curvas de resistência de materiais dúcteis (Curvas-R) relacionam um parâmetro de tenacidade do material, CTOD ou Integral-J, com a extensão estável da trinca,  $(\Delta a)$ . Em um material dúctil, esta energia é entendida como o trabalho necessário para a formação de uma nova zona plástica à frente da ponta da trinca em crescimento, além do trabalho necessário para a nucleação, crescimento e coalescimento de cavidades no interior do material (JUNIOR, 2004).

Em termos da Integral-J, a curva de resistência representa a energia necessária para um determinado valor de rasgamento da trinca, em função do crescimento da trinca. O comportamento da curva depende das propriedades de encruamento do material, da geometria e dimensões do material, do tipo de carregamento e comprimento inicial da trinca.

Já a curva de resistência caracterizada por CTOD indica a dimensão de abertura da ponta da trinca para um determinado valor de crescimento de trinca. Além das dependências dimensionais, geométricas e das propriedades mecânicas, as curvas CTOD-R também são dependentes do tipo de metodologia de medição aplicada para calcular o CTOD, para uma determinada extensão da trinca.

A Figura 18 ilustra uma curva de resistência para materiais dúcteis e os respectivos estágios de evolução do defeito. Inicialmente, a curva apresenta deformação plástica localizada responsável pelo arredondamento da ponta da trinca. Em seguida, inicia-se o crescimento estável da trinca em resposta ao rasgamento do material. Este ponto é indicado na figura e é conhecido como o ponto de iniciação de crescimento (no caso,  $J_{IC}$ ). A partir do ponto de  $J_{IC}$  considera-se que há início de propagação do defeito, e que o material está sujeito a rasgamento dúctil (ANDERSON, 2005).

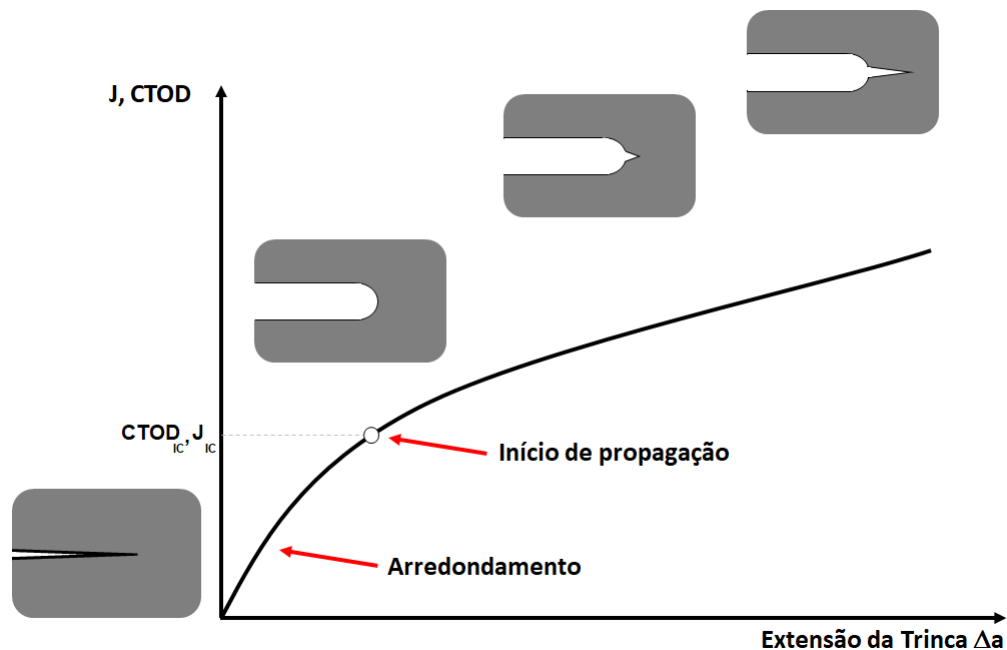
As curvas-R crescente são obtidas a partir de ensaios de tenacidade à fratura em materiais elasto-plástico. A dimensão da zona plástica aumenta conforme a trinca estende, de forma que o material à frente da trinca se torna cada vez mais resistente. Deste modo, a força necessária para que a trinca continuar aumentando, e conseqüentemente, propagar, é continuamente crescente, resultando em maiores valores subsequentes de Integral-J ou CTOD. Anderson descreveu que enquanto o valor de iniciação de crescimento  $J_{IC}$  descreve algumas características sobre o comportamento à fratura do material dúctil, a curva de resistência fornece uma descrição mais completa do fenômeno da fratura dúctil. Uma importante descrição pode ser obtida a partir do módulo de rasgamento, obtido a partir da inclinação da curva-R. A inclinação da curva, a uma dada quantidade de crescimento da trinca, fornece uma ideia da estabilidade relativa da trinca. Quanto maior a inclinação da curva, maior estável o crescimento da trinca foi ocorrido (ANDERSON, 2005; JUNIOR, 2004; CRAVERO, 2007).

## 2.5 Deslocamento da abertura da ponta da trinca - CTOD

### 2.5.1 Histórico do desenvolvimento do CTOD

Para Burdekin e Knott, os precursores das considerações do escoamento na ponta da trinca como critério de fratura foram Wells e Cottrell, de forma independente (BURDEKIN; STONE, 1966; KNOTT, 1973). O deslocamento da abertura da ponta de trinca

Figura 18 – Curva de resistência genérica obtida a partir de um ensaio de tenacidade à fratura, indicando os diferentes estágios de crescimento do defeito



Fonte: Ted Anderson, 2005 e Sebastian Cravero, 2007

(CTOD) tem sido preferencialmente escolhido como parâmetro de resistência à fratura mais amplamente usado na indústria de petróleo e gás por quase cinquenta anos. Originalmente desenvolvido a partir de pesquisas no Instituto de Soldagem Britânico durante os anos de 1960, CTOD foi o parâmetro idealizado capaz de caracterizar a tenacidade à fratura de aços carbono-mangânês de resistência média utilizadas na construção de vasos de pressão, plataformas offshore e dutos, onde a mecânica da fratura linear elástica era incapaz de caracterizar os campos de tensão, deformação e deslocamento devido a ductilidade do material. O desenvolvimento da prospecção de petróleo e gás no Mar do Norte a partir da década de 1970 impulsionou a aplicação de ensaios em função do CTOD, além de conceitos de análises para aplicação na construção de plataformas de produção de jaquetas de aço e oleodutos.

Ao descrever as origens do conceito do CTOD, deve-se recordar também as origens da Mecânica da Fratura. Assim como mencionado anteriormente, o marco foi o acidente dos navios Liberty. Deve-se enfatizar que as origens estão muito ligadas ao Reino Unido, local onde foi feita a primeira proposição do parâmetro.

O Reino Unido decidiu começar suas próprias investigações sobre as questões de fratura frágil após a Segunda Guerra Mundial, conduzido pelo Comitê Consultivo do Almirantado do Reino Unido sobre Aços Estruturais através de algumas conferências

realizadas na Universidade de Cambridge. Entre os ilustres presentes nestas reuniões, George Irwin e Dr. Alan Wells se tornariam nomes importantes no campo da engenharia estrutural e da mecânica da fratura (MOORE; PISARSKI, 2013). Wells desenvolveu o conceito do deslocamento da abertura da trinca (COD), futuramente CTOD, a partir de observação do movimento das faces da trinca durante a deformação plástica de corpos de prova com entalhe. Segundo Wells, a fratura ocorreria quando um valor crítico de COD é atingido. Para materiais com comportamento elástico, o valor crítico é proporcional ao quadrado do fator de intensidade da tensão crítica dividido pela tensão de escoamento  $\left(COD_{crit} \propto \frac{K_I^2}{\sigma_{ys}}\right)$ .

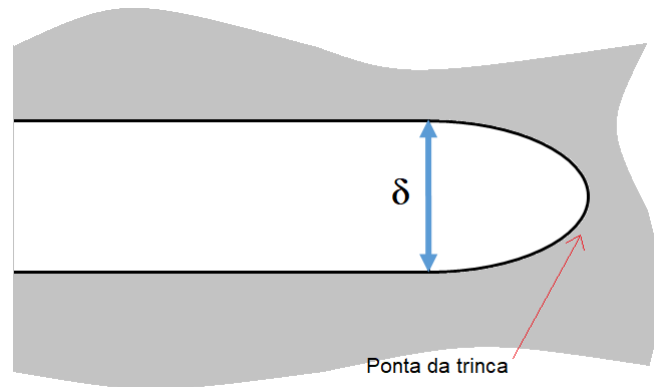
Além disso, Wells mostrou que o valor crítico de COD obtido em corpos de prova do tipo SEN(B) e em placas largas (representando componentes estruturais) de mesma espessura eram equivalentes (MOORE; PISARSKI, 2013). Em outras palavras, ele foi capaz de demonstrar a transferibilidade dos valores de tenacidade à fratura obtidos a partir de corpos de provas para geometrias estruturais para o parâmetro físico CTOD. Isso teria implicações de longo alcance no desenvolvimento de conceitos de adequação para serviço para estruturas soldadas para evitar fraturas (MOORE; PISARSKI, 2013).

Deve destacar outros nomes que são essenciais e contribuíram para o desenvolvimento do CTOD, como Mike Dawes e Henryk Pisarki, além de outros pesquisadores fundamentais para estudo deste parâmetro fora da Inglaterra, como James Rice e Schwalbe. Parte da história do CTOD se decorre também da evolução dos testes padronizados e serão abordados em seções futuras.

### 2.5.2 Definições de CTOD

Apesar de ser muito disseminado na literatura que o CTOD possui múltiplas definições (inclusive o presente texto já apresentou essa característica), o mais preciso é atribuir ao CTOD uma definição única: o CTOD é basicamente a distância entre os flancos da trinca, conforme ilustrado na Figura 19. Segundo Moore (MOORE; PISARSKI, 2013), o CTOD pode ser conceitualmente entendido como a quantidade que a ponta da trinca precisa ser aberta (ou a distância que as faces da trinca precisam ser afastadas) quando submetido a uma carga remota a fim de que a propagação da trinca ocorra.

Figura 19 – Definição genérica do CTOD



Fonte: Ted Anderson, 2005

As diferentes definições citadas nos estudos conferem, em sua maioria, a diferentes posicionamentos de onde a distância dos flancos é medida. Deve ser ressaltado que as diferentes definições não conferem ao parâmetro CTOD a condição de não acuracidade, e sim, de possuir diferentes pontos onde a tenacidade à fratura pode ser obtida. Mais ainda, pode ser atribuída a característica da definição ser mais ou menos conservadora, em uma curva de resistência. Por fim, algumas definições muito populares na literatura serão apresentados a seguir.

Com relação às diferentes definições físicas do CTOD, as mais conhecidas e utilizadas pela academia e pela indústria são: a definição proposta por Wells em 1963 (WELLS, 1963) no Instituto de Soldagem Britânica, onde definiu que a medida da abertura física da ponta da trinca deveria ser realizado na ponta inicial da trinca. Ele assumiu que a trinca, inicialmente aguda, arredonda depois de um carregamento e os dois flancos das superfícies da trinca remotos a ponta da trinca permanecem rígidos e não deformados, e rotacionam ao redor de um ponto no ligamento durante o carregamento. Os flancos rígidos são tangentes à ponta da trinca inicial, e o segmento da linha entre os dois pontos tangentes é CTOD, como mostrado na Figura 20a.

A segunda proposição foi feita por Rice em 1968 e é conhecido por intercepto de 90°. O valor de CTOD é obtido a partir do deslocamento vertical entre os pontos de intersecção obtidos entre duas retas ortogonais com origem na ponta da trinca e os flancos deformados, conforme ilustração na Figura 20b (RICE, 1967).

Enquanto as proposições anteriores de Wells e Rice estabeleciam definições de CTOD próximos da ponta da trinca, a definição desenvolvida por Schwalbe (SCHWALBE, 1987; SCHWALBE; NEALE; HEERENS, 1994) se baseia em uma definição experimental

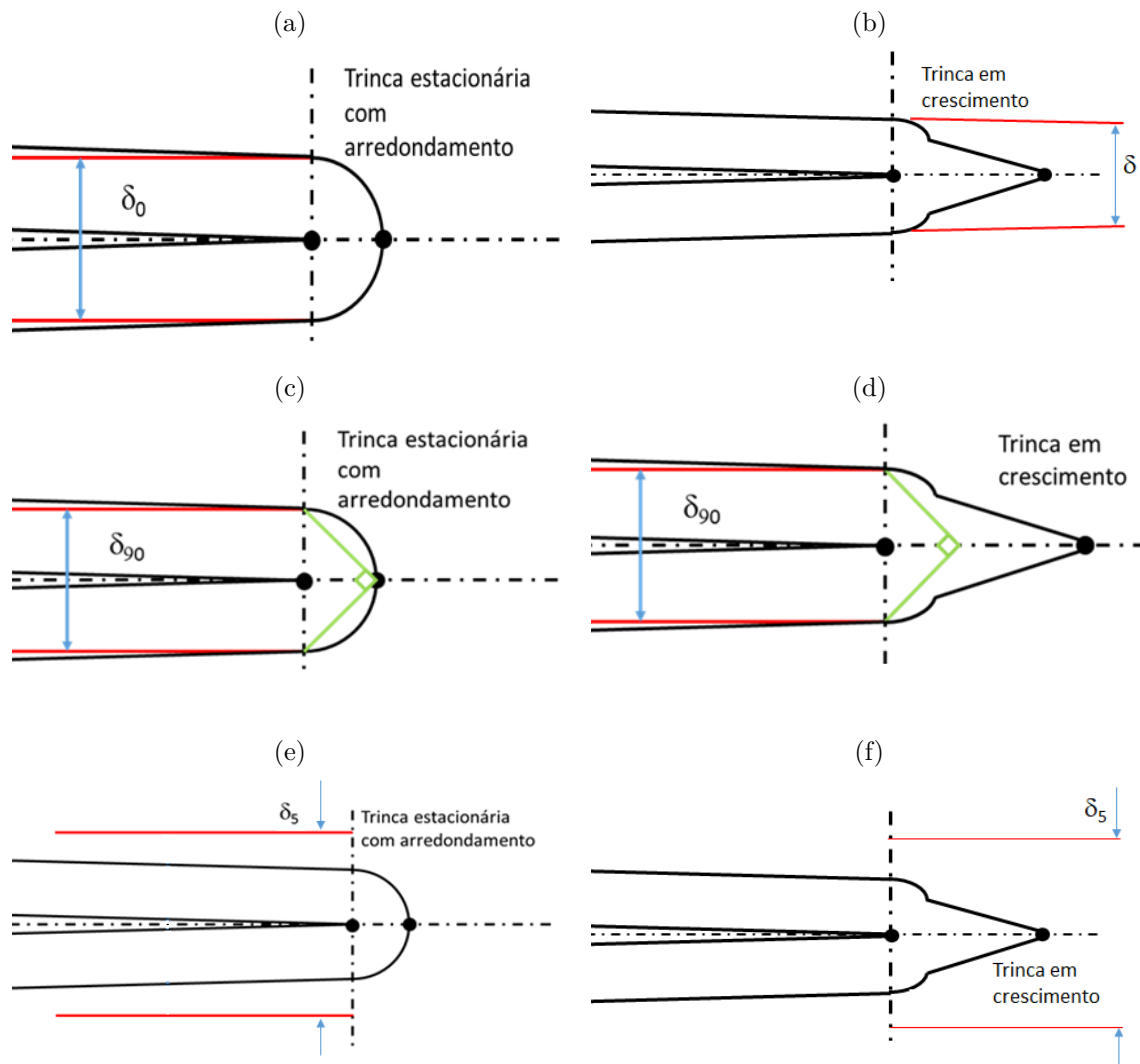
da abertura da ponta da trinca afastada da região da ponta da trinca: sua definição utiliza dois pontos de referência localizados a uma distância fixa, igualmente deslocados, da ponta inicial da trinca. Esses pontos de referência são separados por 5,0 mm e através da ponta da trinca (2,5 mm acima do flanco superior e 2,5 mm abaixo do flanco inferior), daí o termo  $\delta_5$  (SCHWALBE, 1987). A ilustração da definição está na Figura 20c. Experimentos têm mostrado que  $\delta_5$  pode ser prontamente usado como uma definição operacional do deslocamento da abertura da ponta da trinca (MINNEBRUGGEN *et al.*, 2016). É particularmente atraente que  $\delta_5$  tenha a capacidade de ser medido em qualquer geometria ou corpo-de-prova, uma vez que o deslocamento medido neste método é realizado de modo direto.

Outras proposições de CTOD têm sido discutidas por diversos autores (SARZOSA; RUGGIERI, 2015; ZHU, 2017; ZHU; MCGAUGHY; ZELENAK, 2017; VERSTRAETE *et al.*, 2013). Samadian (SAMADIAN; HERTELÉ; WAELE, 2019) apontou a dificuldade de localizar de forma prática e precisa a posição inicial da ponta da trinca. Estudos de Verstraete em 2013 (VERSTRAETE *et al.*, 2013) propuseram uma definição de CTOD para o caso de trincas em crescimento utilizando a abordagem de 90°. Outras definições sugeridas na literatura estão apresentadas na Figura 20.

### 2.5.3 Abordagem da obtenção do CTOD

A dificuldade em medir diretamente e com precisão o valor de CTOD na ponta da trinca tem sido abordada pela literatura há diversos anos (ZHU, 2016b; ZHU, 2016a; SUN; CAO; LU, 1994). Os modelos mais utilizados são baseados ou nas relações geométricas entre ponta da trinca e boca da trinca, ou na formulação proposta por Shih e estão sumarizados na sequência. Os modelos geométricos utilizam a premissa que o valor de CTOD é uma parcela/fração do CMOD. Por outro lado, a formulação proposta por Shih é baseada na relação linear do CTOD com a Integral-J e apresenta dependência do fator de restrição plástica ( $m$ ) e das propriedades mecânicas do material.

Figura 20 – Algumas definições do CTOD mais utilizadas pela indústria e área acadêmica: a) Wells, 1963, b) Sarzosa, 2015, c) Rice, 1968, d) Sarzosa, 2015 e Vertraete, 2013, e) Schwalbe, 1987 e f) Schwalbe em crescimento



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

### Método da Conversão da Integral-J

A metodologia de conversão da Integral-J em CTOD não representa um modelo geométrico, mas sim uma definição matemática capaz de transformar o valor de energia necessária para que a trinca cresça em deslocamento da abertura da ponta da trinca. O CTOD é determinado através da avaliação da Integral-J, usando o trabalho plástico definido pela área sobre a curva de carregamento-deslocamento e então convertendo a Integral-J no correspondente valor de CTOD através da equação 16. Essa metodologia apresenta um interessante aspecto, pois a abordagem tem o potencial de simplificar a

avaliação de CTOD, agregando ao mesmo tempo, a rigorosa definição termodinâmica da Integral-J. Entretanto, essa correlação depende de um acurado valor do fator  $m$ .

Muitos dos procedimentos, normas e recomendações práticas utilizam a definição de conversão da Integral-J para definir o CTOD, como a ASTM E1820 (ASTM, 2014). Segundo Shih (SHIH, 1981), a determinação da Integral-J é originária de modelamento numérico, onde a definição de CTOD foi baseada no intercepto de 90°, proposto por Rice.

### Modelo da Rótula Plástica

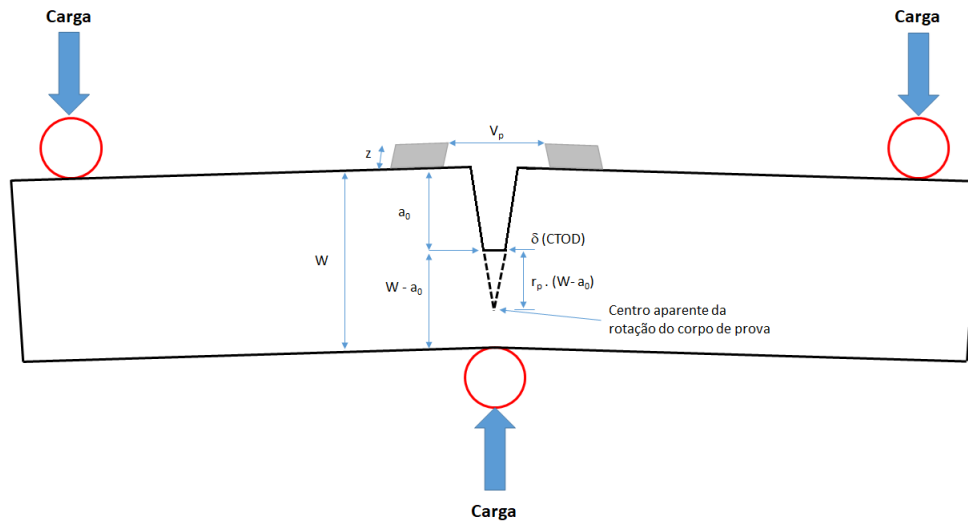
O instituto de soldagem inglês (BSI) foi o primeiro a desenvolver uma metodologia para medir o CTOD (BSI, 1991; BSI, 1997). Ambas as normas utilizaram o modelo geométrico da rótula plástica para obter o CTOD. O modelo assume que os flancos da trinca se comportam como dois braços rígidos e o corpo de prova rotaciona ao redor de um ponto no ligamento do corpo-de-prova. Este ponto é determinado como ponto da rótula plástica, essencial nos cálculos de tenacidade à fratura para determinadas geometrias de corpo de prova. A posição da rótula plástica é dependente do carregamento, geometria e das propriedades do material (KHOR *et al.*, 2018; MOORE; PISARSKI, 2012). O CTOD pode ser obtido através de uma relação geométrica formada entre a rótula plástica e o ponto de medição efetuado na superfície do corpo de prova. A Figura 21 ilustra o modelo da rótula plástica em um corpo de prova submetido a ensaio de flexão, evidenciando o ponto da rótula plástica presente no ligamento remanescente do material. O valor de CTOD pode ser obtido pelo método da rótula plástica através da equação 17.

$$\delta = \frac{r_p(W - a)V_p}{[r_p(W - a) + a + z]} \quad (17)$$

### Modelo dos dois extensômetros

Diversos autores citam que o trabalho realizado por McCabe e Heyer (HEYER; MCCABE, 1972b), em 1972, foi precursor da metodologia dos dois extensômetros para obter os valores de CTOD (MOORE; PISARSKI, 2012; PANICO *et al.*, 2017; ZHU; MCGAUGHY; ZELENAK, 2017; KHOR *et al.*, 2018; WILLOUGHBY; GARWOOD, 1983). McCabe e Heyer obtiveram curvas de resistência para corpos de prova do tipo CLWL

Figura 21 – Ilustração do modelo da rótula plástica



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

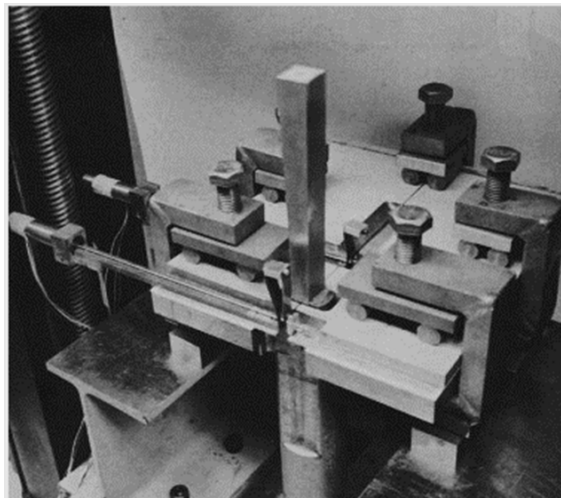
(*crack-line wedge-loaded*) utilizando o método da flexibilidade elástica para determinar o crescimento da trinca. Eles nominaram a metodologia como *double compliance test*, onde obtiveram a medição do deslocamento da abertura da trinca em dois pontos de medição diferentes. Eles reportaram que o sistema montado era rudimentar, e que apresentou problemas na manutenção de medições de alta precisão, devido aos acoplamentos mecânicos rústicos. Os primeiros dispositivos de medição da técnica dos dois extensômetros estão ilustrados pela Figura 22. Foram gravados dados de deslocamento em duas posições diferentes utilizando dispositivos verticais 22a e horizontais 22b.

Deng e Wang (ZHIH-SHEN; CHYUN-HUA; TE-KEN, 1980) utilizaram a técnica dos dois extensômetros para medir ambos parâmetros elasto-plásticos, CTOD e a Integral-J, por meio das relações geométricas entre as posições de medição de deslocamento da abertura da trinca em diferentes alturas das faquinhas e a ponta da trinca. Apesar de Deng e Wang caracterizarem o método de fixação das faquinhas em seus experimentos como rudimentar (as faquinhas foram coladas na superfície do corpo de prova), eles concluíram que os valores de CTOD foram obtidos com excelente acuracidade. McCabe e Heyer (HEYER; MCCABE, 1972a) mostraram que no início do rasgamento da trinca ou para o caso estacionário, a relação entre as distâncias da boca da trinca medidas a alturas diferentes  $\left(\frac{V_1}{V_2}\right)$  mantém-se constante. No entanto, este comportamento não é observado para os casos de trinca em crescimento.

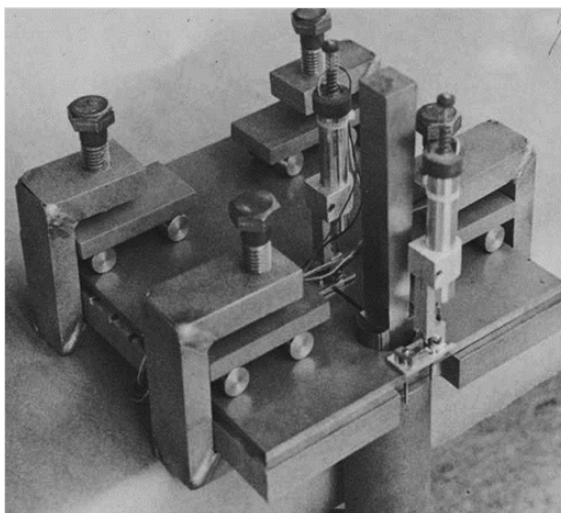
Manziona et al. apresentaram um estudo sobre a sensibilidade dos valores do deslocamento da abertura da trinca em função das alturas das faquinhas (MANZIONE;

Figura 22 – Aparato do dispositivo utilizado nos estudos de McCabe e Heyer a) Aparato vertical e b) Aparato horizontal

(a)



(b)

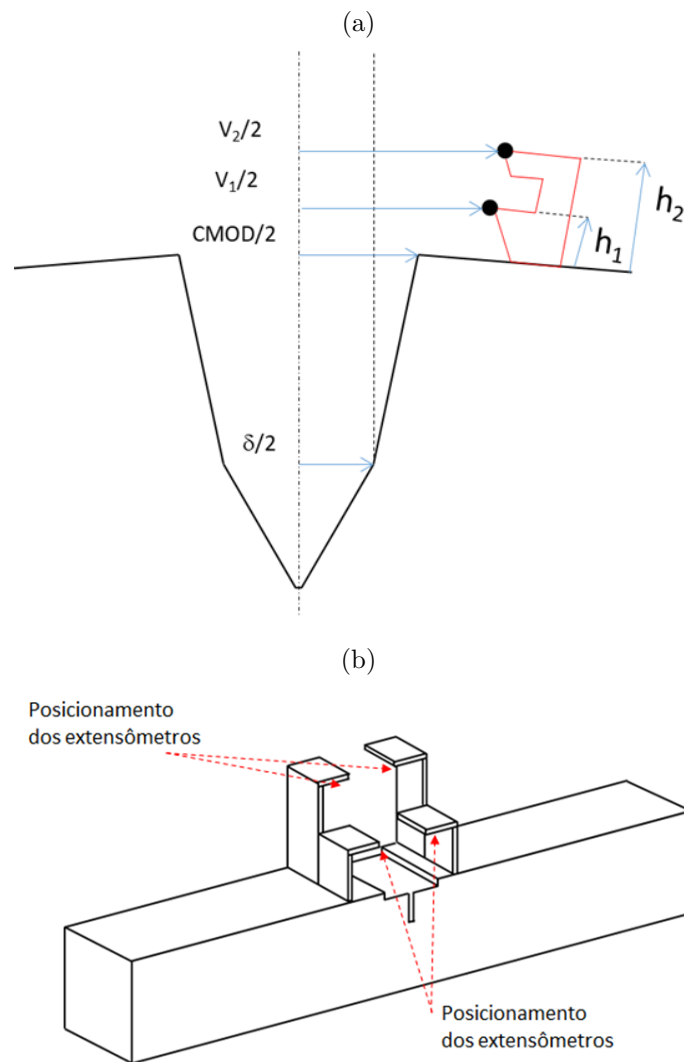


Fonte: R. H. Heyer e Donald, E. McCabe, 1972

IPIñTA, 1991). Segundo Manzione, o arranjo tradicional do método dos dois extensômetros (duas faquinhas dispostas acima da superfície do material), resulta em baixa sensibilidade para pequenas medições dos deslocamentos da abertura da trinca (CODs). Mais ainda, o maior nível de sensibilidade foi obtido quando uma das faquinhas estava posicionado abaixo da superfície da trinca (o autor definiu que o posicionamento da faquinha abaixo da ponta da trinca seria negativo,  $Z_2 < 0$ ). Por fim, Manzione sugere que o melhor posicionamento das faquinhas seria onde uma delas estivesse posicionado no centro aparente de rotação.

Assim como no modelo da rótula plástica, o procedimento dos dois extensômetros implica a presença de um ponto de rotação, além dos flanco das trinca se comportarem como braços rígidos. A relação geométrica para obter o CTOD seria feita entre as faquinhas

Figura 23 – Ilustrações da metodologia dos dois extensômetros. a) Ilustração geométrica do método dos dois extensômetros e b) Dispositivo acoplado em um corpo-de-prova



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

utilizadas para posicionar os extensômetros e a ponta da trinca, como é apresentada na Figura 23a. Diversos triângulos podem ser formados para determinar o valor de CTOD. A Figura 23b ilustra um exemplo do dispositivo utilizado para posicionar os extensômetros, mostrando a evolução em arranjos mais simples para montar o esquema da metodologia dos dois extensômetros. O valor de CTOD pode ser obtido pelo método dos dois extensômetros através da equação 18.

$$CTOD = V_1 - \left( \frac{h_1 + a_0}{h_2 - h_1} \right) (V_1 - V_2) \quad (18)$$

Yan et al. (YAN; HUANG; ZHOU, 2014) verificaram a precisão da técnica dos dois extensômetros através de análise de elementos finitos para modelo 3D de geometria

SEN(T), variando o tamanho de trinca  $\left(0,3 \leq \frac{a}{W} \leq 0,7\right)$  e razão de espessura  $\left(\frac{B}{W}\right) = 0,5, 1,0$  e  $2,0$  e propuseram uma formulação para ajustar a precisão do método dos dois extensômetros com uma definição de CTOD proposta por Tang, em 2010. Tang et al. (TANG *et al.*, 2010) examinaram a aplicabilidade da metodologia dos dois extensômetros para geometria SEN(T) através de análise numérica baseada em elementos finitos 2D sob condição de deformação plana. A propagação da trinca foi simulada e o CTOD foi definido na ponta da trinca inicial antes do arredondamento, que é diferente da definição da intersecção de  $90^\circ$ . Tang et al. reportaram resultados semelhantes entre os valores de CTOD calculados utilizando as metodologias dos dois extensômetros e a definição do intercepto de  $90^\circ$ .

#### Metodologias não convencionais medição do CTOD

Metodologias não convencionais estão presentes no mercado e pode ser utilizadas como alternativas as técnicas já consolidadas pelos grupos de pesquisas e companhias de óleo e gás. Dentre as técnicas disponíveis no mercado, a técnica de correlação digital por imagem (DIC) e a técnica da réplica de silicone endurecida se mostram promissoras para incorporar nos procedimentos disponíveis. Essas metodologias podem auxiliar nas questões embrionárias da Mecânica da Fratura, como uma definição consistente de CTOD para o caso de trinca em crescimento.

Com relação ao método DIC, a deformação do corpo-de-prova é monitorada através de um sistema estereoscópico de duas câmeras. Na superfície do corpo-de-prova, um padrão de interferência de luz aleatório é aplicado. Os níveis de deformação são calculados através da variação da escala de cinza do padrão desenhado na superfície do corpo de prova. Combinando a distribuição em escala de cinza em subconjuntos de pixels entre duas imagens subsequentes, a deformação pode ser quantificada para cada ponto na área de interferência de interesse (MINNEBRUGGEN *et al.*, 2016; SAMADIAN; HERTELÉ; WAELE, 2019). Este método será detalhadamente explicado em sessões posteriores. Nos estudos apresentados por Khor (KHOR *et al.*, 2016), as medidas de CTOD obtidas via DIC foram mais conservadoras do que os valores obtidos pela técnica da réplica de silicone endurecido. Van Minnebruggen utilizou a técnica DIC para obter as medidas de deformação em um corpo-de-prova SEN(T) e concluiu que os valores de CTOD- $\delta_5$  estão em boas

concordâncias com os resultados obtidos pelo método dos dois extensômetros para de trincas de comprimento  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,2$  e  $0,4$  (MINNEBRUGGEN *et al.*, 2016).

A técnica da réplica de silicone endurecido consiste na aplicação de uma resina, com rápido tempo de cura, durante o ensaio do corpo de prova para emular o comprimento físico da trinca. A técnica tem sido extensivamente estudada como comparativo aos valores de CTOD obtido pelas diversas normas (MOORE; PISARSKI, 2012; SAMADIAN; HERTELÉ; WAELE, 2019; KHOR *et al.*, 2018; KHOR *et al.*, 2016; ZHU, 2016a). A técnica tem sido utilizada como método comparativo desde a década de 1990, como o estudo desenvolvido por Sun (SUN; CAO; LU, 1994). No entanto, Sun concluiu que alguns resultados experimentais mostraram consideráveis discrepâncias entre as réplicas obtidas e os valores de CTOD calculado pelos extensômetros. Portanto, tanto a metodologia utilizada para obter a réplica, como os materiais das resinas necessitavam de evolução. Neste contexto, estudos recentes têm se mostrados mais promissores: Moore e Pisarki (MOORE; PISARSKI, 2012) investigaram experimentalmente a precisão do método dos dois extensômetros com a técnica da réplica de silicone e reportaram boa concordância, com variação entre os valores de CTOD calculados menores do que 10%. Este mesmo comportamento de similaridade de valores de CTOD foi reportado por Zhu (ZHU, 2016a).

#### Formulações de CTOD definidos pelas Normas

Moore cita que no momento em que o uso do CTOD, como um parâmetro de tenacidade à fratura, e o teste de tenacidade à fratura em corpos de prova de pequena escala desenvolvido no TWI, tornaram-se confiáveis, a metodologia de medição tornou-se padronizada (MOORE; PISARSKI, 2013). O instituto britânico de normas, BSI, publicou um "*Draft for Development*" (DD19) sobre força aplicada para testes de CTOD em 1972. Em 1979, este documento tornou-se um padrão como BS-576, onde descrevia os métodos para teste de deslocamento de abertura da trinca (COD). A norma foi então substituída pela BS-7448: Parte 1, em 1991, como um "Método para determinação de  $K_{IC}$ , CTOD crítico e valores de Integral-J críticos de materiais metálicos". A Parte 2 da BS 7448 forneceu um método equivalente de calcular CTOD para soldas em materiais metálicos quando foi publicada em 1997 e foi amplamente baseada na experiência do TWI em testes de soldas (MOORE; PISARSKI, 2013).

Tabela 1 – Padrões atuais utilizados para obter parâmetro de tenacidade à fratura

| Norma                   | Parâmetros cobertos pela norma | Tipo de Material   |
|-------------------------|--------------------------------|--------------------|
| BS 7448-1 <sup>1</sup>  | $K_{IC}$ , J, CTOD             | Metal Base         |
| BS 7448-2 <sup>2</sup>  | Curva-R                        | Metal Base         |
| ASTM E1290 <sup>3</sup> | $K_{IC}$ , J,CTOD, Curva-R     | Metal Base e Solda |
| ISO 12135               | $K_{IC}$ , J, CTOD             | Metal Base         |
| BS En ISO 15653         | J,CTOD                         | Metal de Solda     |
| JWES 1108               | CTOD                           | Metal Base         |
| BS 8571                 | CTOD, J, Curva-R               | Metal Base         |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Para o propósito da capacidade de replicação dos ensaios de tenacidade à fratura com consistência, diversos padrões têm sido publicados para determinar valores únicos de  $K$ , Integral-J e CTOD, além de estimações das curvas de resistência. A Tabela 1 ilustra alguns padrões desenvolvidos para calcular os parâmetros de tenacidade à fratura e o tipo de material abrangido pelas normas.

Ressalta-se que diversos procedimentos são baseados em recomendações práticas desenvolvidos por diversas companhias ou grupos de pesquisa. Alguns exemplos que têm sido fundamentais para as elaborações de metodologias mais acuradas são: Det Norske Veritas, CanmetMATERIALS, ExxonMobil, UGent, USP-Namef, entre outros.

Como mencionado anteriormente, o Instituto de Soldagem Britânica foi o primeiro órgão a definir uma metodologia em 1979 (BSI, 1991; BSI, 1997). Foram documentadas as normas BS7448-1 e BS7448-2, onde tratavam do valor de iniciação do CTOD e da produção curva CTOD-R, respectivamente. A norma também apresenta os valores do fator rotacional plástico,  $r_p$ , que usualmente é definido entre 0,40 e 0,50.

Já a norma ISO 12135 dividiu sua metodologia em duas partes: para o caso estacionário, a norma adotou o procedimento do método da rótula plástica para determinar o CTOD. Já para o caso de curvas-R, a ISO adotou o método da conversão da Integral-J,

<sup>1</sup> Este padrão não está mais ativo, foi substituído pela norma BS EN ISO 12737.

<sup>2</sup> Este padrão não está mais ativo, foi substituído pela norma BS EN ISO 15653.

<sup>3</sup> A norma ASTM E1290 está descontinuada e que grande parte dos protocolos está na presente na norma ASTM E1820.

provinda da norma ASTM E1820, para calcular o CTOD através da fórmula na equação 16 (ZHU, 2016b).

A norma ISO 15653 recomenda o uso a formulação de CTOD pelo método da rótula plástica para corpos de prova com tamanho de trinca entre 0,45 a 0,7 e calcular o CTOD utilizando o método da conversão da Integral-J para corpos de prova com tamanho de trinca entre 0,1 a 0,45 (KHOR, 2018). Segundo Kayamori (KAYAMORI; INOUE; TAGAWA, 2012), as avaliações de CTOD para o tamanho de trinca 0,45 apresentam uma descontinuidade.

A Tabela 2 apresenta as formulações, ano de publicação e as metodologias utilizadas para cada norma. As diversas formulações observadas mostra que, apesar de apresentar apenas três diferentes metodologias de calcular CTOD, diversas considerações e determinações são influentes o cálculo de CTOD.

As formulações propostas pela BSI e ISO não levam em consideração a influência do grau de encruamento do material. Embora diversos autores reportaram que o valor de CTOD não apresentou significativa diferença quando calculada pelas diversas formulações para materiais que apresentam média e alta resistência mecânica, imprecisões são observadas para materiais com alto grau de encruamento (KHOR *et al.*, 2018; WEI; PISARSKI, 2007).

O grupo JSWE (*The Japan Welding Engineering Society*) apresentou novas formulações para calcular CTOD pelo método da rótula plástica, com a consideração da capacidade de encruamento do material (KAWABATA *et al.*, 2016; TAGAWA *et al.*, 2014). Segundo seus estudos, a nova formulação foi baseada em três termos: i. As contribuições elásticas e plásticas do CTOD; ii. O termo elástico é obtido a partir do fator de intensidade de tensão,  $K$ , e o termo plástico é obtido através do modelo da rótula plástica, semelhante à norma BSI; iii. Ambos os termos serão respectivamente ajustados através de fatores, que serão dependentes do grau de encruamento do material. A formulação proposta pelo grupo JWES foi avaliada numericamente para diferentes configurações dimensionais e de propriedades mecânicas. Os valores de CTOD obtidos pela nova formulação proposta foram comparadas com o método de réplicas por endurecimento de silicone e apresentaram boa concordância com todos os materiais (KAWABATA *et al.*, 2017; KAYAMORI; KAWABATA, 2017).

A norma ASTM E1820 também apresenta formulações para estimar o valor crítico de CTOD, ( $\delta_{IC}$ ), para quantificar o início da trinca dúctil ou instabilidade por clivagem.

Tabela 2 – Formulações propostas por normas padronizadas e recomendações desenvolvidas para determinar o valor de CTOD e o método utilizado

| Norma           | Ano  | Modelo                  | Fórmula  |
|-----------------|------|-------------------------|--|
| BS EN ISO 12737 | 2019 | Rótula Plástica         | $\delta = \delta_{el} + \frac{r_p(W - a)}{[r_p(W - a) + a_0 + z]} V_p$   |
| ISO 12135       | 2014 | Rótula Plástica         | $\delta = \delta_{el} + \frac{r_p(W - a)}{[r_p(W - a) + a_0 + z]} V_p$   |
| ASTM E1820      | 2005 | Conversão da Integral-J | $\delta = \frac{J}{m \sigma_f}$  |
| CanMet          | 2009 | Conversão da Integral-J | $\delta = \frac{J}{m_{CanMet} \sigma_f}$   |
| DNV             | 2012 | Conversão da Integral-J | $\delta = \frac{J}{m_{DNV} \sigma_f}$  |
| ExxonMobil      | 2010 | Dois Extensômetros      | $\delta = V_1 + \frac{h_1 + a_0}{h_2 - h_1} (V_1 - V_2)$   |
| UGent           | 2013 | Dois Extensômetros      | $\delta = 2 \cdot \frac{V_2(h_1 + a_0) - V_1(h_2 + a_0)}{(V_2 - V_1) - 2(h_2 - h_1)}$  |
| BS8571          | 2018 | Dois Extensômetros      | $\delta = \delta_{el} + V_{pl} - \frac{a_0 + z_1}{z_2 - z_1} (V_{p2} - V_{p1})$  |
| USP - NAMEF     | 2014 | Conversão da Integral-J | $\delta = \frac{J}{m_{NAMEF} \sigma_f}$<br>$\delta = \delta_{el} + \frac{r_p(W - a)}{[r_p(W - a) + a_0 + z]} V_p$<br>$\delta_{el} = \frac{K^2(1 - \nu^2)}{m(YR) E \sigma_{ys}}$      |
| JWES            | 2016 | Rótula Plástica         | $m(YR) = 4,9 - 3,5YR$<br>$f(YR, B) = f(B) \cdot f(YR)_{@B=25}$<br>$F(B) = 0,8 + 0,2 \exp -0,019(B - 25)$<br>$f(YR)_{@B=25} = -1,4(YR)^2 + 2,8(YR) - 0,35$<br>$r_p = 0,43$ para SE(B) |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Em versões anteriores, a ASTM utilizava o método da rótula plástica para calcular o CTOD, baseado nas recomendações da BSI 7448-1. No entanto, em 2002, a norma adotou a metodologia da conversão da Integral-J para obter CTOD para as geometrias SEN(B) e C(T), para corpos de prova de trincas profundas de  $0,45 \leq \left(\frac{a}{W}\right) \leq 0,70$ , com largura entre  $1 \leq \left(\frac{B}{W}\right) \leq 4$ . Desde 2011, a ASTM incorporou em seus apêndices diretrizes para medir a tenacidade à fratura em materiais com trincas rasas de  $0,05 \leq \left(\frac{a}{W}\right) \leq 0,45$ .

Além da norma ASTM, diversos grupos de pesquisa adotam a metodologia da conversão da Integral-J, e propuseram ao longo dos anos diversas formulações para que o

fator de proporcionalidade  $m$  seja capaz de caracterizar diversas geometrias do corpo de prova e das propriedades de encruamento.

Shen e Tyson (SHEN; GIANETTO; TYSON, 2008) propuseram uma formulação de  $m$  através da análise numérica em modelos de geometria SEN(T), para a condição 2D e EPD, utilizando trincas estacionárias. O comprimento da trinca variou entre 0,  $20 \leq \left(\frac{a}{W}\right) \leq 0,50$  e o conceito do intercepto de  $90^\circ$  foi a definição escolhida de CTOD. A formulação de  $m$  proposta é expressa em função do tamanho da trinca, grau de encruamento e carga limite em função da geometria SEN(T) (veja equação 19, equação 20 e equação 21). A validade das equações se estende para materiais com tamanho de trinca entre 0,  $20 \leq \left(\frac{a}{W}\right) \leq 0,50$  e grau de encruamento de 5 a 20.

$$m = \begin{cases} m_c, & P \leq P_y \\ m_c - m_p, & P > P_y \end{cases} \quad (19)$$

$$\begin{cases} m_c = A_1 \frac{a}{W} + A_2 \\ m_p = B_1 \frac{a}{W} + B_2 \end{cases} \quad (20)$$

$$\begin{cases} A_1 = -0,1293 + 0,1152 N - 0,00986 N^2 + 0,000263 N^3 \\ A_2 = 3,0867 - 0,297 N - 0,0194 N^2 - 0,000427 N^3 \\ B_1 = 1,0169 - 0,0634 N + 0,00567 N^2 - 0,0002 N^3 \\ B_2 = 0,6969 - 0,1216 N + 0,01487 N^2 - 0,000393 N^3 \end{cases} \quad (21)$$

onde  $P_y$  é a carga limite de SE(T) fixado por garras na extremidade.

O grupo DNV aprovou em 2012 uma versão que prove uma solução empírica do fator  $m$  em uma função degrau (*step function*). Isto significa que o valor de  $m$  irá aumentar ou diminuir abruptamente de uma constante para outra, conforme observado na equação 22. Segundo Zhu (ZHU; MCGAUGHY; ZELENAK, 2017), a dependência da carga na equação 23 é expressa em termos da Integral-J. Segundo Hadley e Pisarki (HADLEY; PISARKI, 2013), o fator proposto pela DNV (equação 22) é utilizando na norma BSI versão 7910, de 2005, e é dependente da restrição plástica na ponta da trinca, restrição geométrica e capacidade de encruamento dos materiais.

$$\frac{m}{1 - \nu^2} = \begin{cases} 1,8, & \text{CTOD} \leq 0,1\text{mm} \\ 1,9 - \text{CTOD}, & 0,1 \text{ mm} < \text{CTOD} < 0,4 \text{ mm} \\ 1,5, & \text{CTOD} \geq 0,4\text{mm} \end{cases} \quad (22)$$

$$m = 0,95 + \sqrt{0,95^2 - \left(\frac{J}{\sigma_{ys}(1 - \nu^2)}\right)^2} \quad (23)$$

Estudos numéricos também foram conduzidos por Ruggieri e Sarzosa para determinar formulações de  $m$  para uma variedade de configurações geométricas e de propriedades de encruamento (SARZOSA; RUGGIERI, 2014b; SARZOSA; SOUZA; RUGGIERI, 2015; SARZOSA; RUGGIERI, 2015). Análises numéricas foram conduzidas para modelos 2D e 3D para geometria SEN(T) sob condição de EPD, pequenas deformações geométricas e trinca estacionária. O tamanho de trinca variou entre  $0,20 \leq \left(\frac{a}{W}\right) \leq 0,70$  e os coeficientes de encruamento escolhidos foram 5, 10 e 20. Foram incluídos nos modelos numéricos a presença de *side-groove* nos modelos. O CTOD calculado foi obtido utilizando a metodologia do intercepto de  $90^\circ$  na ponta da trinca deformada. A equação  $m_{namef}$  proposta por Ruggieri e Sarzosa é apresentado na equação 24.

$$m_{NAMEF} = 1,1082 - 0,3335 \left(\frac{a}{W}\right) + 0,3433 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + \frac{3,4315}{N} + 0,0011N \quad (24)$$

A ExxonMobil (EXXONMOBIL, 2010) utilizou a metodologia geométrica dos dois extensômetros para propor procedimentos para obter as curvas de resistência de CTOD para a geometria SEN(T). Os procedimentos se baseam na relação trigonométrica entre os pontos de medição dos extensômetros e fornecem equações para calcular CTOD e CMOD.

O Instituto Nacional de Soldagem do Reino Unido (BSI) também apresentou uma formulação para obter CTOD utilizando o modelo dos dois extensômetros, no ano de 2014: a norma BS 8571. Diferente do procedimento proposto por ExxonMobil, a BS 8571 separa as parcelas elásticas e plásticas de CTOD em sua formulação.

O grupo da Ghent University também adotaram o método dos dois extensômetros e propuseram o cálculo de CTOD definido pelo intercepto de  $90^\circ$  (VERSTRAETE *et al.*, 2013). O grupo comparou os resultados obtidos pelos extensômetros e compararam com o método óptico de Correlação Digital por Imagem (DIC).

Diversos autores tem comparado os valores de CTOD obtidos utilizando as diferentes normas disponíveis. Khor estudou as diferenças entre as metodologias para obter o CTOD

para a geometria SEN(B), com diferentes propriedades de materiais (coeficientes de encruamento). Sua comparação se estendeu para as análises das componentes elásticas e plásticas separadamente, utilizando as formulações propostas pelas normas ASTM E1820, BSI 7448-1 e JWES 1108 (KHOR *et al.*, 2018). Para o caso elástico, ele reportou similaridades dos valores CTOD para todos os métodos. No entanto, um comportamento diferente foi reportado para os valores de CTOD plástico: a norma ASTM produz valores mais conservadores do que a norma BSI. Por outro lado, o CTOD obtido pela BSI é sempre inferiores aos valores obtidos pela recomendação da JWES, pois a norma japonesa utiliza em suas formulações as considerações das propriedades de encruamento. A diferença entre as metodologias de medição foi verificada para uma extensa série de ensaios de tenacidade realizados no TWI (KHOR *et al.*, 2018). Foram incluídos 137 testes, utilizando diferentes tipos de materiais, de temperatura e espessura dos corpos de prova. Porém, todos os corpos de prova tinha o mesmo tamanho de trinca:  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,5$ .

Zhu (ZHU, 2016a; ZHU, 2016b) comparou as diferentes equações propostas pelo método dos dois extensômetros: ExxonMobil, BSI e *Ghent University*. Ele utilizou dois tipos diferentes de materiais, os aços A36 e X80, que representam comportamentos opostos de encruamento. Segundo Zhu, as equações dos métodos propostos pela BSI e ExxonMobil resultam em similares curvas CTOD-R, com diferenças negligenciáveis. Quantitativamente, a diferença entre os valores de CTOD no início da extensão da trinca ( $\Delta a = 0,5$  mm) para o aço X80 foi de  $\approx 3,5\%$  e para o aço A36 foi de  $\approx 11\%$ . Ambos os casos apresentam valores superestimados de CTOD utilizando a formulação de ExxonMobil.

O comportamento observado por Zhu foi relatado por Weeks (WEEKS; LUCON, 2014; WEEKS; READ, 2015) e Park (PARK; EARMME; SONG, 1997) para o aço API 5L X100 e API 5L X70, respectivamente. Park obteve valores similares de CTOD utilizando a formulação proposta por ExxonMobil e pelo método da conversão da Integral-J.

Em relação a definição de CTOD proposta por Swchalbe (SCHWALBE; NEALE; HEERENS, 1994), Van Minnebruggen (MINNEBRUGGEN *et al.*, 2016) obteve valores não conservadores utilizando a definição do intercepto de  $90^\circ$ . Mais ainda, esta tendência aumenta conforma a trinca cresce e mostrou-se inerente à natureza dos métodos escolhidos. Verstraete (MINNEBRUGGEN *et al.*, 2016) comparou os valores de CTOD obtidos pelo método dos dois extensômetros com o CTOD  $\delta_5$ , obtido via DIC. Ele concluiu que os valores de CTOD foram muito similares entre si. Os experimentos indicaram que o CTOD  $\delta_5$  é não conservado em relação ao conceito do intercepto de  $90^\circ$  para corpos de prova

de trincas profundas. Este comportamento está relacionado a dois efeitos: o padrão de deformação e a rotação do corpo de prova.

### 3 Programa Experimental

De forma corrente, ensaios experimentais e simulações numéricas são complementares entre si para determinar resultados mais robustos e tendências mais acuradas. As proposições de formulações mais acuradas consistem em uma combinação de diversos estudos exploratórios numéricos e experimentais que são posteriormente aplicados pela academia e pelo setor industrial. O presente trabalho abordou ambas as frentes de trabalho, realizando testes experimentais para corroborar com as análises numéricas.

Como exposto anteriormente, o objetivo do programa é comparar as análises numéricas obtidas e observar o comportamento de um determinado material experimentalmente, validando as metodologias propostas através de resultados de curvas de resistência de CTOD.

O Programa experimental pode ser dividido em duas partes: a primeira parte será feita uma descrição do material e suas propriedades mecânicas; a segunda parte irá descrever as atividades experimentais: o presente estudo realizou os ensaios experimentais em dois laboratórios diferentes e as seguintes seções serão divididas para apresentar as metodologias utilizadas em cada laboratório. No Laboratório LMO, Brasil, foram realizados ensaios de tenacidade à fratura em três corpos de prova, e a análise do crescimento da trinca foi obtido através do método de flexibilidade elástica. No Laboratório SOETE, Bélgica, foram conduzidos ensaios de tenacidade à fratura em quatro corpos de prova, utilizando as metodologias padrões de cálculo de tamanho de trinca por flexibilidade elástica e queda de potencial por corrente direta. Técnicas não convencionais também foram utilizadas para estudar o comportamento dos campos de deformação e deslocamento próximo da ponta da trinca, como a correlação digital por imagem e o método de replicação da trinca por meio de silicone endurecido. O grupo de pesquisa da Universidade de Gante, que auxiliaram os ensaios de tenacidade no Lab. SOETE possui um sólido conhecimento em técnicas de medições do crescimento da trinca usando a técnica de queda de potencial. Não obstante, as técnicas não convencionais utilizadas neste presente trabalho tem sido objeto de estudo do grupo de pesquisa de Gante ([MINNEBRUGGEN \*et al.\*, 2016](#); [VERSTRAETE \*et al.\*, 2013](#); [SAMADIAN](#); [HERTELÉ](#); [WAELE, 2019](#)).

Tabela 3 – Especificação do aço SAR80

| Propriedade                 | Valor  |
|-----------------------------|--------|
| Limite de Resistência (MPa) | 746,78 |
| Limite de Escoamento (MPa)  | 693,53 |
| Expoente de encruamento (n) | 26,30  |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

### 3.1 Propriedades do Material e Geometria dos Corpos de Prova

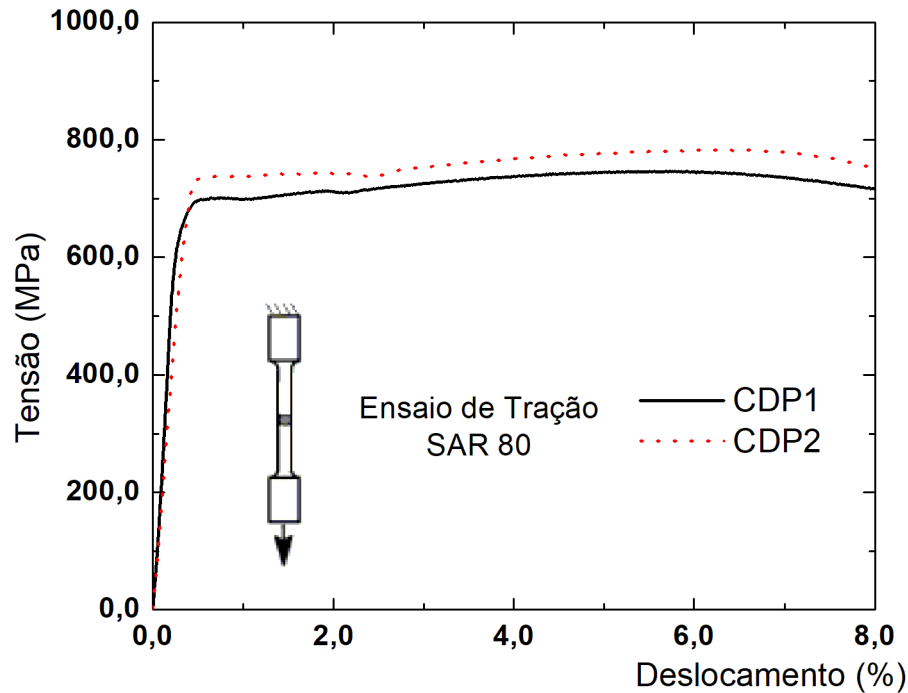
O material utilizado nos ensaios é o aço de alta resistência SAR80. Sua aplicabilidade envolve aplicações onde resistências mecânicas e à abrasão, tenacidade e peso são requisitos principais. O aço pode ser utilizado em equipamentos de terraplenagem, implementos agrícolas, vasos de pressão, plataformas marítimas, chassis, caçambas de caminhões fora de estrada, blindagem de veículos militares, etc. Algumas características (propriedades) do SAR80 incluem: boa soldabilidade e conformabilidade, como uso em dobramento e choque. Possuem boa resistência à abrasão, com durezas mínimas de 300 a 400 HB.

A Tabela 3 apresenta as propriedades mecânicas obtidas através do ensaio de tração. Três curvas de tensão *versus* deformação estão ilustradas na Figura 24. Através de cada curva acima destacada, foram obtidos os valores de tensão de escoamento e tensão última de resistência. O valor do coeficiente de encruamento,  $n$ , foi obtido através de uma lei de potência, apresentada na equação 25.

$$\frac{\bar{\epsilon}}{\bar{\epsilon}_{ys}} = \begin{cases} \left( \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_{ys}} \right) & \text{se } \bar{\sigma} \leq \sigma_{ys} \\ \left( \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_{ys}} \right)^n & \text{se } \bar{\sigma} > \sigma_{ys} \end{cases} \quad (25)$$

Para a realização dos ensaios de tenacidade à fratura, sete corpos de prova foram confeccionados para a geometria SEN(T). A Figura 25 mostra os corpos de prova utilizados e as dimensões dos corpos de prova estão dispostos na Tabela 4. Por fim, a tabela 5 apresenta a nomenclatura dos corpos de prova ensaiados em cada um dos laboratórios, a fim de facilitar as futuras análises. A escolha numérica da nomenclatura foi baseada na data que cada um dos corpos de prova foram submetidos à etapa de pré-trinca.

Figura 24 – Curvas de Tensão (MPa) - Deformação (%) obtidas através de ensaio experimental de tração do material SAR 80



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Tabela 4 – Configuração Geométrica do Corpo de Prova

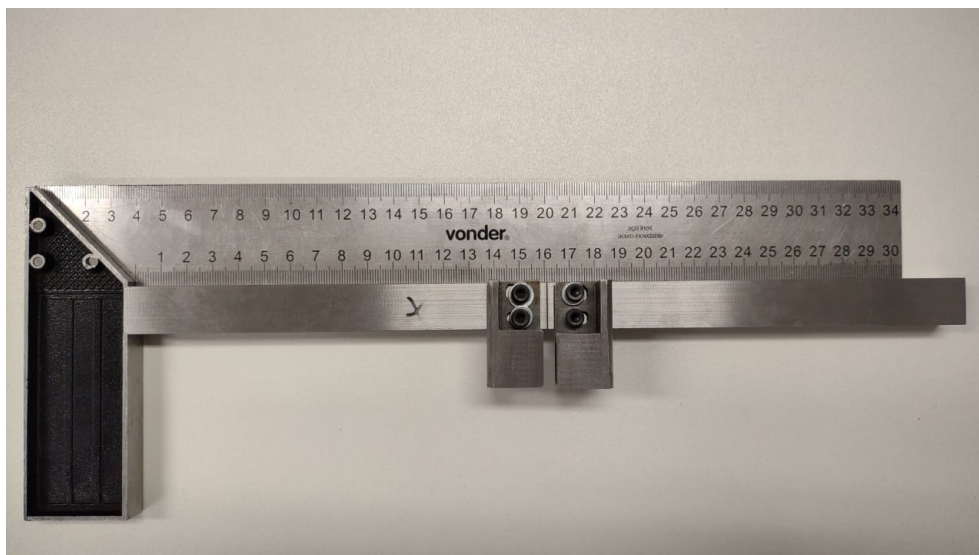
| Dimensão                   | Valor  |
|----------------------------|--------|
| Largura (W)                | 18 mm  |
| Espessura (B)              | 18 mm  |
| Distância entre garras (S) | 180 mm |
| Side-Groove (%)            | 15     |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

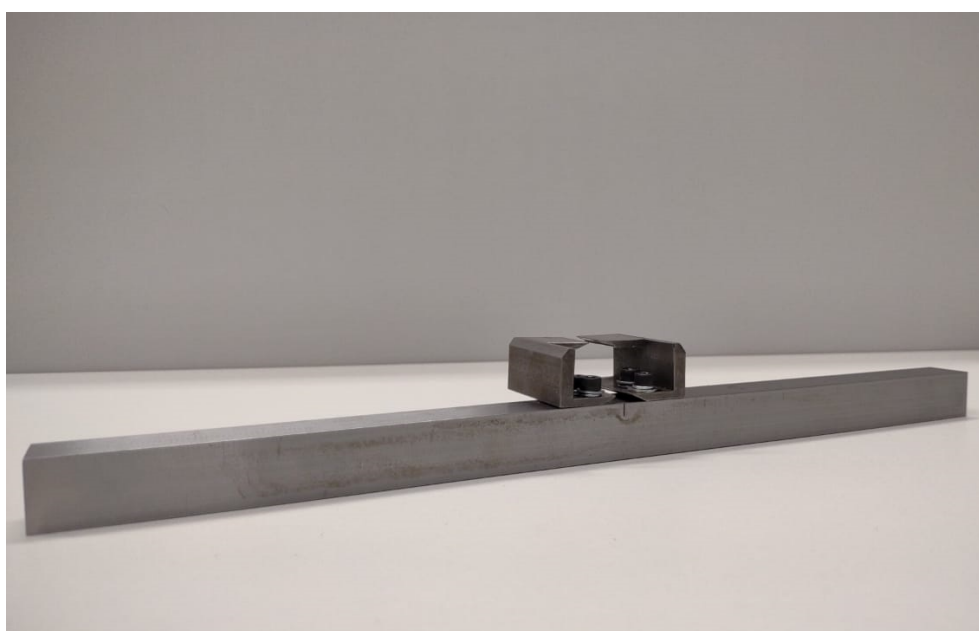
Previamente aos ensaios, foi realizado a pré-trinca por fadiga nos corpos de prova para obter uma ponta da trinca mais afiada. Todos os sete corpos de prova foram submetidos ao mesmo procedimento de pré-trinca, no Lab. LMO. A pré-trinca é realizada por meio de um ensaio cíclico de flexão em 3 pontos no corpo de prova com a ponta da trinca arredondado. A Figura, 26 ilustra o processo da pré-trinca realizada em um dos corpos de prova. Os detalhes da etapa da pré-trinca podem ser observados na literatura (ASTM, 2014).

Figura 25 – Corpo de prova de seção retangular utilizados para o ensaio de tenacidade à fratura com a presença do dispositivo de acoplamento das faquinhas

(a)



(b)



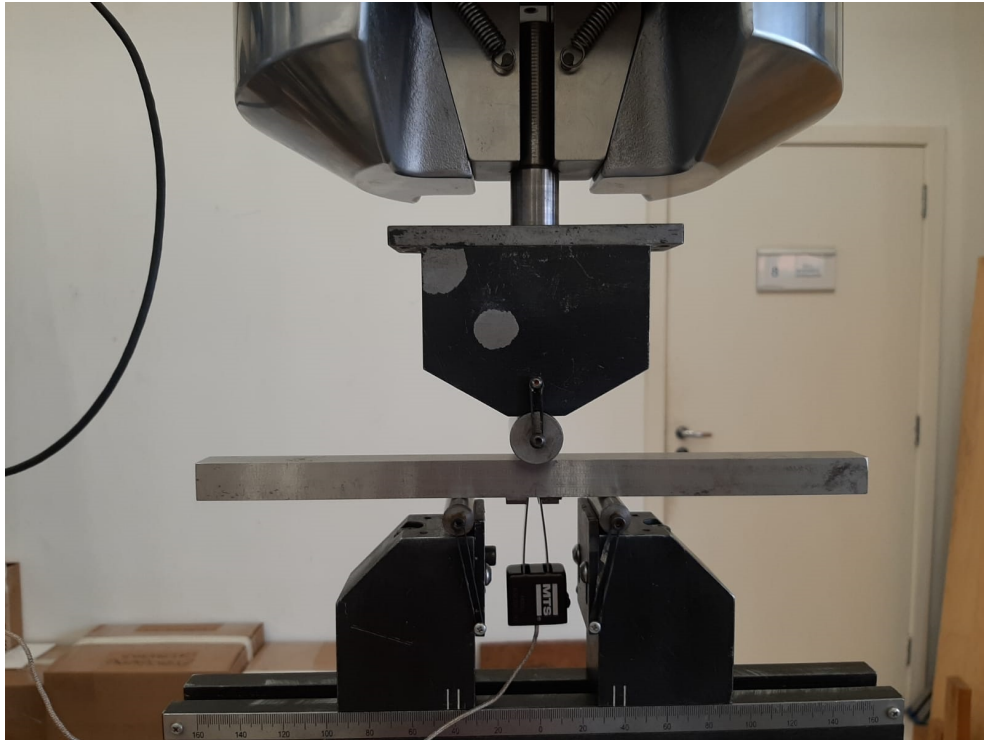
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Tabela 5 – Nomenclatura dos corpos de prova utilizando nos diferentes laboratórios

| Laboratório | Corpo de Prova          |
|-------------|-------------------------|
| SOETE       | CP 1, CP 2, CP 3 e CP 4 |
| LMO         | CP 5, CP 6 e CP 7       |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Figura 26 – Corpo de prova submetido ao processo de pré-trinca



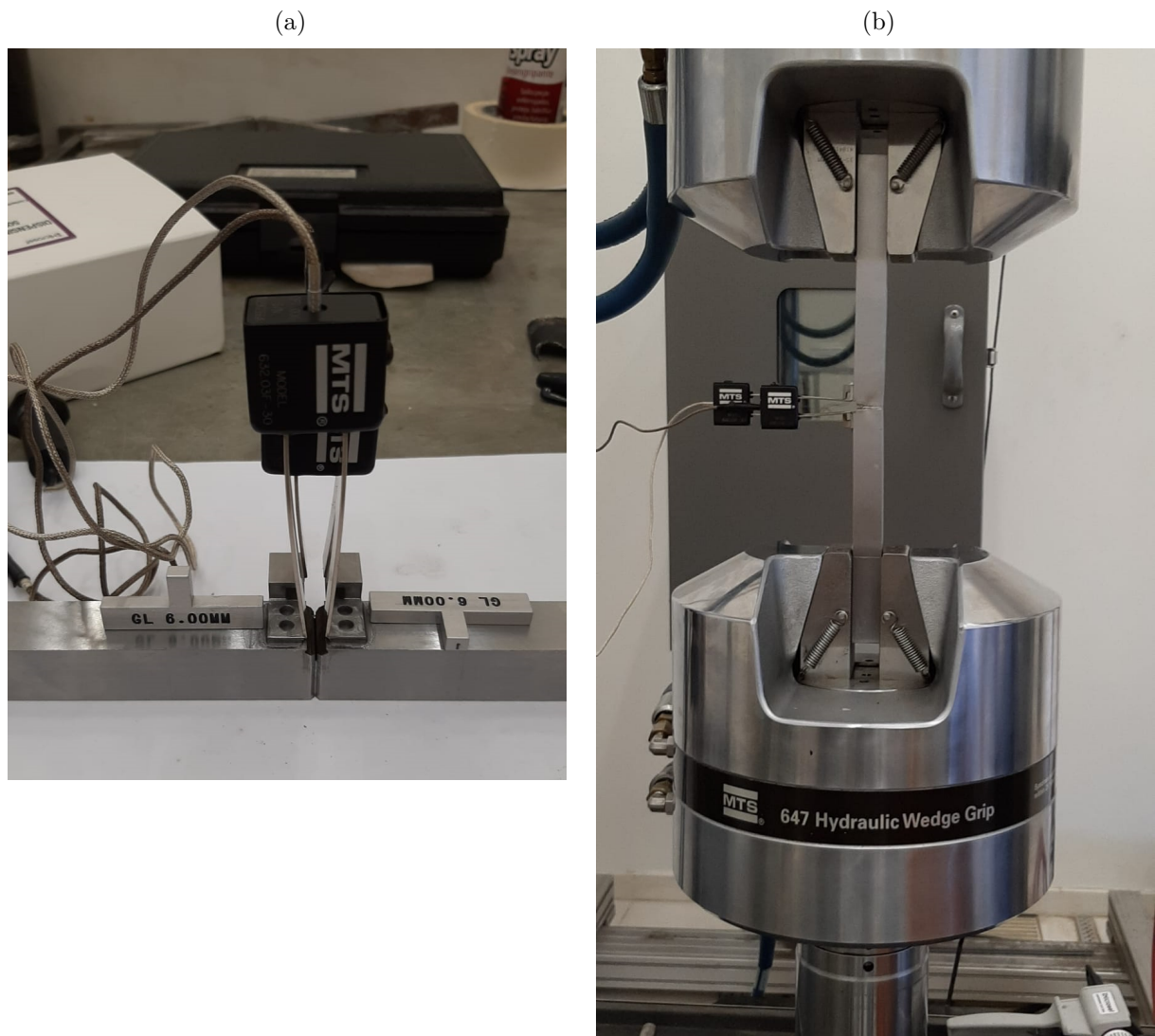
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

### 3.2 Configuração dos Ensaios

#### 3.2.1 Laboratório LMO

A presente seção aborda as configurações utilizada para realizar os ensaios de tenacidade à fratura no Lab. LMO. Os ensaios foram conduzidos em uma máquina universal servo-hidráulica MTS com capacidade de carregamento de 250 kN. O comprimento da trinca foi calculado utilizando o método da flexibilidade elástica através da gravação de dados dos extensômetros acoplados no corpo de prova, como observado na Figura 27a. Pode ser observado que o dispositivo utilizado para posicionar os extensômetros (chamado também de faquinha) foi parafusado acima da superfície da trinca, ao invés de colado, para obter uma melhor fixação. A Figura 27b ilustra apresenta um dos corpos de prova utilizados para o ensaio já montado na máquina.

Figura 27 – Configuração do ensaio de tenacidade à fratura realizado no Lab. LMO (a) Montagem das faquinhas sobre a superfície do corpo de prova e (b) Corpo de prova fixado por garras preparado para o ensaio



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

### 3.2.2 Laboratório SOETE

A presente seção aborda as configurações utilizadas para realizar as diferentes metodologias realizadas no ensaio de tenacidade à fratura no Lab. SOETE. Ressalta-se que as quatro diferentes metodologias de medição foram realizados concomitantemente.

Os testes foram realizados na máquina hidráulica universal MTS com capacidade de 1000 Toneladas (9806 kN). Os métodos de medição convencionais (flexibilidade elástica e queda de potencial por corrente direta) seguiram as recomendações da norma BS8571-2018, enquanto que os métodos de medição ópticos seguiram as recomendações dos fabricantes dos insumos e equipamentos utilizados em suas determinadas metodologias de medição:

o método de correlação por imagem digital foi feito utilizando as recomendações do manual da Correlated Solutions, enquanto que o método da réplica de silicone seguiu as recomendações da Microset ([MANUAL-CORRELATE, 2019](#); [BSI, 2014](#)). Cada uma das metodologias usadas exige específica preparação, conforme será detalhado nas próximas seções.

O desafio de posicionar diferentes metodologias de medição pode ser observado na Figura 28a. Enquanto o método da flexibilidade elástica não demanda demasiado espaço (tanto no corpo de prova, como no laboratório), os outros métodos demandam um maior espaço para o posicionamento dos equipamentos, além de um maior espaço utilizado no corpo de prova para adequação dos cabos de prospecção de dados e de passagem da corrente elétrica. Por exemplo, o método de queda de potencial demanda dois diferentes pontos de medição. A Figura 28b apresenta um dos corpos de prova utilizados para o ensaio, já posicionado na máquina de testes com os cabos para medir a corrente que passa no corpo de prova e os extensômetros posicionados na faquinha para medir o deslocamento da abertura da trinca. Os cabos para passar a corrente também podem ser observados nas extremidades do corpo de prova (cabos mais grossos). A Figura 29 apresenta um esboço para facilitar a visualização das metodologias utilizadas e da configuração da captação dos dados obtidos nos ensaios.

### *3.3 Metodologias de Medição do comprimento da trinca*

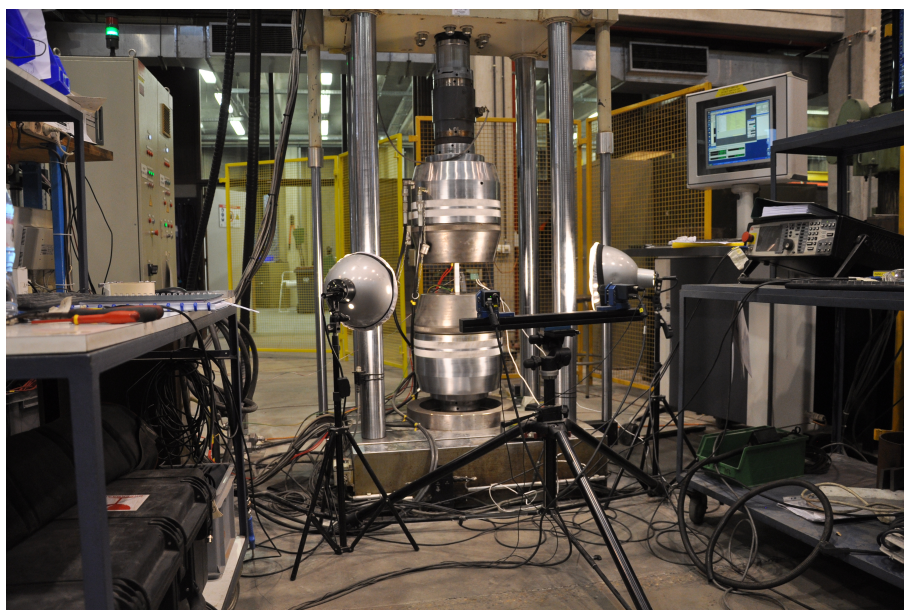
#### **3.3.1 Método da Flexibilidade Elástica**

O método da flexibilidade elástica tem como objetivo calcular o comprimento da trinca baseado na redução da rigidez do corpo de prova. De forma muito simplista, a ideia do cálculo é baseada na redução da rigidez conforme a trinca cresce.

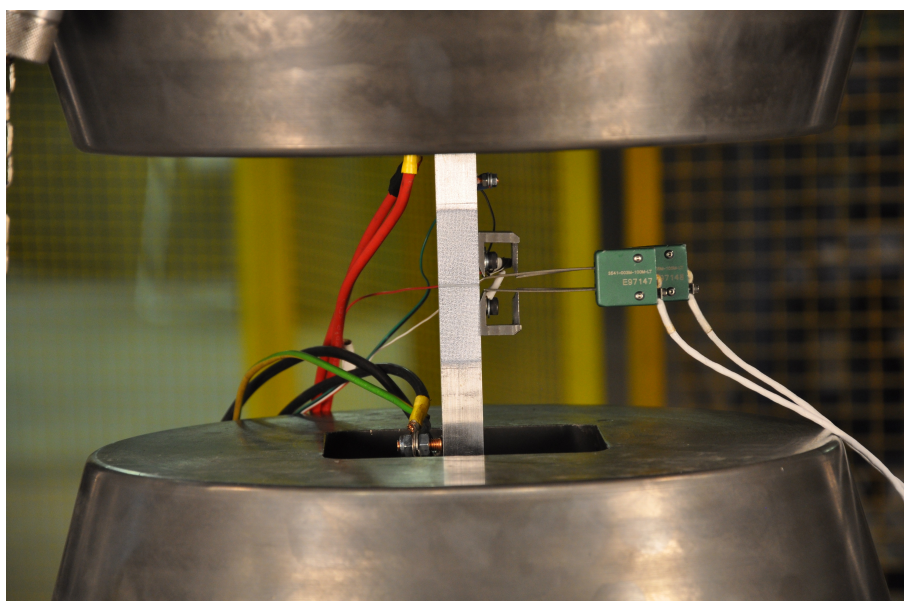
Em termos gerais, o conceito do método é aplicar ciclos de carregamento e descarregamento no corpo de prova. Apesar de existirem algumas diferenças entre os métodos aplicados no Lab. SOETE e LMO, a Figura 30 é um excelente exemplo de ilustração de uma curva típica de carga-deslocamento de um ensaio que utilizou o método da flexibilidade elástica para determinar o comprimento da trinca.

Figura 28 – Configuração da montagem das metodologias de medição em um ensaio de tenacidade à fratura no Lab. SOETE. (a) Montagem dos equipamentos para as diferentes metodologias de medição e (b) Corpo de prova fixado por garras preparado para o ensaio

(a)

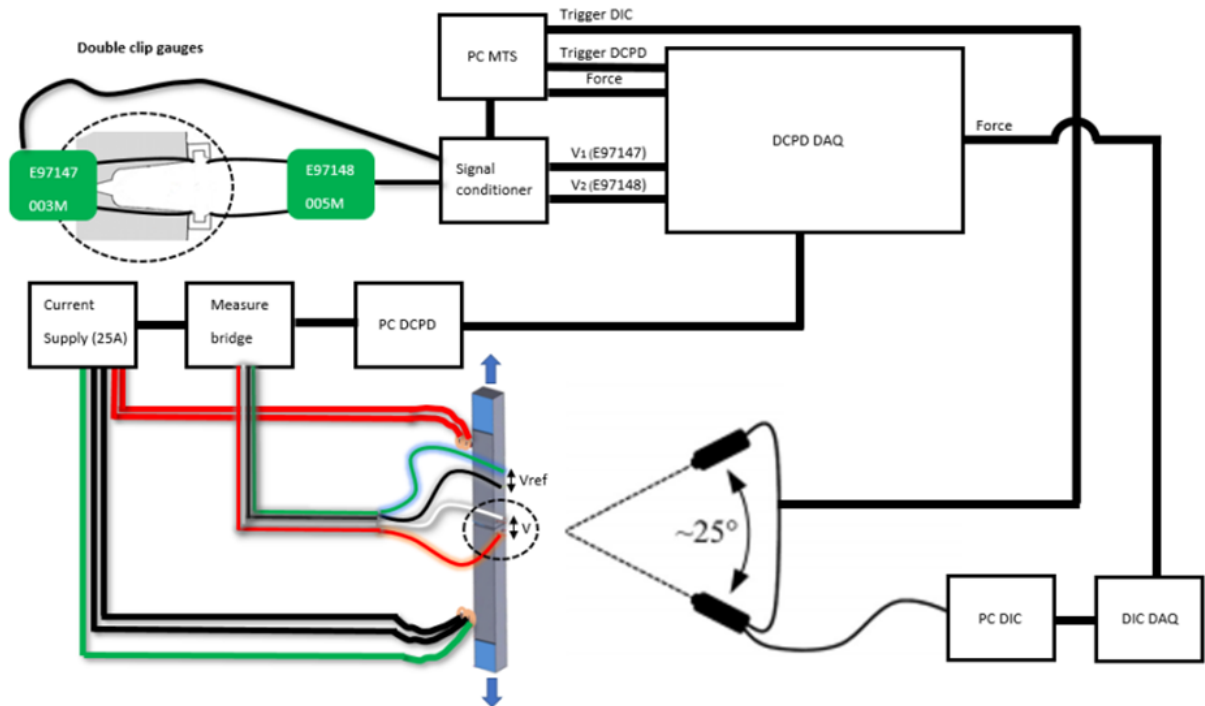


(b)



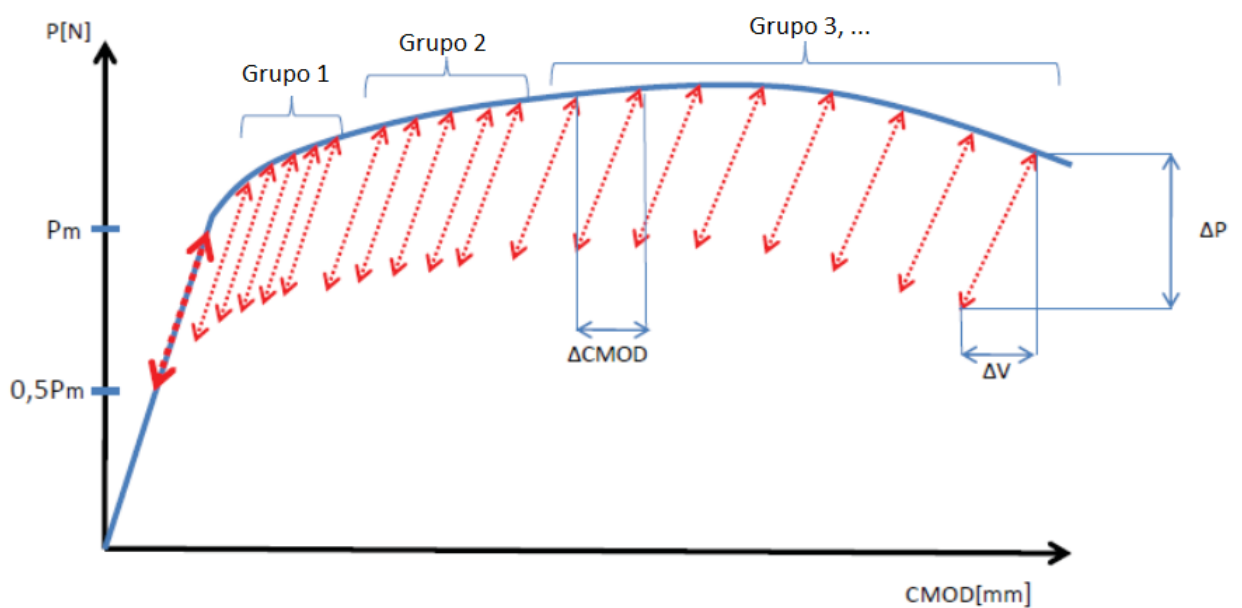
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Figura 29 – Esboço em 2D das configurações dos métodos utilizados neste programa experimental do Lab. SOETE com respectivas ligações de captação de dados



Fonte: Eleine Cardon, 2019

Figura 30 – Curva de carga-deslocamento típica da metodologia de flexibilidade elástica



Fonte: Kuen Van Minnebruggen, 2011

Com relação às características do método utilizado no Lab. SOETE, o ensaio pode ser dividido em três etapas. O procedimento adotado neste ensaio foi retirado dos estudos de Minnebruggen et al., que foi baseado na norma ASTM E1820 (ASTM, 2014).

1. Ciclos iniciais: o corpo de prova foi submetido a um carregamento quasi-estático do corpo de prova até o valor de  $P_m$  por três minutos, onde o valor de  $P_m$  pode ser obtido pela equação 26.

$$P_m = \frac{0,50 B b_0^2 \sigma_{ys}}{S} \quad (26)$$

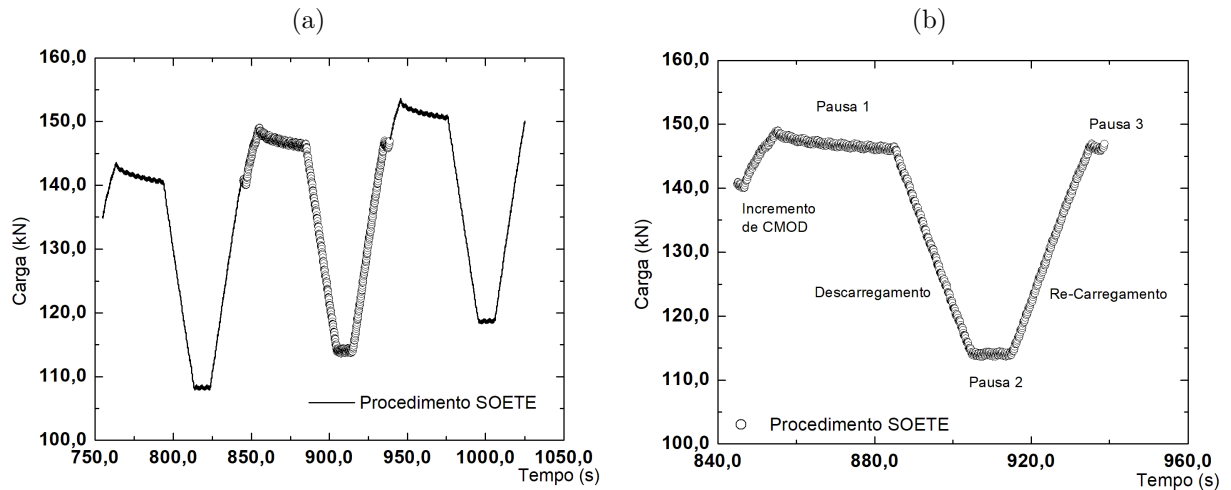
onde B é a espessura do corpo de prova,  $b_0$  é o comprimento remanescente e S é a distância entre os apoios (garras);

2. Ciclos elásticos: realização de  $k$ -números de ciclos de carregamentos e descarregamentos quasi-estáticos da zona elástica. O comprimento inicial da trinca é estimado por meio destes ciclos, e será validado posteriormente com análise macrográfica. Quanto maior o número de ciclos na zona elástica, maior será a precisão da inclinação e irá fornecer um valor mais confiável. O presente trabalho adotou seis ciclos elásticos;
3. Ciclos Plástico: realizados  $n$ -números de ciclos de carregamentos e descarregamentos quasi-estáticos na zona plástica. Cada ciclo é realizado com o deslocamento sendo controlado pelo pistão (LLD). Cada ciclo no regime plástico compreende em etapas de descarregamento e carregamento do corpo de prova, resultando em crescimento do CMOD e relaxamento do corpo de prova (perda da rigidez). Entre as etapas de descarregamento e carregamento, foi adicionada uma pequena pausa.

A etapa dos ciclos quando o material esta sujeito a deformação plástica apresenta uma série de parâmetros que definem o comportamento dos ciclos. O presente estudo adotou os dados utilizados por Minnebruggen (MINNEBRUGGEN *et al.*, 2011) e serão destacados a seguir. A ilustração da Figura 31a mostram os parâmetros separados por cada ciclo do ensaio de tenacidade à fratura.

Primeiramente, o tamanho do ciclo deve ser grande suficiente para que a inclinação seja precisa. Deste modo, foi estimado que o comprimento do ciclo atinja 0,5 de  $P_m$ . Outra importante característica do ensaio é que a cada ciclo plástico, existe um incremento de CMOD; o presente estudo adotou dois níveis diferentes de incrementos de CMOD: 0,01 e 0,02 mm.

Figura 31 – Ilustração das etapas dos ciclos de carregamento/descarregamentos utilizando no Lab. SOETE. (a) Três ciclos de carregamento/descarregamentos consecutivos e (b) Ilustração de cada etapa presente no ciclo de carregamento/descarregamento



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Por fim, deve ser destacado que diversos tempos de relaxação são adicionados durante cada ciclo, em diferentes pontos. Após o crescimento de CMOD, um tempo de relaxação é necessária para evitar a não-linearidade na inclinação do descarregamento. O controle desta pausa é feito em termos de deslocamento, a fim de evitar fraturas instáveis. Foram realizadas duas etapas de relaxação, ambas de 15 segundos. Uma segunda pausa foi adicionada após cada ciclo de descarregamento, com intuito de atingir o menor valor de carregamento da etapa de descarregamento de forma estável. O tempo de pausa foi de 10 segundos, para cada ciclo. Uma última pausa foi implementada, que ocorre após a etapa de carregamento. A pausa foi utilizada para atingir uma estabilidade do controle do software. Apenas alguns segundos são necessários, e o estudo utilizou 4 segundos.

Com relação às características do método utilizado no Lab. LMO, o ensaio apresenta a mesma estrutura utilizada no Lab. SOETE e o ensaio pode ser dividido em duas etapas: ciclo elásticos e plásticos. De igual modo, seus procedimentos são baseados na norma ASTM E1820. Algumas característica fundamentais são distintas dos procedimentos utilizados anteriormente e estão apresentadas a seguir:

1. Ciclos elásticos: realização de  $p$ -números de ciclos de carregamentos e descarregamentos quasi-estáticos da zona elástica. O primeiro ciclo elástico é determinado através do valor do carregamento final utilizado na pré-trinca. Este primeiro ciclo é realizado quando a carga atinge 80% do carregamento máximo da pré-trinca. Diferente

do procedimento SOETE, a quantidade de ciclos elásticos não é pré-definida na programação;

2. Ciclos Plástico: realizados  $q$ -números de ciclos de carregamentos e descarregamentos quasi-estáticos na zona plástica. Cada ciclo é realizado para valores pre-determinados de CMOD. A metodologia utilizada pelo Lab. LMO adota dois ciclos de descarregamento/carregamento para calcular o tamanho da trinca no determinado instante de carregamento.

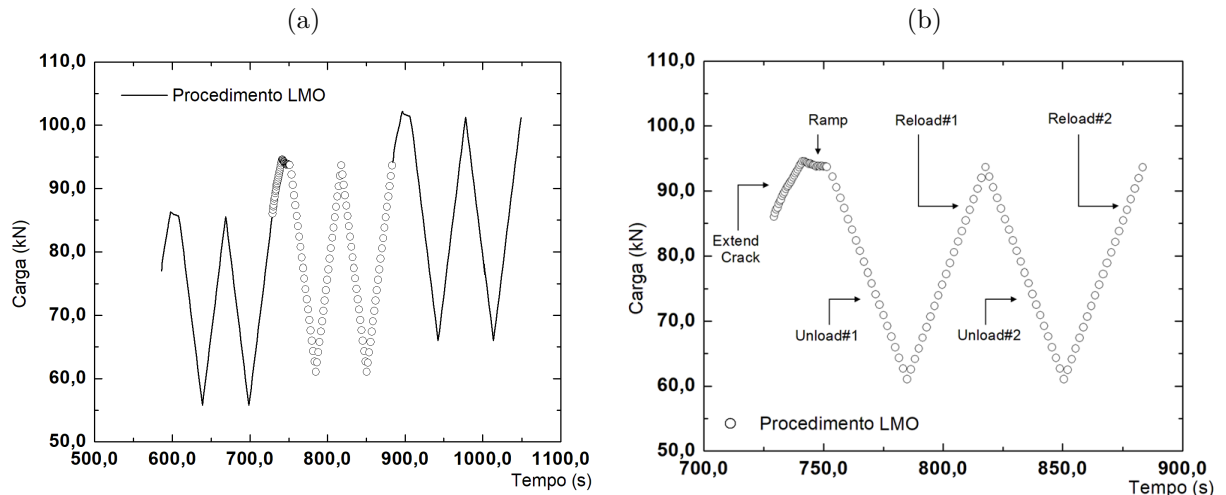
Desta forma, cada ciclo no regime plástico compreende em etapas de carregamento (chamado de *Ramp*), um tempo de pausa pré-determinado após este carregamento (chamando de *Extend Crack*), o primeiro descarregamento de carga (chamado de *Unload#1*) até uma pré-determinada carga, o primeiro ciclo de carregamento (chamado de *Reload#1*), o segundo ciclo de descarregamento (chamado de *Unload#2*) e por fim, o segundo ciclo de carregamento(chamado de *Reload#2*). Com relação às etapas de descarregamento, o menor valor de carga é programado a atingir uma determinada porcentagem da carga máxima deste ciclo. O presente estudo utilizou como percentual de descarregamento o valor de 50% da carga máxima do início do ciclo de descarregamento. Os ciclos de carregamento retorna ao valor da carga máxima. A Figura 32a ilustra três ciclos sequenciais do ensaio de tenacidade à fratura utilizando o procedimento LMO, destacano um ciclo, evidenciando os diferentes parâmetros adotados nesta metodologia. A Figura 32b ilustra cada etapa presente em um ciclo completo utilizado para determinar o valor do tamanho de trinca para o ciclo determinado.

Ao fim do ensaio, o corpo de prova é fraturado de forma frágil através de banho em nitrogênio líquido e a determinação do comprimento da trinca inicial ( $a_0$ ) e o tamanho final da trinca ( $a_f$ ) são realizados através de medição ótica. Os comprimentos são medidos entre nove espaçamentos iguais. Segundo Minnebruggen et al. nenhum valor individual de tamanho da trinca deve diferir entre si mais do que  $\pm 0,002.W$  (MINNEBRUGGEN *et al.*, 2011). A média das duas medições da superfície deve ser combinada com as outras sete medidas do comprimento da trinca para calcular a média total, conforme equação 27:

$$a = \frac{1}{8} \left[ \frac{a_1 + a_9}{2} + \sum_2^8 a_i \right] \quad (27)$$

onde  $a_i$  é a medida do comprimento da trinca no ponto  $i$ .

Figura 32 – Ilustração das etapas dos ciclos de carregamento/descarregamentos utilizando no Lab. LMO. (a) Três ciclos de carregamento/descarregamentos consecutivos e (b) Ilustração de cada etapa presente no ciclo de carregamento/descarregamento



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

### 3.3.2 Queda de Potencial por Corrente Direta

O método da queda de potencial é baseado no princípio de que uma corrente constante fluindo através de um corpo de prova contendo uma trinca gera um campo elétrico sensível às mudanças na geometria do corpo de prova, em particular a extensão da trinca. Conforme a trinca cresce, a queda do potencial aumentará. Através de uma função de calibração adequada, a correlação entre queda de potencial e tamanho da trinca é estimada (DELLIOU, 2019).

A metodologia utilizada foi desenvolvida por Minnebruggen (MINNEBRUGGEN *et al.*, 2017). Diferente do método da flexibilidade elástica, uma preparação prévia do corpo de prova é necessária.

Para a passagem da corrente elétrica no corpo de prova, pinos são fixados para induzir a corrente. Estes pinos são de aço e revestidos de cobre, e são fixados no corpo de prova a distâncias definidas em função da largura do corpo de prova. Os pinos foram fixados por meio soldagem do tipo *arc stud weld*.

O presente estudo utilizou a técnica da dupla medição da corrente, recomendado para casos onde não é possível estabelecer isolamentos adequados de temperatura e eletricidade. Neste caso duas medidas são gravadas: a medida da corrente que passa na ponta da trinca e uma medida de referência, que ocorre em uma região distante da ponta

da trinca. A partir destas medições, é realizada a técnica de normalização entre essas duas medidas.

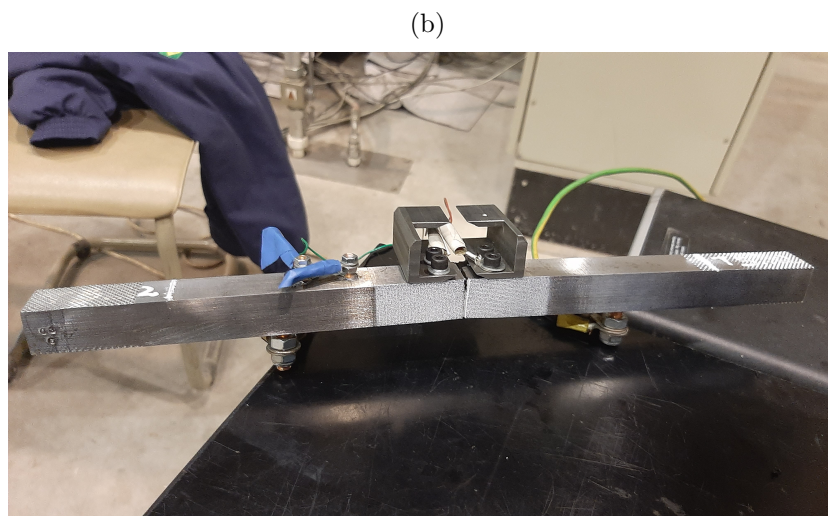
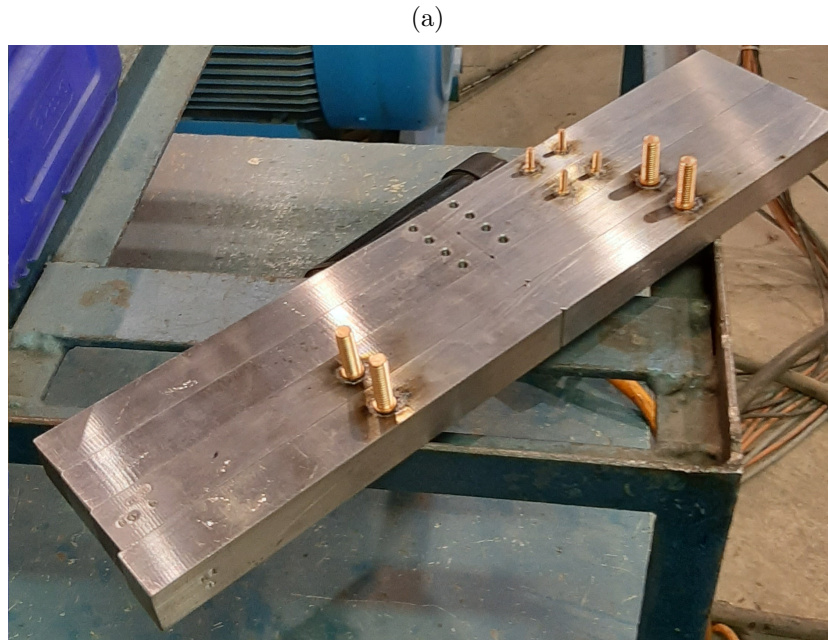
A utilização da tensão de referência é recomendado com intuito de reduzir possíveis ruídos da medição de corrente que passa pela ponta da trinca. Variações de temperatura ou fuga de corrente podem ser exemplos de variações que a medição de referência é capaz de reduzir o efeito no resultado final. Os ruídos podem causar uma diferença na condutividade do material durante o ensaio. A utilização da normalização, como uma técnica de redução da influência dos ruídos foi estudado por Minnebruggen. A normalização de um sinal medido em relação a outro acresce incerteza estatística aos valores finais. Entretanto, este aumento não foi considerado significativo no estudo reportado, pois curvas de resistência (curvas-R) foram obtidas com dispersão satisfatoriamente baixa (MINNEBRUGGEN *et al.*, 2017).

Para que sejam realizados as duas medições no corpo de prova, são necessários dois pares de pinos para que as correntes sejam gravadas: um par responsável pelo comportamento referente ao crescimento da ponta da trinca e um parte responsável pelo comportamento da corrente de referencia. Com relação à medição da ponta da trinca, ao invés de pinos, os cabos foram parafusados nas faquinhas para otimizar o espaço próximo da superfície da trinca. Para a obtenção da medição do valores de referência, foram soldados o par de pinos nas extremidades do corpo de prova para que a corrente possa percorrer uma parte homogênea do corpo de prova. A Figura 33a ilustra as posições dos pinos no corpo de prova. Pode ser observado a necessidade de utilizar duas faces do corpo de prova, para facilitar a disposição entre os diversos cabos de injeção de corrente e medição de tensão. Nota-se que a corrente passa pelo material pelos pinos mais grossos, fixados na face lateral do corpo de prova e que a corrente de referência é medido pelos pinos mais finos acoplados na face superior do corpo de prova.

Como citado anteriormente, Minnebruggen indicou em seu estudo as corretas localizações entre os pinos, que estão relacionados com a largura do corpo de prova ( $W$ ) e ilustrados na Figura 34 (MINNEBRUGGEN *et al.*, 2017). As medidas entre os pinos são:

- $D_{meas,1}$  = distância entre os parafusos que fixam as faquinhas;
- $D_{meas,2} = 2W$ ;
- $D_{meas,3} = W$ ;
- $D_{pin} = 4W$ .

Figura 33 – Configuração dos fios utilizados para captação dos dados para medições utilizando o método da queda de potencial por corrente elétrica. (a) Pinos utilizados para fixar passar a corrente elétrica no corpo de prova e (b) Corpo de prova com os fio fixados nos pinos e nas faquinhas

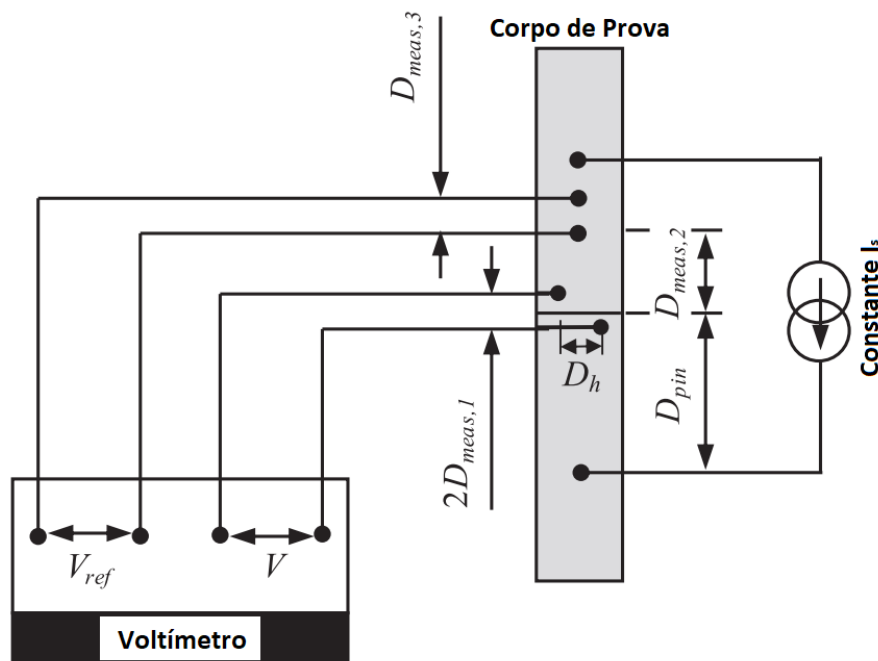


Fonte: Marcus Nathan Silvestre

onde,  $D_{pin}$  significa a distância entre os pinos da entrada e saída de corrente,  $D_{meas,3}$  simboliza a distância entre os pinos utilizados para medição de tensão de referência ( $V_{ref}$ ),  $D_{meas,2}$  é a distância entre o primeiro pino da medição de referência e a ponta da trinca e  $D_{meas,1}$  é a distância entre os pinos utilizados para medir a queda de tensão através da trinca.

O valor de corrente necessária para o ensaio pode variar em função do tipo de aço, uma vez que a condutividade elétrica simboliza a facilidade que o material é capaz de

Figura 34 – Ilustração da Configuração final entre equipamento e corpo de prova utilizando a metodologia queda de potencial por corrente direta



Fonte: Mathias Verstraete, 2015

conduzir uma corrente elétrica. Foi aplicada uma corrente constante ( $I_s$ ), de 25 A, o que representa uma densidade de corrente de  $0,091 \left( \frac{A}{mm^2} \right)$  na região do ligamento remanescente. O valor de corrente utilizado foi similar ao proposto em (MINNEBRUGGEN *et al.*, 2017). Um alto valor de corrente é sugerido para que pequenas flutuações/imperfeições que possam acontecer durante o ensaio, de modo a evitar perturbações na captura das medições. Em outras palavras, a queda de potencial normalizada,  $\left( \frac{V}{V_{ref}} \right)$  é independente da fuga da corrente (*current leakage*) nas garras mecânicas e/ou a mudanças de temperatura no ambiente de ensaio.

Outra recomendação adotada foi posicionar a entrada da corrente a uma distância suficientemente longe da ponta da trinca (quatro vezes o valor da espessura), para que sua distribuição seja uniforme. A entrada da corrente foi feita por um dos pinos grossos (ver Figura 33b).

Por fim, a queda de potencial sobre a seção da ponta da trinca é função das dimensões da seção transversal de espessura e largura e do tamanho da trinca relativo  $\left( \frac{a}{W} \right)$ , corrente aplicada ( $I_a$ ), condutividade do material ( $C_m$ ) e do posicionamento dos cabos medidores ( $2D_{meas,1}$ ). O presente trabalho sincronizou as saídas registradas pelo procedimento de queda de potencial com os dados obtidos pelos extensômetros utilizados na medição pelo método da flexibilidade elástica. Além das medidas de deslocamento no

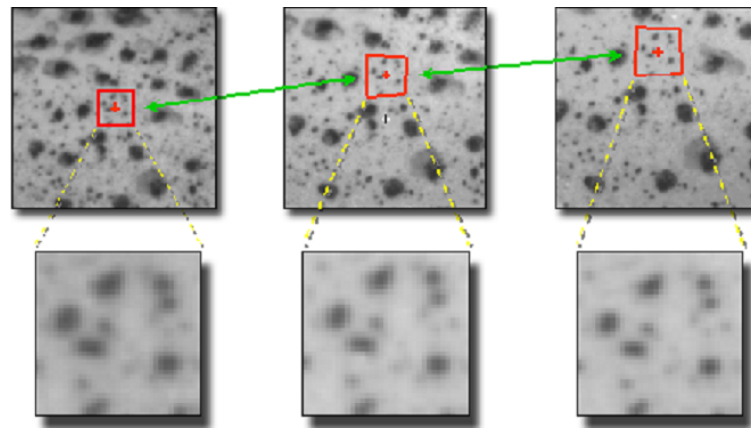
corpo de prova, foram obtidas também medidas de da força aplicada e o deslocamento do pistão.

### 3.3.3 Correlação Digital por Imagem

A técnica de Correlação Digital de Imagens, conhecida pela sigla em inglês DIC - *Digital Image Correlation*, utiliza técnicas de processamento digital que permitem obter o campo de deslocamento de um objeto em regiões de interesse. Esta técnica apresenta a robustez em termos independência da geometria do corpo de prova ou do tipo de material ensaiado. A técnica de correlação digital por imagem pode ser empregado em diversos ensaios mecânicos, como tração, torção, flexão e carga combinada para aplicações estáticas e dinâmicas. Ao comparar esta técnica com os outros métodos apresentados acima, a configuração experimental não exige equipamentos de alto custos para realização do ensaio. O sistema pode ser composto apenas de uma câmera (ou duas câmeras para uma análise em 3D) de alta resolução. Em termos de limitações geométricas, o tamanho da área é irrelevante para o DIC, sendo que o principal fator é o tamanho do *speckle*<sup>1</sup>. Dentro da área de óleo e gás, este método apresenta características promissoras, e alguns trabalhos já incorporam as análises obtidas por este método óptico, resultados obtidos por extensômetros e com análises numéricas (KHOR *et al.*, 2016; KHOR *et al.*, 2018; MINNEBRUGGEN *et al.*, 2011).

A técnica consiste da análise de uma série de imagens fotografadas do corpo de prova durante o ensaio de tenacidade à fratura, na região específica da análise. A primeira imagem é retirada antes do teste iniciar e é utilizada como referência para as imagens posteriores. Cada pixel dessas imagens armazena um valor de nível de cinza provindo dos *speckles* espalhados de forma de forma aleatória na região específica de análise. O campo de deslocamento é medido em uma grade virtual definida na imagem de referência. O deslocamento de cada ponto dessa grade é calculado em um subconjunto ao redor do ponto considerado nos dois estados, por uma comparação da distribuição de pixel no nível de cinza. A Figura 35 ilustra um conjunto de imagens retiradas do DIC, ilustrando o deslocamento de um conjunto de *speckles* e a referente transformação dos pixels em escala de cinzas. O princípio DIC pressupõe que a distribuição do nível de cinza siga a tensão do

<sup>1</sup> Speckle são pontos aplicados nos corpos de prova de forma aleatória, para que sejam convertidos suas escalas de cinza em pixels.

Figura 35 – Conjunto de imagens ilustrando a movimentação de um conjunto de *speckles*

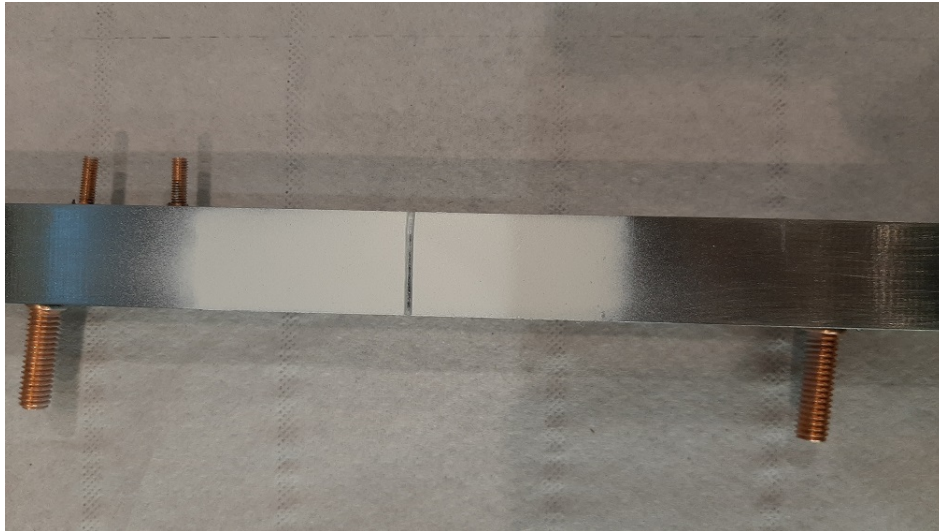
Fonte: Manual da Correlated Solutions Software, 2011

material, que exista uma conservação do fluxo óptico e que a tensão permaneça homogênea na área de cálculo.

As imagens foram produzidas através da captura de fotos utilizando um sistema estereoscópico fornecido pela Limes Messtechnik & Software GmbH, que consiste em duas câmeras monocromáticas de 14-bit de resolução de 2452 por 2054 (5 Megapixels) sincronizadas entre si. Uma prévia preparação no corpo de prova é necessária, e os passos são apresentados a seguir:

1. Seleção da área de medição;
2. Pintura da área de medição;
3. Aplicação do *speckle* e
4. Configuração das câmeras e calibração do software.

A seleção da área de medição (item 1) consiste na escolha da área em que será realizada as medições pelo método DIC. Esta localização deve conter a região da trinca, para avaliar os campos de deslocamento ao redor da ponta da trinca. Não obstante, a capacidade física do ensaio (localização das câmeras próximo da máquina de teste), o tipo de ensaio e a configuração do corpo de prova também devem ser consideradas na seleção da área de medição. A área de medição também é diretamente ligada ao tamanho do *speckle*. Algumas considerações foram levadas para determinar a área de medição no presente trabalho: a intenção de medir a definição de CTOD  $\delta_5$  na posição da ponta da trinca inicial (condição não deformada) ao longo de todo o ligamento remanescente; Medir o deslocamento perpendicular a ponta da trinca, o mais próximo do flanco da trinca.

Figura 36 – Aplicação da pintura de fundo para aplicação do *speckle*

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Outros parâmetros também foram determinados, além de deslocamento. Os campos de tensão e deformação também foram estudados e comparados com exemplos da literatura.

Com relação à pintura de fundo (item 2), o uso de uma superfície com uma cor diferente é utilizado para obtenção de um maior contraste para o DIC, resultando em resultados com maior qualidade. A espessura desta camada é essencial. Apesar de não ser realizado a inspeção da dimensão desta camada de tinta, um controle visual é importante para estabelecer se a aplicação da tinta foi suficiente. Camadas espessas da tinta resultam na sua remoção da tinta com altos níveis de tensão aplicado. Camadas finas resultam em um reflexo por parte do metal, que irá acarretar em uma saturação dos pixel, prejudicando a correlação do DIC.

O presente trabalho utilizou uma tinta branca como fundo para aplicação dos *speckles*, como pode ser observado na Figura 36. A tinta utilizada foi da marca *Motip Matt Withe*. O tempo de secagem da tinta é essencial para as posteriores aplicações das camadas brancas e do *speckle* e deve ser orientado pelo manual da tinta.

Como portador de informações de deformação, o padrão dos (item 3) deve ter apresentar determinadas características para que as medidas apresentem acuracidade. É recomendado que ele apresente:

- Alto contraste: é recomendado a variação da intensidade da escala de cinza e gradientes de intensidade relativamente grandes;
- Aleatoriedade: o padrão deve ter um comportamento não periódico e não repetitivo para que o mapeamento do campo total seja facilitada;

- Isotropia: o padrão não deve apresentar uma direção definida. Segundo Phillip Reu, o espaço entre os *speckles* deve ser aproximadamente do mesmo tamanho em diferentes direções. Produzir *speckles* com tamanhos similares entre si reduz a possibilidade de atribuir alguma direcionalidade ao padrão (REU, 2012);
- Estabilidade: Um padrão de *speckle* de boa qualidade deve aderir de forma firme a superfície do corpo de prova e deformar junto com a superfície do corpo de prova sobre grande translação e deformação sem mudanças evidentes nas características geométricas de escala de cinzas.

O tamanho do *speckle* também é fator crítico nas considerações do ensaio e pode acarretar em diversos problemas de medição caso for muito grande ou pequeno. Segundo Phillip Reu, o tamanho do *speckle* deve ser o menor possível, mas existe um valor mínimo aceitável. Ele aborda de forma concisa os motivos do tamanho do *speckle* ser de pelo menos 3 pixel (REU, 2012). Entretanto, Dong cita que o tamanho pode variar de 3 a 5 pixel (DONG; PAN, 2017). Existe uma formulação para calcular o tamanho otimizado do *speckle*. Esta equação está em função do campo de visão e do tamanho de *pixels* da resolução da câmera. A partir deste tamanho físico, o tamanho do *speckle* é calculado através da multiplicação do tamanho do pixel por 3. O valor resultante seria o menor valor do *speckle*, em milímetros. A equação 28 ilustra os passos para obter o valor do *speckle* em milímetros.

$$\text{Tamanho do Pixel} \left( \frac{mm}{pixel} \right) = \frac{\text{Campo de visao}}{\text{numero de pixel}} \quad (28)$$

$$\text{Tamanho do Speckle (mm)} = \text{Tamanho do Pixel} \cdot 3 \text{ (pixel)}$$

O presente trabalho calculou o tamanho do *speckle*: 0,135 mm com resolução das câmeras de 8 MP da marca *Limes*. Para a aplicação do padrão de *speckle*, foi utilizado o conjunto de estampagem da *Correlated Solutions*.

Com relação à configuração das câmeras e a calibragem do software (item 4), o procedimento deve seguir as recomendações do manual (MANUAL-CORRELATE, 2019). A calibragem consiste em cálculos de parâmetros intrínseco e extrínseco do software enquanto triangulam a posição das câmeras e removem as distorção das lentes. O processo de calibração geralmente é rápido, com exceção para amostras muito pequenas, e não demanda muito tempo para processar as fotos da calibração (alguns minutos).

Na prática, o trabalho consiste em fotografar um objeto pré determinado (no caso o "*glass target*") em diversos ângulos e posições diferentes. O *glass target* possui uma cor sólida (preta) e vários buracos, que têm diferentes tamanhos, dependendo do tamanho do padrão do *speckle*.

### 3.3.4 Método da Réplica

O método de réplica de silicone consiste basicamente na aplicação de silicone líquido na ponta da trinca rasgada, para obter a impressão da ponta da trinca no momento da medição. Esta técnica é conveniente para aplicar em componentes com diferentes formas e dimensões, além de para superfícies sólidas não porosas. O método não indicado exclusivamente para metais e é amplamente utilizado em outras áreas, como odontologia.

O tipo de material de aplicação para a impressão da ponta da trinca é muito importante. Alguns pesquisadores utilizam materiais utilizados em aplicações odontológicas, com alguns trabalhos publicados pelo grupo de pesquisa japonês (JWES) (KAWABATA *et al.*, 2017). O presente trabalho adotou o uso do produto da Microset após recomendações dos trabalhos dos colegas Kaveh Samadian e Wee-Li Khor (KHOR *et al.*, 2016; KHOR *et al.*, 2018; SAMADIAN; HERTELÉ; WAELE, 2019). O material utilizado foi o Microset 101RF, por se tratar de um silicone com baixo tempo de cura (5 minutos). A Figura 37 ilustra o sistema montado, com a pistola acoplada ao cartucho com silicone e depois o misturador. A agulha utilizada no presente estudo foi adaptada, pois a região de acesso a trinca era muito limitado. A Tabela 6 apresenta as especificações técnicas do silicone utilizado no presente estudo.

O procedimento para aplicação da resina é simples: basicamente, o silicone líquido é aplicado no local através da pistola. Um misturador é acoplado no cartucho, para que o silicone e o catalisador entrem em contato apenas no momento ideal, considerando o tempo de cura da mistura. Uma fina agulha foi acoplada a frente do misturador para melhorar a capacidade de penetração do sistema. A dificuldade da metodologia da réplica varia em função da geometria do corpo de prova e do acesso ao local de aplicação. Os corpos de prova utilizados seguiram o procedimento proposto pela ASTM E1820 que sugere a utilização de pré-trincas por fadiga, fato que dificulta a penetração da agulha na ponta da trinca. É sugerido também a utilização dos "papéis laterais" que oferecidos no kit. Os

Tabela 6 – Especificação do Material da Réplica

| Especificação                   | Unidade de Medida | Valor                |
|---------------------------------|-------------------|----------------------|
| Resolução                       | (Mícrons)         | 0.1                  |
| Validade                        | (Meses)           | 24                   |
| Dureza (Réplica Curada)         | (Escala Shore A)  | 28-30                |
| Contração                       | (%)               | 0.1                  |
| Cores                           |                   | Preto ou Cinza       |
| Faixa de Temperatura            | (°C)              | -10 a 180            |
| Coefficiente de expansão linear | ( $C^{-1}$ )      | $280 \times 10^{-6}$ |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Figura 37 – Dispositivo montado utilizado para aplicação de resina no corpo de prova: agulha, mosturador, resina e catalisador e pistola aplicadora



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

papeis são pressionados nas laterais do corpo de prova para que a resina se cola a eles, facilitando a posterior remoção da resina. Por ser tratar de uma metodologia artesanal e ainda muito nova para ensaios de tenacidade à fratura em geometria SEN(T), não existe nenhuma recomendação prática ou norma presente na literatura. Ainda assim, o presente trabalho seguiu as recomendações realizados pelo grupo UGent ([SAMADIAN; HERTELÉ; WAELE, 2019](#)). Diferentes grupos apresentam outras sugestões que podem representar em uma maior eficiência e podem ser inserido em trabalhos posteriores ([KHOR \*et al.\*, 2016](#); [KHOR \*et al.\*, 2018](#)).

### 3.3.5 Formulação para calcular o crescimento da trinca

#### Método da Flexibilidade Elástica

O cálculo do comprimento de trinca através do método da flexibilidade elástica se dá com os dados de força e deslocamento nos ciclos de carregamento e descarregamento do ensaio de tenacidade à fratura apresentados na seção 3.3.1. Como explicado anteriormente, o tamanho da trinca é obtido através redução da rigidez do material conforma a trinca cresce.

O cálculo da rigidez é obtido através da regressão linear feita com as etapas de descarregamento(s) e carregamento(s) de cada ciclo ilustrado anteriormente na Figura 30. Cada ciclo ilustrado na Figura representa um valor de rigidez  $C_k$  que resultará em um valor de comprimento de trinca. Para cada ciclo, os valores máximos e mínimos das etapas de descarregamento/carregamento de carga e deslocamento podem ser facilmente identificados pelos picos e vales, de modo que os valores extremos são obtidos sem dificuldades. Diversos métodos estão dispostos na literatura e divergem quanto aos possíveis valores a serem utilizados para realizar a regressão linear. A Figura 38 ilustra os dados admissíveis de carga e CMOD em uma das etapas de carregamento, para realizar a regressão linear segundo método proposto por Minnebruggen (MINNEBRUGGEN *et al.*, 2011). O presente trabalho adotou o mesmo procedimento, que excluí 12,5% dos valores das extremidades de cada ciclo. Com os dados selecionados, a rigidez é determinada entre o limite selecionado através da equação 29.

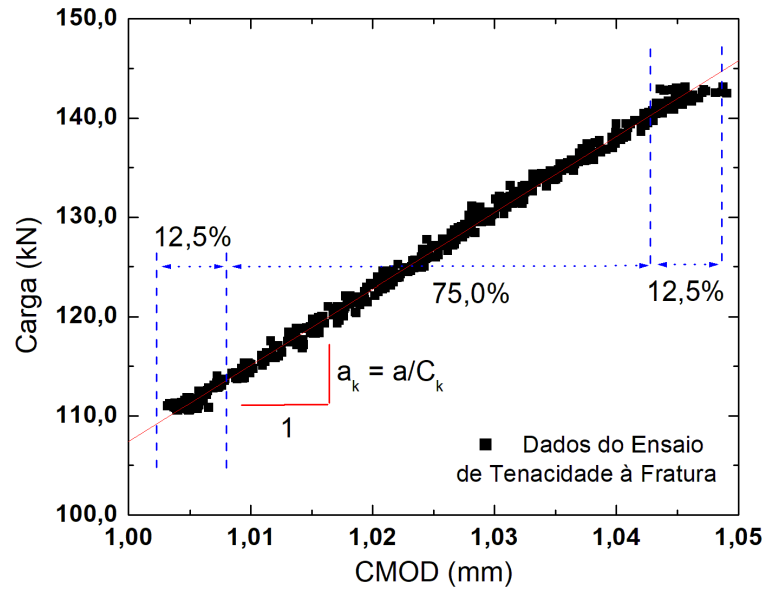
$$\text{Carregamento(ou força)} = a_k \cdot \text{CMOD} + b_k \quad (29)$$

Uma vez que  $a_k$  representa a inclinação da curva entre carga e deslocamento, a rigidez é obtida através do valor inverso de  $a_k$ . Os valores de rigidez são obtidos para as etapas de carregamento e descarregamento, e o valor médio de rigidez é calculado então pela equação 30.

$$C_{k,\text{médio}} = \frac{1}{2} (C_{k,\text{carregamento}} + C_{k,\text{descarregamento}}) \quad (30)$$

Para relacionar o valor de flexibilidade com o tamanho efetivo da trinca, a norma ASTM descreve uma equação que relaciona a taxa do tamanho da trinca  $\left(\frac{a}{W}\right)$  com a rigidez. Diversos estudos posteriores avaliaram experimental e numericamente formulações

Figura 38 – Gráfico com dados de carga - deslocamento ilustrando os dados admitidos para o cálculo de tamanho de trinca pela técnica de flexibilidade elástica



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

mais acuradas para determinar o comprimento efetivo da trinca em função da flexibilidade para diferentes geometrias (SEN(B) e SEN(T)), variações maiores de tamanho de trinca ( $\frac{a}{W}$  entre 0,10 a 0,90). Para maiores detalhes destas fórmulas, é recomendado verificar a literatura: (ASTM, 2014; MATHIAS; SARZOSA; RUGGIERI, 2013; SHEN; GIANETTO; TYSON, 2008; SHEN; GIANETTO; TYSON, 2009; ZHU, 2017; RUGGIERI, 2017). O presente trabalho utilizou a formulação proposta por Cravero e Ruggieri (CRAVERO; RUGGIERI, 2007), conforme equação 31. A fórmula da flexibilidade é semelhante a proposta pela ASTM, conforme apresentado na equação 32 (ASTM, 2014).

$$\frac{a}{W} = 1.6485 - 9.1005 \cdot u + 33.025 \cdot u^2 - 78.467 \cdot u^3 + 97.344 \cdot u^4 - 47.225 \cdot u^5 \quad (31)$$

$$u = \frac{1}{\left[ \left( \frac{B_e W E C_k}{\frac{S}{4}} \right)^{\frac{1}{2}} + 1 \right]} \quad (32)$$

onde  $B_e$  é a espessura efetiva e  $B_n$  o ligamento remanescente do corpo de prova.

$$B_e = B - \left( \frac{B - B_n}{B} \right)^2 \quad (33)$$

## Queda de Potencial por Corrente Direta

Para obter o valor do tamanho da trinca em função dos valores de tensão que passam pela trinca, foram utilizadas as recomendações propostas por Verstraete et al. (VERSTRAETE *et al.*, 2013). A formulação proposta foi baseada nos estudos de Johnson (JOHNSON, 1965) e é apresentada na equação 34.

$$\frac{v(a)}{v_{a_0}} = \frac{\cosh^{-1} \left( \frac{\cosh \left( \frac{\pi D_{meas,l}}{2W} \right)}{\cos \left( \frac{\pi a}{2W} \right)} \right)}{\cosh^{-1} \left( \frac{\cosh \left( \frac{\pi D_{meas,l}}{2W} \right)}{\cos \left( \frac{\pi a_0}{2W} \right)} \right)} \quad (34)$$

Segundo Minnebruggen (MINNEBRUGGEN *et al.*, 2017), a equação 34 pode ser modificada e o tamanho da trinca relativo pode ser obtido em função da razão das tensões, conforme equação 35.

$$\frac{a}{W} = \left( \frac{2}{\pi} \right) \cos^{-1} \frac{\cosh \left( \frac{\pi D_{meas,l}}{2W} \right)}{\cosh \left( \frac{v(a)}{v_{a_0}} \cosh^{-1} \left( \frac{\cosh \left( \frac{\pi D_{meas,l}}{2W} \right)}{\cos \left( \frac{\pi a_0}{2W} \right)} \right) \right)} \quad (35)$$

As equações utilizadas no presente trabalho, desenvolvidas por Johnson e recomendadas por Minnebruggen, foram desenvolvidas para a geometria C(T). Entretanto, elas são adequadas para geometrias do tipo SEN(B) (SCHWALBE; HELLMAN, 1981) e SEN(T) (MINNEBRUGGEN *et al.*, 2017; VERSTRAETE *et al.*, 2013). Essas correções se baseiam em algumas limitações do método.

Zhu (ZHU, 2017) apresenta uma breve discussão sobre a necessidade de correções nos valores calculado de tamanho de trinca, utilizando a equação proposta em 35 para o método da queda de potencial (GELDHOF *et al.*, 2014; HIOE; KALYANAM; WILKOWSKI, 2016; VERSTRAETE *et al.*, 2015). Essas correções foram propostas em duas etapas, segundo estudo de Verstraete et al. (VERSTRAETE *et al.*, 2013).

A primeira correção aplicada foi mencionada anteriormente e está relacionada com a utilização da tensão de referência. A aplicação da correção consiste na divisão do valor

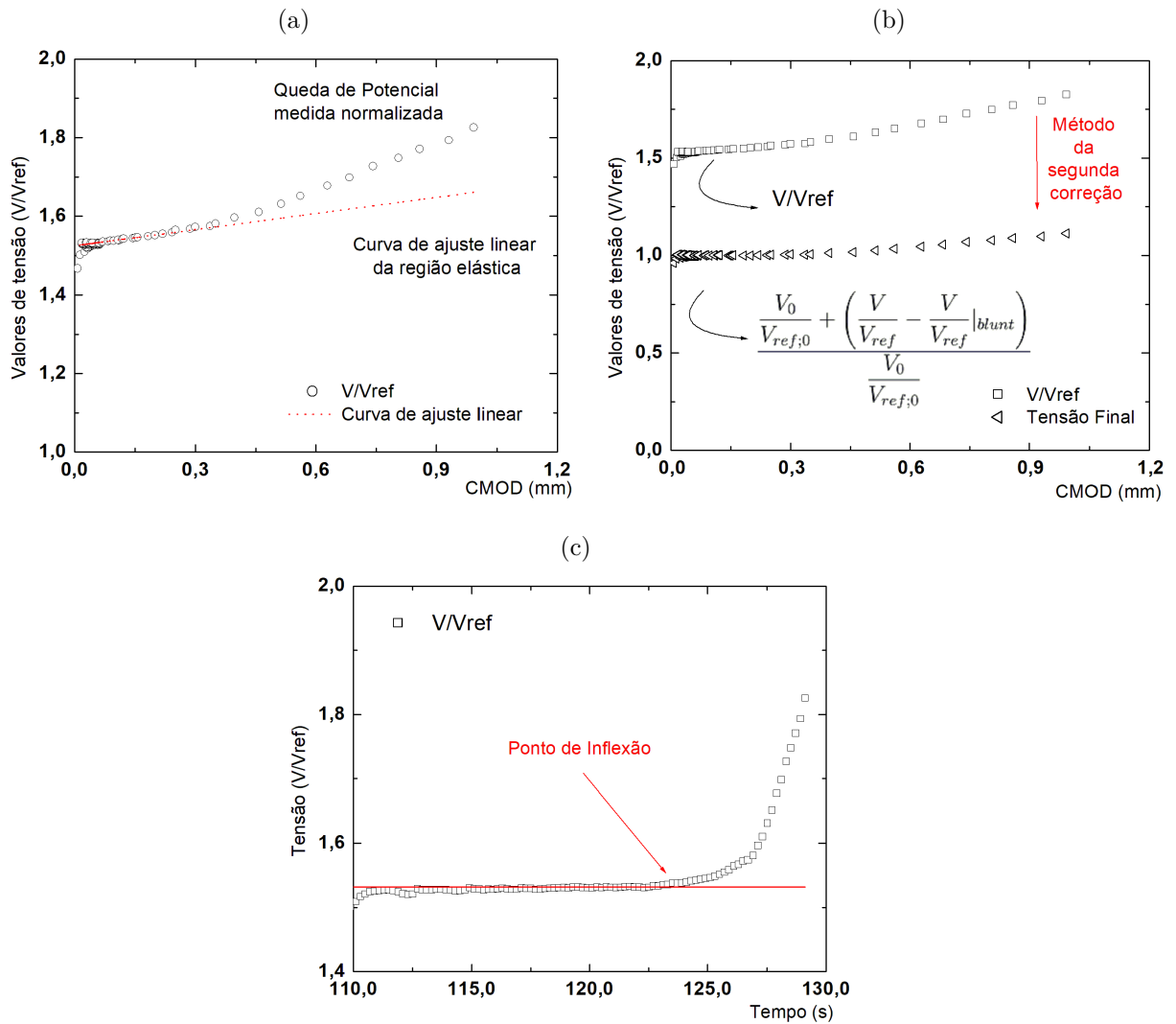
da tensão obtida através da trinca sobre a tensão de referência medida na região distante:  $\left(\frac{V}{V_{ref}}\right)$ . Esta relação de tensões é chamada de tensão normalizada.

A segunda correção relaciona a influência da deformação plástica ao redor da trinca com a queda de potencial através da trinca (VERSTRAETE *et al.*, 2013). O procedimento de correção pode ser dividido em três etapas e é chamado de "subtração linear da linha de arredondamento": inicialmente, uma curva de ajuste linear é obtida entre os valores de  $\left(\frac{V}{V_{ref}}\right)$  e CMOD, do regime elástico, conforme observado na Figura 39a que ilustra as curvas de tensão normalizada da queda de potencial e a referida curva de ajuste. Os valores de tensão no regime elástico são facilmente obtidos, pois o efeito da deformação plástica é caracterizado por uma inflexão na curva  $\left(\frac{V}{V_{ref}}\right)$  - CMOD devido ao efeito do arredondamento da ponta da trinca. A inflexão é mais pronunciada ao observar os valores de  $\left(\frac{V}{V_{ref}}\right)$  em função do tempo do ensaio, ilustrado pela Figura 39c. A segunda etapa consiste em calcular novos valores de tensão a partir dos coeficientes obtidos pela regressão linear descritos na primeira etapa. Esses valores de tensão calculados pelo coeficiente da curva de ajuste linear foram chamados de *blunt*. Por fim, a terceira etapa consiste na subtração da relação  $\left(\frac{V}{V_{ref}}\right)$  com o valor a tensão *blunt*:  $\left(\frac{V}{V_{ref}} - \frac{V}{V_{ref}}|_{blunt}\right)$ . Posteriormente a esta subtração, uma nova normalização é realizada, desta vez com os valores iniciais  $\left(\frac{V_0}{V_{ref;0}}\right)$ , conforme indicado pela equação 36. A Figura 39b ilustra as três etapas descritas acima para aplicação da segunda correção. Com os valores finais de tensão, o comprimento da trinca é calculado segundo equação de Johnson, descrita em 35. Segundo Verstraete, a técnica de correção mencionada foi validada pelos trabalhos Chipperfield e Wolkowski (CHIPPERFIELD, 1976; WILKOWSKI *et al.*, 2009).

$$V_{final} = \frac{\frac{V_0}{V_{ref;0}} + \left(\frac{V}{V_{ref}} - \frac{V}{V_{ref}}|_{blunt}\right)}{\frac{V_0}{V_{ref;0}}} \quad (36)$$

A terceira correção proposta é referente a insensibilidade do ensaio com o efeito de arredondamento da ponta da trinca. Segundo Zhu *et al.* (ZHU, 2017) os dados de queda de potencial geralmente são obtidos a partir da iniciação do rasgamento da trinca, onde a curva de tensão-CMOD desvia-se da curva de ajuste linear da linha de arredondamento (vide Figura 39c). Deste modo, o crescimento da trinca devido ao arredondamento da ponta da trinca não é considerado para as estimativas de crescimento de trinca através do método de queda de potencial por corrente direta. De acordo com Landes, a extensão da

Figura 39 – (a) Curva de tensão  $\left(\frac{V}{V_{ref}}\right)$  obtida e a curva de ajuste linear, (b) Curva de tensão  $\left(\frac{V}{V_{ref}}\right)$  e  $V_{total}$  exemplificando a correção imposta sobre os valores de tensão e (c) Identificação do ponto de inflexão na curva  $\left(\frac{V}{V_{ref}}\right)$  devido a deformação plástica



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

trinca durante do arredondamento  $\Delta a_b$  é aproximadamente igual a metade do valor de CTOD até a iniciação da trinca  $\delta_i$ , conforme equação:

$$\Delta a_b = \begin{cases} \frac{CTOD}{2}, & \text{for } CTOD < \delta_i \\ \frac{\delta_i}{2}, & \text{for } CTOD \geq \delta_i \end{cases} \quad (37)$$

Se  $\Delta a_{pd}$  denota a extensão da trinca medida pelo método da queda de potencial, utilizando a equação 37, o valor total do crescimento da trinca determinado pelo método é apresentado na equação 38.

$$\Delta a_{total} = \Delta a_b + \Delta a_{pd} \quad (38)$$

onde  $\Delta a_b$  indica o valor do crescimento da trinca referente ao arredondamento da ponta da trinca e  $\Delta a_{pd}$  é referente aos dados de voltagem obtidos no ensaio.

A correção do efeito do arredondamento da ponta da trinca na equação 38 é importante quando a técnica da queda de potencial é utilizada para determinar o comprimento total da trinca. Com a correção do arredondamento, curvas de resistência obtidas por este método apresentam resultados similares ao obtidos pelo método da flexibilidade elástica (GELDHOF *et al.*, 2014; VERSTRAETE *et al.*, 2015; HIOE; KALYANAM; WILKOWSKI, 2016).

## 4 Metodologia Numérica Aplicada

### 4.1 Procedimento Numérico para Trincas Estacionárias

As análises de elemento finitos realizadas serão descritas para modelos de geometria SEN(T) com fixação por garras na extremidade do modelo. As análises computacionais foram conduzidas utilizando a configuração de grandes deformações geométrica (LGC), em duas dimensões e sob condição de deformação plana. A teoria elastoplástica utilizada para descrever o comportamento mecânico de materiais dúcteis é o critério de escoamento de von Mises, apoiando-se na teoria do segundo invariante do tensor das tensões desviadoras. A teoria propõe que o escoamento plástico iniciará quando o segundo invariante do tensor desviador,  $J_2$ , atinge um valor crítico.

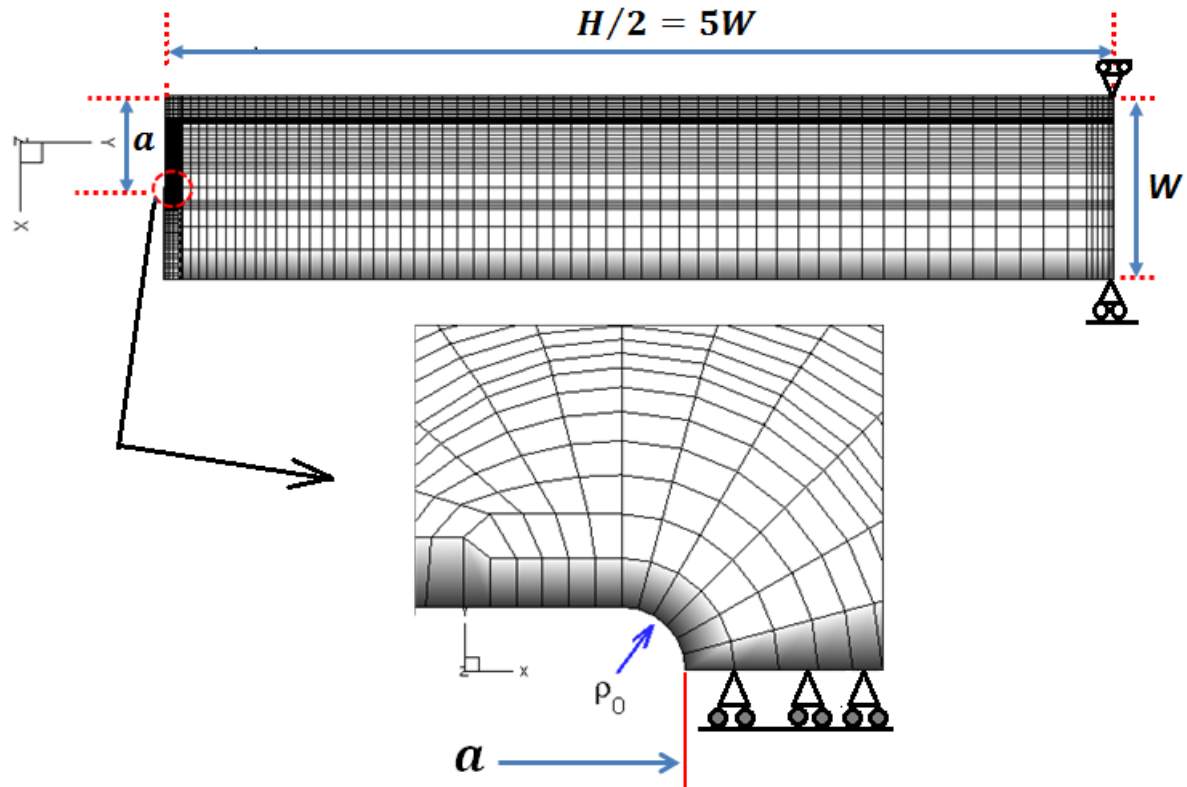
Essa seção descreve as características das malhas de elementos finitos utilizados para modelar a geometria SEN(T), a imposição da simetria adotada e as cargas aplicadas, a lei utilizada para definir as curvas de tensão-deformação provenientes das propriedades de encruamento pré definidos e o código de elemento finito (*solver*) que fornece a solução numérica.

#### 4.1.1 Modelos de Elementos Finitos 2D

A Figura 40 ilustra as dimensões planares dos modelos. A espessura fixa de  $B = 1,00$  mm foi determinada para todos os modelos, variando os comprimentos de trinca. Apesar do comprimento típico do corpo de prova SEN(T) ter a relação  $H = 10.W$ , para manter a consistência com a simetria adotada, o comprimento do modelo apresenta a dimensão  $\left(\frac{H}{2}\right) = 5.W$ , onde a largura é  $W = 25,40$  mm.

A Figura 40 ilustra o modelo de comprimento de trinca  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,50$ , com as dimensões características utilizados nos demais modelos de comprimentos de trinca diferentes. São destacadas as dimensões de comprimentos de trinca ( $a$ ), da distância entre o ponto de fixação da garra e o plano da trinca  $\left(\frac{H}{2}\right)$  e a largura do modelo, ( $W$ ). A matriz de análise inclui modelos que apresentam diferentes comprimento de trinca, variando entre os tamanhos de  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,20$  a  $0,60$ . O incremento no comprimento da trinca escolhido foi de  $0,10$ . Segundo Sarzosa (SARZOSA; SOUZA; RUGGIERI, 2015) trincas muito rasas,

Figura 40 – Modelo típico de elementos finito com configuração 2D, com detalhamento da malha da ponta da trinca



Fonte: Marcus Nathan Silvestre, 2021

como  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,10$ , apresentaram muitos problemas de convergência dos parâmetros de CTOD e Integral-J, e este tamanho da trinca foi descartado da análise.

Como destacado anteriormente, condições de simetria foram impostas, a fim de reduzir a quantidade de elementos e nós, com intuito de otimizar o tempo de simulação. Desta forma, as simetrias impõe apenas modelos com espessura unitária e metade de um corpo de prova SEN(T) padrão. Em relação a simetria de espessura, foi imposta restrição de deslocamento fora do plano em todos os nós do modelo, ou seja,  $U3 = 0$  (a Figura 40 mostra a orientação dos eixos). Deste modo, a condição de deformação plana é atingida. Já para definir a simetria de metade de um corpo de prova, as condições de restrições foram impostas no ligamento remanescente do modelo, ou seja,  $U2 = UR1 = UR3 = 0$  (a Figura 40 mostra a orientação dos eixos). O modelo simétrico para análise de geometria SEN(T) tem, em média, 8500 nós e 9000 elementos quadráticos (C3D8).

Os modelos foram carregados através de incrementos de deslocamento em um conjunto de nós relativos a garra de fixação. Esta metodologia fornece uma correspondência mais próxima com as condições experimentais e aumentam a convergência numérica com

o aumento do nível de deformação. Todos os outros modelos não ilustrados apresentam similares configurações e características e não serão introduzidos no texto com intuito de economizar espaço.

A Figura 40 também apresenta o detalhamento da malha próximo da ponta da trinca. Foi escolhida a configuração convencional da malha contendo elementos circulares (anéis de integração) ao redor da frente da ponta da trinca, utilizando uma pequena ponta da trinca arredondada  $\rho_0$ . O raio desta ponta da trinca (também chamado de *key-hole*) arredondada foi de  $50 \mu m$  para facilitar a convergência dos valores de Integral-J com o aumento do nível da deformação. Para condições de análise em grandes deformações, estudos anteriores apresentam valores entre  $25$  a  $75 \mu m$  (YAN; HUANG; ZHOU, 2014; CRAVERO; RUGGIERI, 2007; SILVESTRE; SARZOSA; HERTELÉ, 2020). Mais ainda, a utilização de um raio da ponta da trinca muito pequeno resultaria em níveis extremamente elevados de deformação na ponta da trinca. Estudos conduzidos por Sarzosa revelaram que a configuração da malha adotada neste presente trabalho resulta em campos de tensão e deformação próximos da ponta da trinca de resolução detalhada, resultando em avaliações numéricas precisas dos valores de Integral-J (SARZOSA; SOUZA; RUGGIERI, 2015; SARZOSA *et al.*, 2017; SARZOSA; RUGGIERI, 2014a).

O valor alto do raio de arredondamento está em contraste com os valores sugeridos para o caso de condições de pequenas deformações (SCG). Para SCG, estudo anterior realizado por Cravero revela que um valor de  $\rho_0 = 5 \mu m$  é capaz de determinar uma resolução detalhada dos campos de tensão-deformação próximos a ponta da trinca (CRAVERO; RUGGIERI, 2005).

#### 4.1.2 Materiais dos modelos e procedimentos de elementos finitos

O modelo elasto-plástico constitutivo empregado para as análises de trinca estacionária utilizadas neste trabalho segue a teoria de plasticidade convencional de Mises  $J_2$  com a configuração de grandes deformações geométricas. As soluções numéricas utilizam o modelo simples de endurecimento por deformação através de uma lei de potência para caracterizar a curva de tensão verdadeira ( $\bar{\sigma}$ ) vs deformação logarítmica ( $\bar{\epsilon}$ ) na forma da equação 25.

onde  $\sigma_{ys}$  and  $\epsilon_{ys}$  são as tensão e deformação de escoamento, respectivamente, e  $n$  é o coeficiente de encruamento do material. As análises de elementos finitos consideram diferentes propriedades de fluxo, com a finalidade de cobrir diversos materiais utilizados na indústria de óleo e gás. Os valores de módulo de elasticidade ( $E$ ) e coeficiente de Poisson ( $\nu$ ) utilizados foram 206 GPa e 0,30, respectivamente. Os materiais utilizados representam as seguintes relação de tensão de escoamento e módulo de elasticidade ( $\frac{E}{\sigma_{ys}}$ ):

1. Material com alto grau de encruamento:  $n = 5$  e  $\left(\frac{E}{\sigma_{ys}}\right) = 800$ ;
2. Material com moderado grau de encruamento:  $n = 10$  e  $\left(\frac{E}{\sigma_{ys}}\right) = 500$ ;
3. Material com baixo grau de encruamento:  $n = 20$  e  $\left(\frac{E}{\sigma_{ys}}\right) = 300$ .

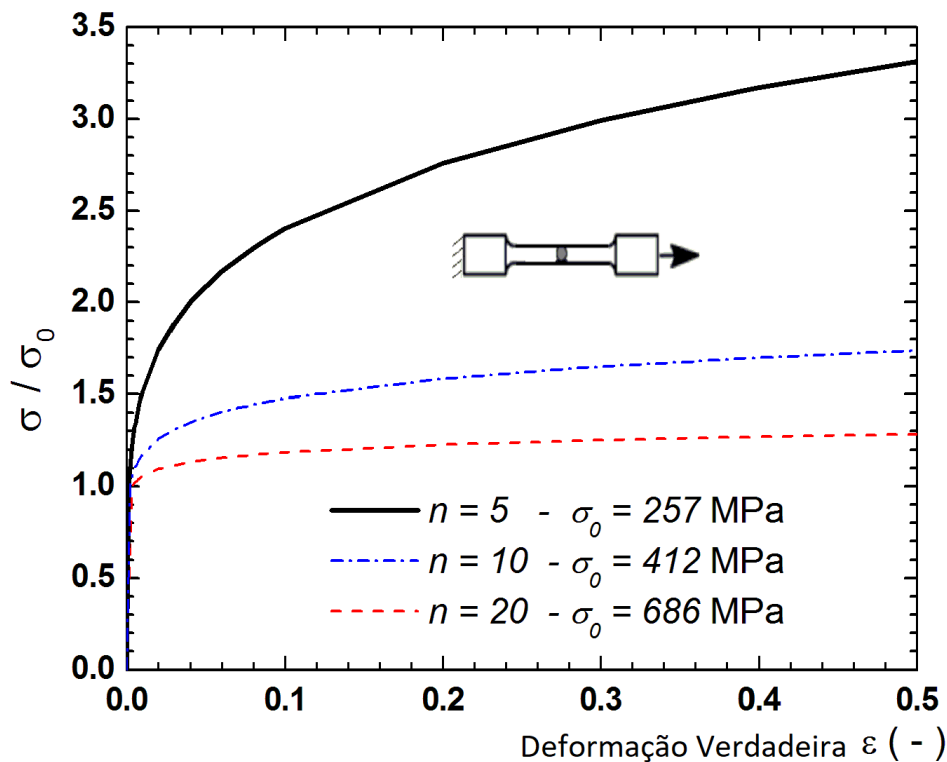
Essas faixas de propriedades também refletem a tendência de aumento de tensão com o aumento do expoente de deformação por encruamento,  $n$ , característico de aços estruturais ferríticos, incluindo aços utilizados em dutos e componentes *offshore*.

A Figura 41 ilustra as relações da equação de lei de potência entre tensão e deformação para diferentes valores de encruamento. Destaca-se que o eixo vertical foi normalizado pela tensão de escoamento.

Abaqus (SMITH, 2009) fornece as soluções numéricas para os modelos usando o método de integração implícito para avançar a solução com o incremento do carregamento aplicado. O modo *Abaqus/Standard* emprega o método da integração de domínio para avaliação numérica da Integral-J. Este método provou ser bastante eficaz em estimar valores de integrais de contorno mesmo com malhas bastante grosseiras, porque a integral é assumida sobre um domínio de elementos ao redor da frente da ponta da trinca (SMITH, 2009).

Com relação à região de integração de domínio, foram escolhidos 100 anéis de integração circulares, para que a transição dimensional dos elementos da região da ponta da trinca seja suave, ao mesmo tempo em que os valores de Integral-J possam ser obtidos a certa distância da ponta da trinca. Cada valor de anel corresponde ao elemento à frente da trinca. Os valores de Integral-J derivados a partir do procedimento de domínio de integração mostram forte independência de caminho para domínios definidos fora da região que apresenta alta restrição plástica, localizados próximo da ponta da trinca. Em seus estudos Sarzosa mostrou que a partir de uma certa distância da ponta da trinca, os

Figura 41 – Curva de tensão - deformação teóricas obtidas a partir de uma equação de lei de potência utilizando os valores pré-determinados de encruamento



Fonte: Marcus Nathan Silvestre, 2021

valores de Integral-J não sofrem influência da posição (SARZOSA; SOUZA; RUGGIERI, 2015). Em outras palavras, em uma determinada região no ligamento remanescente e para limitados níveis de carregamento, os valores de Integral-J foram muito similares entre si ao longo deste ligamento remanescente, a partir de uma determinada distância da ponta da trinca.

O CTOD obtido pelo método de intercepto de 90° e pelo método dos dois extensômetros foram obtidos através de uma rotina empregada no software MATLAB, utilizando os dados de saída de valores de deslocamento nodais dos modelos de elementos finitos.

#### 4.2 Nova Abordagem de medição do CTOD para geometria SEN(T)

Esta seção irá descrever a nova abordagem proposta para medir o CTOD utilizando a metodologia dos dois extensômetros, utilizando, apenas um único extensômetro. Como já destacado outrora, esta nova proposta foi nominada de método dos dois extensômetros interno (MDEI), e o CTOD obtido a partir desta metodologia será chamado de CTOD-lambda, ou ( $\delta_\lambda$ ). Neste ponto, ressalta-se que o método de medição ainda é ligado ao

conceito da rótula plástica, assim como os métodos precursores também se baseiam um ponto de rótula, independente da geometria do corpo de prova.

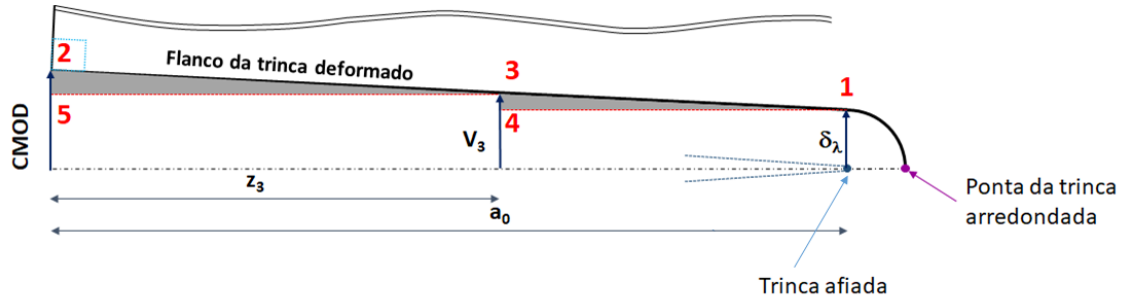
A metodologia MDEI introduz algumas suposições simplificadoras, também incorporadas em outras metodologias de medição. A primeira suposição é que os flancos da trinca não irá apresentar deformação plástica e que o comportamento de ambos pode ser considerado como um braço rígido. Outra suposição é a capacidade em utilizar uma metodologia baseada em rótula para a geometria em flexão SEN(T). Conforme exposto anteriormente na revisão, os corpos de prova SEN(T) apresentam a presença de uma rótula plástica, seja dentro ou fora do corpo do prova. Mais ainda, Perez (PEREZ, 2016) citou que o corpo de prova irá apresentar uma rotação devido ao fenômeno de arredondamento da ponta da trinca. Em outras palavras, existirá rotação no corpo de prova enquanto o arredondamento da ponta da trinca acontecer.

Como citado anteriormente, a metodologia MDEI é baseada no método dos dois extensômetros. Isto significa que o CTOD é obtido através de uma relação geométrica entre dois pontos de medição e a ponta da trinca. A Figura 42 exemplifica o arranjo desta nova metodologia. Para obter o CTOD, dois triângulos são feitos (desenhados em cinza na figura) entre a ponta da trinca e os pontos de medição. Diferentes dos métodos convencionais, os pontos de medição estão posicionados no flanco da trinca. Na verdade, Yan et al. já apresentou uma metodologia para calcular o CTOD utilizando os nós do flanco como pontos de medição. Entretanto, duas diferenças podem ser citadas: primeiramente, foram escolhidos os dois nós mais próximos da boca da trinca, para simular uma fixação semelhante ao procedimento experimental. A intenção do autor era obter valores não conservadores, idênticos aos obtidos utilizando dois extensômetros acoplados as faquinhas acima da superfície do corpo de prova. Outra diferença entre os estudos é a definição de CTOD adotada (YAN; HUANG; ZHOU, 2014).

Portanto, pode ser observado na Figura 42 dois triângulos formados entre os pontos 2-5-3 e 3-4-1. Esses pontos relacionam medidas locais (CTOD) e globais (CMOD) do deslocamento vertical do flanco da trinca. A partir destes triângulos, o CTOD é obtido pela equação 39.

$$\frac{(V_3 - \delta_\lambda)}{(a_0 - z_3)} = \frac{(CMOD - V_3)}{z_3} \quad (39)$$

Figura 42 – Ilustração dos pontos de medição para determinação do CTOD utilizando a metodologia dos dois extensômetros.



Fonte: Marcus Nathan Silvestre, 2021

Todos os parâmetros da equação 39 estão ilustrados na Figura 42. A Figura também ilustra o ponto de medição do CTOD, que é a ponta original da trinca. Vale ressaltar que esta definição é considerada uma quantidade física já utilizada por outros estudos, normas e recomendações práticas (ISO, 2016; BSI, 2014; DNV, 2006; ZHU; MCGAUGHY; ZELENAK, 2017; VERSTRAETE *et al.*, 2013; YAN; HUANG; ZHOU, 2014). Deste modo, o método dos dois extensômetros determina uma curva física CTOD-R.

Através da equação 39, o parâmetro  $\delta_\lambda$  pode ser isolado, e seguinte expressão é obtida (40):

$$\delta_\lambda = V_3 - \left[ (CMOD - V_3) \left( \frac{a_0 - z_3}{z_3} \right) \right] \quad (40)$$

A equação 40 para obter o CTOD apresenta ainda parâmetros chaves dependentes dos valores provindos de um segundo ponto de medição ( $V_3$  e  $z_3$ ). O presente trabalho propôs equações para ambos os parâmetros baseados em resultados numéricos para casos estacionários.

A fim de eliminar a necessidade das segunda medição, o presente trabalho propõe um parâmetro que substitui o parâmetros de deslocamento vertical do segundo ponto de medição ( $V_3$ ). Chamado de lambda, este parâmetro é obtido através da relação entre os valores de deslocamentos verticais do segundo ponto de medição e da abertura da boca da trinca (CMOD), conforme equação 41.

$$\lambda \left( P, \frac{a}{W}, n \right) = \frac{V_3}{CMOD} \quad (41)$$

O parâmetro lambda é assumido ser dependente de três fundamentais parâmetros: do carregamento, do tamanho da trinca e do coeficiente de encruamento. Pela proposta apresentada neste trabalho ser inspirada no trabalho desenvolvido por Zhu (ZHU; LEIS;

JOYCE, 2008), uma correção incremental foi adotada na formulação para obter o CTOD-lambda. Neste contexto, valores incrementais de tamanho da trinca ao invés da consideração do valor original do comprimento de trinca. Deve ser ressaltado que as formulações propostas até então pelas normas e recomendações práticas utilizando o conceito dos dois extensômetros adotam os valores de tamanho original da trinca (DNV, 2006; BSI, 2014).

Portanto, manipulando as equações de lambda 41 e CTOD-lambda 40, a equação final do CTOD utilizando a metodologia proposta está apresentada na equação 42.

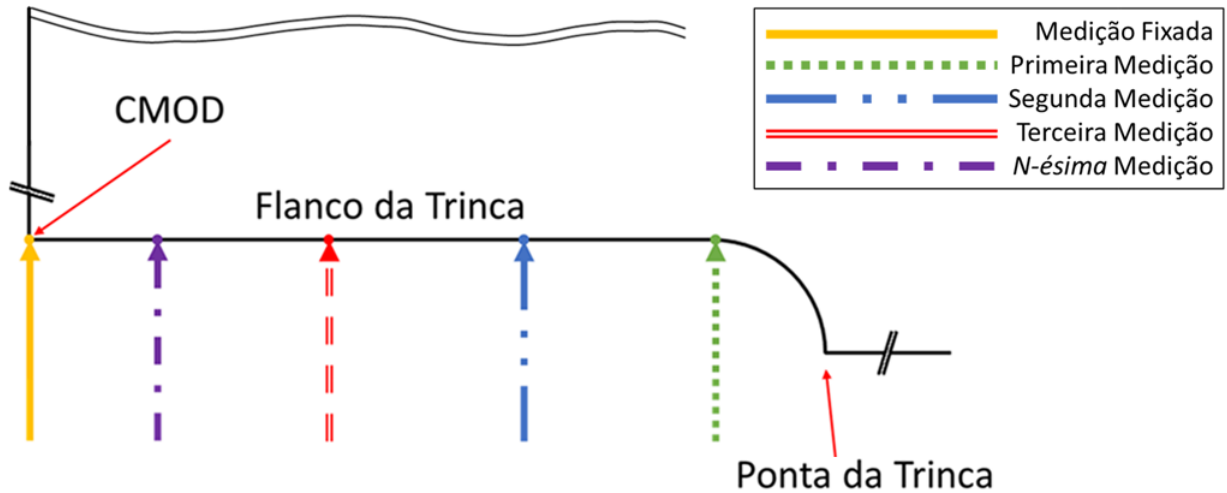
$$\delta_\lambda = \left[ \lambda - (1 - \lambda) \left( \frac{a_i - z_3}{z_3} \right) \right] \cdot CMOD \quad (42)$$

Após a obtenção da formulação de CTOD utilizando a metodologia MDEI, a etapa seguinte consiste em determinar quais serão os nós do flanco da trinca que deverão ser utilizados para que os valores obtidos de CTOD-lambda sejam similares aos valores de CTOD obtidos pelo intercepto de 90°. Em outras palavras, a proposição supõe que existe pelo menos um conjunto de nós no flanco da trinca capazes de simular os extensômetros que são utilizados em ensaios experimentais, resultando em valores conservadores de CTOD, similares ao do método do intercepto de 90°.

Partindo da premissa que o primeiro ponto de medição foi mantido no nó da boca da trinca, referente ao CMOD ( $V_1$  e  $z_1$ ), o segundo ponto de medição esta presente em outro nó do flanco da trinca. Para encontrar a posição ideal onde as diferentes definições de CTOD se equalizem, todos os outros nós do flanco da trinca foram estipulados como sendo o segundo ponto de medição. Desta forma, um par de dados de deslocamento da abertura da trinca ( $V_1$  e  $V_3$ ) e o valor da altura ( $z_3$ ) foram obtidos, para toda a região do flanco da trinca. Os nós presentes no arredondamento da ponta da trinca (nós do *key-hole*) foram excluídos desta análise.

Com o propósito de clarificar o método, a Figura 43 ilustra quatro medições realizadas em um modelo numérico. Para a primeira medida realizada de CTOD, o segundo ponto de medição foi o nó mais próximo da ponta da trinca (seta pontilhada verde) e assim sucessivamente com os outros nós. Já a última medição feita por esta proposta utilizou os dois nós mais externos do flanco da trinca. Deste modo, mantendo fixo o primeiro ponto de medição no CMOD, foi analisado a influência de  $z_3$  nos valores de CTOD-lambda.

Figura 43 – Ilustração da metodologia proposta para obter CTOD com diversos instantes e pontos de medição



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

#### 4.3 CTOD obtido pela conversão da Integral-J

Como apresentado na revisão da literatura, o CTOD é obtido através da relação proposta por Shih em 1981 (SHIH, 1981). Extensivos estudos foram realizados para obter o parâmetro de restrição plástica  $m$ , para diferentes geometrias de corpo de prova, tamanhos de trinca, propriedades de materiais e condições de deformação. Entretanto, não existem muitas soluções de  $m$  para os corpos de prova do tipo SEN(T) (RUGGIERI, 2017).

O presente estudo adotou a mesma abordagem realizada nos estudos de Sarzosa e Ruggieri (SARZOSA; RUGGIERI, 2014b), e obteve a equação de  $m$  em função do comprimento de trinca e das propriedades de encruamento, para modelos em duas dimensões sujeito a estado plano de deformações. A validade da equação  $m$  proposta segue igual as outras formulações propostas no presente trabalho:  $0,20 \leq \frac{a}{W} \leq 0,60$  e  $5 \leq n \leq 20$ .

$$m = 0,0964 - 1,429 \cdot \left(\frac{a}{W}\right) + 2,381 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^2 + \frac{11,95}{n} + 0.02183 \cdot n \quad (43)$$

#### 4.4 Procedimento Numérico utilizando células computacionais

Esta seção descreverá a metodologia adota para os modelos de células computacionais, que são capazes de simular o crescimento de trinca através da exclusão de elementos. Assim como no caso estacionário, o crescimento de trinca estável será analisado em ma-

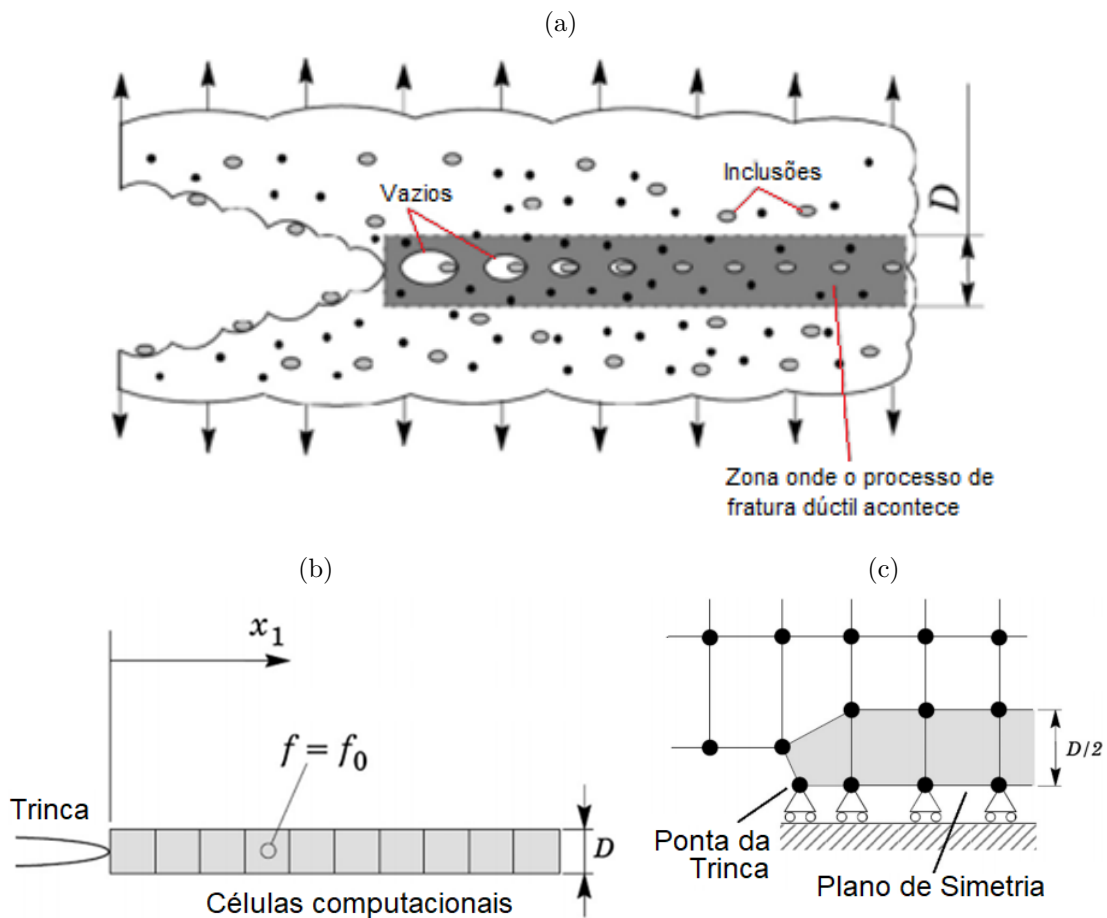
teriais elasto-plásticos com propriedades de encruamento definidos através da equação 25.

Como citado anteriormente, células computacionais são utilizadas em modelos devido a característica da simulação do crescimento da trinca através da eliminação de elementos. Assim como no caso estático, uma definição de CTOD será proposta com o intuito de promover uma relação mais precisa entre os parâmetros elasto-plásticos referentes ao gasto energético utilizado (Integral-J) para o crescimento da trinca e o comportamento do flanco da trinca (CTOD).

O modelamento de dano progressivo no material à frente de uma trinca proposto por Gurson-Tvergaard (GT) permite prever a perda de resistência mecânica devido ao crescimento idealizado de cavidades esféricas no interior do material. Observações experimentais e estudos computacionais mostram como a deformação plástica para a nucleação dos vazios através da decoesão das partículas de segunda fase ou inclusões é pequena, resultando apenas em pequenos danos nos materiais à frente da ponta da trinca (ANDERSON, 2005; GARRISON; MOODY, 1987; RUGGIERI; DODDS, 1996; FALESKOG; GAO; SHIH, 1998; XIA; SHIH, 1995b; RUGGIERI; PANONTIN; DODDS, 1996). Esta característica permite uma simplificação no processo de fratura dúctil através da suposição do crescimento dos micro-vazios como um evento crítico para controlar a extensão da trinca (DOTTA; RUGGIERI, 2002).

A Figura 44a ilustra uma representação do processo de crescimento de trinca em materiais dúcteis (SARZOSA *et al.*, 2016a). A camada de material que envolve a trinca identifica uma zona de processo para uma fratura dúctil que fornece a dimensão de comprimento necessária para o modelo. O crescimento e coalescência do vazio na camada irá causar com que a tração superficial exercida pela zona de processo em seus arredores seja reduzida a zero. Xia e Shih propuseram um modelo utilizando células computacionais onde incluiu, de forma realista, mecanismos de crescimento de vazios e uma escala de comprimento microestrutural fisicamente acoplada ao tamanho da zona do processo de fratura (XIA; SHIH, 1995a). O crescimento de micro-vazios permanece confinado a uma camada de material de espessura (D), simetricamente localizado no plano da trinca, conforme apresentado na ilustração da Figura 44b. A dimensão (D) é associada ao espaçamento médio entre inclusões maiores. Existem então, uma faixa de material onde o crescimento dúctil é composto de células cúbicas, onde cada célula contém um vazio de volume relativo inicial  $f_0$  (volume inicial dividido pelo volume total da célula). Quando

Figura 44 – Modelo para crescimento dúctil da trinca utilizando células computacionais: a) Processo da zona de fratura dúctil, b) Células computacionais e c) Plano de simetria dos modelos de células computacionais



Fonte: Diego Felipe Sarzosa Burgos, 2016

implementado em código de elementos finitos, este modelo define células computacionais associadas à faixa de material onde o crescimento das cavidades ocorre (JUNIOR, 2004). O material fora das células computacionais (adjacentes às células) é definido como um material elasto-plástico convencional seguindo uma teoria de plasticidade  $J_2$  convencional (Von Mises) e permanece, portanto, sem dano durante o crescimento de vazios nas células. Como uma simplificação adicional, as cavidade são nucleadas a partir de uma inclusão com porosidade relativa  $f_0$  imediatamente após o início do carregamento.

O crescimento progressivo de vazios e subsequente amolecimento do material em cada célula são descritos com o modelo constitutivo proposto por Gurson-Tvergaard (GT) para plasticidade dilatacional (GURSON, 1977; TVERGAARD, 1989). Gurson propôs um critério de fluxo plástico incluindo o volume de vazios  $f$  e a tensão hidrostática média,  $\sigma_m$ , na função de escoamento:  $\Phi = f(J_2, \sigma_m, f)$ , como parâmetros principais que conduzem à perda de capacidade de carga de um ponto de material. O crescimento progressivo dos

vazios e a redução correspondente na capacidade de carga do material são descritos pela superfície de escoamento nas equações 44 e 45.

$$\Phi(\sigma_e, \sigma_m, \bar{\sigma}, f) = \sigma_e - \omega(\sigma_m, \bar{\sigma}, f)\bar{\sigma} = 0 \quad (44)$$

$$\omega(\sigma_m, \bar{\sigma}, f) = \left[ 1 - 2q_1 f \cosh\left(\frac{3q_2 \sigma_m}{2\bar{\sigma}}\right) + q_3 f^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (45)$$

onde  $\sigma_e$  denota a tensão macroscópica efetiva de Von Mises,  $\sigma_m$  é a tensão macroscópica média,  $\bar{\sigma}$  é a tensão instantânea de escoamento do material da célula e  $f$  define a porosidade relativa no instante considerado. Caso o valor de  $f$  fosse definido como nulo, recupera-se a formulação de plasticidade convencional de Mises para material isotrópico e incompressível (CRAVERO, 2007). Fatores  $q_1$ ,  $q_2$  e  $q_3$  introduzidas por Tvergaard (TVERGAARD, 1989) melhoram as previsões do modelo para arranjos periódicos de cavidades cilíndricas e esféricas.

O procedimento para avaliar o comportamento das células computacionais perante a evolução de tensões seguindo o modelo constitutivo de Gurson-Tvergaard até a porosidade relativa  $f$  atingir um valor crítico  $f_e$  é semelhante ao utilizado nos trabalhos de Hippert e Cravero. O estágio final de coalescência dos vazios, levando ao crescimento da trinca é representado pela redução das tensões nodais até o valor nulo seguindo uma forma determinada previamente (JUNIOR, 2004; CRAVERO, 2007). Este processo é referido como técnica de extinção de elemento e segue um modelo linear de separação tratativa. Quando a porosidade relativa  $f$  atinge um valor crítico,  $f_e$ , o procedimento computacional elimina a célula e, conseqüentemente, avança e extensão da trinca em um valor discreto dado pela dimensão da célula.

Alguns parâmetros micromecânicos são fundamentais para aplicação da metodologia de células computacionais. Os parâmetros geométricos incluem a espessura da camada de células computacionais,  $D$ , a porosidade inicial das células  $f_0$  e a porosidade crítica  $f_e$ . Valores típicos de  $f_e$  reportados pela literatura estão entre 0,15 a 0,20 e no presente trabalho adotou o valor de  $f_e = 0,20$ . O presente estudo abordou dois valores de porosidade inicial para observar o comportamento de CTOD frente a essa diferença. Os valores escolhidos foram:  $f_0 = 0,005$  e  $f_0 = 0,025$ . O parâmetro  $D$  também foi pré-definido, sendo  $D = 0,2$  mm.

Tabela 7 – Valores dos parâmetros  $q_1$ ,  $q_2$  e  $q_3$  em função das propriedades do material

| Parâmetros | n = 5  | n = 10 | n = 20 |
|------------|--------|--------|--------|
| $q_1$      | 1,9375 | 1,460  | 1,514  |
| $q_2$      | 0,7857 | 0,931  | 0,998  |
| $q_3$      | 3,7539 | 2,132  | 2,291  |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

A respeito dos parâmetros utilizados na equação constitutiva Gurson-Tveergard, os parâmetros  $q_1$ ,  $q_2$  e  $q_3$  foram retirados do trabalho de Faleskog ([FALESKOG; GAO; SHIH, 1998](#)), que incorporaram propriedades de materiais para determinar os parâmetros  $q_1$ ,  $q_2$  e  $q_3$  e estão dispostos na Tabela 7.

## 5 Análises, Resultados e Discussões

### 5.1 Resultados Numéricos

Assim como a análise de um teste experimental, os valores obtidos numericamente precisam ser validados para verificar a convergência da malha. Uma vez que os modelos utilizados serem derivados de corpos de prova de geometria padronizada, os comportamentos da Integral-J no ligamento remanescente e o parâmetro de restrição plástica ( $m$ ) foram avaliados, a fim de verificar o refinamento da malha e sua capacidade de produzir resultados confiáveis. Deste modo, os valores de Integral-J no ligamento remanescente será apresentada a seguir para um determinado comprimento de trinca. Os resultados dos demais modelos com diferentes comprimentos de trinca e propriedades de encruamento estão apresentado no Anexo A, seção 2.

#### 5.1.1 Domínio da Integral-J e sua independência de caminho

##### Malha Focal

As curvas da Figura 45 ilustram o comportamento da Integral-J ao longo do ligamento remanescente para os modelos com comprimento de trinca de  $\left(\frac{a}{W} = 0,30\right)$  utilizados no presente estudo. O eixo vertical indica os valores da Integral-J, em  $\left(\frac{kJ}{m^2}\right)$ , e o eixo horizontal representa a posição do ligamento remanescente. Os valores do eixo x foram normalizados pelo valor do ligamento remanescente total. Assim, a origem do gráfico refere-se a região próxima da ponta da trinca e o ligamento remanescente da trinca é descrito para valores crescentes do eixo x. O valor unitário do eixo simbolizaria o comportamento da Integral-J para a largura final do modelo.

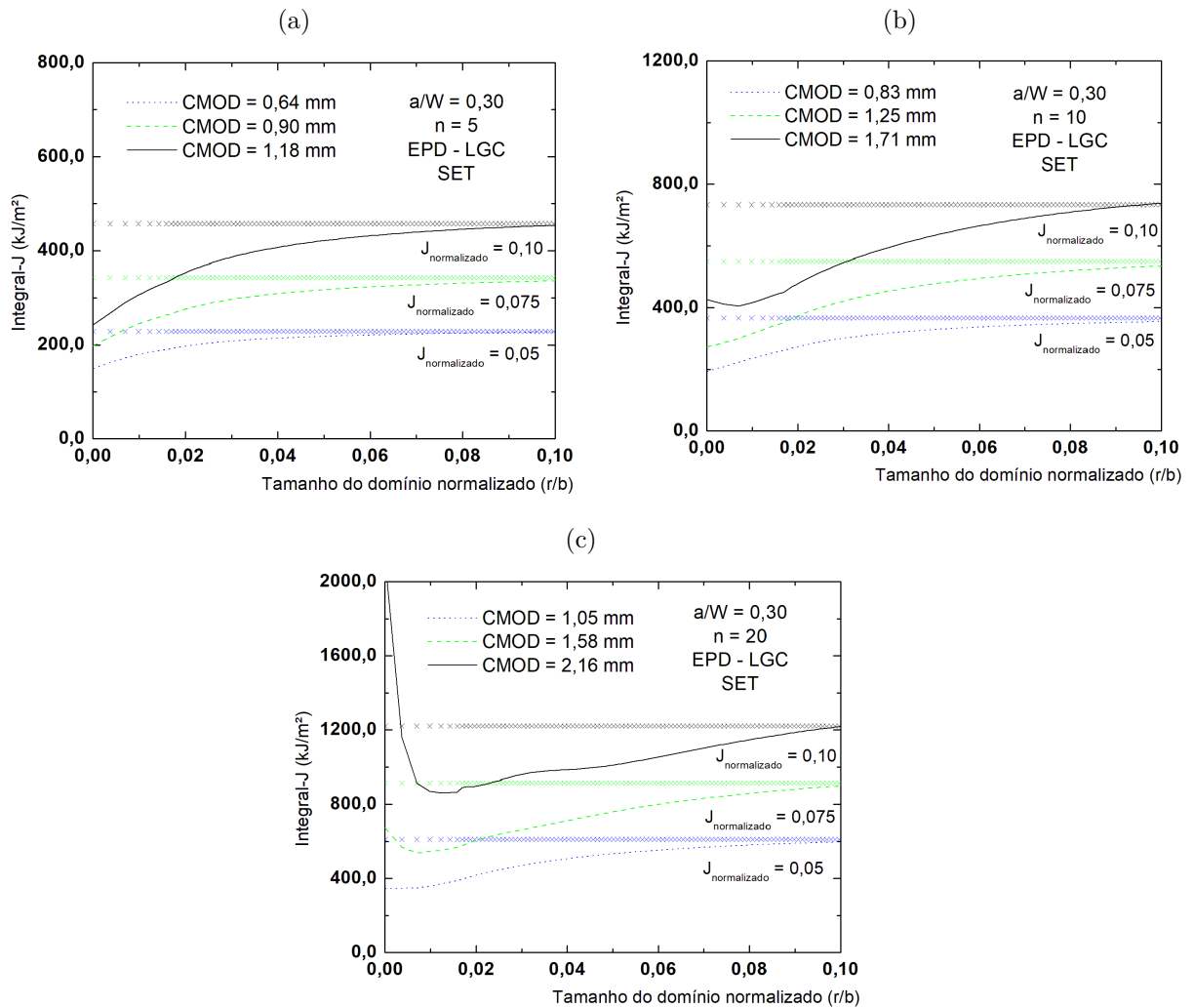
As curvas dos valores de Integral-J representam três instantes distintos de níveis de carregamento, representados por valores de CMOD. Curvas horizontais auxiliaadoras representam níveis de Integral-J normalizados pela formulação:  $\left(J_{normalizado} = \frac{J}{(b \sigma_{ys})}\right)$ , onde b é o ligamento remanescente. Os três valores normalizados escolhidos para comparar o comportamento das curvas de Integral-J foram: 0,05, 0,075 e 0,10. As linhas auxiliaadoras simbolizam níveis de carregamento observados em ensaios de tenacidade à fratura para materiais utilizados na indústria de óleo e gás.

A Figura 45a ilustra o comportamento de Integral-J para materiais com alto grau de encruamento ( $n = 5$ ) e nota-se que os valores de Integral-J tendem a aumentar conforme o ligamento remanescente afasta-se da ponta da trinca, até um local onde pode ser observada certa estabilização dos valores de Integral-J. Após esta estabilização, os valores de Integral-J se mantêm estáveis ao longo do ligamento remanescente. O comportamento acima descrito é observado para os três níveis de carregamentos apresentados, e atingem o respectivo valor de  $J_{normalizado}$  a distância  $\left(\frac{r}{b}\right) = 0,10$ . O gráfico em questão aborda uma região do ligamento que vai até 10% de sua dimensão total, significando um distanciamento de aproximadamente 1,80 mm da ponta da trinca. A Figura 45b ilustra o comportamento da Integral-J para materiais com moderado grau de encruamento ( $n = 10$ ) e nota-se comportamento similar ao reportado para materiais com ( $n = 5$ ), exceção da curva que representa o maior nível de carregamento, ilustrado pela curva sólida preta e de valor de CMOD igual a 1,71 mm. Baixas variações de Integral-J são observados para distância muito próximas da ponta da trinca. Os valores de Integral-J aumentam conforme a posição de medição no ligamento remanescente se afasta da ponta da trinca. Mais ainda, a região estável desejada de Integral-J não é expressiva. A Figura 45c ilustra o comportamento da Integral-J para materiais com baixo grau de encruamento ( $n = 20$ ). Nota-se que o desejável comportamento de estabilidade da Integral-J ocorre apenas para o menor nível de carregamento, simbolizado pela curva azul sólida e de valor de CMOD igual a 1,05 mm. Por fim, deve ser ressaltado que em um dado instante (em menor ou maior magnitude dimensional), os valores de Integral-J se equalizam com os respectivos valores de  $J_{normalizado}$ , em uma determinada posição do ligamento remanescente.

A configuração do comportamento da Integral-J em uma função do ligamento remanescente dos modelos de diferentes comprimentos de trinca e propriedades de encruamento estão presentes no Anexo A, nas Figuras 102, 103, 104 e 105.

A despeito característica de independência do caminho de integração da Integral-J (refletida através da estabilidade de seus valores ao longo do ligamento remanescente) deve-se destacar alguns pontos: a estabilidade dos valores de Integral-J está presente em uma maior região do ligamento remanescente para todos os tamanhos de trinca utilizados  $\left(0,20 \leq \frac{a}{W} \leq 0,60\right)$  para os modelos com propriedades de alto encruamento ( $n = 5$ ). Entretanto, esta região tende a diminuir conforme o material perde a capacidade de encruar. Para os modelos com moderado e baixo de encruamento ( $n = 10$  e  $n = 20$ ), uma maior região estável é observada conforme o comprimento da trinca aumenta. Os altos valores de

Figura 45 – Relação do domínio da Integral-J em função do ligamento remanescente para modelo de comprimento de trinca  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,30$  utilizando LGC para a)  $n = 5$ , b)  $n = 10$  e c)  $n = 20$



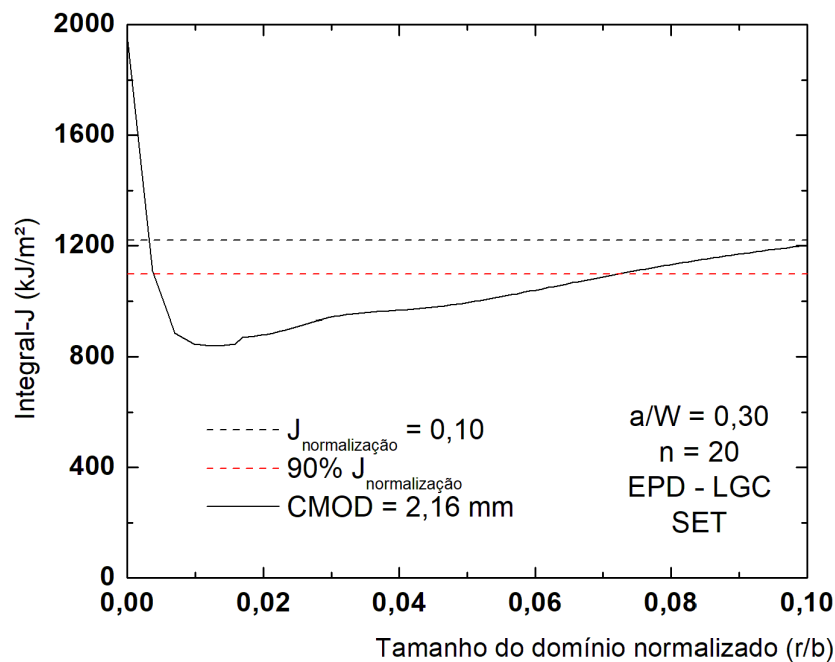
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Integral-J, que estão associados aos maiores níveis de carregamento, estão diretamente associadas as menores regiões onde os valores de Integral-J são mais estáveis.

As Tabelas 32 e 33 apresentam os valores de Integral-J normalizados para os valores 0,10 e 0,05 para facilitar a comparação dos valores, e estão dispostas no Anexo A.

Pode ser constatado pelos gráficos da Figura 45 discutidas anteriormente a influência das grandes deformações geométricas nos valores de Integral-J, principalmente na região perto da ponta da trinca. Grandes dispersões de valores de Integral-J são observadas, principalmente para os maiores níveis de carregamento (CMOD = 1,18, 1,71 e 2,15 mm) e não estão confinadas na região próxima da ponta da trinca. Para os casos do modelo

Figura 46 – Possível região de independência de Integral-J no ligamento remanescente para o modelo de  $\left(\frac{a}{W} = 0,30\right)$  e  $n = 20$



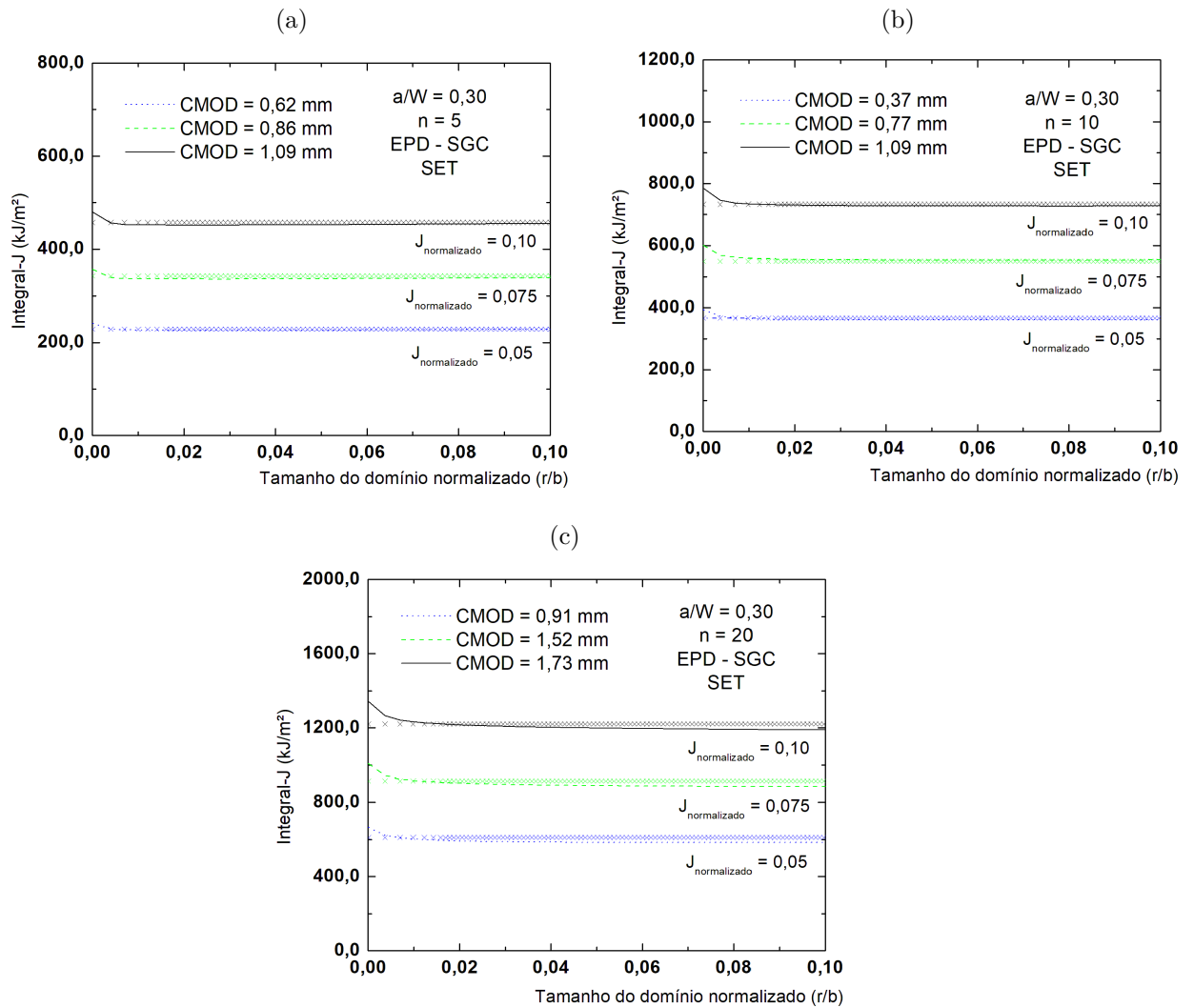
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

com menor capacidade de encruamento ( $n = 20$ ), não existe uma região onde os valores da Integral-J são estáveis ao longo do ligamento remanescente.

A Figura 46 ilustra um exemplo de uma possível concessão, a fim de obter uma maior região de estabilidade do parâmetro Integral-J no ligamento remanescente. Duas linhas auxiliares horizontais então apresentadas, referente a dois valores de  $J_{normalizado}$  que indicam uma variação aceitável de valores de Integral-J. Deste modo, valores de Integral-J que estejam entre a relação  $0,09 \leq J_{normalizado} \leq 0,1$  são aceitos como estáveis. A região de estabilidade da Integral-J, por fim, é atingida a partir da posição a partir da relação  $\left(\frac{r}{b}\right) = 0,07$ .

Devido a alta instabilidade da Integral-J sob configuração de grandes deformações geométricas, um conjunto de modelos utilizando pequenas deformações geométricas foi realizada. A Figura 47 ilustra o comportamento da Integral-J ao longo do ligamento remanescente, sob condição de pequenas deformações geométricas (SGC), para modelos com comprimento de trinca de  $\left(\frac{a}{W} = 0,30\right)$ , variando as propriedades de encruamento ( $n = 5, 10$  e  $20$ ). Pode ser observado que os valores de Integral-J não variaram ao longo do ligamento remanescente, exceto muito próximo da ponta da trinca. Essas pequenas variações observadas no início do ligamento remanescente não ultrapassam a uma distância de 1% do ligamento remanescente total. Em outras palavras, pode ser observado um

Figura 47 – Relação do domínio da Integral-J em função do ligamento remanescente para modelo de comprimento de trinca ( $\frac{a}{W} = 0,30$ ) utilizando SGC para a)  $n = 5$ , b)  $n = 10$  e c)  $n = 20$

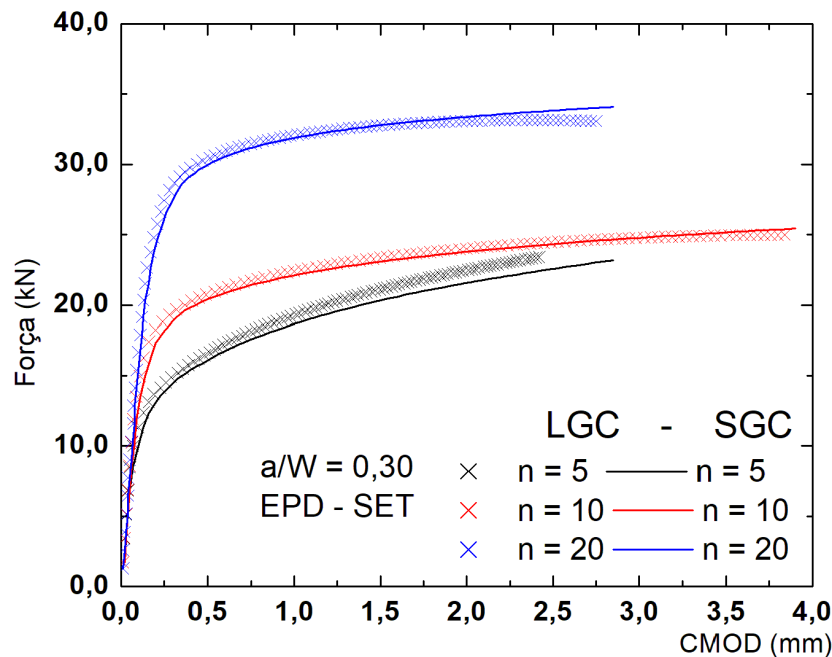


Fonte: Marcus Nathan Silvestre

comportamento constante, independente do caminho de integração da Integral-J por quase toda região do ligamento remanescente.

A Figura 48 ilustra as curvas de carga aplicada (normalizadas pela tensão de escoamento) em função do CMOD para ambos modelos SGC (linhas) e LGC (símbolos). Como esperado, o comportamento das curvas independente da consideração ou não do efeito não linear geométrico, uma vez que as respostas globais (como carga aplicada e CMOD) não estão associadas com a não linearidade geométrica. Os tratamentos numéricos que adotam não linearidade estão associados as matriz de rigidez precisar ser atualizada a cada incremento de carregamento e deslocamento.

Figura 48 – Curvas de Força-CMOD dos modelos de comprimento de trinca ( $\frac{a}{W} = 0,30$ ) para os modos de deformação SGC e LGC



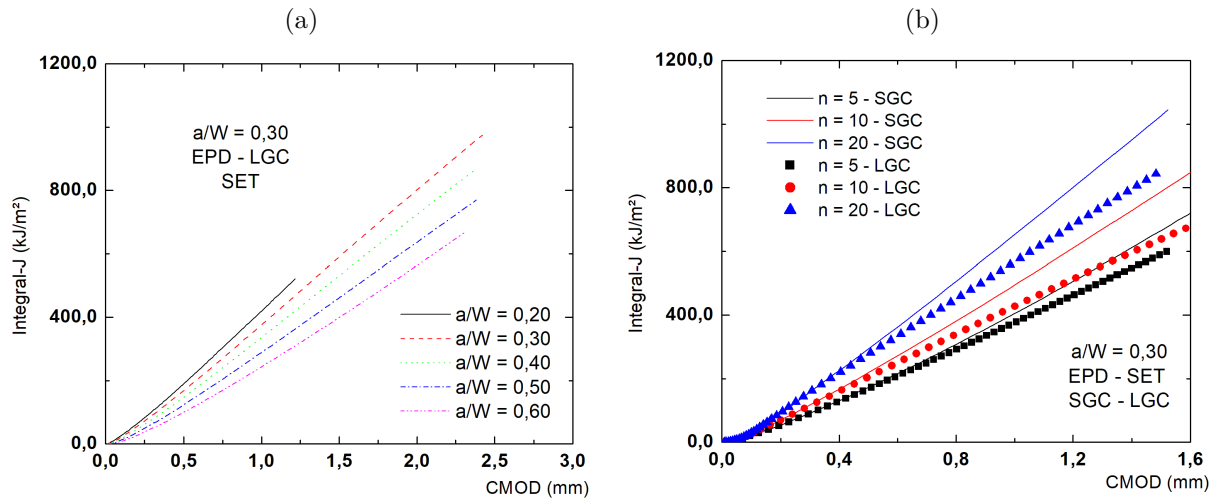
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

A Figura 49a ilustra o comportamento da Integral-J, em função do CMOD, para os modelos de diferentes comprimentos de trinca ( $0,20 \leq \frac{a}{W} \leq 0,60$ ) para material com alto grau de encruamento em condição de LGC. Modelos de trincas rasas exigem uma maior energia para atingir uma mesma abertura da boca da trinca. Dois fenômenos estão associados a este comportamento: primeiro, materiais que tem maior dimensão do ligamento remanescente necessitam de mais energia. Outra característica é que modelos com maior restrição plástica tem a capacidade de distribuir a deformação aplicada ao redor da ponta da trinca, exigindo mais energia para atingir o mesmo nível de CMOD.

A Figura 49b ilustra o comportamento da Integral-J, em função do CMOD, variando as propriedades de encruamento ( $n = 5, 10$  e  $20$ ), para o mesmo comprimento de trinca ( $\frac{a}{W} = 0,30$ ) em condições de LGC e SGC. Como esperado, a Integral-J aumenta conforme o material apresenta menor capacidade de encruamento. Para materiais mais duros, é esperada um maior gasto energético para atingir o mesmo nível de carregamento, associado ao CMOD. Nota-se também que existe uma grande dispersão entre os valores de Integral-J para as condições SGC e LGC. Essa variação é maior conforme o material apresenta um menor capacidade de encruamento.

Por fim, podem ser destacadas algumas características do comportamento da Integral-J no ligamento remanescente dos modelos utilizando a condição de não linearidade

Figura 49 – Comportamento da Integral-J em função de CMOD para a) diferentes tamanhos de trinca e b) propriedades de encruamento



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

geométrica observadas pelas Figura 45, 102, 103, 104 e 105: um comportamento mais estável foi observado para o menor nível de carregamento, relacionado com o valor de  $J_{normalizado} = 0,05$  por apresentar uma maior região estável de Integral-J no ligamento remanescente. No entanto, os valores energéticos associados a este nível de carregamento são consideravelmente baixos (principalmente para trincas profundas), ao compará-los com dados de tenacidade à fratura de materiais da indústria de óleo e gás. Não obstante, comportamentos estáveis também foram reportados para os níveis de carregamento associados a  $J_{normalizado} = 0,10$ , especialmente para os modelos com maiores comprimentos de trinca. As Figuras acima citadas estão ilustradas no Anexo A, exceto pela Figura 45.

Deste modo, o presente estudo irá determinar os valores de  $z_3$  de equalização das duas definições estudadas de CTOD, para os dois níveis de carregamentos citados nos parágrafos anteriores ( $J_{normalizado} = 0,05$  e  $0,10$ ). Assim, uma possível dependência dos níveis de carregamentos (associados a Integral-J), sobre a posição de  $z_3$  e da formulação do CTOD-lambda é avaliada.

### Célula Computacional

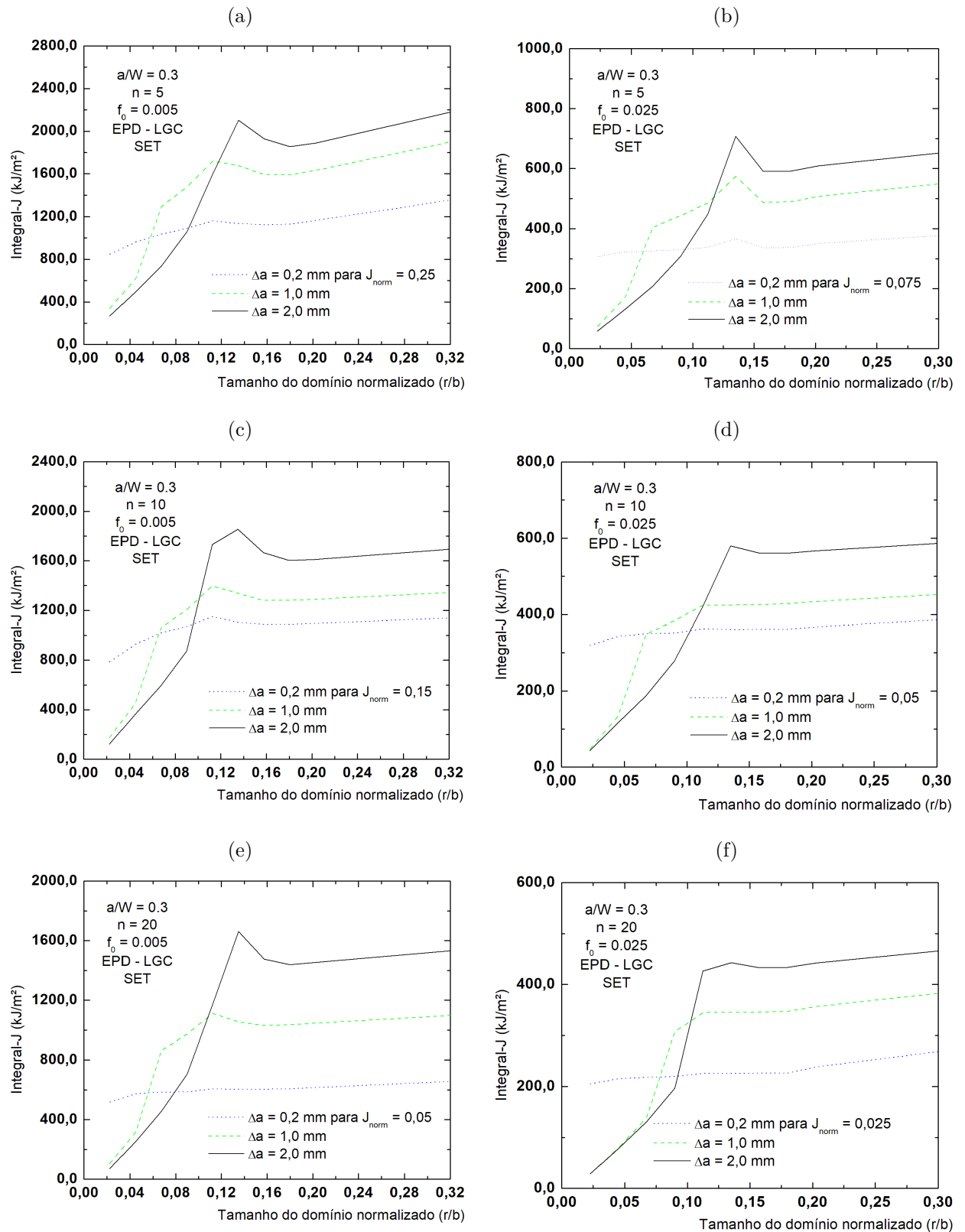
As curvas da Figura 50 ilustram o comportamento da Integral-J ao longo do ligamento remanescente para os modelos com comprimento de trinca de  $\left(\frac{a}{W} = 0,30\right)$  para os casos de porosidade  $f_0 = 0,005$  e  $f_0 = 0,025$ . A consideração da não linearidade geométrica está associada aos modelos estudados. O comportamento da Integral-J para

diferentes valores de porosidade ( $f_0$ ) foram comparados entre si. Novamente, o eixo vertical indica os valores da Integral-J, em  $\left(\frac{kJ}{m^2}\right)$ , e o eixo horizontal representa a posição do ligamento remanescente. Os valores do eixo x foram normalizados pelo valor do ligamento remanescente total. Assim, a origem do gráfico refere-se a região próxima da ponta da trinca e o ligamento remanescente da trinca é descrito para valores crescentes do eixo x. O valor unitário do eixo simbolizaria o comportamento da Integral-J para a largura final do modelo.

Três diferentes curvas são apresentadas na Figura 50 para cada modelo, ilustrando três diferentes valores de extensão da trinca: 0,2 mm, 1,0 mm e 2,0 mm. Enquanto no caso dos modelos estacionários, as curvas do comportamento da Integral-J no ligamento remanescente são determinadas pelos mesmos valores de nível de carregamento ( $J_{normalizado} = 0,05, 0,75$  e  $0,10$ ) para os diferentes comprimentos de trinca e propriedades de encruamento, os modelos de células computacionais focalizam as análises baseadas no crescimento da trinca ( $\Delta_a$ ). A legenda da curva associada ao crescimento da trinca de 0,2 mm ilustra o comportamento descrito acima, com diferentes valores de  $J_{normalizado}$  para diferentes valores de porosidade inicial  $f_0$  e de propriedades de encruamento ( $n$ ).

Os valores de Integral-J tendem a serem baixos no início do ligamento remanescente e aumentam drasticamente a pequenas distâncias até atingirem um certo valor. Em seguida, um platô é observado e os valores de Integral-J mantêm-se estáveis ou um discreto aumento (15%) é observado no restante do ligamento remanescente graficado. Este comportamento estável ao longo do ligamento remanescente restante é melhor observado para menores valores de Integral-J. Em alguns casos, um pico é detectado nas curvas antes do platô ser atingido. A única exceção da característica acima descrita não é observada para o modelo onde  $f_0 = 0,005$ ,  $n = 5$  e  $\Delta_a = 2,0$ . Por fim, pode ser destacado que, em termos gerais, existe uma região onde os valores de Integral-J são estáveis ao longo do ligamento remanescente. Esta região inicia-se a distância  $\left(\frac{r}{b}\right) = 0,10$  da frente da trinca. Os outros modelos com diferentes comprimentos de trinca estão presentes no Anexo A, nas Figuras 106 até 111.

Figura 50 – Domínio da Integral-J no ligamento remanescente nos modelos de células computacionais para  $\left(\frac{a_0}{W}\right) = 0,30$  para a)  $n = 5$  e  $f_0 = 0,005$ , b)  $n = 5$  e  $f_0 = 0,025$ , c)  $n = 10$  e  $f_0 = 0,005$ , d)  $n = 10$  e  $f_0 = 0,025$ , e)  $n = 20$  e  $f_0 = 0,005$  e f)  $n = 20$  e  $f_0 = 0,025$



### 5.1.2 Perfil de Abertura da Trinca dos modelos estacionários

Para um melhor entendimento do processo de arredondamento da ponta da trinca para geometrias de corpo de prova do tipo SEN(T), essa subseção analisa o perfil da ponta deformada, observado qualitativamente o perfil da ponta da trinca.

A Figura 51 ilustra o flanco da trinca (focalizando a ponta da trinca) para os modelos de comprimento de trinca de  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,20$  e  $0,50$ , para as três propriedades de encruamento utilizadas na metodologia numérica e os dois níveis de carregamento definidos como objeto de estudo:  $J_{normalizado} = 0,05$  e  $0,10$ . Adicionalmente, foram adicionadas linhas auxiliares que correspondem a uma equação do círculo de raio igual ao valor de CTOD-90°, a fim de observar o efeito da deformação ao redor da ponta da trinca. O centro destes círculos estão fixados de modo que o raio do círculo está localizado na ponta da trinca. Os demais resultados de deformação do perfil da trinca estão disponíveis no Anexo C.

Pode ser observado que a premissa da rótula plástica, utilizada para medir o CTOD através de relações geométricas, é respeitada. Sob um carregamento remotamente aplicado, o flanco da trinca se comporta como um braço rígido e o flanco da trinca permanece reto ao longo de todo o flanco, exceto para uma pequena região muito próxima da ponta da trinca. Mais ainda, o comportamento rígido do flanco não é observado para os dois níveis de carregamento ilustrados. Por fim, este comportamento rígido permite obter uma regressão linear com excelente valor de  $R^2$ , aproximando do valor 1,0. Assim, uma menor região de exclusão da ponta da trinca é necessária para obter o CTOD-90° com alta acuracidade.

A deformação plástica observada na Figura 51 está relacionada com as propriedades de encruamento, também associada à restrição plástica na ponta da trinca. Para materiais com baixa capacidade de encruamento, os alto níveis de deformação se restringem na ponta da trinca, e resulta apenas no arredondamento da ponta da trinca. Já para materiais com alta capacidade de encruar, a deformação plástica não se restringe a região da ponta da trinca, mas se espalha para as superfícies da trinca. A resultante do comportamento acima citado é a magnitude dimensional da abertura da ponta da trinca, como pode ser observado na Figura 51: para um mesmo nível de carregamento, um maior valor de CTOD é obtido para materiais com menores valores de encruamento. Semelhante análise pode ser feita ao analisar o efeito do tamanho de trinca no material: as curvas que representam

trincas mais profundas resultam em menores valores de CTOD por apresentarem uma maior restrição a deformação plástica.

Pode ser observado que para o caso de modelos que representam trincas mais profundas, as curvas provindas da equação geral do círculo (linha preta) são mais aderentes a curva do flanco da trinca. Em outras palavras, o formato da ponta da trinca se assemelha à um quarto de círculo. A ponta da trinca na forma semi-circular foi idealizada por Rice, quando propôs a definição de CTOD-90° e visualizada nos modelos de alto capacidade de encruamento ( $n = 5$ ), para ambas as configurações de comprimento de trinca. Deste modo, uma maior circularidade é observada na ponta da trinca quando a deformação plástica não está associada unicamente ao arredondamento da ponta da trinca, mas se espalha à região da ponta da trinca.

As Figuras 51a e 51b ilustra, que uma melhor sobreposição entre a linha do flanco da trinca e a linha referente a equação do círculo para a condição de menor carregamento ( $J_{normalizado} = 0,05$ ). Assim, pode ser associado que o primeiro fenômeno decorrente da deformação plástica é o arredondamento da ponta da trinca e, posteriormente, a deformação se espalha na vizinhança da ponta da trinca.

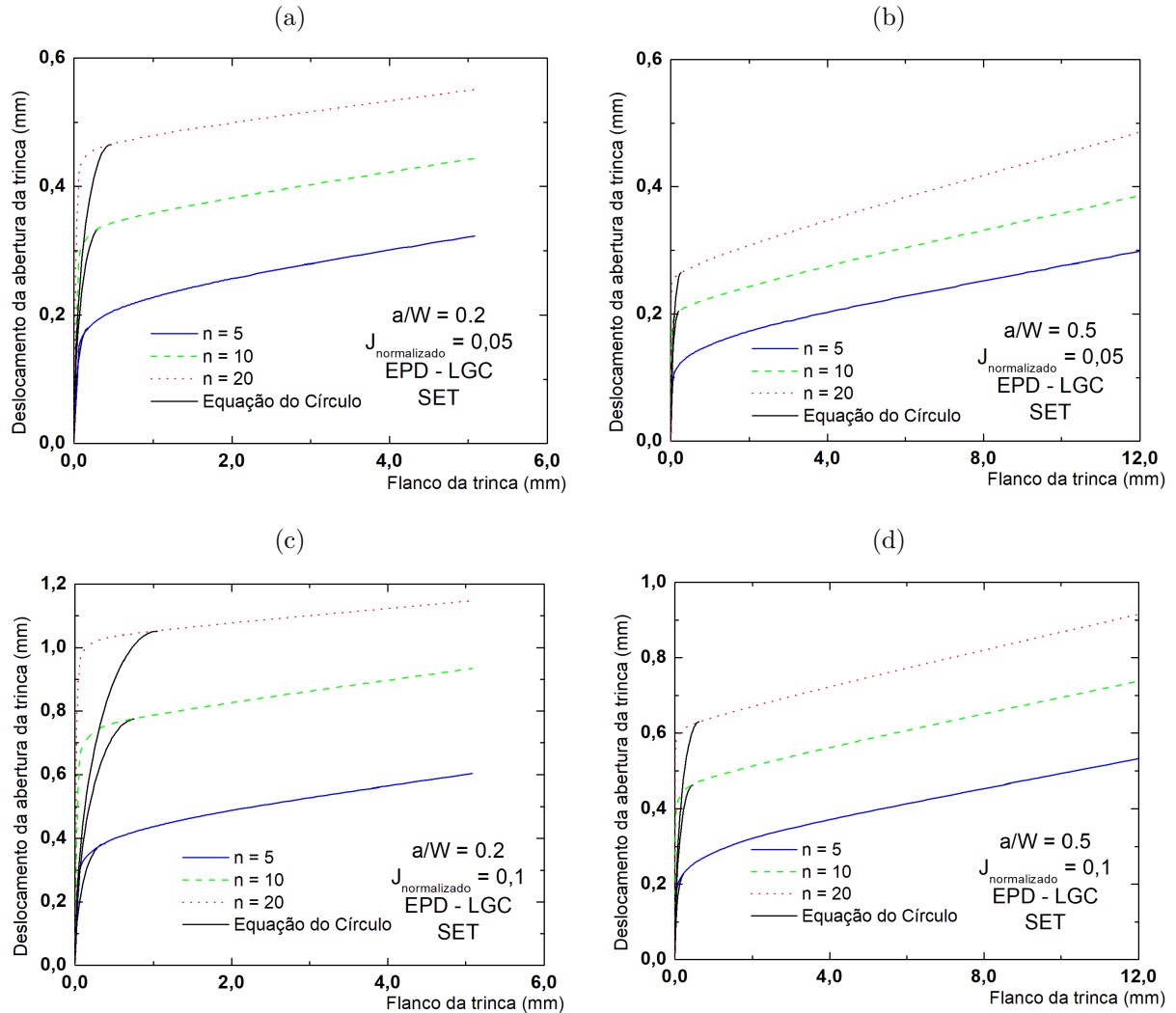
O fenômeno acima descrito para o caso de trincas estacionárias, já está consolidada na literatura, para os casos onde existem rasgamento da trinca.

### 5.1.3 Flexão em corpos de prova em tensão

Outro ponto de debate presente no meio acadêmico é a utilização da geometria SEN(T) ser inadequada para calcular CTOD utilizando o método dos dois extensômetros, por não desenvolver flexão quando submetido a carregamento remotamente aplicado. Esta seção irá apresentar alguns resultados onde ilustram a presença do carregamento do tipo flexão associada à geometria SEN(T). A Figura 52 que evidenciam a presença da flexão o comportamento da posição da rótula plástica para o caso de trinca rasa ( $\frac{a}{W} = 0,20$ ) e profunda ( $\frac{a}{W} = 0,50$ ), para as diferentes propriedades de encruamentos utilizados no estudo ( $n = 5, 10$  e  $20$ ). O estudo apresenta apenas o resultado para o maior nível de carregamento proposto para a análise,  $J_{normalizado} = 0,10$ .

Pode ser observado que, diferente do caso da geometria SEN(B), a posição da rotula plástica varia expressivamente em função das propriedades de encruamento e do tamanho

Figura 51 – Perfil do deslocamento da abertura da trinca para  $J_{normalizado} = 0,05$  a)  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,20$  e b)  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,50$  e  $J_{normalizado} = 0,10$  c)  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,20$  e d)  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,50$



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

de trinca. Para os casos de trinca rasa, a rótula plástica está posicionada no ligamento remanescente, para os materiais com alto e moderado encruamento ( $n = 5$  e  $10$ ). Já para a trinca profunda, o comportamento acima descrito foi observado apenas para o material com maior capacidade de encruamento ( $n = 5$ ). Para o caso de trincas rasas, a posição da rótula plástica foi de:  $\left(\frac{r}{b}\right) = 0,38$  para  $n = 5$  e  $\left(\frac{r}{b}\right) = 0,89$  para  $n = 10$ . Para o caso da trinca profunda, a distância de  $\left(\frac{r}{b}\right) = 0,77$  para  $n = 5$ . Por possuir poucos resultados, não pode ser concluído que a posição da rótula plástica é mais influenciada pelas propriedades de encruamento ou do comprimento da trinca.

Mais ainda, as Figura 52d, 52e e 52f ilustram que a rótula plástica não está mais posicionada dentro do modelo. A literatura aborda este comportamento e nomina que a rótula plástica está virtualmente presente. Em outras palavras, as figuras mostram que sempre irá existir uma posição onde o material irá rotacionar, seja essa posição dentro ou fora do material.

Outra análise reporta o comportamento de rotação de geometrias em flexão pode ser feita com o flanco da trinca. A um dado nível de carregamento, o flanco da trinca deforma-se, resultando no deslocamento de todo o flanco da trinca, conforme ilustram as Figuras 51 e 52. A curva de ajuste linear gerada pelo flanco deformado geram valores de modo que o coeficiente linear (intercepto) se relaciona com o CTOD definido por Wells e o coeficiente angular (inclinação) relaciona ao efeito da flexão do carregamento.

A Figura 53 ilustra o comportamento dos valores de inclinação, em função de CMOD, para os modelos de comprimento de trinca de  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,20$  e  $0,50$ , para as três propriedades de encruamento utilizadas na metodologia numérica e o nível de carregamento definido pelo CMOD. Uma clara associação com os resultados da Figura 52 são observados: para o caso dos modelos onde a rótula plástica está presente no ligamento remanescente, o valor da inclinação aumentam conforme o CMOD aumenta. No entanto, para os modelos onde a posição da rótula plástica é virtual, os valores de inclinação aumentam com o CMOD até um dado instante e, depois, uma tendência de valores iguais ou menores é observada conforme o CMOD aumenta.

Por fim, tanto a presença da rótula plástica, observada na Figura 52 como o fenômeno de inclinação ilustrada na Figura 53 e observado pelo coeficiente linear da curva de ajuste do flanco da trinca validam a utilização do conceito da rótula plástica presente na metodologia de medição de CTOD pelos dois extensômetros.

#### 5.1.4 Obtenção do $CTOD_\lambda$

Obtenção de CTOD utilizando a abordagem dos dois extensômetros internos

A presente seção apresenta valores de CTOD obtidos através do método MDEI, apresentado em na subseção 4.2. Como mencionado anteriormente, os pontos de medição para reproduzir os triângulos e obter o CTOD-lambda foram: o primeiro ponto é referente

Figura 52 – Posição da rótula plástica com  $J_{normalizado} = 0,10$  para a)  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,20$  e  $n = 5$ , b)  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,50$  e  $n = 5$ , c)  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,20$  e  $n = 10$ , d)  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,50$  e  $n = 10$ , e)  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,20$  e  $n = 20$  e f)  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,50$  e  $n = 20$

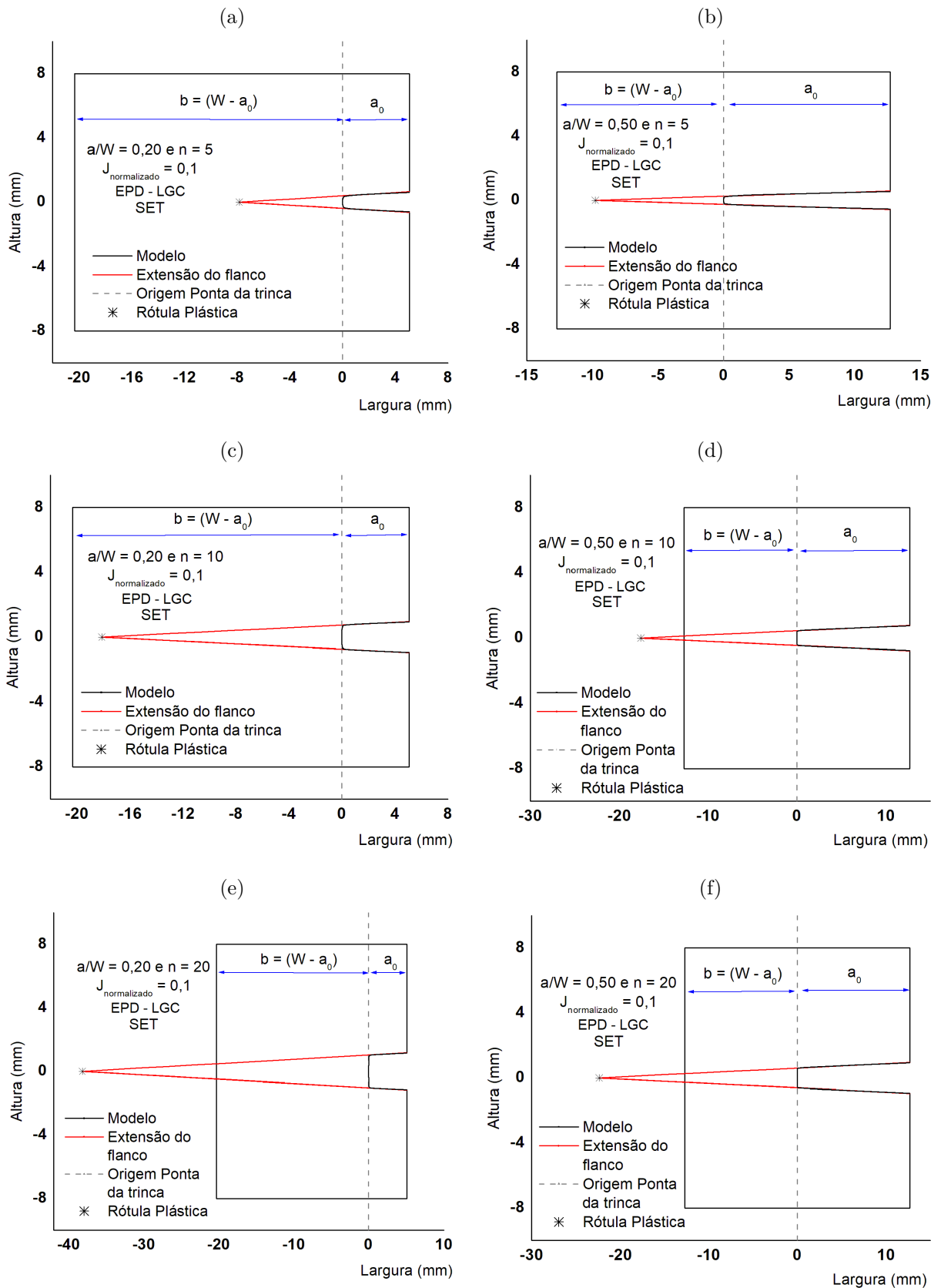
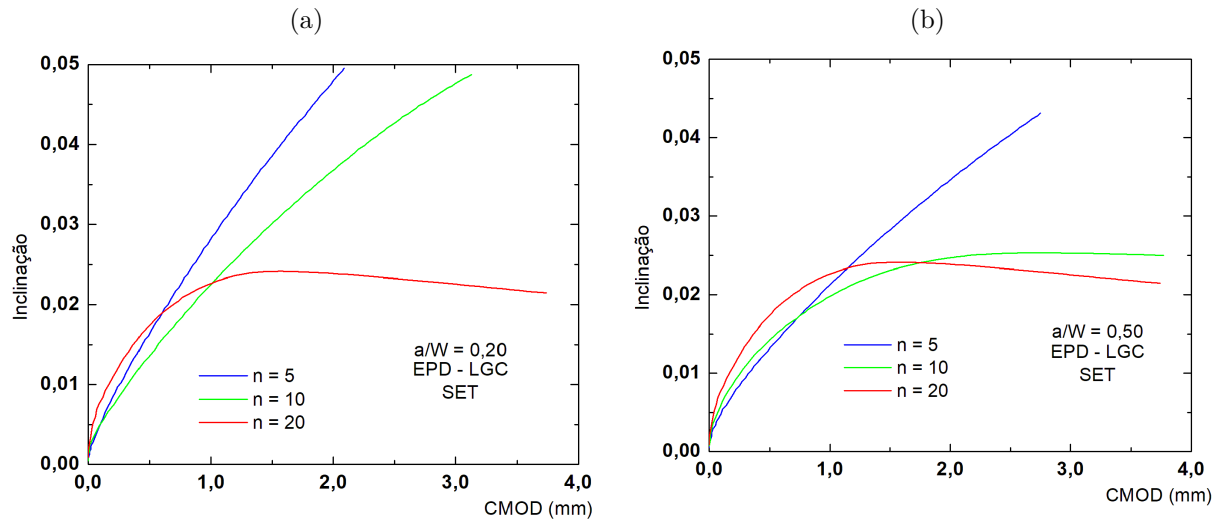


Figura 53 – Inclinação do flanco da trinca com  $J_{normalizado} = 0,10$  para a)  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,20$  e b)  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,50$



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

a boca da trinca (CMOD) e o segundo ponto de medição está localizado no flanco da trinca. O CTOD-lambda será mencionado a partir deste ponto de  $\delta_\lambda$ .

As Figuras 54, 55, 56, 57 e 58 ilustram o comportamento das definições de CTOD para os limites propostos pela metodologia apresentada na seção 4.2, isto é, entre  $0,20 \leq \left(\frac{a}{W}\right) \leq 0,60$ ,  $5 \leq n \leq 20$  e  $J_{normalizado} = 0,05$  e  $0,10$ .

O eixo y refere-se aos valores de CTOD e o eixo x determina o flanco da trinca normalizado pela espessura (W). Na verdade, a correta representação do eixo das abcissas vem da relação  $\left(\frac{a_0 - z_3}{W}\right)$ . O flanco determinado no gráfico exclui o raio arredondado da ponta da trinca. Ou seja, a posição de origem no gráfico não condiz com o nó da ponta da trinca, mas sim ao nó mais próximo da ponta da trinca fora da zona de exclusão reportado na metodologia. Uma Figura exemplificando a metodologia de medição do  $\delta_\lambda$ , com o perfil do flanco deformado, com os dois pontos onde são realizadas as relações trigonométricas para retirar as medidas de deslocamento da abertura da trinca está representado em cada gráfico. A Figura ilustra o outrora citado: a ponta da trinca está orientada para a origem do gráfico.

São apresentadas três diferentes curvas nos gráficos. Uma das linhas horizontais se refere ao valor de CTOD obtido pelo método do intercepto de  $90^\circ$  enquanto que o símbolo circular ilustra o valor de  $\delta_\lambda$ , de modo que o segundo ponto de medição está situado na posição onde o  $\delta_\lambda$  está graficado. Deste modo, o comportamento de  $\delta_\lambda$  ao longo do flanco

da trinca pode ser avaliado. A linha vertical ilustra a exata posição do flanco da trinca onde as duas definições de CTOD se equalizam (CTOD-90° e  $\delta_\lambda$ ).

Neste ponto, deve ser ressaltado que os valores dimensionais utilizados foram atualizados para o nível de carregamento referidos como  $J_{normalizados}$ . Esta premissa é válida para as dimensões: largura ( $W_i$ ), comprimento da trinca ( $a_{0_i}$ ) e flanco da trinca ( $W_i - a_{0_i}$ ), onde  $i$  simboliza o instante do nível de carregamento. A dimensão do comprimento da trinca é obtido através da diferença entre os nós da boca da trinca (CMOD) e da ponta da trinca. Já a largura é obtida através da diferença entre os nós das extremidades da superfície do flanco da trinca e do ligamento remanescente. Os valores dimensionais de comprimento de trinca e de largura dos modelos, para os determinados níveis de carregamentos, estão presentes nas tabelas 35, 36, 37 e 38 no anexo C.

As Figuras ilustram que os valores de  $\delta_\lambda$  crescem conforme a posição do flanco se distancia da ponta da trinca. Mais ainda, as Figuras indicam que os valores de  $\delta_\lambda$  tendem a manter um comportamento estável na maior parte do flanco da trinca, exceto nas extremidades. Nas regiões próximas da ponta da trinca, os valores  $\delta_\lambda$  são inferiores ao CTOD-90°, chegando a diferir em 25%. O comportamento não linear do  $\delta_\lambda$  próximo da ponta da trinca está relacionado à deformação plástica associada a região do segundo ponto de medição. Por outro lado, próximo da superfície, era esperado um comportamento mais estável. Conforme o segundo ponto de medição aproxima-se da superfície, os valores de  $\delta_\lambda$  tornam-se a aumentar. A distância muito próxima entre esses pontos de medição podem influenciar esses altos valores de CTOD. Para o efeito da análise do estudo, o comportamento na região do CMOD não interfere nas futuras conclusões acerca do  $\delta_\lambda$ .

Deste modo, pode ser observado que para todos os casos, existe uma localização no flanco da trinca em que essas duas diferentes definições de CTOD se equalizam. Uma avaliação da influência dos níveis de carregamento, do comprimento da trinca e das propriedades de encruamento sobre a posição de equalização, chamada de  $z_3$ , será avaliada na próxima seção.

#### 5.1.5 Obtenção do segundo ponto de medição ao equalizar as definições de CTOD

As Tabelas 8 e 9 apresentam os valores de  $\left(\frac{z_3}{W}\right)$  extraídos dos gráficos das Figuras 54 - 58. Nota-se que a tabela apresenta o valor da posição de equalização normalizadas

Figura 54 – CTOD obtido pelo método dos dois extensômetros interno para  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,20$  para  $J_{normalizado} = 0,05$  e (a)  $n = 5$ , (c)  $n = 10$  e (e)  $n = 20$  e para  $J_{normalizado} = 0,10$  e (b)  $n = 5$ , (d)  $n = 10$  e (f)  $n = 20$

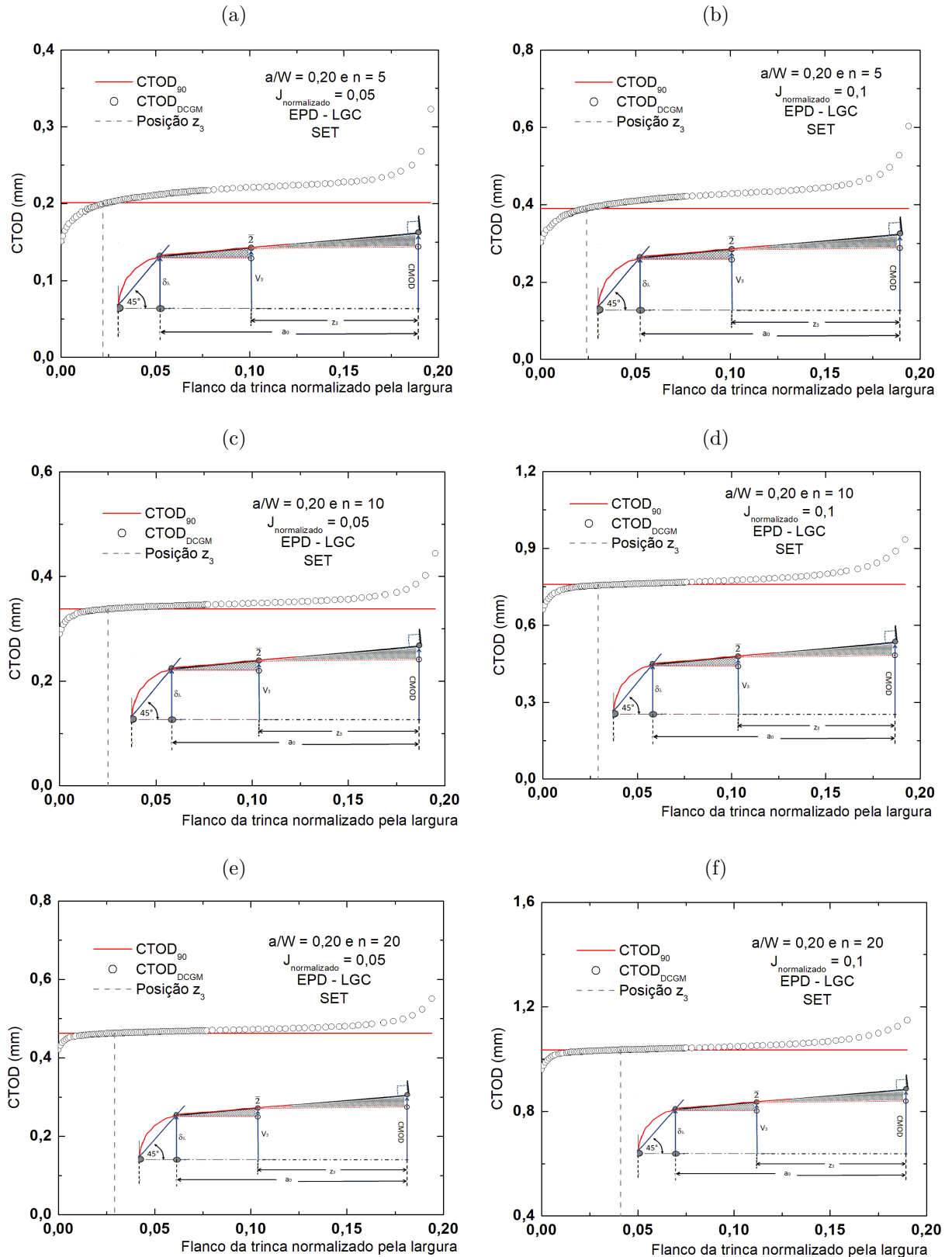


Figura 55 – CTOD obtido pelo método dos dois extensômetros interno para  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,30$  para  $J_{normalizado} = 0,05$  e (a)  $n = 5$ , (c)  $n = 10$  e (e)  $n = 20$  e para  $J_{normalizado} = 0,10$  e (b)  $n = 5$ , (d)  $n = 10$  e (f)  $n = 20$

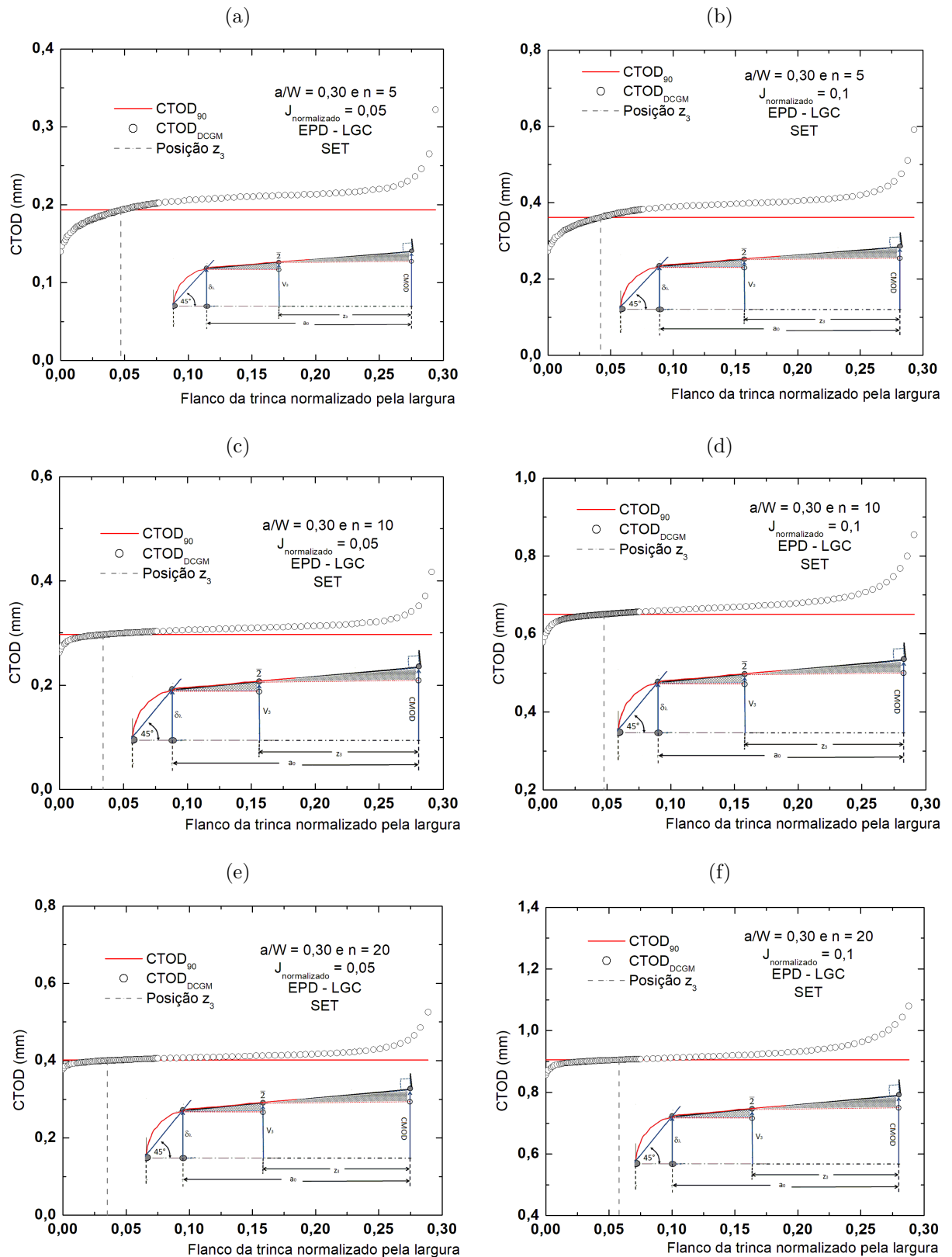


Figura 56 – CTOD obtido pelo método dos dois extensômetros interno para  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,40$  para  $J_{normalizado} = 0,05$  e (a)  $n = 5$ , (c)  $n = 10$  e (e)  $n = 20$  e para  $J_{normalizado} = 0,10$  e (b)  $n = 5$ , (d)  $n = 10$  e (f)  $n = 20$

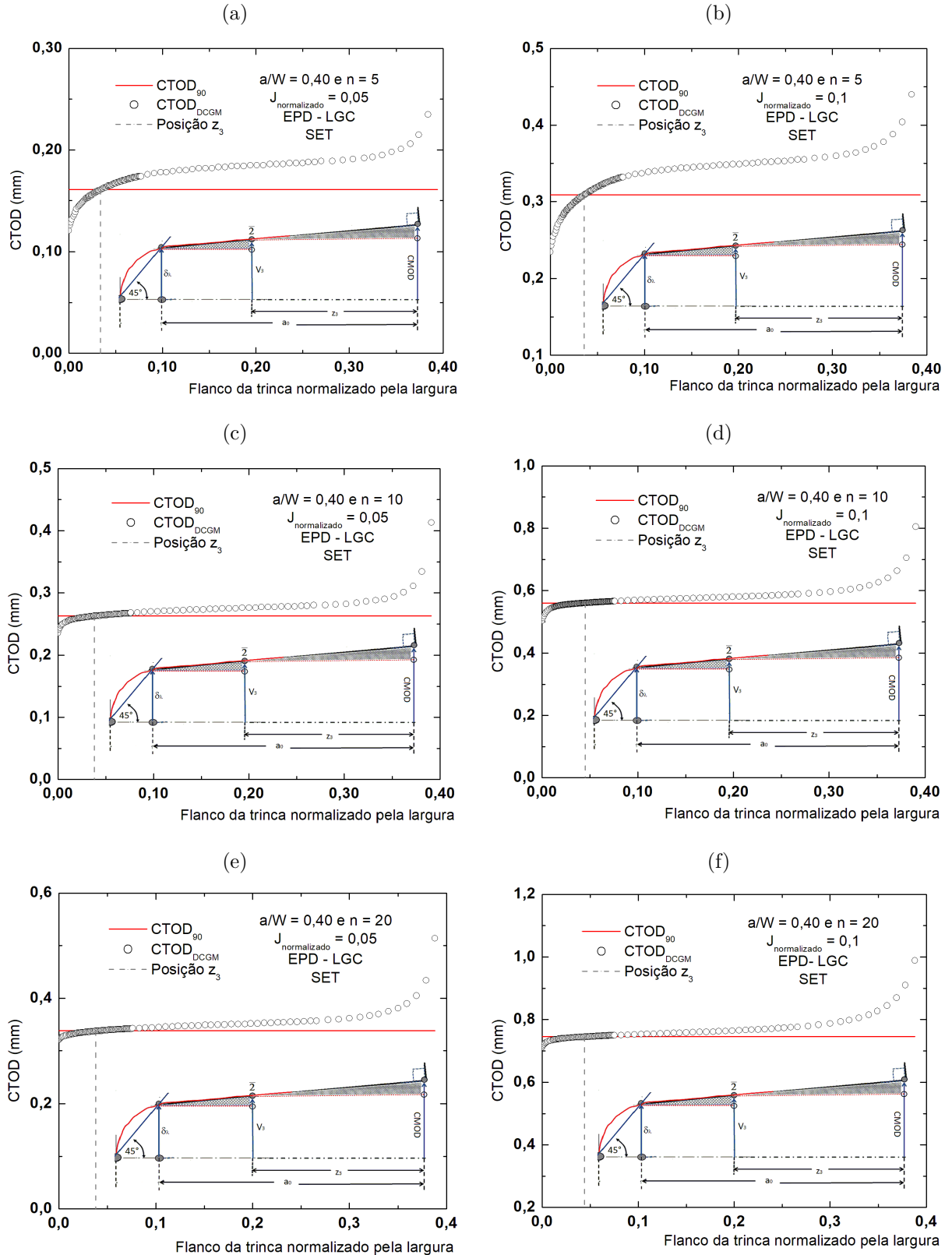


Figura 57 – CTOD obtido pelo método dos dois extensômetros interno para  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,50$  para  $J_{normalizado} = 0,05$  e (a)  $n = 5$ , (c)  $n = 10$  e (e)  $n = 20$  e para  $J_{normalizado} = 0,10$  e (b)  $n = 5$ , (d)  $n = 10$  e (f)  $n = 20$

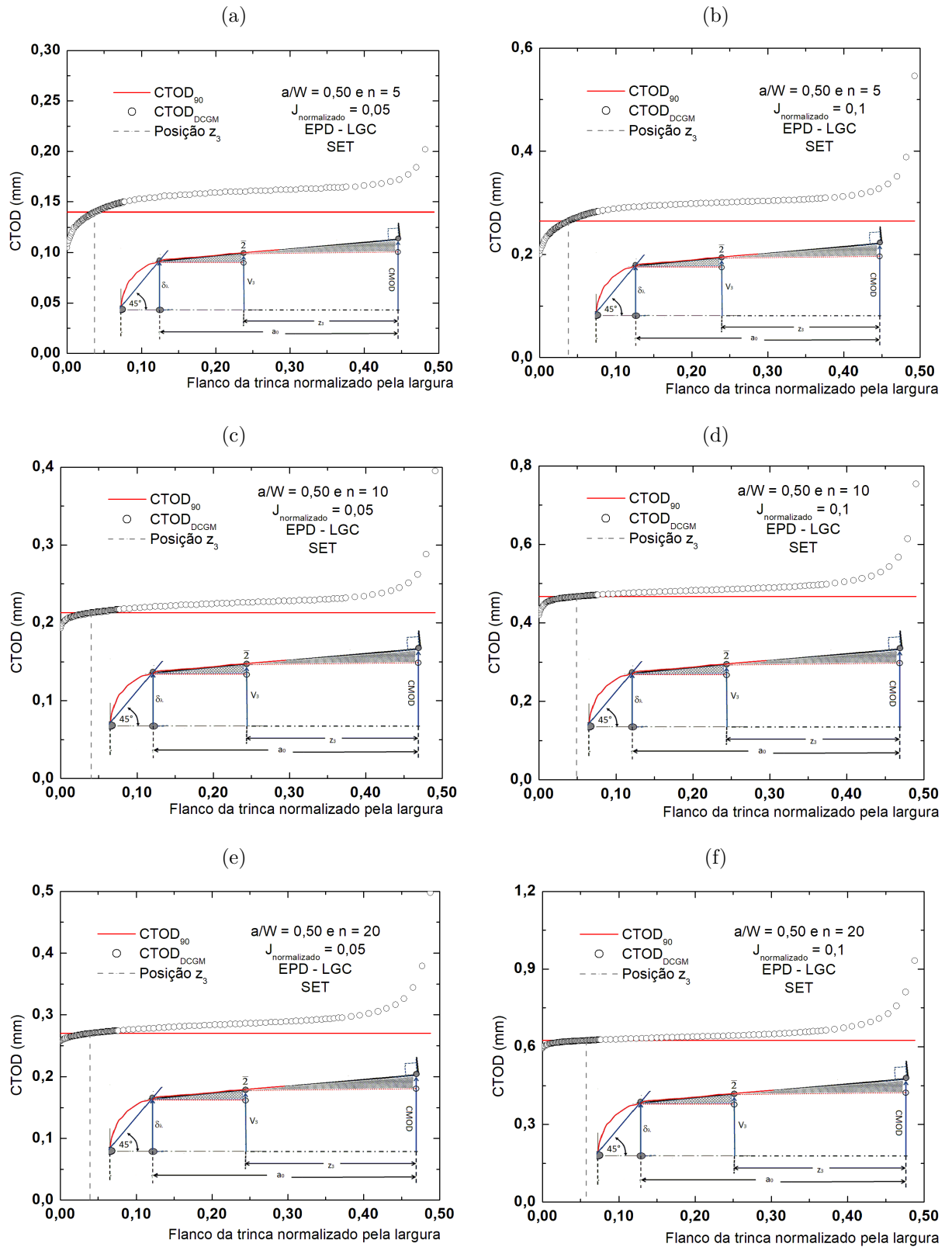


Figura 58 – CTOD obtido pelo método dos dois extensômetros interno para  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,60$  para  $J_{normalizado} = 0,05$  e (a)  $n = 5$ , (c)  $n = 10$  e (e)  $n = 20$  e para  $J_{normalizado} = 0,10$  e (b)  $n = 5$ , (d)  $n = 10$  e (f)  $n = 20$

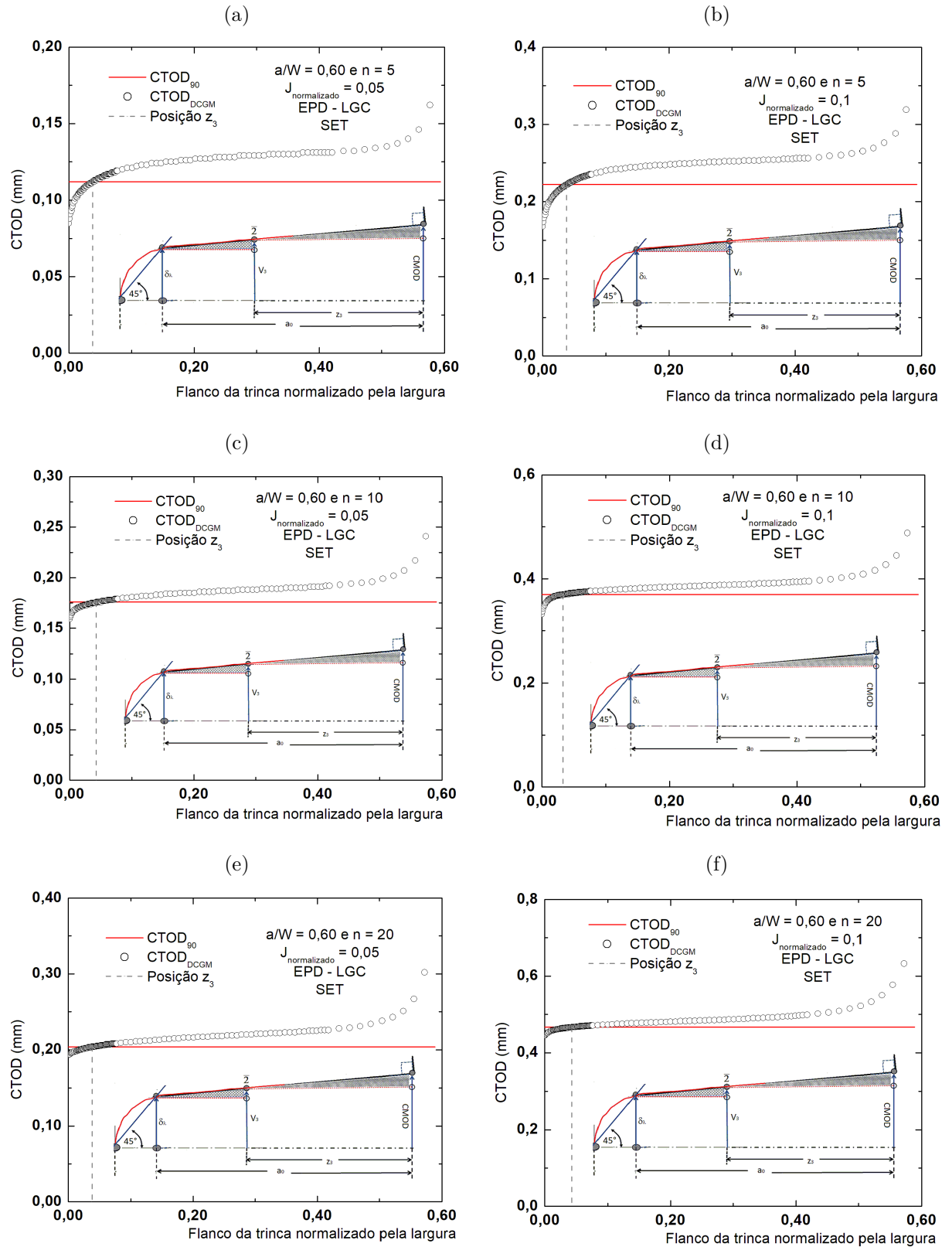


Tabela 8 – Valores de  $z_3$  normalizados pela largura para  $J_{normalizado} = 0,05$ 

| Tamanho da trinca $\left(\frac{a}{W}\right)$ | n = 5 | n = 10 | n = 20 |
|--|-------|--------|--------|
| 0,20   | 0,178 | 0,178  | 0,176  |
| 0,30   | 0,233 | 0,268  | 0,269  |
| 0,40   | 0,371 | 0,364  | 0,366  |
| 0,50   | 0,463 | 0,462  | 0,465  |
| 0,60   | 0,563 | 0,558  | 0,565  |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Tabela 9 – Valores de  $z_3$  normalizados pela largura para  $J_{normalizado} = 0,10$ 

| Tamanho da trinca $\left(\frac{a}{W}\right)$ | n = 5 | n = 10 | n = 20 |
|--|-------|--------|--------|
| 0,20   | 0,178 | 0,179  | 0,172  |
| 0,30   | 0,260 | 0,276  | 0,253  |
| 0,40   | 0,365 | 0,359  | 0,365  |
| 0,50   | 0,462 | 0,453  | 0,449  |
| 0,60   | 0,561 | 0,568  | 0,561  |

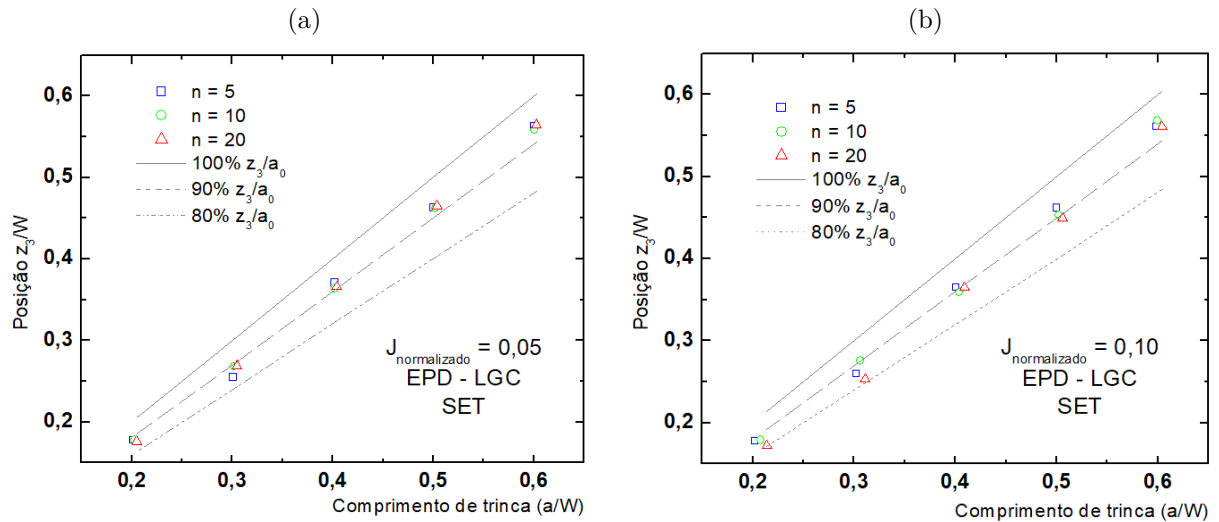
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

pela largura do modelo, ou seja, os valores da tabela refletem a posição ilustrada nas Figuras, mas não são iguais.

Os valores dispostos nas Tabelas 8 e 9 mostram que  $\left(\frac{z_3}{W}\right)$  apresenta uma forte dependência do comprimento da trinca, e que eles aumentam conforme a trinca se torna profunda. Com relação a influência do nível de carregamento e das propriedades de encruamento, os resultados apontam que ambos os parâmetros foram pouco influentes na posição normalizada de  $z_3$ .

A Figura 59 ilustra o comportamento dos valores de  $z_3$ , para todos os comprimentos de trinca, propriedades de encruamento e níveis de carregamento dispostos nas Tabelas 8 e 9. Linhas auxiliares que simbolizam a relação  $\left(\frac{z_3}{a_0}\right)$  foram plotadas para auxiliar visualmente o quão próximo o segundo ponto de medição está da ponta da trinca.

Figura 59 – Comportamento da posição  $\left(\frac{z_3}{W}\right)$  normalizada pela largura do corpo de prova ( $W$ ) em função do tamanho de trinca ( $a_0$ ) para a)  $J_{normalizado} = 0,05$  e b)  $J_{normalizado} = 0,10$



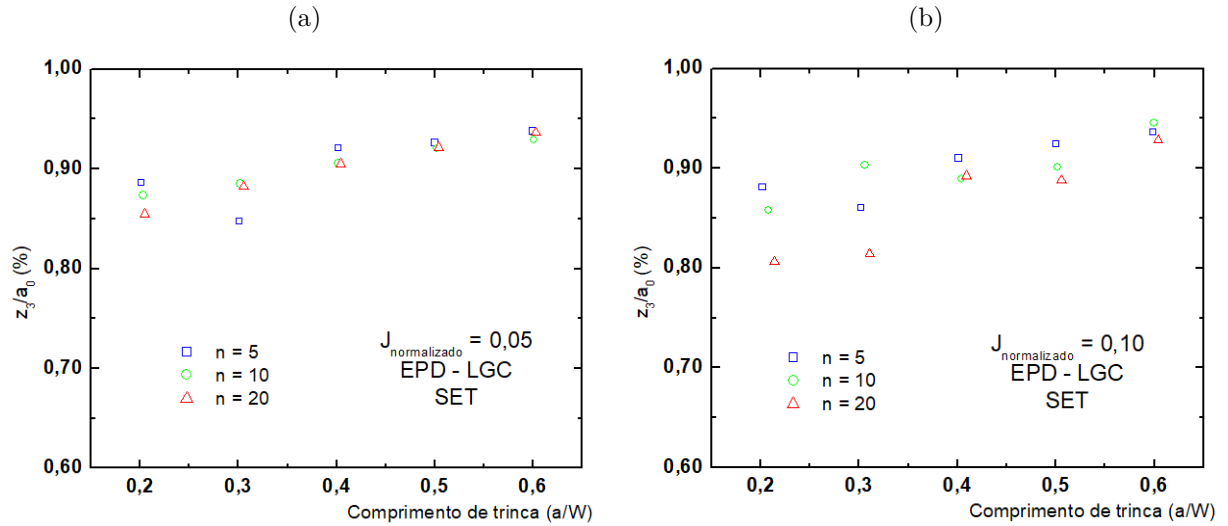
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Os valores de  $z_3$  para as trincas mais rasas estão mais próximas da linha auxiliar que indica  $\left(\frac{z_3}{a_0}\right) = 80\%$ . Conforme o tamanho da trinca aumenta, a posição normalizada aproxima da ponta da trinca, de forma que, para as trincas mais profundas, os valores de  $z_3$  ultrapassaram a reta auxiliar referente a  $\left(\frac{z_3}{a_0}\right) = 90\%$  e se aproximaram da reta auxiliar que indica  $\left(\frac{z_3}{a_0}\right) = 100\%$ . Mas ainda, um suposto comportamento linear em função do tamanho da trinca é observado entre  $\left(\frac{z_3}{W}\right)$  e o comprimento da trinca  $a_0$ . Esse comportamento pode ser melhor observado na Figura 60.

A Figura 60 ilustra o comportamento de  $\left(\frac{z_3}{W}\right)$  em função do comprimento da trinca  $a_0$ , para todos os comprimentos de trinca, propriedades de encruamento e nível de carregamento. Pode ser observado que, para ambos níveis de carregamento, os valores de  $\left(\frac{z_3}{W}\right)$  variaram significativamente, em função das propriedades de encruamento, para as trincas mais rasas. Este comportamento tende a diminuir conforme o comprimento da trinca aumenta. A maior dispersão foi observada para as trincas rasas de comprimento  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,20$  e  $0,30$  para  $J_{normalizado} = 0,10$  e a diferença entre os valores extremos não ultrapassaram 10%.

Uma equação de  $\left(\frac{z_3}{W}\right)$ , em função do tamanho de trinca e das propriedades de encruamento, para cada nível de carregamento analisado foi proposta. Idealmente, a equação proposta deve ser derivada de uma robusta análise matemática, mas ser uma formulação simples e acessível. Portanto, diversas formulações foram propostas com intuito

Figura 60 – Comportamento da posição  $\left(\frac{z_3}{a_0}\right)$  normalizada pela largura do corpo de prova ( $W$ ) em função do tamanho de trinca ( $a_0$ ) para a)  $J_{normalizado} = 0,05$  e b)  $J_{normalizado} = 0,10$



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

de propor uma equação do tipo  $\left(\frac{z_3}{W}\right) = f(a_0, n)$  com a melhor otimização entre ajuste polinomial e simplicidade de aplicação. Os coeficientes obtidos pelas metodologias propostas estarão apresentadas nas Tabelas 10, para  $J_{normalizado} = 0,05$  e 11, para  $J_{normalizado} = 0,10$ . Estas formulações estão apresentadas em 46 e 47, respectivamente.

Todas as abordagens consistem em uma curve de ajuste linear. A primeira equação foi baseada na metodologia de superfície de resposta e segue o formato:  $\left(\frac{z_3}{W}\right) = c_1 + c_2 \cdot \left(\frac{a}{W}\right) + c_3 \cdot n$ . A equação proposta de  $\left(\frac{z_3}{W}\right)$  apresenta dependência do comprimento da trinca e das propriedades de encruamento.

As duas seguintes formulações consideraram que  $\left(\frac{z_3}{W}\right)$  apresenta dependência apenas do comprimento da trinca. Deste modo, o formato das equações segue como  $\left(\frac{z_3}{W}\right) = c_1 + c_2 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)$ . A segunda equação propôs uma regressão linear entre todos os valores de  $\left(\frac{z_3}{W}\right)$  obtidos, em função do comprimento da trinca. Já a terceira equação foi obtida através seguinte procedimento: primeiro, uma média dos valores entre  $\left(\frac{z_3}{W}\right)$  e  $n$  foi realizada, e depois que a regressão linear foi aplicada, em função do comprimento de trinca. Por fim, os coeficientes das equações propostas segundo os procedimentos acima relatados estão presentes nas Tabelas 10 e 11.

Através dos coeficientes observados nas Tabelas 10 e 11, pode-se concluir que independente da metodologia adotada, todas as formulações resultam valores iguais de  $z_3$ .

Tabela 10 – Coeficientes obtidos nas formulações propostas de  $\left(\frac{z_3}{W}\right)$  para  $J_{normalizado} = 0,05$ 

| Formulações | $c_1$  | $c_2$ | $c_3$      | $R^2$ |
|-------------|--------|-------|------------|-------|
| Equação 1   | -0,024 | 0,972 | $-6e^{-5}$ | 0,997 |
| Equação 2   | -      | 0,972 | -0,024     | 0,998 |
| Equação 3   | -      | 0,973 | -0,025     | 0,999 |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Tabela 11 – Coeficientes obtidos nas formulações propostas de  $\left(\frac{z_3}{W}\right)$  para  $J_{normalizado} = 0,10$ 

| Formulações | $c_1$  | $c_2$ | $c_3$      | $R^2$ |
|-------------|--------|-------|------------|-------|
| Equação 1   | -0,023 | 0,983 | $-9e^{-4}$ | 0,997 |
| Equação 2   | -      | 0,982 | -0,033     | 0,996 |
| Equação 3   | -      | 0,982 | -0,033     | 0,997 |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Deste modo, com a finalidade de adotar uma metodologia mais simples e boa robustez matemática, foi selecionada a metodologia apresentada na segunda equação.

Deste modo, duas formulações de  $\left(\frac{z_3}{W}\right)$ , em função do tamanho da trinca, foram propostas. A equação referente ao  $J_{normalizado} = 0,05$  é apresentada em 46 e a equação referente ao  $J_{normalizado} = 0,10$  é apresentada em 47. Essas equações foram avaliadas, a fim de observar a influência do nível de carregamento sobre a segunda posição de medição  $z_3$ . Para isto, valores de  $\left(\frac{z_3}{W}\right)$  foram calculados utilizando as duas equações propostas (46 e 47) e estão apresentados na Tabela 12.

$$\left(\frac{z_3}{W}\right) = -0,025 + 0,973 \cdot \left(\frac{a_0}{W}\right) \quad (46)$$

$$\left(\frac{z_3}{W}\right) = -0,033 + 0,982 \cdot \left(\frac{a_0}{W}\right) \quad (47)$$

Através dos coeficientes observados nas Tabelas 10 e 11, pode-se concluir que independente da metodologia adotada, todas as formulações resultam valores iguais de

Tabela 12 – Comparação entre os valores de  $z_3$  para os diferentes níveis de carregamento

| Tamanho da trinca | <i>Equação para</i><br>$J_{normalizado} = 0,05$ | <i>Equação para</i><br>$J_{normalizado} = 0,10$ | Diferença(%) |
|-------------------|---|---|--------------|
| 0,20              | 0,170   | 0,163   | 4%           |
| 0,30              | 0,267   | 0,261   | 2%           |
| 0,40              | 0,364   | 0,360   | 1%           |
| 0,50              | 0,462   | 0,458   | 1%           |
| 0,60              | 0,559   | 0,556   | 1%           |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

$z_3$ . Visando utilizar uma metodologia mais simples, mantendo uma boa robustez, foi selecionada a metodologia apresentada na segunda abordagem.

Por apresentar diferentes coeficientes, as duas formulações referentes aos diferentes níveis de carregamento foram avaliadas através da comparação dos valores de  $\left(\frac{z_3}{W}\right)$  para diversos valores de comprimento de trinca, presentes na Tabela 12.

Através da comparação entre os valores de  $\left(\frac{z_3}{W}\right)$  em função do nível de carregamento, pode ser observado que não existe significativas diferenças entre valores calculados pelas equações 46 e 47. Assim, a formulação referente ao nível de carregamento de  $J_{normalizado} = 0,10$  foi escolhida para definir a posição  $\left(\frac{z_3}{W}\right)$ , por ser derivada de análises onde os valores de Integral-J serem semelhantes aos valores de Integral-J obtidos experimentalmente para materiais da indústria de óleo e gás.

Por fim, a equação 47 adotou o critério da correção incremental da extensão da trinca, visando sua aplicabilidade em curvas de resistência e análises numéricas com a consideração de crescimento de trinca. Em outras palavras, os valores de comprimento de trinca serão atualizados conforme o rasgamento da trinca aumentar e a equação final de  $\left(\frac{z_3}{W}\right)$  tem o formato apresentado em 48.

$$\left(\frac{z_3}{W}\right) = -0,0333 + 0,9821 \cdot \left(\frac{a_i}{W}\right) \quad (48)$$

### 5.1.6 Cálculo do parâmetro Lambda

A nova proposta, apresentada na seção 4.2, objetiva obter o CTOD  $\delta_\lambda$  com o posicionamento de um dos extensômetros na superfície da trinca do corpo de prova e outro no flanco da trinca, posição está calculada pela equação 48. Do ponto de vista experimental, a montagem das faquinhas para a disposição dos dois extensômetros é impraticável. Na verdade, uma das motivações de se adotar o conceito da rótula plástica ou o conceito da conversão de Integral-J para medir o deslocamento na boca da trinca é a dificuldade em realizar medições na região na ponta da trinca.

A finalidade do presente trabalho é simplificar os procedimentos experimentais dos testes de tenacidade à fratura. A metodologia sugere que o conceito da medição seja baseada na relação entre triângulos do método dos dois extensômetros. Porém, o CTOD é calculado exclusivamente por leitura dos dados extraídos da superfície da trinca (CMOD) e o parâmetro lambda ( $\lambda$ ) é responsável por substituir os valores do segundo ponto de medição (posição da medição ( $z_3$ ) e deslocamento ( $V_3$ )). Esta metodologia está completamente descrita na seção 4.2, assim como o parâmetro ( $\lambda$ ) descrito pela equação 41.

A Figura 61 ilustra o comportamento entre  $V_3$ , em função de CMOD para todos os comprimentos de trinca e propriedades de encruamento. Pode ser observadas algumas características preliminares de  $\lambda$ , uma vez que este parâmetro pode ser determinado através da do inverso da inclinação das curvas ilustradas na Figura 61.

A Figura 61a ilustra o comportamento entre  $V_3$  e CMOD para o material com alto grau de encruamento ( $n = 5$ ). Pode ser observado uma relação linear entre esses dois parâmetros ao longo de grande parte do carregamento aplicado, para todos os comprimentos de trinca apresentados. Nota-se um comportamento não linear para os níveis iniciais de carregamento para as trincas mais profundas.

A Figura 61b ilustra o comportamento entre  $V_3$  e CMOD para o material com moderado grau de encruamento ( $n = 10$ ). A relação linear observada anteriormente é claramente observada para as trincas mais rasas apenas  $\left(0, 20 \leq \frac{a}{W} \leq 0, 40\right)$ . Para o caso da trinca  $\left(\frac{a}{W} = 0, 50\right)$ , a tendência linear não é clara para os valores de CMOD até 0,40 mm e o comportamento pode estar relacionado com os baixos valores de carregamento ( $J_{normalizado} \approx 0, 020$ ). Ainda assim, o valor de R-quadrado para uma regressão linear

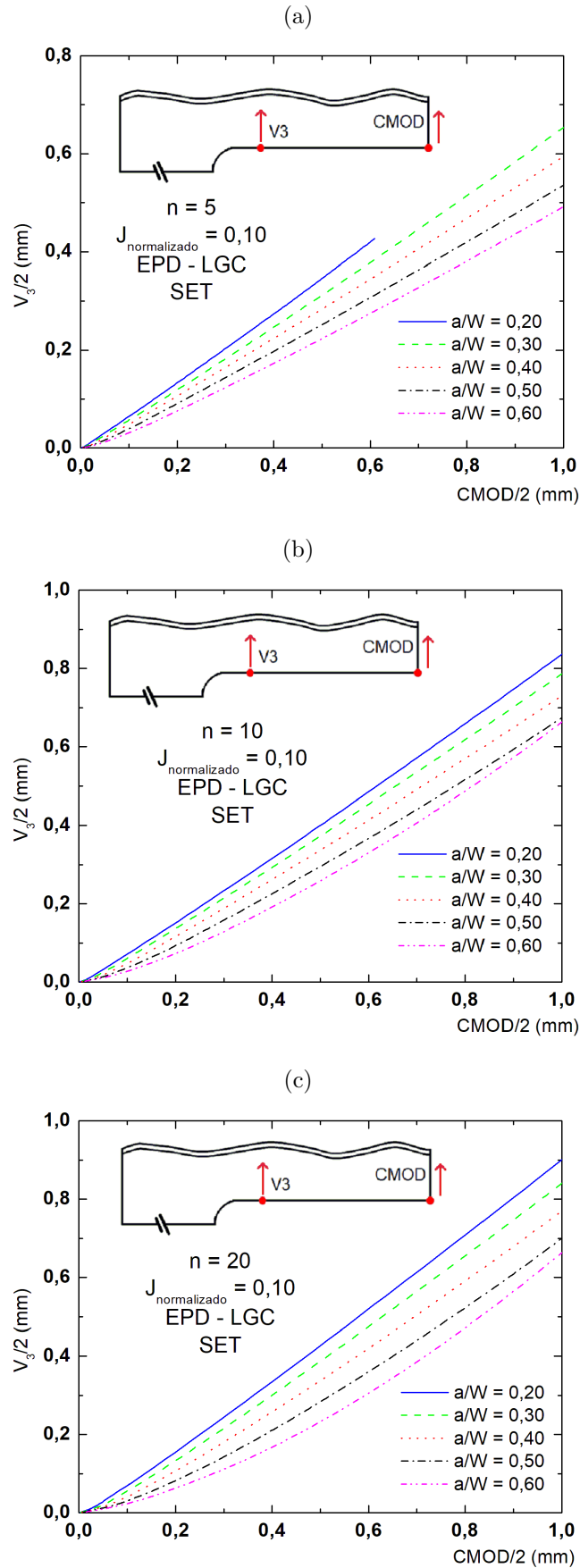
atingiu o valor de  $R^2 = 0,988$ , um resultado satisfatório. Ao realizar a mesma análise, utilizando os dados de  $V_3$  e CMOD, para  $\text{CMOD} \geq 0,40$ , o valor de R-quadrado ultrapassa  $R^2 = 0,999$ . Por fim, a curva que ilustra o tamanho de trinca de  $\left(\frac{a}{W} = 0,60\right)$  não apresenta comportamento semelhante ao dos demais tamanhos de trinca. Na realidade, pode ser claramente observado que a não-linearidade entre  $V_3$  e CMOD percorre todo os níveis de carregamento. O valor de R-quadrado para todos os valores entre  $V_3$  e CMOD não supera o valor de  $R^2 = 0,966$ , valor inferior das outras curvas. Mais ainda, adotando o mesmo critério de  $\left(\frac{a}{W} = 0,50\right)$ , que analisou o valor de R-quadrado para  $\text{CMOD} \geq 0,40$ , o valor de  $R^2$  diminui para 0,955, reiterando a não linearidade entre os dados durante todo o ensaio.

A Figura 61c ilustra o comportamento entre  $V_3$  e CMOD para o material com baixo grau de encruamento ( $n = 20$ ). Pode ser observado comportamento similar ao reportado para os modelos com ( $n = 10$ ), para todos os casos de tamanho da trinca. Novamente, excluindo os dados iniciais referentes aos níveis primários de carregamento, o comportamento linear é observado para os diversos comprimentos de trinca utilizados no estudo, com exceção do caso da trinca mais profunda. O comportamento não linear observado para o comprimento de trinca mais profundo é ainda mais pronunciado do que observado nos outros materiais. A influência desta não linearidade entre  $V_3$  e CMOD sobre o parâmetro  $\lambda$  será apresentado a seguir.

A Figura 62 apresenta a evolução dos valores de  $\lambda$ , em função de CMOD, para todos os comprimentos de trinca e propriedades de encruamento. A Figura 62a ilustra o comportamento de lambda para materiais com alto encruamento ( $n = 5$ ). As curvas que representam as trincas mais rasas  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,2, 0,3$  e  $0,4$ , dois comportamentos são claramente divididos: primeiramente,  $\lambda$  tende a aumentar abruptamente para baixos níveis de carregamento ( $\text{CMOD} \leq 0,40$  mm). Em seguida, os valores de  $\lambda$  tendem a manterem estáveis ao longo do restante da curva. Para trincas mais profundas  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,5$  e  $0,6$ , os dois comportamentos acima citados também são observados. No entanto, primeiro comportamento, que reflete num alto aumento de  $\lambda$  se estende até valores de  $\text{CMOD} \approx 0,60$  mm. O comportamento mais estável também está presente para maiores valores de CMOD, com uma maior variação de  $\lambda$ .

A Figura 62b ilustra o comportamento de lambda para materiais com moderado encruamento ( $n = 10$ ). Para as trincas de comprimento  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,2, 0,3, 0,4$  e  $0,5$ , as curvas apresentam comportamento semelhante ao descrito para os modelos com propriedades de

Figura 61 – Relação entre  $V_3$  e CMOD para os diferentes comprimentos de trinca para a)  $n = 5$ , b)  $n = 10$  e c)  $n = 20$



alto encruamento: alta variações dos valores lambda para pequenos níveis de carregamento (e CMOD conseqüentemente) e comportamento mais estável no restante dos valores de CMOD.

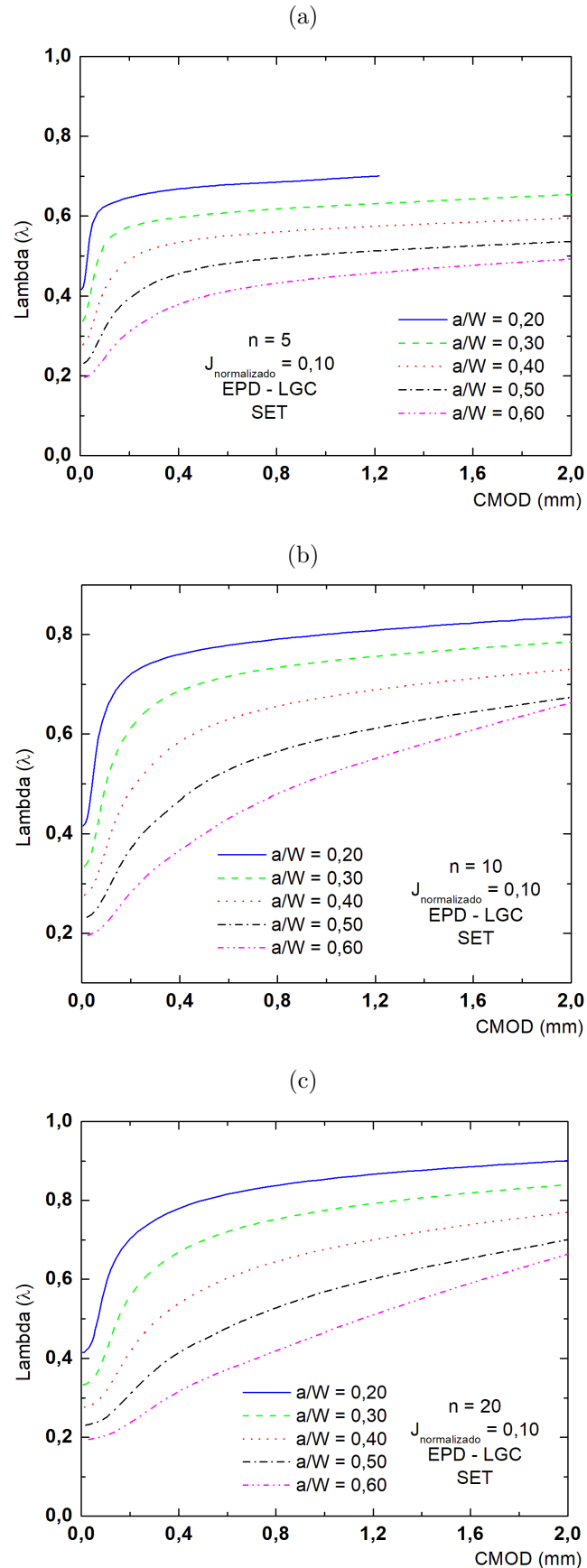
Para o caso da trinca mais profundas  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,6$ , os valores de  $\lambda$  tendem a aumentam conforme CMOD também aumenta. No entanto, não é observado em nenhum nível de carregamento uma tendência de estabilização de  $\lambda$ . Mais ainda, pode ser observado que, para maiores valores de CMOD, o  $\lambda$  calculado para  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,6$  tende a ultrapassar a curva de  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,5$ .

A Figura 62c ilustra o comportamento de lambda para materiais com baixo encruamento. Pode ser observado que o gráfico apresenta curvas semelhantes ao do material de  $n = 10$ . Nota-se que o comportamento de lambda estável é apenas observado para os modelos com tamanho de trinca de  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,20$  e  $0,30$ . Pode ser observado que conforme a trinca se torna mais profunda, o comportamento estável de lambda fica mais distante (maiores valores de CMOD).

Através dos gráficos pode ser observado que comportamento de  $\lambda$  apresenta forte dependência para ambos os parâmetros utilizados (comprimento de trinca e propriedades de encruamento). Em relação a influência do comprimento da trinca, nota-se que os valores de  $\lambda$  diminuem conforme o tamanho da trinca aumenta. Esta variação está relacionada com a capacidade da restrição a deformação plástica influenciar os níveis de deformação e deslocamento próximos da linha da trinca. Mais ainda, o fenômeno entre  $\lambda$  e tamanho da trinca também está relacionado com a alteração da posição da linha neutra no ligamento de remanescente, onde a flexão ocorre. Já para a influência das propriedades de encruamento, nota-se que os valores de  $\lambda$  aumentam para materiais com menor capacidade de encruamento. Este fenômeno está fortemente relacionado com a deformação plástica próximo da ponta da trinca.

Uma equação do parâmetro  $\lambda$ , em função do tamanho de trinca e das propriedades de encruamento foi proposta:  $\lambda = f\left(\frac{a}{W}, n\right)$ . Assim como na formulação de  $\left(\frac{z_3}{W}\right)$ , é desejável que esta equação seja derivada de uma robusta análise matemática, mantendo fácil aplicabilidade e entendimento para calcular o  $\delta_\lambda$ . Para tal, deve-se ser determinado, primeiramente, qual os valores  $\lambda$  devem ser utilizados em uma curva de ajuste. A idealização de obter os valores de lambda para condições onde o parâmetro atingiu uma estabilidade e então seus valores não variam em função de CMOD. Em outras palavras, era desejado que

Figura 62 – Relação entre lambda ( $\lambda$ ) e CMOD para os diferentes comprimentos de trinca para a)  $n = 5$ , b)  $n = 10$  e c)  $n = 20$



lambda apresentasse saturação de CMOD após os valores iniciais de carregamento. No entanto, este comportamento não é observado em todos os modelos analisados. Ao observar estes comportamentos de lambda e compará-los com as curvas da posição de rótula plástica e do parâmetro de inclinação da curva da regressão linear do flanco, é observado que os modelos que apresentaram o ponto de rótula plástica no ligamento remanescente e que a curva de inclinação foi crescente ao longo de todo o nível de carregamento, resultaram em lambdas saturados.

Por fim, a premissa escolhida para determinar quais os valores de lambda, em função do tamanho da trinca e das propriedades de encruamento, foi obter lambda através do modelo de regressão linear simples entre  $V_3$  e CMOD, conforme estabelecido pela equação 49. Um intervalo de CMOD foi definido para que efetuar a regressão linear:  $0,40 \leq CMOD \leq 2,00$ . Com relação ao limite estabelecido, a exclusão dos baixos valores de CMOD é resultante da resposta de deslocamento ser basicamente elástica, gerando uma relação não linear entre  $V_3$  e CMOD. O limite máximo de CMOD está associado ao fato do valor de  $CMOD = 2,00$  mm estar associado à níveis de carregamento próximos do valor de  $J_{normalizado} = 0,10$ . Com intuito de obedecer a definição de  $\lambda$ , foi estabelecido que o coeficiente linear (também chamado de intercepto) será nulo. A Tabela 49 apresenta os valores dos coeficientes angulares (que simboliza o  $\lambda$ ) e o R-quadrado da regressão linear. Para efeitos comparativos, uma coluna foi adicionada com os valores de  $\lambda$  retirados diretamente das curvas da Figura 62 para o  $CMOD = 2,00$  mm.

$$\lambda = \frac{V_3}{CMOD} \quad (49)$$

Como esperado, valores similares de  $\lambda$  são observados entre o calculado pela equação e o retirado dos gráficos, para  $CMOD = 2,00$  mm para todos os comprimentos de trincas e propriedades de encruamento. As pequenas diferenças reportadas ocorreram para as curvas onde não foi observada a saturação de  $\lambda$ , em termos de CMOD. Com exceção do modelo de trinca mais profunda de baixa capacidade de encruamento  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,6$  e  $n = 20$ , os valores de R-quadrados são superiores a 0,995, sugerindo que houve uma excelente aderência da regressão linear aplicada com os dados. A Figura 63 ilustra os valores de  $\lambda$  obtidos segundo equação, para todos os comprimentos de trinca e propriedades de encruamento.

Finalmente, a formulação de  $\lambda$  então foi proposta através de ajuste de curva polinomial multivariável, utilizando os dados de  $\lambda$  calculados pela equação 49 e retirados

Tabela 13 – Valores dos parâmetros da regressão linear entre  $V_3$  e CMOD e o referente lambda para  $n = 5$  utilizando a equação 49.

| Tamanho da trinca | Coef. Ang. ( $\lambda$ ) | $R^2$  | $\lambda_{curva}$ |
|-------------------|--------------------------|--------|-------------------|
| 0,20              | 0,7106                   | 0,9999 | 0,70              |
| 0,30              | 0,6688                   | 0,9994 | 0,65              |
| 0,40              | 0,6062                   | 0,9995 | 0,59              |
| 0,50              | 0,5521                   | 0,9993 | 0,53              |
| 0,60              | 0,5141                   | 0,9993 | 0,48              |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Tabela 14 – Valores dos parâmetros da regressão linear entre  $V_3$  e CMOD e o referente lambda para  $n = 10$  utilizando a equação 49.

| Tamanho da trinca | Coef. Ang. ( $\lambda$ ) | $R^2$  | $\lambda_{curva}$ |
|-------------------|--------------------------|--------|-------------------|
| 0,20              | 0,851                    | 0,9997 | 0,84              |
| 0,30              | 0,8057                   | 0,9998 | 0,79              |
| 0,40              | 0,7609                   | 0,9996 | 0,73              |
| 0,50              | 0,714                    | 0,9986 | 0,67              |
| 0,60              | 0,715                    | 0,9936 | 0,66              |

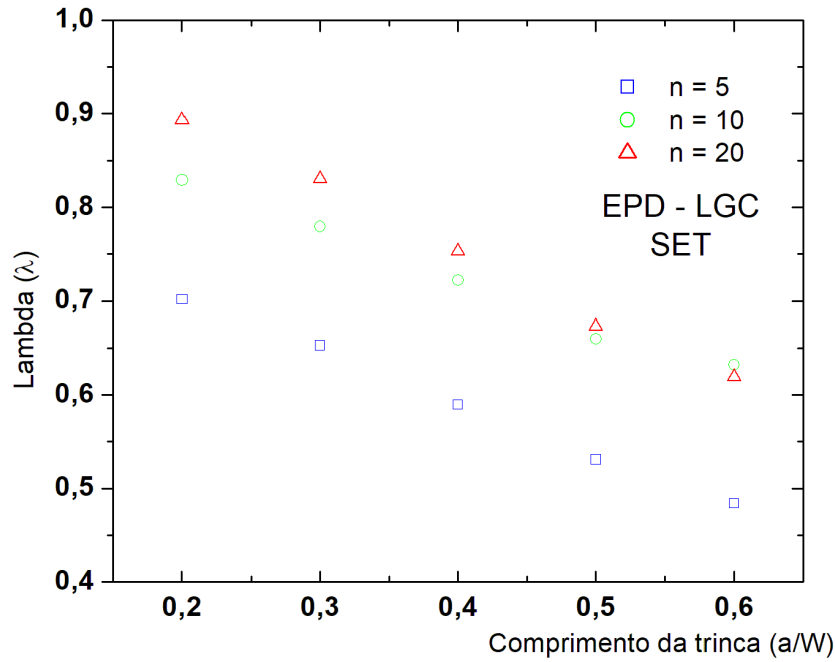
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Tabela 15 – Valores dos parâmetros da regressão linear entre  $V_3$  e CMOD e o referente lambda para  $n = 20$  utilizando a equação 49.

| Tamanho da trinca | Coef. Ang. ( $\lambda$ ) | $R^2$  | $\lambda_{curva}$ |
|-------------------|--------------------------|--------|-------------------|
| 0,20              | 0,9257                   | 0,9998 | 0,90              |
| 0,30              | 0,8743                   | 0,9995 | 0,84              |
| 0,40              | 0,8115                   | 0,9985 | 0,77              |
| 0,50              | 0,749                    | 0,9955 | 0,70              |
| 0,60              | 0,7189                   | 0,9857 | 0,65              |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Figura 63 – Valores de lambda utilizados na equação polinomial multivariável



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Tabela 16 – Coeficientes obtidos através de curva de ajuste para utilizar na equação de lambda (λ).

| Coeficientes | Valor     |
|--------------|-----------|
| $p_1$        | 0,5947    |
| $p_2$        | -0,6545   |
| $p_3$        | 0,05471   |
| $p_4$        | 0,2619    |
| $p_5$        | -0,001129 |
| $p_6$        | -0,00156  |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

das Tabelas 13, 14 e 15. A formulação de λ está presente na equação 50 e seus coeficientes estão apresentados na Tabela 16.

$$\lambda\left(\frac{a}{W}, n\right) = p_1 + p_2 \left(\frac{a}{W}\right) + p_3 \cdot n + p_4 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^2 + p_5 \cdot \left(\frac{a}{W}\right) \cdot n + p_6 \cdot n^2 \quad (50)$$

Assim, o CTOD ( $\delta_\lambda$ ) definido pela metodologia na seção 4.2 pode ser obtido utilizando apenas valores de CMOD e do comprimento da trinca atualizado pelo rasgamento

dúctil ( $a_i$ ) medidos durante ensaio de tenacidade à fratura, e dos parâmetros  $z_3$  e  $\lambda$  propostos. A limitação desta nova abordagem de medição de CTOD foi limitada aos tamanhos de trinca e propriedades de encruamento adotados na metodologia, isto é, entre  $0,20 \leq \left(\frac{a}{W}\right) \leq 0,60$  e  $5 \leq n \leq 20$ . Entretanto, variações da formulação são esperados para baixos valores de CMOD, trincas mais profundas ou materiais mais duros (menor capacidade de encruamento), onde o comportamento de  $\lambda$  não foi estável. Validações com dados experimentais para a validação da formulação de  $CTOD_\lambda$  serão apresentados nas próximas seções.

## 5.2 Avaliação do CTOD utilizando o método de células computacionais

As Figuras 64 e 65 ilustram o comportamento dos flancos da trinca para os comprimentos de trinca iniciais de  $\left(\frac{a_0}{W}\right) = 0,20$  e  $0,50$ , para os dois valores de porosidade determinados:  $f_0 = 0,005$  e  $0,025$ , para todas as propriedades de encruamento utilizadas. As Figuras apresentam duas diferentes extensões de crescimento da trinca (extinção dos elementos): 1,00 e 2,00 mm. Os demais gráficos que ilustram os flancos dos outros modelos utilizados no presente estudo estão presentes no Anexo C.

O eixo y refere-se aos valores de CTOD e o eixo x determina o flanco da trinca normalizado. Pode ser observado que existem valores negativos no eixo x. Isso decorre do fato da origem estar posicionada na ponta da trinca, de forma que os dados a frente da ponta da trinca são referentes aos elementos que serão extintos. Enquanto linhas sólidas coloridas representam o flanco deformado para diferentes propriedades de encruamento no nível de carregamento referente ao crescimento da trinca determinado (1,00 ou 2,00 mm), a linha sólida preta representa a condição inicial do flanco. Deve ser ressaltado que esta linha preta representam o flanco da trinca inicial mais os elementos que irão ser eliminados para formar o crescimento da trinca final. A posição referente a ponta da trinca original está ilustrada através do símbolo circular vermelho.

O comportamentos do flancos das trincas dos modelos numéricos são similares aos reportados para os materiais submetidos aos ensaios laboratoriais. Os flancos da trinca se comportaram como braços rígidos e rotacionaram em um ponto, dentro do ligamento remanescente ou em uma posição virtual. A ponta da trinca, inicialmente aguda (observar Figura 44c) é arredondada devido a deformação plástica, como observado nas diferentes

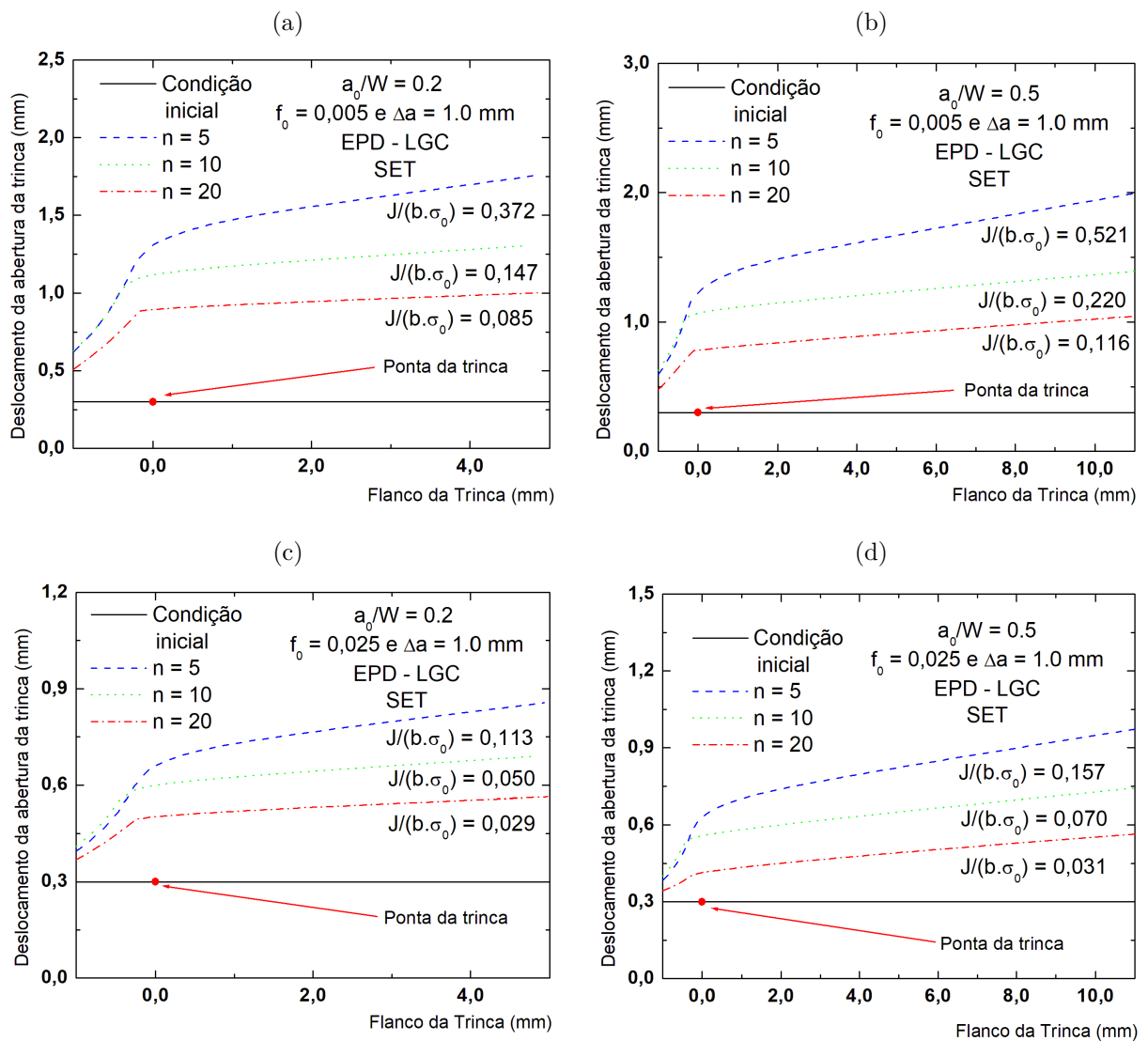
curvas das Figuras 64 e 65. Assim como no caso dos modelos estacionários, um maior nível de arredondamento da ponta da trinca ocorreu para os modelos que possuem alta capacidade propriedades de encruamento ( $n = 5$ ). Em seguida, a ponta da trinca se torna aguda novamente, conforme os elementos são eliminados (simulando uma extensão da trinca).

Outro ponto a ser destacado são os valores de Integral-J, que expressam a energia necessária para a tincar estender até o valor pré determinado ( $\Delta_a = 1,00$  ou  $2,00$  mm). Esses valores de Integral-J estão apresentados nas Tabelas 17 e 18.

Existe uma relação entre os valores de Integral-J necessárias para a extensão das trincas dos modelos de células computacionais com os valores de Integral-J utilizados para definir a metodologia MDEI, que consiste em modelos de malha focal com elementos do tipo C3D8. A comparação entre os diferentes modelos (células e elementos) não foi realizada para mesmos comprimentos de de trinca, pelo fato da extensão da trinca alterar o valor da razão  $\left(\frac{a}{W}\right)$ . Portanto, a comparação se baseou na relação de  $J_{normalizado} = \left(\frac{J}{\sigma_{ys} b_i}\right)$ , onde  $b_i$  simboliza o valor do ligamento remanescente para o determinado instante de análise.

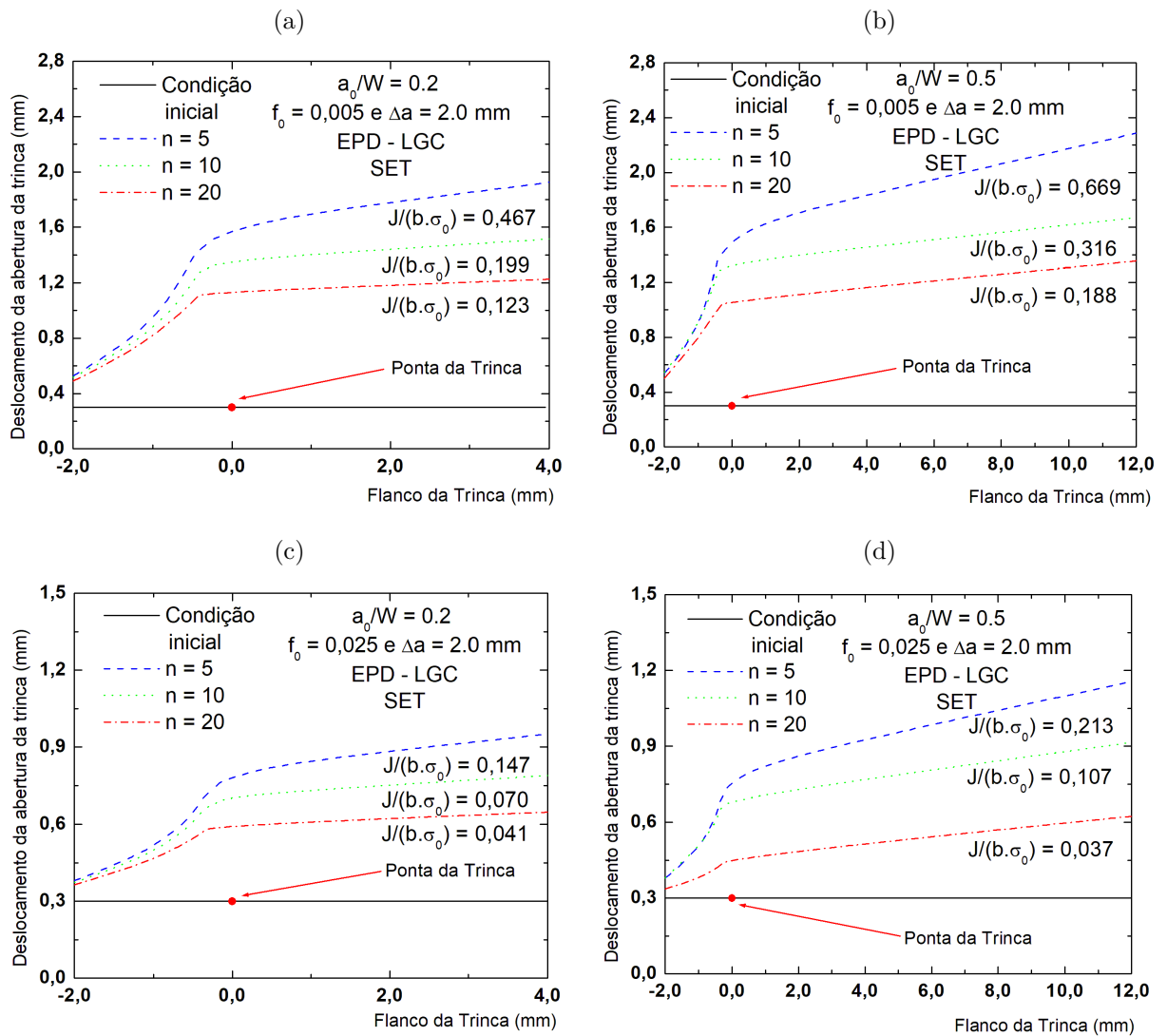
Para os modelos com alto grau de encruamento ( $n = 5$ ), os valores de  $J_{normalizado}$  ultrapassam o valor determinado como padrão:  $J_{normalizado} = 0,1$ . Para o nível de porosidade de  $f_0 = 0,005$ , o menor valor calculado ocorreu no modelo de trinca mais rasa,  $\left(\frac{a_0}{W}\right) = 0,20$  superando o valor de  $J_{normalizado} = 0,37$ . Valores mais próximos foram calculados para os casos que utilizaram o nível de porosidade de  $f_0 = 0,025$ : para o caso da extensão de trinca de ( $\Delta_a = 1,00$  mm), esses valores variaram entre 0,11 a 0,15, enquanto que para o caso de ( $\Delta_a = 2,00$  mm), a variação observada foi de 0,15 a 0,21. Para o caso dos modelos com moderado grau de encruamento ( $n = 10$ ), a melhor correspondência entre os valores de Integral-J dos diferentes modelos ocorreu apenas para o caso do comprimento de trinca de  $\left(\frac{a_0}{W}\right) = 0,50$  com extensão da trinca de  $\Delta_a = 2,00$  mm. Para os outros casos de comprimentos de trinca, para ambas extensões de trinca, os valores de  $J_{normalizado}$  são inferiores a 0,10, atingindo até a metade deste valor, como no caso de  $\left(\frac{a_0}{W}\right) = 0,20$  com extensão da trinca de  $\Delta_a = 1,00$  mm. Por fim, para o caso de modelos com baixo grau de encruamento ( $n = 20$ ), existe uma relação entre dos valores de  $J_{normalizado}$  dos modelos de malha focal com os modelos de células, para o nível de porosidade de  $f_0 = 0,005$ , para a extensão da trinca ( $\Delta_a = 1,00$  mm) e todos os comprimentos de trinca. Para os casos de ( $\Delta_a = 2,00$  mm) os valores de  $J_{normalizado}$  atingem valores entre 0,12 a 0,19.

Figura 64 – Flancos da trinca dos modelos de células computacionais para diferentes níveis de porosidade para extensão da trinca de  $\Delta a = 1,00\text{mm}$  a)  $\left(\frac{a_0}{W}\right) = 0,20$  e  $f_0 = 0,005$ , b)  $\left(\frac{a_0}{W}\right) = 0,50$  e  $f_0 = 0,005$ , c)  $\left(\frac{a_0}{W}\right) = 0,20$  e  $f_0 = 0,025$  e d)  $\left(\frac{a_0}{W}\right) = 0,50$  e  $f_0 = 0,025$



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Figura 65 – Flancos da trinca dos modelos de células computacionais para diferentes níveis de porosidade para extensão da trinca de  $\Delta a = 2,00\text{mm}$  a)  $\left(\frac{a_0}{W}\right) = 0,20$  e  $f_0 = 0,005$ , b)  $\left(\frac{a_0}{W}\right) = 0,50$  e  $f_0 = 0,005$ , c)  $\left(\frac{a_0}{W}\right) = 0,20$  e  $f_0 = 0,025$  e d)  $\left(\frac{a_0}{W}\right) = 0,50$  e  $f_0 = 0,025$



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Tabela 17 – Valores da Integral-J obtidos para atingir o crescimento da trinca em 1,00 mm

| Tamanho da trinca | $f_0 = 0,005$ |        |        | $f_0 = 0,025$ |       |        |        |
|-------------------|---------------|--------|--------|---------------|-------|--------|--------|
|                   | $\frac{a}{W}$ | n = 5  | n = 10 | n = 20        | n = 5 | n = 10 | n = 20 |
| 0,20              |               | 1847,0 | 1173,0 | 1125,0        | 560,5 | 400,6  | 382,1  |
| 0,30              |               | 1591,0 | 1109,0 | 1036,0        | 486,7 | 371,4  | 345,4  |
| 0,40              |               | 1563,0 | 1069,0 | 959,5         | 479,9 | 346,4  | 270,0  |
| 0,50              |               | 1564,0 | 1062,0 | 929,3         | 473,0 | 337,0  | 245,1  |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Tabela 18 – Valores da Integral-J obtidos para atingir o crescimento da trinca em 2,00 mm

| Tamanho da trinca | $f_0 = 0,005$ |        |        | $f_0 = 0,025$ |       |        |        |
|-------------------|---------------|--------|--------|---------------|-------|--------|--------|
|                   | $\frac{a}{W}$ | n = 5  | n = 10 | n = 20        | n = 5 | n = 10 | n = 20 |
| 0,20              |               | 2198,7 | 1502,0 | 1545,8        | 692,7 | 523,9  | 518,4  |
| 0,30              |               | 1853,3 | 1391,3 | 1439,7        | 590,6 | 492,2  | 432,6  |
| 0,40              |               | 1854,5 | 1407,4 | 1398,7        | 578,0 | 470,0  | 332,5  |
| 0,50              |               | 1839,7 | 1393,1 | 1380,0        | 587,2 | 472,4  | 274,7  |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

A Figura 66 ilustra simulações das curvas de rasgamento dúctil, em termos de Integral-J, para os comprimentos de trinca  $\left(\frac{a_0}{W}\right) = 0,2$  e  $0,5$ , todas as propriedades de encruamento e os dois níveis de porosidade. As demais curvas de resistência, referentes aos outros comprimentos de trinca, estão presentes no Anexo C.

As linhas apresentam um comportamento singular. A evolução da Integral-J de forma linear (vertical e horizontalmente) ilustradas nas curvas é decorrente do fato da evolução da extensão da trinca ser relacionado com a exclusão dos elementos no ligamento remanescente. O crescimento da trinca é simulado através da exclusão dos elementos a frente da ponta da trinca, ou seja, a evolução do crescimento da trinca é expressa de 0,20 em 0,20 mm, cada vez que um elemento é excluído.

De forma óbvia, um maior valor de energia é necessária para que o processo de crescimento de trinca se inicie para os modelos com menor valor de porosidade. Mais ainda,

os valores de Integral-J necessários para o início do crescimento da trinca são superiores para as trincas mais rasas com alto grau de encruamento.

Dois diferentes comportamentos das curvas da Integral-J em função do crescimento de trinca foram observado nas curvas da Figura 66. Para os modelos com menor nível de porosidade ( $f_0 = 0,005$ ), assim que o primeiro elemento foi extinto pode ser observado um comportamento de crescimento estável dos valores de Integral-J. Pode-se dizer, deste modo, que o modelo simulou um ensaio laboratorial onde o crescimento da trinca foi extremamente controlado. Já os modelos com maior nível de porosidade de ( $f_0 = 0,025$ ), é observado uma tendência oposta dos valores de Integral-J: após o primeiro elemento ter sido extinto, a trinca se estende com baixos aumentos do valores de Integral-J. Mais ainda, a energia necessária para que a trinca atinja a maior extensão estudada ( $\Delta_a = 2,00$  mm) não variou de forma significativa, comparando-se aos valores após o primeiro elemento ser extinto. Esta característica é mais pronunciada para o modelo com a trinca mais profunda e baixo grau de encruamento.

As Figuras 67 ilustram o comportamento da Integral-J em função do CMOD para todos os comprimentos de trinca, propriedades de encruamento e nível de porosidade. Pode ser observado o crescimento estável de Integral-J conforme aumenta o valor de CMOD, associado ao nível de carregamento remotamente aplicado. Mais ainda, as curvas de diferentes níveis de porosidade se sobrepõe entre si, para o mesmo comprimento de trinca, até um determinado nível de carregamento. Em seguida, um certo desvio nos valores de Integral-J é observado para os modelos com maior nível de porosidade ( $f_0 = 0,025$ ), resultando em um decréscimo dos valores necessários de Integral-J para atingir o mesmo valor de CMOD. Este comportamento está associado com o início do crescimento da trinca, de forma que conforme a extensão aumenta, uma menor energia de Integral-J é necessária para atingir o valor de CMOD. Deve ser ressaltado que este fenômeno não está relacionado com a eliminação do primeiro elemento à frente da trinca, mas sim, a uma contínua eliminação dos elementos. Segundo os dados obtidos, na maioria dos modelos, este fenômeno ocorreu quando o terceiro elemento era extinto.

Através da Figura 67, pode ser observado que os modelos com menor nível de porosidade não apresentaram o desnível acima reportado. Deve ser notado, entretanto, que os limites superiores dos gráficos, referentes ao eixo y (Integral-J) são inferiores aos valores referentes a extinção de 3 elementos (valor associado ao ponto onde o desnível começou para o nível de porosidade de  $f_0 = 0,025$ ).

Figura 66 – Comportamento da Integral-J em função do crescimento da trinca para os diferentes níveis de porosidade para a)  $n = 5$ , b)  $n = 10$  e c)  $n = 20$

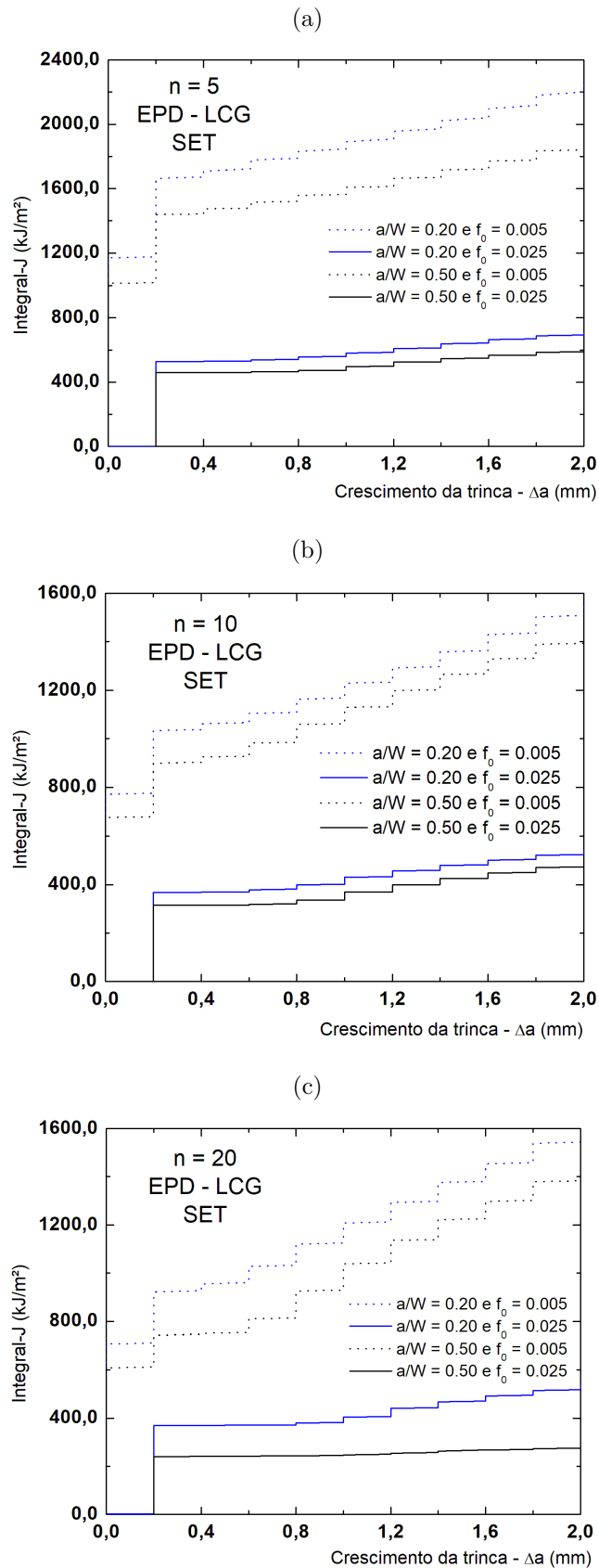
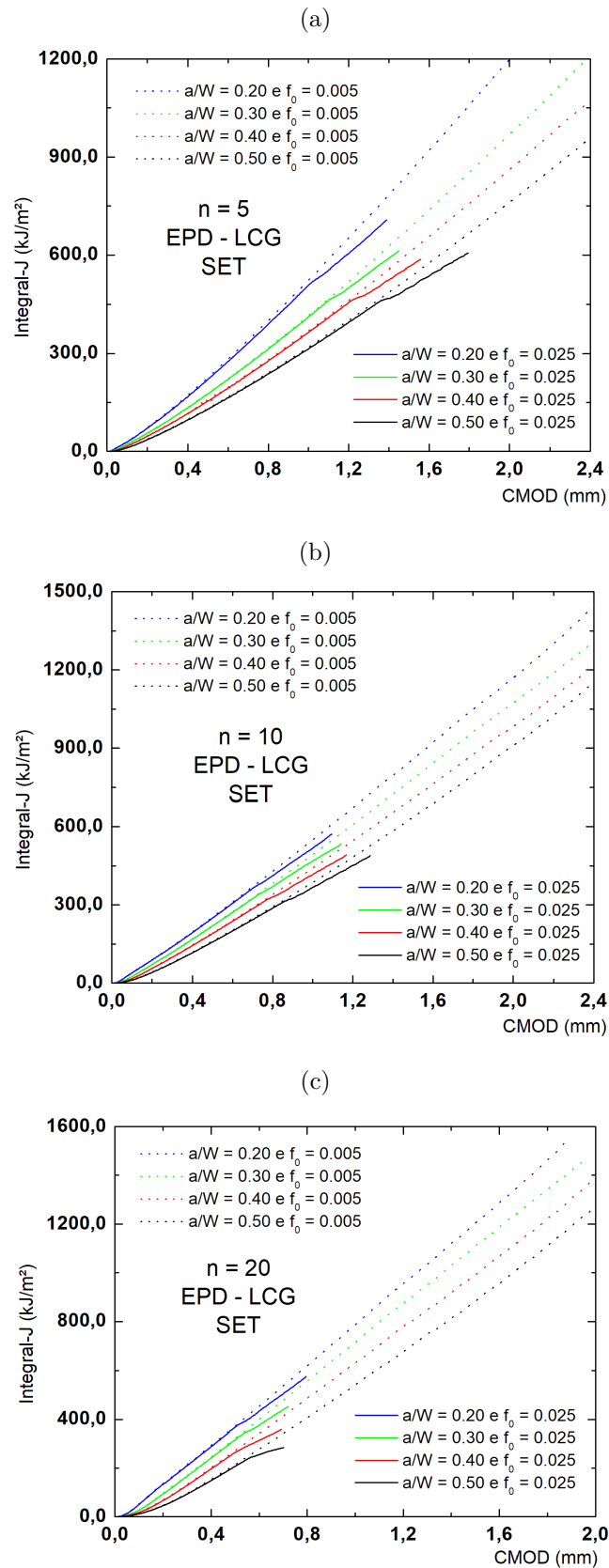


Figura 67 – Comportamento da Integral-J em função do CMOD para os diferentes comprimentos de trinca e níveis de porosidade para a)  $n = 5$ , b)  $n = 10$  e c)  $n = 20$



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Uma análise comparativa entre o modelo de células computacionais e de malha focal do comportamento da Integral-J, em função do CMOD, será apresentada a seguir. Para cada modelo de célula computacional, dois modelos estacionários foram realizados, onde o comprimento da trinca dos modelos estacionários são referentes à extensão final do crescimento da trinca. A Figura 68 ilustra o procedimento acima descrito: dois modelos de células computacionais com tamanho de trinca inicial  $\left(\frac{a_0}{W}\right) = 0,20$  (com dois níveis de porosidade) e dois modelos de malha focais, com tamanho de trinca de  $\left(\frac{a}{W}\right) = 0,24$  e  $0,28$ , que representam as extensões da trinca equivalente a  $\Delta_a = 1,00$  e  $2,00$  mm. A Figura 69 ilustra o comportamento do comprimento inicial da trinca da célula computacional de  $\left(\frac{a_0}{W}\right) = 0,50$ . Os demais gráficos, com as curvas dos modelos com os outros comprimentos de trinca estão apresentados no anexo C.

O eixo das ordenadas apresenta o valor da Integral-J normalizado através de um parâmetro dimensional e uma propriedade mecânica: o ligamento remanescente e a tensão de escoamento,  $\sigma_{ys}$ . Para o caso dos modelos de células computacionais, onde o crescimento de trinca altera o valor do ligamento remanescente, este parâmetro foi monitorado e atualizado para cada nível de carregamento.

Através dos gráficos das Figuras 68 e 69, pode ser observado que as curvas que simbolizam os modelos estacionários são muito similares e quase se sobrepõe entre si, ao longo de todo o carregamento aplicado. Isto mostra que o comportamento da Integral-J não variou significativamente para a baixa variação dimensional do comprimento da trinca (variação de 1,00 mm). Portanto, o fenômeno de inflexão e redução dos valores de Integral-J está associado a influência que a eliminação dos elementos resultam no estado de tensão e deformação no ligamento remanescente. Assim como observado anteriormente, as curvas de Integral-J em função de CMOD para os diferentes níveis de porosidade sobrepõe entre si. Como citado anteriormente, é evidente que existe uma relação linear para o conjunto de valores entre Integral-J e CMOD, para uma mesma extensão de trinca ( $\Delta_a$ ). Em outras palavras, diversos comportamentos lineares foram observados para o caso dos modelos com crescimento de trinca, quando os dados são isolados para um determinado tamanho de trinca incremental.

Ao comparar o comportamento da Integral-J, em função de CMOD, para os diferentes tipos de modelos estudados, duas características são destacadas: para os níveis iniciais de carregamento, todas as curvas de Integral-J se sobrepõe, uma vez que não

existiu nenhum crescimento de trinca. No entanto, uma significativa dispersão da tendência entre as curvas ocorreu, para maiores níveis de carregamento, associadas ao crescimento da trinca.

Portanto, a avaliação dos valores de CTOD utilizando as presentes definições da literatura, como o CTOD obtido pelo intercepto de  $90^\circ$  na ponta da trinca original, podem não estimar com precisão os valores de tenacidade à fratura do parâmetro físico. Assim, a próxima subseção apresentará uma definição mais conciliadora com o parâmetro energético Integral-J.

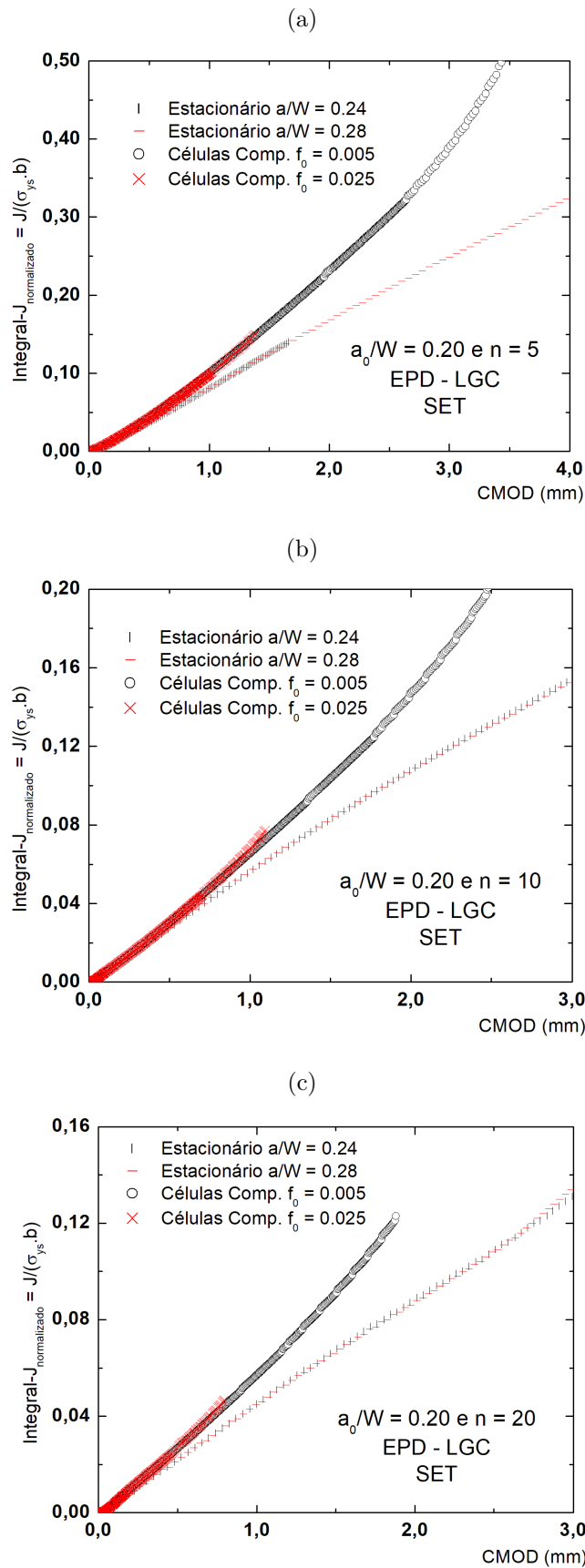
### 5.2.1 Definição de CTOD para trincas em crescimento

As Figuras 72, 73, 74 e 75 ilustram a comparação entre flancos da trinca com modelos simulando crescimento de trinca e modelos de trinca estacionária, para os comprimentos de trinca  $\left(\frac{a_0}{W}\right) = 0,20$  e  $0,50$ , para todas as propriedades de encruamento e níveis de porosidades apresentadas na metodologia da seção 4.4, para os dois valores de extensão de trinca até aqui apresentados  $(\Delta_a) = 1,00$  e  $2,00$  mm. Os gráficos das Figuras ilustram a energia utilizada para que um modelo de células computacionais atinja o mesmo comprimento final de um modelo de trinca estacionária. Este nível de carregamento é representado pela relação  $\left(\frac{J}{b \cdot \sigma_0}\right)$ . Alguns exemplos são ilustrados nas Figuras 64, 65, 118 e 119.

A curva ilustra pela linha sólida azul é referente ao modelo de células computacionais para uma determinada extensão da trinca  $(a_0 + \Delta_a)$ . Com intuito de entender melhor a relação entre os modelos do caso estacionário em crescimento, a posição da ponta da trinca foi deslocada para a extensão final do crescimento da trinca, de forma que os flancos se alinharam e uma correlação é visualmente destacada. Este procedimento está ilustrado na Figura 70, onde o flanco da trinca referente ao modelo estacionário está ilustrado por linhas vermelhas e o o flanco da trinca do modelo de células computacionais está ilustrado por linhas pretas. Setas em cor verde representam o sistema de coordenadas utilizados nas análises comparativas entre os diferentes modelos.

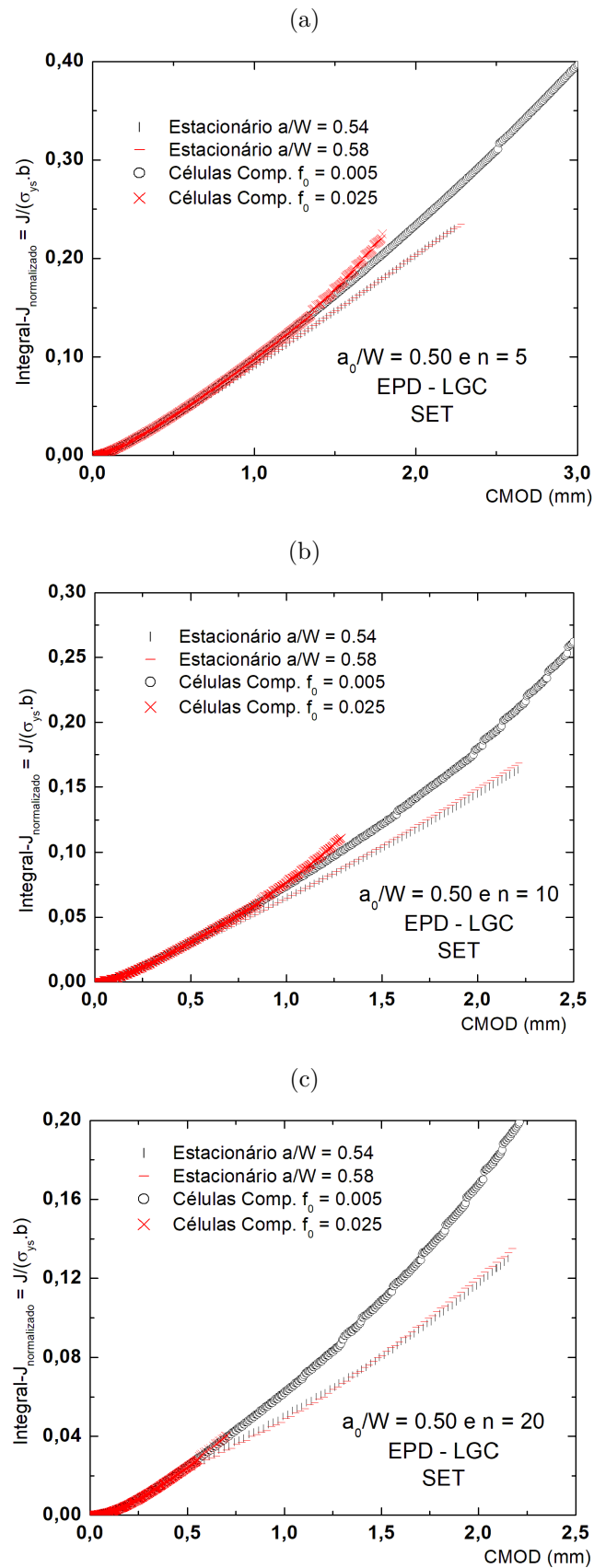
Os símbolos circulares pretos, acompanhados de uma linha pontilhada preta são referentes ao flanco da trinca deformada e a regressão linear entre o deslocamento nodal

Figura 68 – Comportamento da Integral-J entre os modelos com células computacionais e malha focal para trinca rasa para a)  $n = 5$ , b)  $n = 10$  e c)  $n = 20$



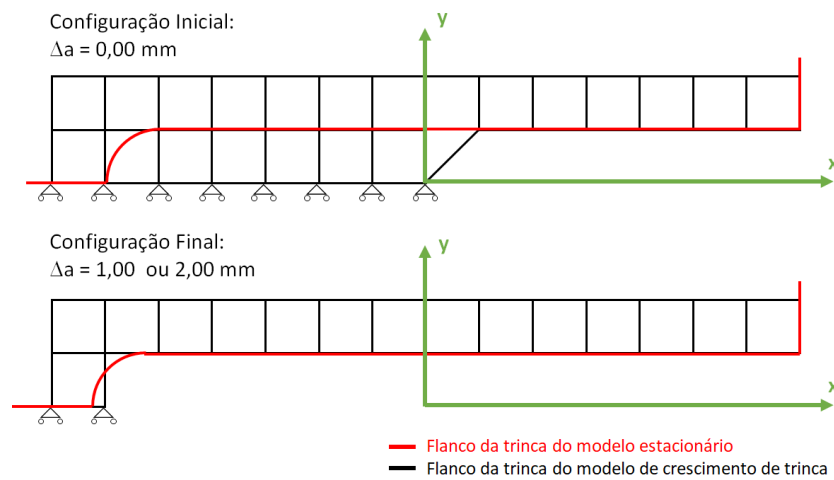
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Figura 69 – Comportamento da Integral-J entre os modelos com células computacionais e malha focal para trinca profunda para a)  $n = 5$ , b)  $n = 10$  e c)  $n = 20$



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Figura 70 – Ilustração do posicionamento dos flancos da trinca a fim de comparar os modelos de trinca estacionária e de trinca em crescimento



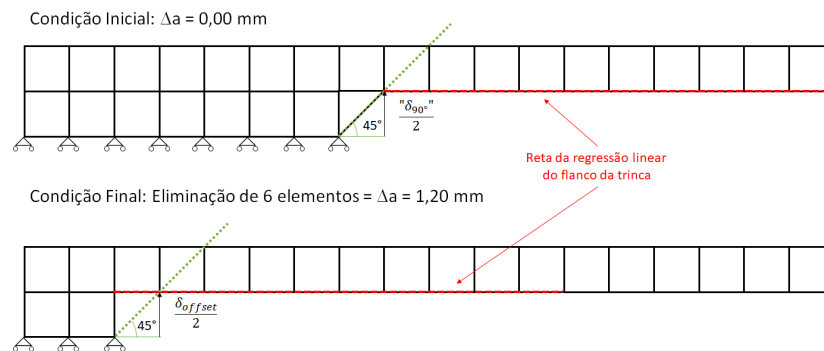
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

do flanco e sua posição do modelo de trinca estacionária. A linha referente à regressão será utilizada para definir o CTOD pelo intercepto de  $90^\circ$ .

Duas linhas auxiliares foram adicionadas para facilitar a análise do estudo: a linha pontilhada rosa, que tem origem no valor referente à extensão da trinca o comprimento de trinca (1,00 ou 2,00 mm) é referente a linha de  $45^\circ$  utilizada para interceptar a regressão linear do flanco e estabelecer o ponto de medição do CTOD. A linha pontilhada vermelha define o valor de CTOD obtido pela conversão da Integral-J para o mesmo instante de carregamento utilizado para definir as outras curvas. Foi adotado a formulação de  $m$  proposta por Sarzosa (SARZOSA; RUGGIERI, 2015) para converter os valores de Integral-J em CTOD.

Por fim, os símbolos circulares verdes, acompanhados da linha pontilhada verde, são referentes a nova proposição de CTOD sugerida no presente estudo e sua regressão linear. Esta nova definição de CTOD foi chamada de  $CTOD_{offset}$  e será abordada nos próximos parágrafos.

O eixo y apresenta os valores de deslocamento retirados dos nós, em mm, e representa metade do valor do deslocamento da abertura da trinca (COD) para a posição do flanco em que o símbolo ou linha está posicionado. Já o eixo x apresenta a posição do flanco da trinca, onde o valor zero simboliza a posição da ponta da trinca original (nível de carregamento nulo). Para o comportamento dos modelos de células computacionais, os valores negativos descrevem o comportamento de deslocamento onde os elementos foram extintos.

Figura 71 – Ilustração da abordagem de definição do  $CTOD_{offset}$ 

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

A Figura 71 ilustra a abordagem adotada para obter o  $CTOD_{offset}$ . O conceito adotado se baseia no intercepto de  $90^\circ$ , ou seja, o CTOD é determinado por meio de intersecção de uma reta auxiliar com a curva resultante de regressão linear do flanco deformado. A regressão linear foi realizada utilizando os dados de deslocamento do flanco da trinca original (antes da extensão de elementos), com a posição do flanco deslocada para a extensão final da trinca. A reta auxiliar de  $45^\circ$  também foi originária da posição do último elemento eliminado. A Figura é apenas uma ilustração e não leva em conta as rotações resultantes do carregamento aplicado.

Assim como observado pelas curvas comparativas entre Integral-J e CMOD, os flancos da trinca entre o modelo estacionário e o modelo de crescimento de trinca apresentam uma significativa discrepância diferença entre si. Esta diferença é menos acentuada para os modelos com maior nível de porosidade.

Como esperado, a proposição sugerida resulta em valores de CTOD mais similares aos das outras definições de CTOD. Ainda assim, os resultados referentes aos modelos com menor nível de porosidade ( $f_0 = 0,005$ ) são significativamente distantes dos valores de CTOD obtidos segundo o conceito do intercepto de  $90^\circ$  do modelo de trinca estacionária, independente do comprimento da trinca e das propriedades de encruamento, para ambas extensões de trinca  $\Delta a = 1,00$  e  $2,00$  mm. Já foi citado que menores valores de porosidade exigem maiores energias para atingir as determinadas extensões de trinca. Isso reflete em maiores valores de  $J_{normalizado}$  que resultam em maior perfil do flanco da trinca mais deformado e, por consequente, maiores valores de  $CTOD-90^\circ$ . Em contraste, em termos gerais, a proposição do  $CTOD_{offset}$  é similar aos valores provindos da conversão da Integral-J. Este comportamento é esperado, pois o parâmetro reflete os estados de deformação existentes próximos da ponta da trinca.

Para o caso dos modelos com maior nível de porosidade ( $f_0 = 0,025$ ), uma boa concordância, em termos gerais, é observada para ambas as definições de CTOD (intercepto de  $90^\circ$  e conversão de Integral-J), para todos os comprimentos de trinca, todas as propriedades de encruamento ( $n = 5, 10$  e  $20$ ). Não foi observada nenhuma dependência da definição do  $CTOD_{offset}$  com o comprimento inicial da trinca, com as propriedades de encruamento ou com a extensão da trinca.

### 5.3 Resultados Experimentais

Os resultados experimentais foram particionados em duas subseções e os resultados experimentais estão agrupados em função da metodologia de medição. Deste modo, os resultados provenientes das medições dos extensômetros foram nominados como resultados dos método convencional. Já os resultados derivados dos métodos ópticos por DIC e réplica por silicone foram nominados como resultados dos métodos não convencionais.

Sete corpos de prova foram ensaiados para observar o rasgamento dúctil do aço SAR80: quatro corpos de prova (CP1, CP2, CP3 e CP4) foram ensaiados no La. SOETE e apresentam resultados para ambos os métodos convencionais e não convencionais. Três corpos de prova (CP5, CP6 e CP7) foram ensaiados no Lab. LMO e apenas resultados convencionais podem ser retirados. Mais ainda, os resultados provenientes dos ensaios dos corpos de prova CP1, CP3 e CP5 foram descartados devido a alguns problemas nos ensaios: problema relacionado com a máquina de ensaio; problema associado com a metodologia de medição do comprimento de trinca pelo método da flexibilidade elástica. Além disso, seguindo as recomendações da norma BS8571, alguns critérios dimensionais de comprimento da trinca final não foram atingidos para que os ensaios desses corpos de prova sejam qualificados (rasgamento dúctil insuficiente).

#### 5.3.1 Resultados dos Métodos Convencionais

A Figura 76 ilustra as relações entre a carga, em kN, em função do deslocamento da boca da trinca (CMOD), em mm, obtidos através da gravação dos dados para os corpos de prova CP2, CP4, CP6 e CP7. Como esperado, o comportamento elástico dos diferentes corpos de prova são similares entre si. Mais ainda, podem ser observado o que o valor

Figura 72 – Comparação das diferentes proposições de CTOD através dos flancos da trinca para  $\frac{a_0}{W} = 0,20$  e porosidade de  $f_0 = 0,005$  para a)  $n = 5$  e  $\Delta_a = 1,00mm$ , b)  $n = 5$  e  $\Delta_a = 2,00mm$ , c)  $n = 10$  e  $\Delta_a = 1,00mm$ , d)  $n = 10$  e  $\Delta_a = 2,00mm$ , e)  $n = 20$  e  $\Delta_a = 1,00mm$  e f)  $n = 20$  e  $\Delta_a = 2,00mm$

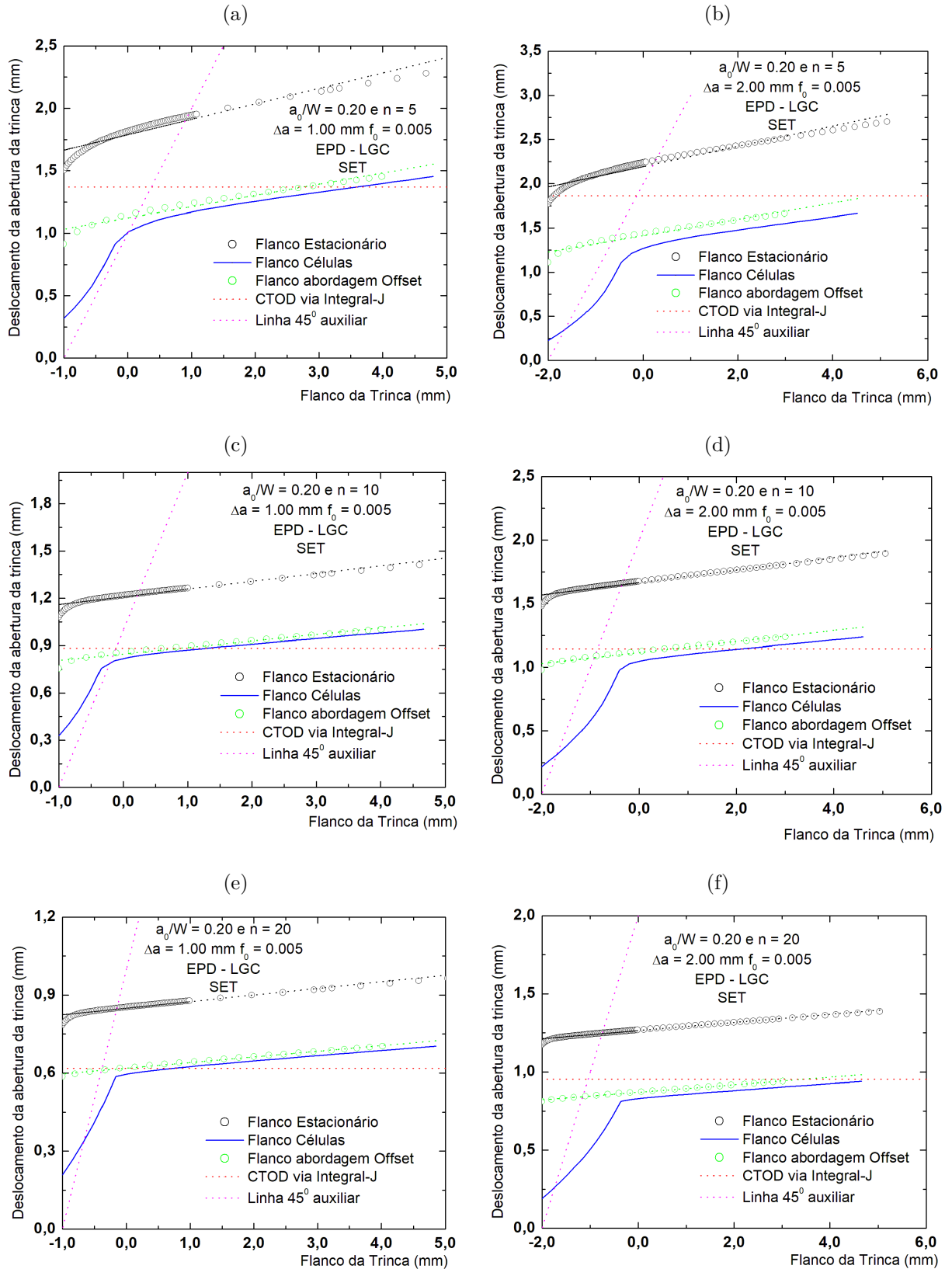


Figura 73 – Comparação das diferentes proposições de CTOD através dos flancos da trinca para  $\frac{a_0}{W} = 0,20$  e porosidade de  $f_0 = 0,025$  para a)  $n = 5$  e  $\Delta a = 1,00mm$ , b)  $n = 5$  e  $\Delta a = 2,00mm$ , c)  $n = 10$  e  $\Delta a = 1,00mm$ , d)  $n = 10$  e  $\Delta a = 2,00mm$ , e)  $n = 20$  e  $\Delta a = 1,00mm$  e f)  $n = 20$  e  $\Delta a = 2,00mm$

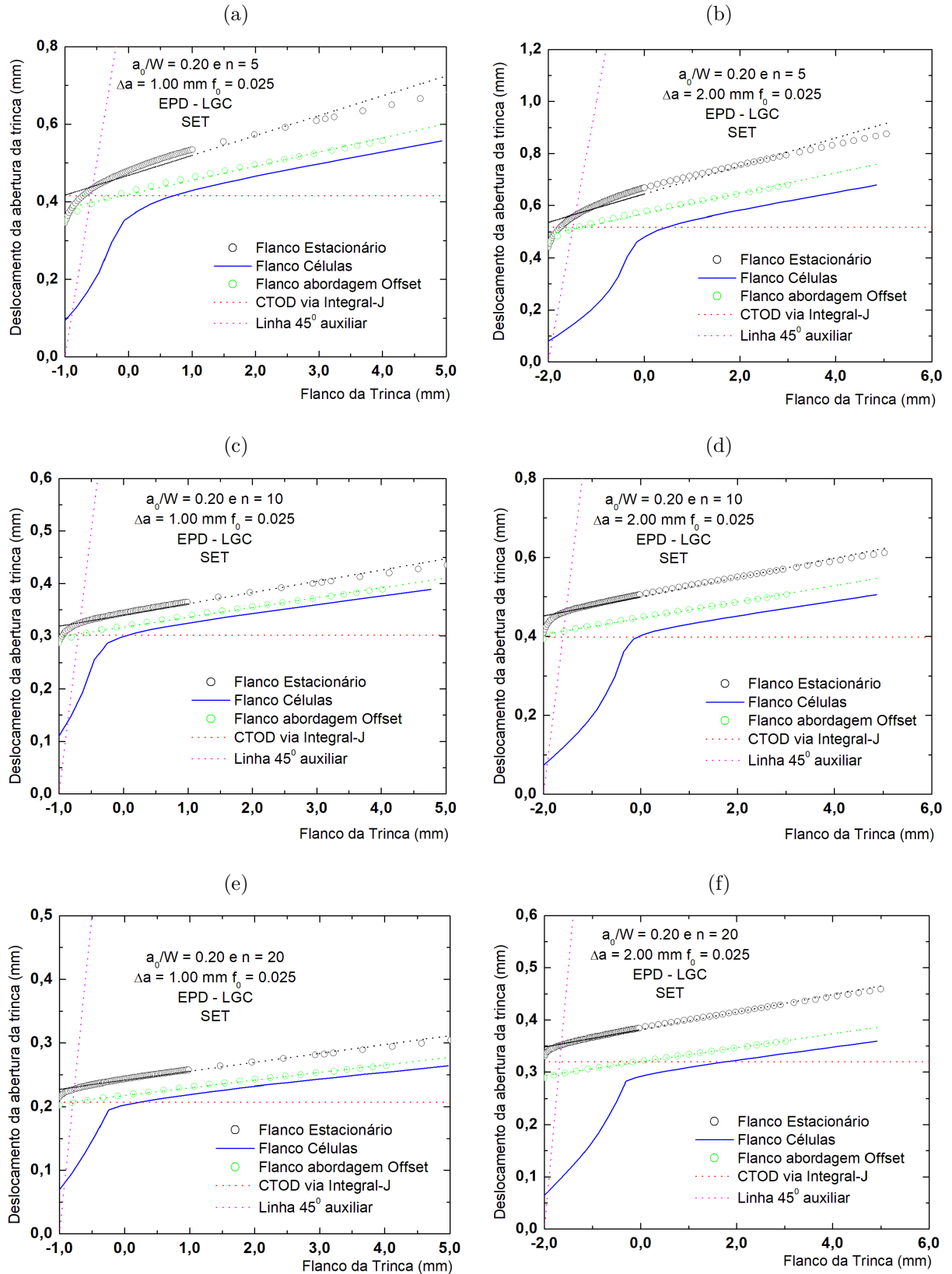


Figura 74 – Comparação das diferentes proposições de CTOD através dos flancos da trinca para  $\frac{a_0}{W} = 0,50$  e porosidade de  $f_0 = 0,005$  para a)  $n = 5$  e  $\Delta_a = 1,00mm$ , b)  $n = 5$  e  $\Delta_a = 2,00mm$ , c)  $n = 10$  e  $\Delta_a = 1,00mm$ , d)  $n = 10$  e  $\Delta_a = 2,00mm$ , e)  $n = 20$  e  $\Delta_a = 1,00mm$  e f)  $n = 20$  e  $\Delta_a = 2,00mm$

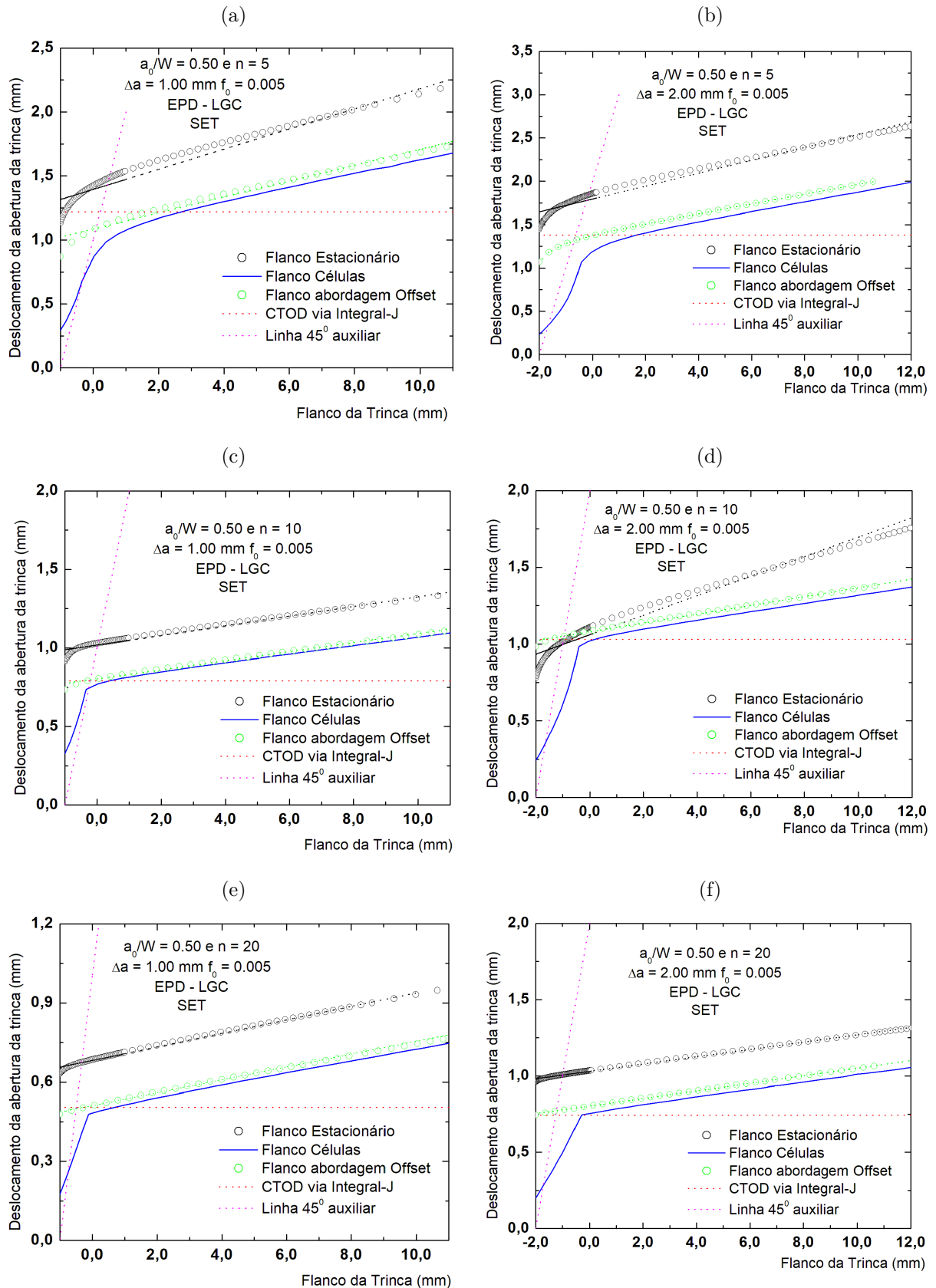


Figura 75 – Comparação das diferentes proposições de CTOD através dos flancos da trinca para  $\frac{a_0}{W} = 0,50$  e porosidade de  $f_0 = 0,025$  para a)  $n = 5$  e  $\Delta_a = 1,00mm$ , b)  $n = 5$  e  $\Delta_a = 2,00mm$ , c)  $n = 10$  e  $\Delta_a = 1,00mm$ , d)  $n = 10$  e  $\Delta_a = 2,00mm$ , e)  $n = 20$  e  $\Delta_a = 1,00mm$  e f)  $n = 20$  e  $\Delta_a = 2,00mm$

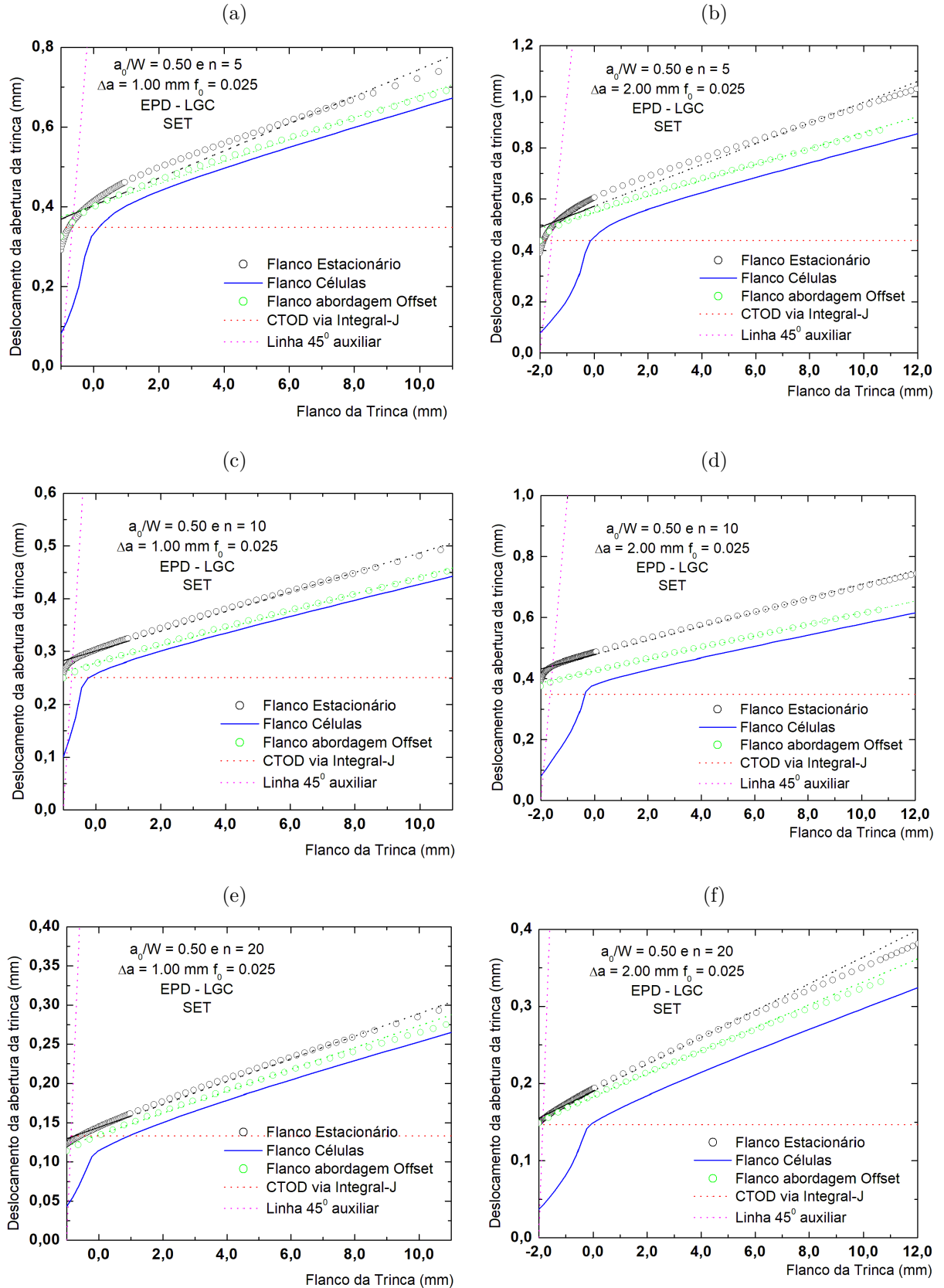
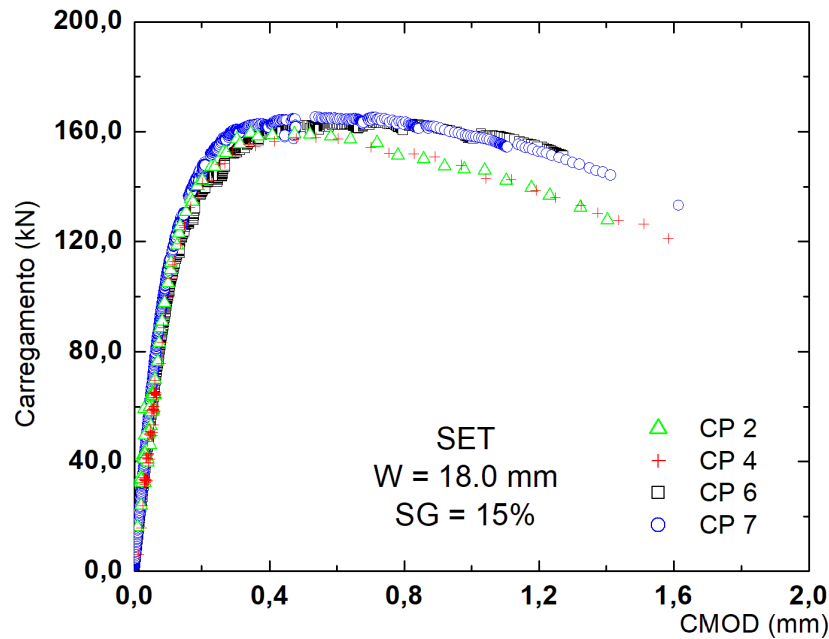


Figura 76 – Curvas experimentais de carregamento-deslocamento dos corpos de prova CP2, CP4, CP6 e CP7



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

máximo de carga atingida foi de 165,30 kN e a variação de carga máxima entre os corpos de prova variou 4,50 %.

A despeito do comportamento plástico das curvas de carga-CMOD, os corpos de prova CP2 e CP4 apresentam o comportamento desejado para um ensaio de tenacidade à fratura em materiais tenazes: após o valor de carga máxima ser atingido, ela diminui conforme o fenômeno de rasgamento da trinca ocorre. Destaca-se que este comportamento é mais sutil para os corpos de prova CP6 e CP7. Por fim, não houve significativas diferenças entre os dados reportados nas curvas de carga-deslocamento dos corpos de prova ensaiados segundo o mesmo procedimento (CP2xCP4 e CP6xCP7).

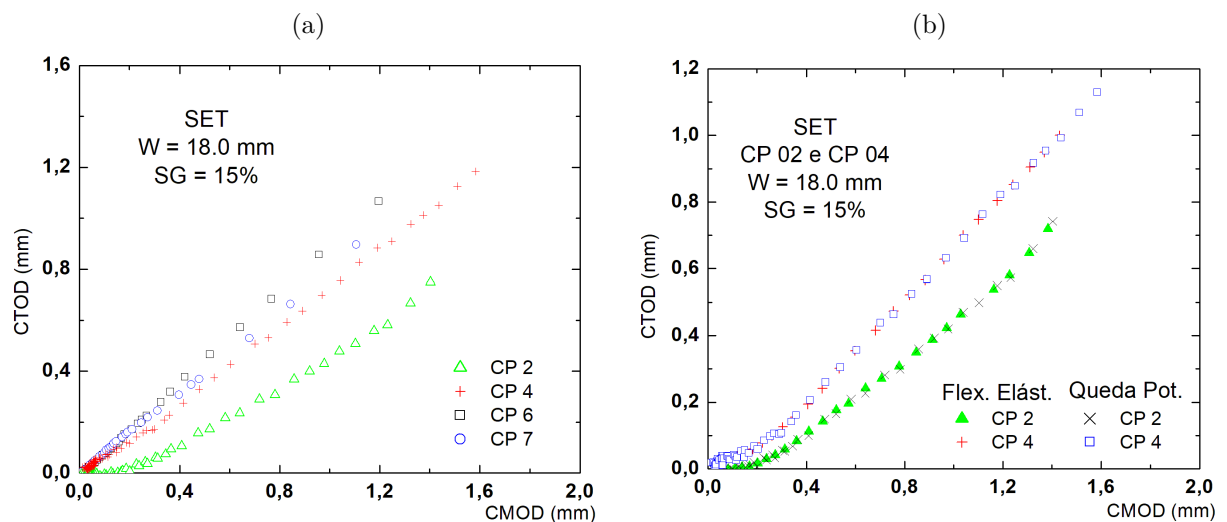
A Figura 77a ilustra o comportamento dos valores de CTOD, obtidos pela gravação dos extensômetros e calculados pelo método dos dois extensômetros, em função do CMOD, para todos os corpos de prova. Pode ser observado que três corpos de prova (CP4, CP6 e CP7) apresentam um comportamento similar entre si. Mais ainda, o esperado comportamento linear entre CTOD e CMOD é observado ao longo do crescente aumento dos níveis de carregamento. A relação linear entre CMOD e CTOD foi calculada através da regressão linear entre os dois parâmetros, afinal, pode-se definir que CTOD é uma porção do CMOD. Os valores dos coeficientes calculados estão apresentados na Tabela 19, comprovando a similaridade do comportamento entre os corpos de prova CP4, CP6 e CP7.

Tabela 19 – Coeficientes lineares obtidos entre CTOD e CMOD obtidos pelos resultados experimentais

| Corpo de Prova | Coeficiente Linear |
|----------------|--------------------|
| CP 2           | 0,5745             |
| CP 4           | 0,7354             |
| CP 6           | 0,8253             |
| CP 7           | 0,7948             |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Figura 77 – Curvas experimentais dos corpos de prova CP2, CP4, CP6 e CP7 a) Curvas de CTOD em função do CMOD e b) Comparação entre os métodos: flexibilidade elástica e queda de potencial através dos parâmetros CTOD e CMOD



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

A Figura 77b ilustra a comparação das diferentes metodologias de obtenção do deslocamento da abertura da trinca (flexibilidade elástica e queda de potencial por corrente direta) para os corpos de prova CP2 e CP4. A sobreposição dos valores calculados confirma que os diferentes métodos de obtenção dos dados resultam em similares valores de deslocamento.

Por fim, as curvas de resistência em termos de CTOD estão apresentadas na Figura 78, com a inclusão da curva de CTOD-lambda, obtida pela metodologia apresentada na seção 5.1.6. Uma linha vertical tracejada com o valor final do tamanho de trinca medido através de microscopia óptica do corpo de prova já fraturado também está ilustrada nos gráficos. O rasgamento dúctil final medido através de microscopia óptica dos corpos de prova foram

4,04, 4,22 e 2,14 mm, para CP2, CP4 e CP6, respectivamente. O comprimento final da trinca no CP7 não foi medido após o final do ensaio.

O ensaio de tenacidade do CP7 sofreu uma instabilidade de carga durante o ensaio, resultando em uma fratura catastrófica. Deste modo, houve separação dos flancos da trinca, não permitindo a oxidação da superfície de fratura, processo necessário para permitir o comprimento final do rasgamento. Consequentemente, o tamanho final da trinca não pode ser determinado pelo método das nove medidas e a linha vertical que ilustra o tamanho final do comprimento da trinca não é ilustrada na Figura 78d.

Segundo a norma BS 8571 o comprimento máximo da trinca sugerido segue a fórmula:  $0.2b_0 = 2,42$  mm, onde  $b_0$  significa o comprimento inicial do ligamento remanescente da trinca. Ao comparar este valor sugerido com os valores de comprimento final medidos ou estimados, apenas os corpos de prova CP6 e CP7 seriam dados validados segundo a norma. No entanto, a grande extensão dimensional do rasgamento da trinca foi feito intencionalmente, com o objetivo de facilitar a injeção do silicone (utilizado no método da réplica). Devido a limitação física do dispositivo de aplicação do silicone, é desejado uma maior abertura da boca da trinca, que é atingido para maiores valores de comprimento de trinca. Ao comparar os resultados de comprimento de trinca final obtidos por microscopia óptica com os valores calculados pelo métodos de flexibilidade elástica, as diferenças entre si foram de 17,6%, 54,2% e 3,1%, para os corpos de prova CP2, CP4 e CP6, respectivamente. O comportamento obtido pelo CP4 não é esperado para um material com elevado grau de encruamento e pode ser atribuído ao rasgamento não uniforme ao longo da espessura do corpo de prova. Se fosse considerada apenas o menor valor da extensão da trinca do CP4, a diferença seria reduzida para 11,1%.

Em termos gerais, as curvas de CTOD-R apresentam as características já observadas na literatura (SARZOSA *et al.*, 2017; SARZOSA; RUGGIERI, 2014a; WEEKS; LUCON, 2014): a curva de CTOD obtida pelo método dos dois extensômetros superestima a curva dos valores de CTOD obtidos pela conversão da Integral-J, a partir do crescimento de trinca superior a 1,00 mm. O comportamento superestimado de CTOD está relacionado com a influência do conceito da rótula plástica associada ao método dos dois extensômetros. A atribuição apenas geométrica deste método, não considerando as propriedades mecânicas na deformação plástica que ocorre na região da ponta da trinca. Para materiais com baixa capacidade de encruamento, os altos níveis de deformação se restringem na ponta da trinca, causando o arredondamento da ponta da trinca. Neste caso, os valores de CTOD

Tabela 20 – Coeficientes obtidos das curvas de ajustes propostas dos dados das curvas de CTOD-R

| Coeficientes                     | CP2   | CP4   | CP6   | CP7   |
|----------------------------------|-------|-------|-------|-------|
| CTOD via dois extensômetros      |       |       |       |       |
| L                                | 0,338 | 0,605 | 0,640 | 0,529 |
| x                                | 0,628 | 0,452 | 0,638 | 0,691 |
| CTOD via conversão da Integral-J |       |       |       |       |
| L                                | 0,348 | 0,451 | 0,495 | 0,442 |
| x                                | 0,369 | 0,360 | 0,702 | 0,740 |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

via método dos dois extensômetros são similares aos valores do CTOD via conversão da Integral-J. Já para materiais com alta capacidade de encruar, a deformação plástica não é apenas restrita na ponta da trinca para o arredondamento, mas se espalha para as superfícies da trinca. Desta forma, o CTOD calculado em função do estado de deformações é subestimado comparado com o CTOD medido por relações triangulares afastados da ponta da trinca.

A norma BS 8571 sugere a construção de uma linha de ajuste para comparar os dados de CTOD e curvas de limite inferior e superior utilizada nas avaliações de integridade estrutural. A equação desta curva de ajuste deve ser da forma:  $CTOD = m + L (\Delta a)^x$  e estes coeficientes  $x$  e  $L$  calculados estão apresentados na Tabela 20. Segundo a norma, o coeficiente  $m$  deve ter valor nulo. Para a mesma metodologia de medição, os coeficientes obtidos das curvas de ajustes são similares entre si, com exceção do CP2.

Com relação a evidente diferente dos valores de CTOD obtidos pelas duas diferentes metodologias de medição, a Tabela 21 apresenta uma comparação entre os valores de CTOD calculados pelos coeficientes da Tabela 20 para quatro diferentes valores de extensão da trinca ( $\Delta_a$ ): 0,5, 1,0, 1,5 e 2,0 mm. A diferença entre os dois CTODs tende a aumentar conforme a trinca cresce. A diferença entre os valores de CTOD foi anteriormente elucidado, porém outra característica contribui para a diferença entre os valores de CTOD aumentar: o efeito do crescimento de trinca, atribuído nas formulações de cálculo da Integral-J (através do parâmetro  $\gamma$ ).

Tabela 21 – Comparação entre os valores de CTOD obtidos pelos coeficientes da curva de ajuste

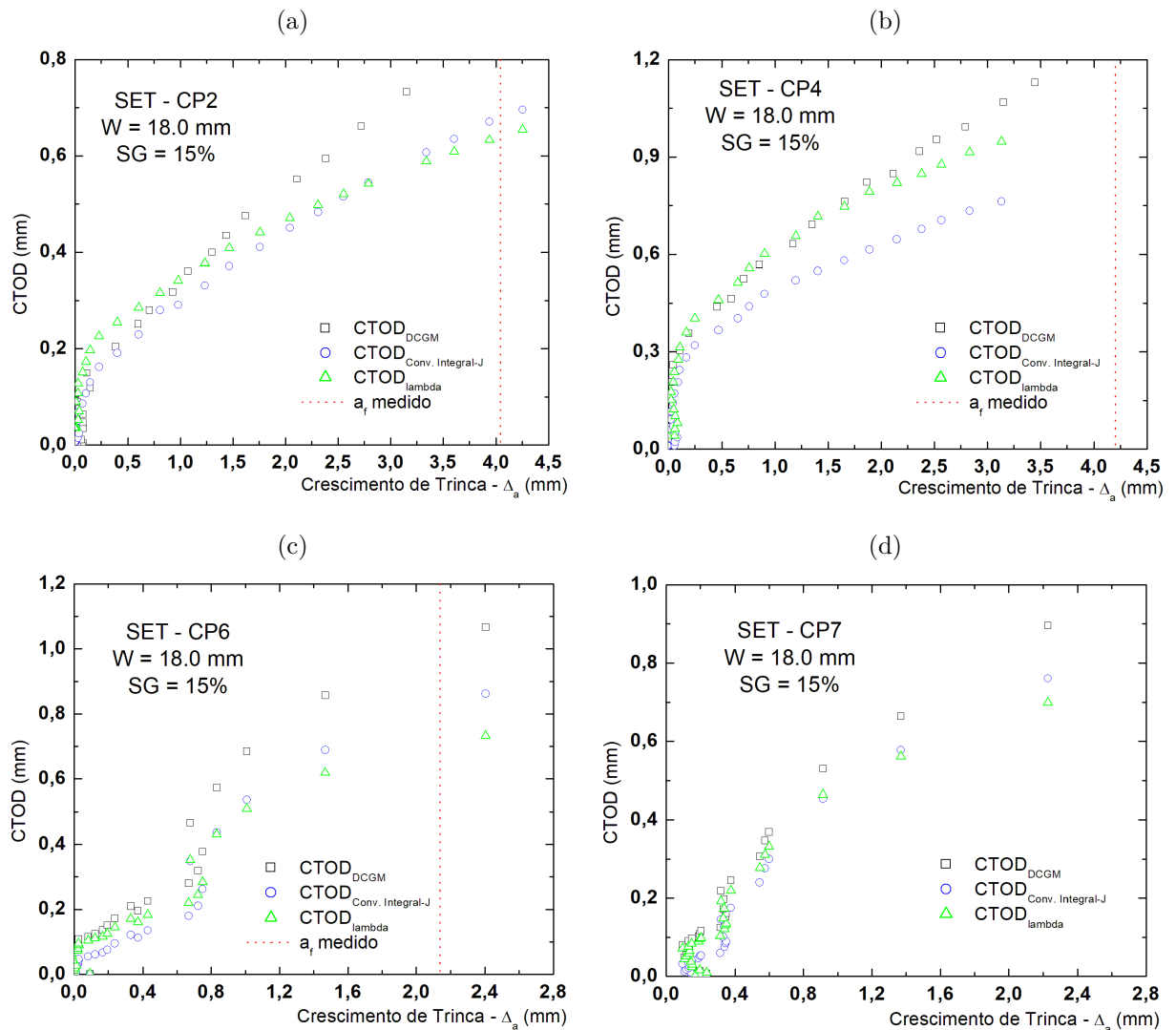
| Coeficientes                     | CP2  | CP4  | CP6  | CP7  |
|----------------------------------|------|------|------|------|
| CTOD via dois extensômetros      |      |      |      |      |
| $\Delta_a = 0,5 \text{ mm}$      | 0,27 | 0,44 | 0,41 | 0,33 |
| $\Delta_a = 1,0 \text{ mm}$      | 0,34 | 0,61 | 0,64 | 0,53 |
| $\Delta_a = 1,5 \text{ mm}$      | 0,44 | 0,73 | 0,83 | 0,70 |
| $\Delta_a = 2,0 \text{ mm}$      | 0,52 | 0,83 | 0,99 | 0,85 |
| CTOD via conversão da Integral-J |      |      |      |      |
| $\Delta_a = 0,5 \text{ mm}$      | 0,22 | 0,35 | 0,30 | 0,27 |
| $\Delta_a = 1,0 \text{ mm}$      | 0,35 | 0,45 | 0,50 | 0,44 |
| $\Delta_a = 1,5 \text{ mm}$      | 0,41 | 0,52 | 0,66 | 0,59 |
| $\Delta_a = 2,0 \text{ mm}$      | 0,45 | 0,58 | 0,81 | 0,72 |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Com relação ao CTOD-lambda, pode ser observado que o parâmetro  $\lambda$  foi capaz de reduzir os valores de CTOD provindos do método dos dois extensômetros conforme a trinca cresce. O efeito do crescimento de trinca também pode ser observado nas curvas. Com exceção do CP4, as curvas CTOD-lambda foram mais conservadoras do que as curvas de CTOD obtidas via Integral-J.

A Figura 79 apresenta as superfícies fraturadas dos corpos de prova, ilustrando algumas características dimensionais relevantes, como entalhe, pré-trinca, *side-groove* e comprimento do rasgamento. Para os corpos de prova CP2 e CP4, ensaiados no Lab. SOETE, as medições foram realizadas no microscópio Keyence VR-5000. Já para os corpos de prova CP6 e CP7, ensaiados no Lab. LMO, as medições foram realizadas em uma câmera digital HD, com resolução de 25MP (5760x4320 pixels). As faces da trinca foram submetidas a oxidação, para que a superfície de fratura apresente uma coloração específica e diferente do aspecto do ligamento remanescente final. Em seguida, o material foi submetido a banho de nitrogênio líquido de 10 minutos, com a finalidade de resfriar o material a uma temperatura em que a separação das faces de fratura seja de forma frágil.

Figura 78 – Curvas de CTOD-R realizados no Lab. SOETE para o a) CP2 e b) CP4

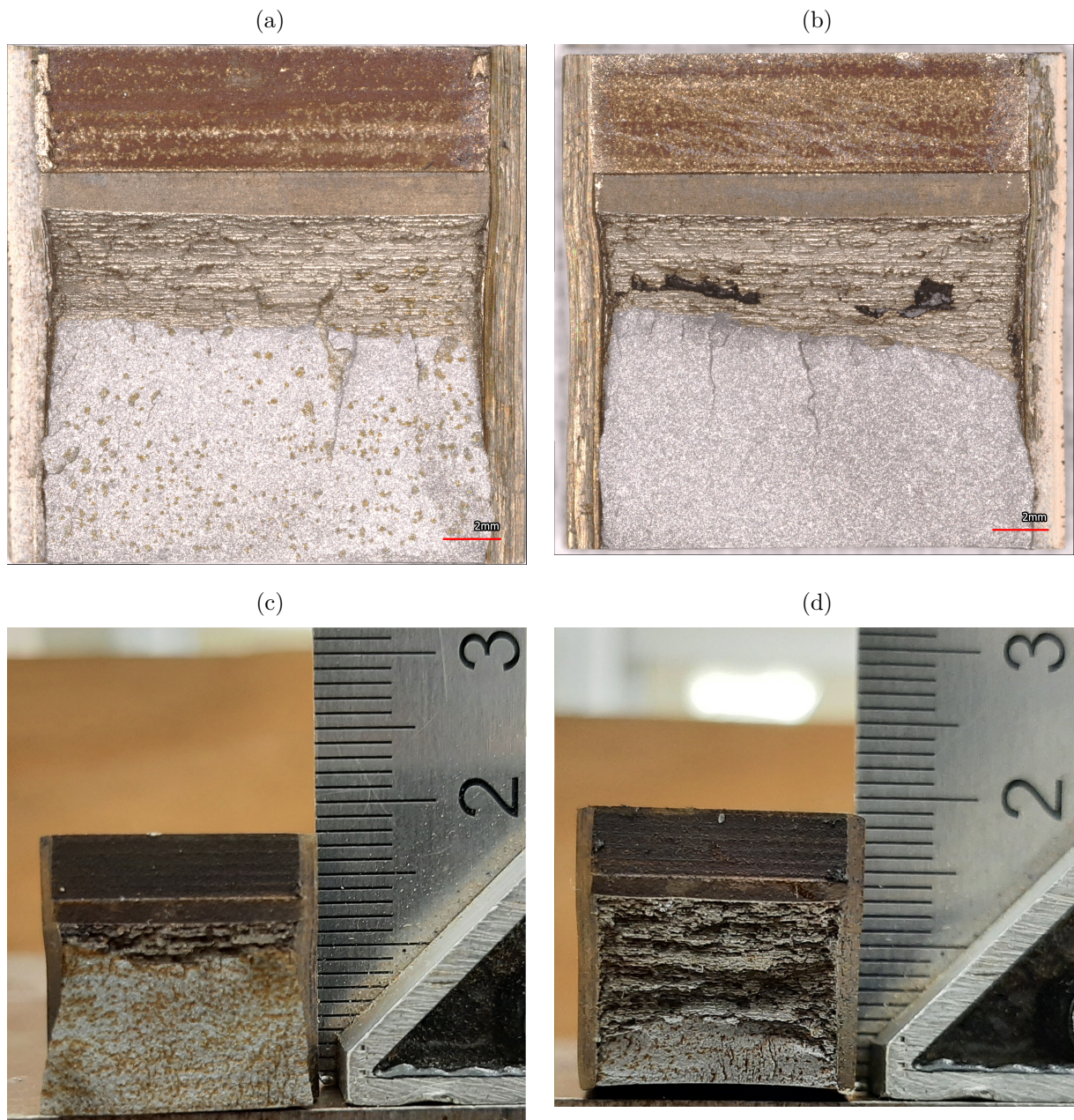


Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Após o resfriamento, o material foi submetido a um impacto para que a superfície da trinca torne-se exposta e possa ser analisada.

A pré-trinca realizada em todos os corpos de prova têm aspecto de linearidade ao longo da largura, revelando uma excelente qualidade do ensaio realizado. De igual modo, pode ser observado um bom aspecto dos *side-grooves*, além das dimensões desejadas estarem de acordo com o programa experimental. Em relação ao rasgamento dos corpos de prova, o CP2 também apresentou um rasgamento constante ao longo da largura, diferente do observado tanto em CP4 e CP6, ilustrado nas Figuras 79b e 79c. O aspecto rugoso das superfícies fraturas são observados em todos os corpos de prova, típico de um rasgamento dúctil. Por fim, nota-se a presença residual do material utilizado para realizar as réplicas no CP4.

Figura 79 – Macrografia dos corpos de prova fraturado após ensaio de tenacidade à fratura  
a) CP2, b) CP4, c) CP6 e d) CP7



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

A Tabela 22 ilustra os valores dimensionais dos parâmetros destacados anteriormente. Todas as medidas feitas foram obtidas através do método das nove medidas ao longo da espessura.

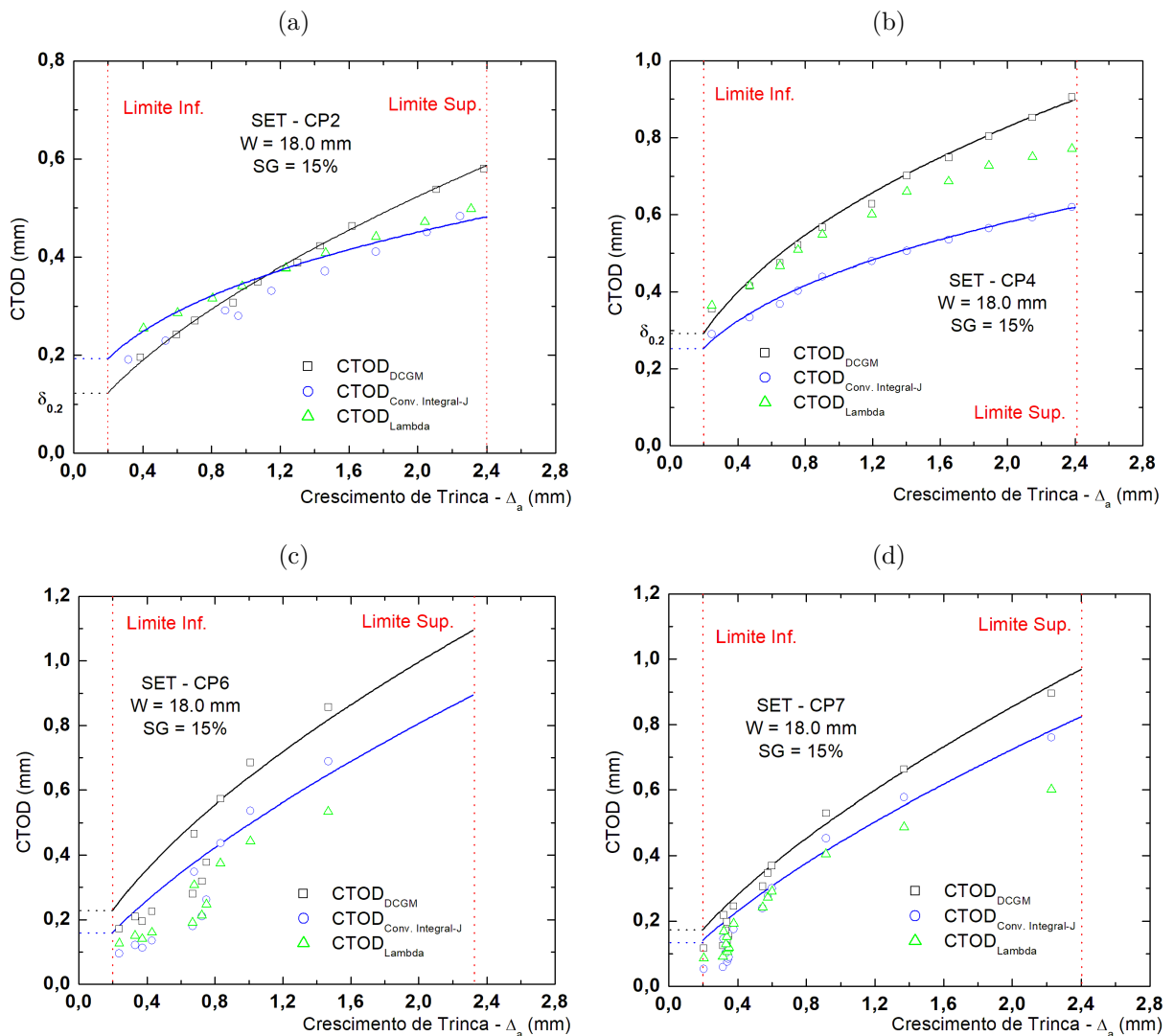
A Figura 80 ilustra as curvas de resistência seguindo as recomendações da norma BS 8571-2014, admitindo apenas os dados qualificados.

Tabela 22 – Valores medidos dos parâmetros dimensionais dos corpos de prova CP2 e CP4

| Parâmetro                 | CP2 (mm) | CP4 (mm) | CP6 (mm) | CP7 (mm) |
|---------------------------|----------|----------|----------|----------|
| Entalhe                   | 4,37     | 4,36     | 4,36     | 4,55     |
| Pré-Trinca                | 1,48     | 1,56     | 1,65     | 1,43     |
| Tamanho da Trinca Inicial | 5,85     | 5,91     | 6,04     | 5,99     |
| Rasgamento da Trinca      | 4,04     | 4,22     | 2,14     | -        |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Figura 80 – Curvas admissíveis de CTOD-R para as normas ASTM e BSI para os CP2 e CP4 realizados no Lab. SOETE a) CP2 e ASTM, b) CP2 e BSI, c) CP4 e ASTM e d) CP4 e BSI



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

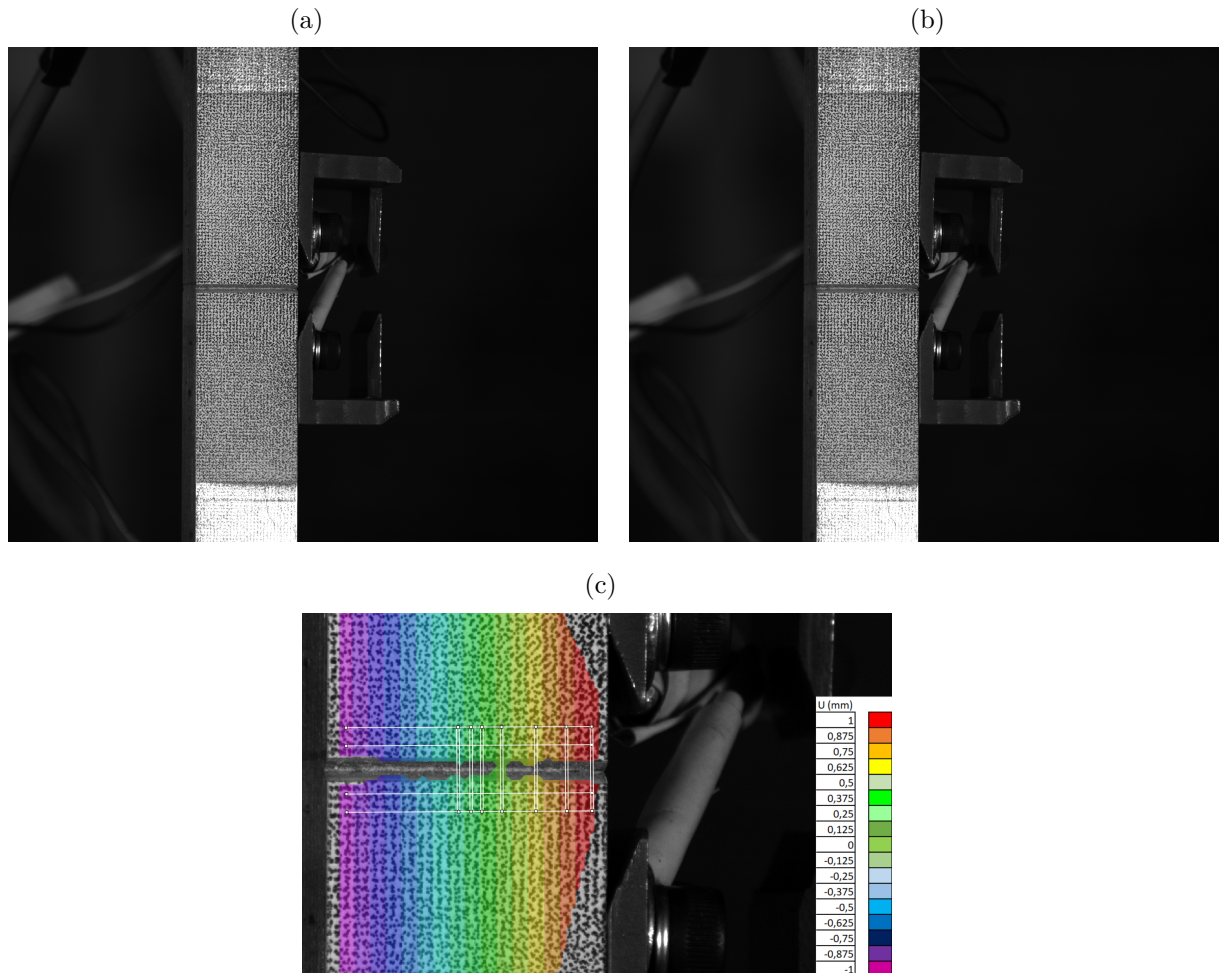
### 5.3.2 Resultados Ópticos - Correlação por Imagem Digital

As Figuras 81a e 81b ilustram as fotografias retiradas das máquinas digitais utilizadas pelo método DIC, para o mesmo nível de carregamento. Através do pós-processamento realizado no software disponível da Manual Correlate, cada conjunto de fotos mostrados (como exemplificado nas Figuras 81a e 81b) resultam em uma imagem centralizada do corpo de prova, mostrado na Figura 81c. O software disponível dispõe de diversas formas de transformar as informações das imagens em dados de deslocamento. A Figura 81c ilustra a utilização de linhas e extensômetros virtuais dentro de uma área delimitada (área colorida). Os dados retirados dos extensômetros foram utilizados apenas para validar os valores de CTOD calculados por meio das linhas horizontais. Através do software, as linhas têm a capacidade de determinar os valores de deslocamento ao longo de toda sua extensão. Na realidade, cada linha foi dividida em 200 pontos de medição. Deste modo, uma análise do deslocamento da abertura da trinca pode ser realizado ao longo de toda a linha, simulando uma análise na região do flanco da trinca ou no ligamento remanescente. Isto significa que a metodologia de descrita na seção 4.2, que conduziu posteriormente a determinação de CTOD-lambda pode ser verificado experimentalmente.

A Figura 81c apresenta as linhas (L0, L1, L2 e L3) e os extensômetros utilizados (E0, E1, E2, E3, E4, E5 e E6). Com relação ao posicionamento das linhas, um par está distantes entre si 5,00 mm, a 2,50 do flanco da trinca, para os corpos de prova CP2 e CP4. Já o outro par foi posicionado o mais próximo possível do flanco da trinca, uma vez que os *side-groove* impediram que as medições fossem realizadas diretamente no flanco da trinca. Para o CP2, o conjunto de linhas estão separadas entre si 2,75 mm, a 1,375 mm do flanco da trinca. Já para o CP4, o conjunto de linhas estão separadas entre si à 3,10 mm, 1,55 mm do flanco da trinca. Com relação a distância desses linhas para a boca da trinca, todas elas foram posicionadas de modo que estão distantes 1,10 da boca da trinca. Todas as linhas possuem iguais dimensões.

Com relação ao posicionamento dos extensômetros, todos eles estão fixados nas linhas externas ( $\Delta Y = 5,00$  mm). Em relação a boca da trinca, as posições distam em: E0 = 1,10 mm, E1 = 2,35 mm, E2 = 3,72 mm, E3 = 5,84 mm, E4 = 6,68 mm, E5 = 7,58 mm e E6 = 8,67 mm. Por fim, pode-se concluir então que o extensômetro E3 estima os valores de CTOD  $\delta_5$  para ambos os corpos de prova.

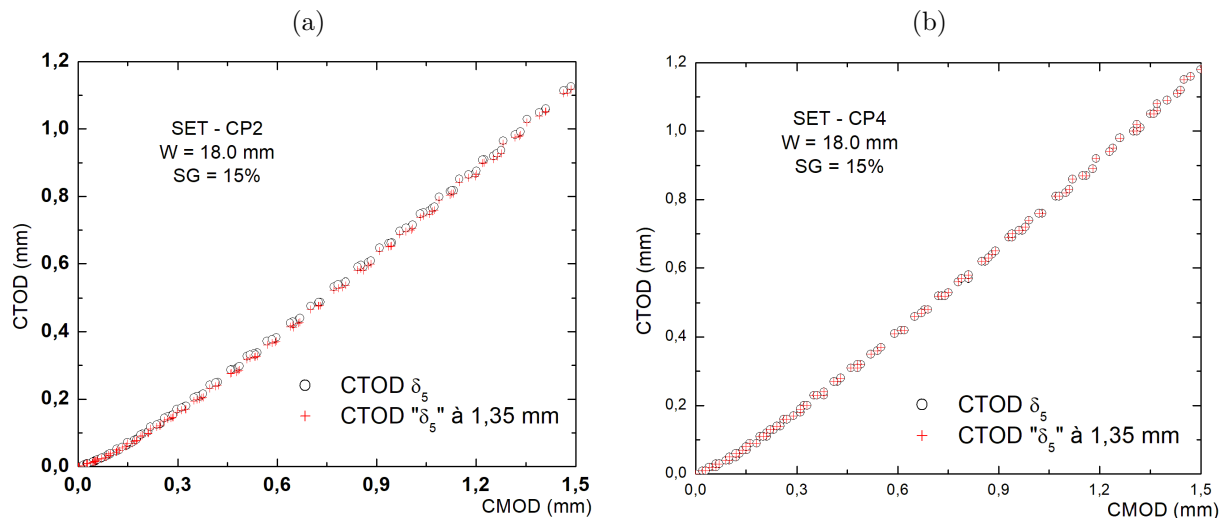
Figura 81 – Fotos utilizadas no método de Correlação por Imagem Digital para o instante referente ao  $CMOD = 0,50$  mm a) Foto da câmera da esquerda, b) Foto da câmera da esquerda e c) Foto pós-processada referente as duas fotos acima citadas



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Deve ser destacado que os valores de  $CMOD$  foram obtidos de forma indireta (via semelhança de triângulos), pois o ponto mais próximo da boca da trinca não está limitada na área de medição selecionada, conforme é ilustrado na Figura 81c. Essa área de medição final é definida pelo software.

A Figura 82 ilustra o comportamento de  $CTOD$  definido por Schwalbe:  $\delta_5$ . A fim de observar o comportamento do campos de deformação ao redor da ponta da trinca, foram retirados também os valores de deslocamento da abertura da trinca na posição da ponta da trinca inicial nas linhas internas, indicados nos gráficos como  $CTOD$  " $\delta_5$ " à 1,35mm. Para os níveis de carregamentos iniciais, o comportamento não linear de  $CTOD$   $\delta_5$  com o  $CMOD$  se estende até valores de  $CMOD$  próximos de 0,30 mm. Em seguida, a tendência entre os dois parâmetros torna-se linear e se mantém até o final do ensaio.

Figura 82 – Comportamento do CTOD  $\delta_5$  para os corpos de prova a) CP2 e b) CP4

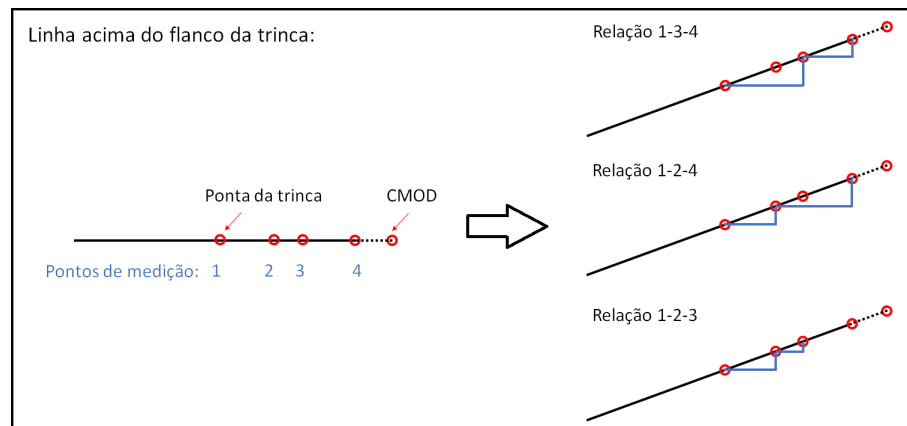
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Valores similares de CTOD foram obtidos para as duas diferentes posições de medição, para ambos os corpos de prova e duas características podem ser destacadas para este comportamento similar entre as curvas: primeiramente, o conceito da presença de um ponto de rotação em que o flanco da trinca se rotaciona sobre ele é evidenciada. Desta forma, os valores de CTOD tendem a serem similares quando obtidos em um ponto de medição posicionado até uma distância de 2,50 mm acima e abaixo da ponta da trinca. Na verdade, essas suposições são sugestões simplificadoras necessárias para que o método de medição dos dois extensômetros seja válida. Outra característica relevante é que as duas regiões de medição não estão sendo influenciadas pelos campos de deformação.

O método descrito na seção 4.2 (MDEI) foi utilizado para obter os valores de CTOD, medido na ponta original da trinca para três diferentes conjuntos de pontos de medição, como indicado na Figura 83. A Figura ilustra as posições de medição posicionadas na linha superior, para obter o CTOD, e os conjuntos de pontos utilizados para formar os triângulos: 1-3-4, 1-2-4 e 1-2-3, conforme ilustrado na Figura 83. O CTOD obtido pelo método MDEI utilizando os dados de DIC são nominados de  $CTOD_{DCGM-DIC}$ .

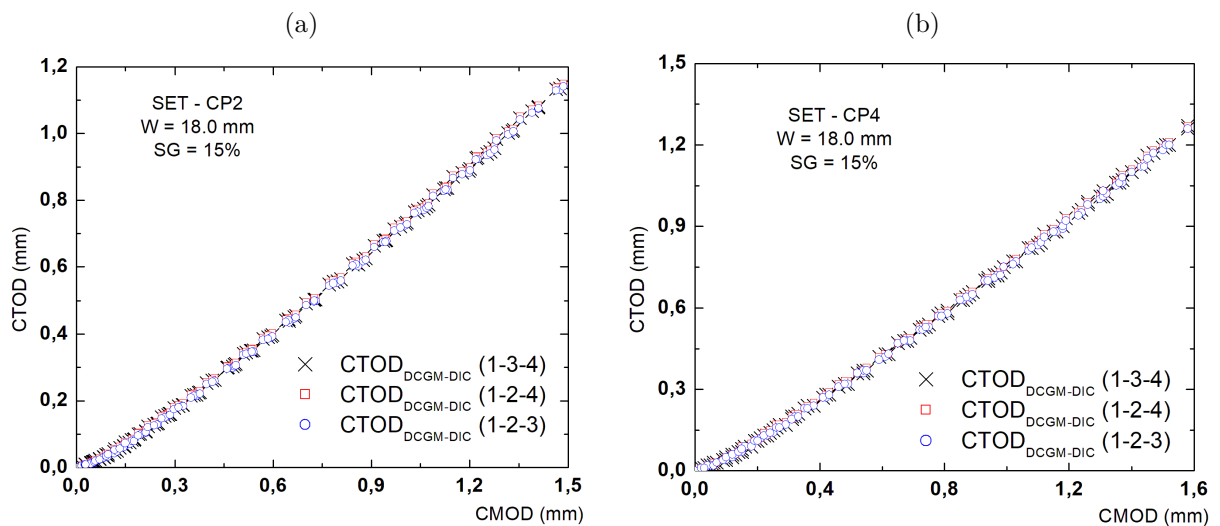
A Figura 84 ilustra o comportamento de diferentes curvas de  $CTOD_{DCGM-DIC}$ , em função do CMOD. Assim como reportado para o  $CTOD \delta_5$ , a relação não linear entre CTOD e CMOD é observado para os níveis de carregamento iniciais e, depois, o comportamento torna-se linear até o final do carregamento aplicado. A sobreposição dos valores de CTOD obtidos pelos diferentes pontos de medição mostram que as linhas utilizadas como meio de medição se comportam como braços rígidos.

Figura 83 – Ilustração do método de calcular o CTOD via semelhança de triângulos utilizando resultados de DIC



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Figura 84 – Comportamento de CTOD obtido por relações geométricas para os corpos de prova a) CP2 e b) CP4

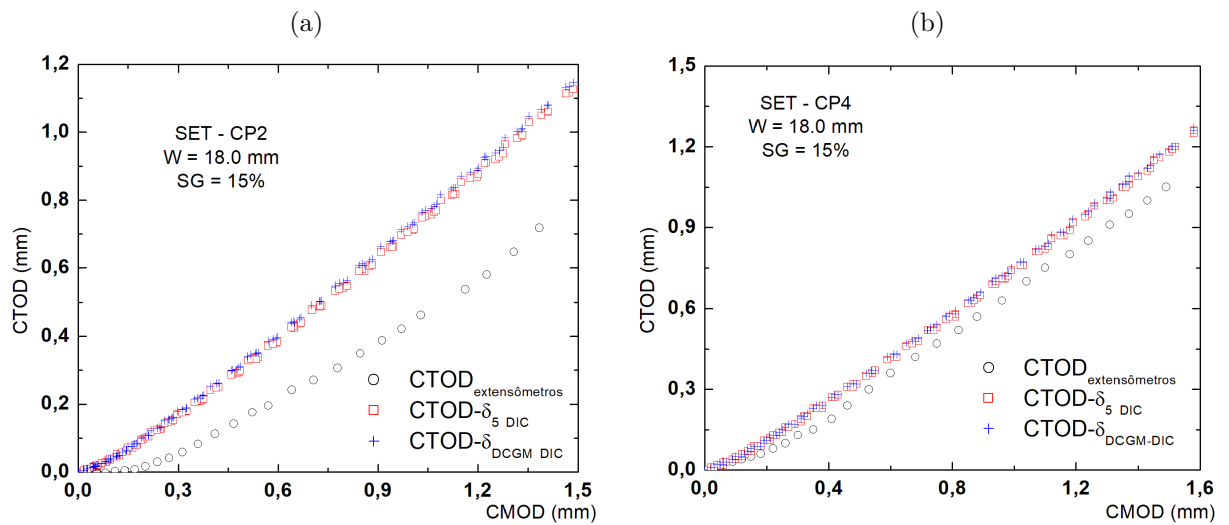


Fonte: Marcus Nathan Silvestre

A comparação entre os CTOD obtidos via correlação digital de imagem com o CTOD obtido pelo extensômetro é ilustrada na Figura 85. Para o caso do CP2, nota-se que valores não conservativos foram obtidos pelo método óptico, com uma variação que atingiu 30%. Entretanto, uma excelente correlação ocorreu para o caso do CP4, com a diferença não ultrapassando 10%. Por fim, deve ser destacado que os valores de CTOD  $\delta_5$  e CTOD<sub>DCGM-DIC</sub> são similares sobre si para ambos os corpos de prova. Esse comportamento já foi reportado anteriormente por estudos conduzidos por Verstraete (MINNEBRUGGEN *et al.*, 2016).

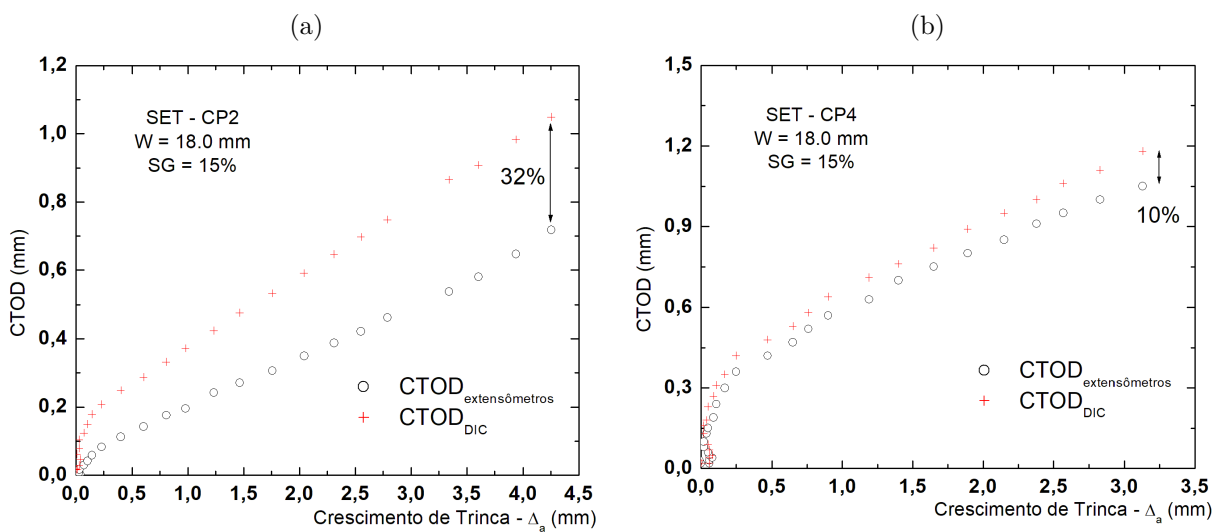
A Figura 86 ilustra o comportamento da possível curva de resistência de CTOD utilizando os dados de DIC. O rasgamento da trinca não foi determinado por meio óptico

Figura 85 – Comparação dos valores de CTOD obtidos através do DIC com o CTOD obtido pelos extensômetros para a) CP2 e b) CP4



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Figura 86 – Comparação das curvas de resistência obtidas pelo método óptico e convencional para a) CP2 e b) CP4



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

e, portanto, uma correlação com o valor calculado via flexibilidade elástica ou pelo método da queda de potencial por corrente direta foi necessária. Assim, o valor de rasgamento calculados através dos método convencionais foram utilizados nas análises de DIC, quando os valores de CMOD são iguais. O comportamento entre os diferentes valores de CTOD reportados na Figura 85 são novamente evidenciados nas curvas de CTOD-R ilustrados na Figura 86. Deve ser destacado que o efeito do crescimento da trinca, observado nos valores de CTOD obtidos pela Integral-J, não é evidenciado. Isso ocorre devido do CTOD estar fixado na ponta original da trinca.

A Figura 87 ilustra a análise dos valores de CTOD obtidos pelo método MDEI, ao longo do conjunto de linhas internas referentes. Esta análise simula o estudo numérico apresentado na seção 5.1.4 realizado no flanco da trinca para determinar a posição onde as definições de CTOD obtido pela conversão da Integral-J e pelo método dos dois extensômetros. Cada ponto de medição possível nas linhas, entre a posição da trinca original e a posição mais próxima da boca da trinca, foi utilizado para determinar um valor de CTOD, utilizando a equação 39. Três níveis de carregamento, em função do CMOD, foram apresentados: 0,5 mm, 1,00 mm e 1,50 mm. O gráfico também contém os valores de CTOD obtido pela conversão da Integral-J (definido da mesma forma que o CMOD).

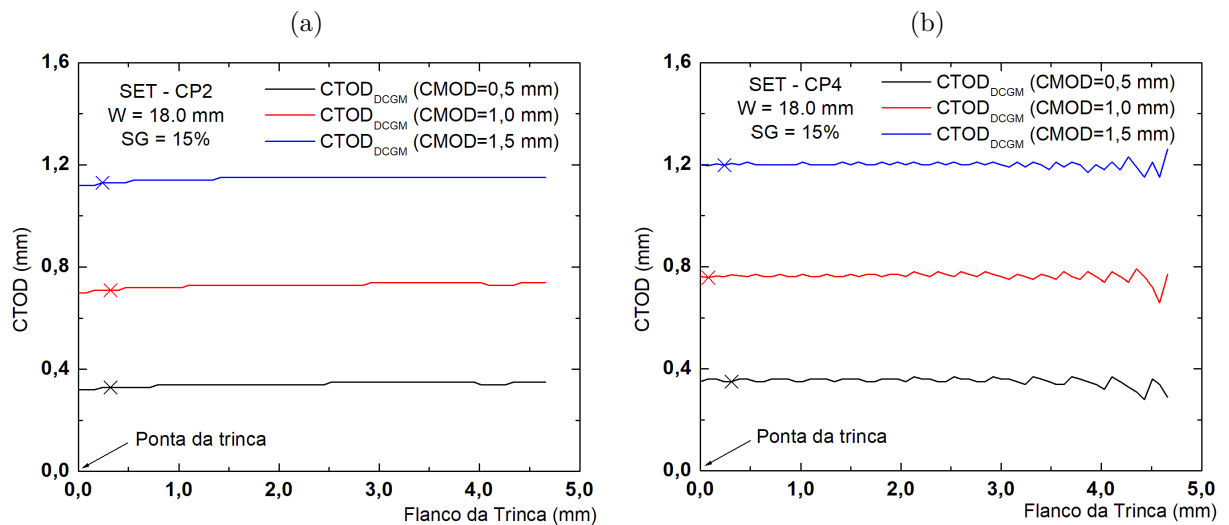
A Figura 87 mostra um comportamento semelhante ao reportado para o estudo numérico: o CTOD tende a se manter constante ao longo do flanco da trinca, com exceção de uma região muito próxima da ponta da trinca. As linhas de CTOD ao longo do "flanco", para o CP4, tem um comportamento não contante dos valores de CTOD. Essa perturbação dos valores pode estar relacionada com a posição do ponto de medição da linha superior ser diferente da linha inferior. No entanto, pode-se afirma que os comportamentos obtidos através dos dados ópticos são satisfatoriamente próximos dos valores obtidos numericamente.

Uma equalização entre os valores de CTOD obtidos pelo meio óptico com o CTOD calculado pela conversão da Integral-J está presente em todas as linhas de CTOD ilustradas nas curvas. Assim como no caso numérico, a posição de equalização, em geral, ocorreu à 96% da linha utilizada para obter os dados, com exceção do caso do nível de carregamento intermediário do CP4.

### 5.3.3 Resultados Ópticos - Réplica de Silicone

A Figura 88 ilustra as réplicas do perfil da trinca do corpo de prova CP4. Foram realizados diferentes aplicações do polímero em diferentes níveis de carregamento, a fim de verificar a aplicabilidade da técnica ao longo do ensaio. As Figuras 88a, 88c e 88e ilustram a superfície fratura e as Figuras 88b, 88d e 88f ilustram as réplicas que foram seccionadas para medir os parâmetros CMOD e CTOD na metade da largura do corpo de prova. A réplica do CP2 foi despedaçado ao retirar da trinca e desta forma, apenas uma parte dele foi conservada e não foi possível uma medição acurada dos parâmetros medidos.

Figura 87 – Comportamento do CTOD obtido via método MDEI utilizando os dados providos do DIC para três diferentes níveis de carregamento para a) CP2 e b) CP4



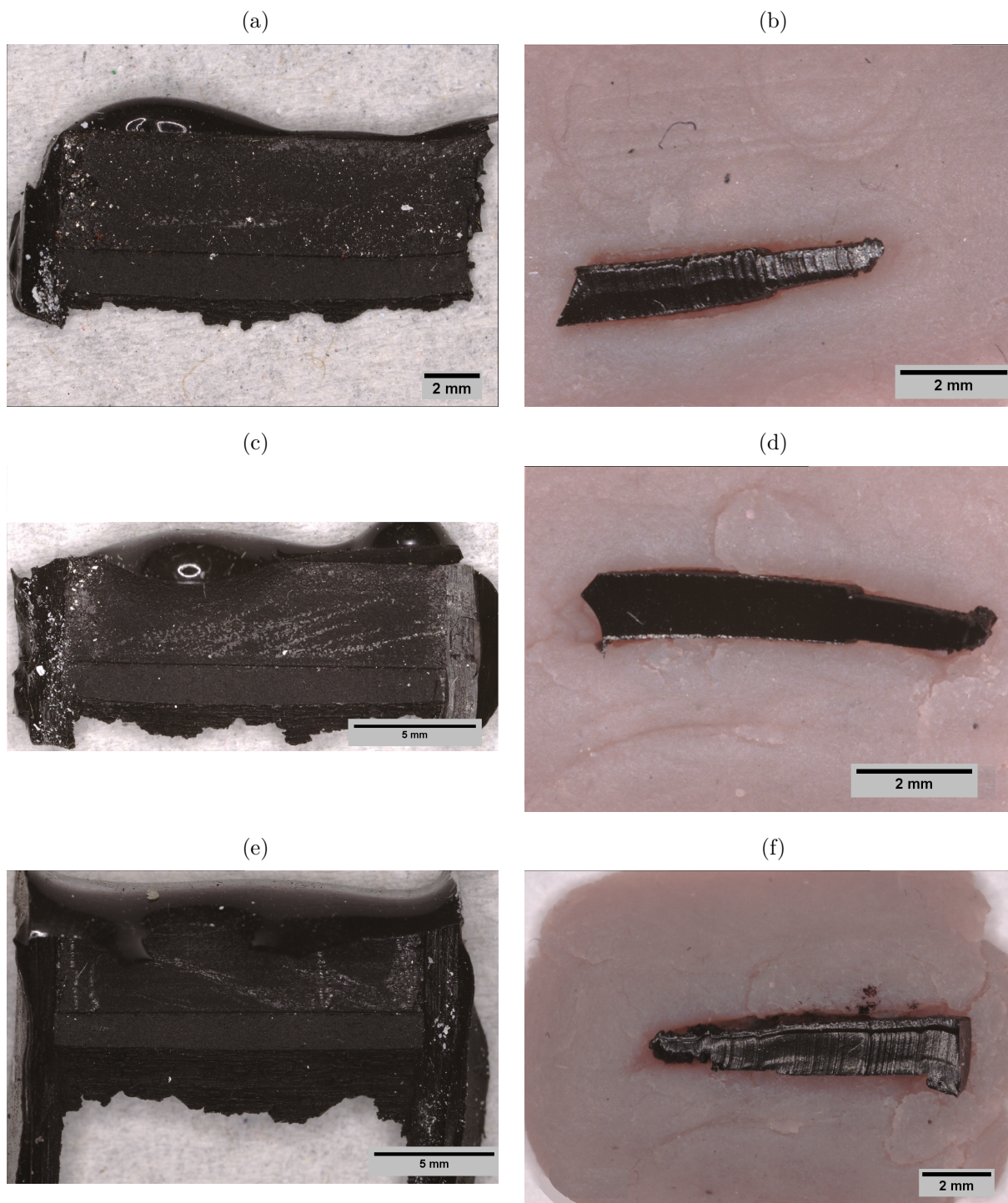
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Pode ser observado que as réplicas não foram capazes de penetrar completamente no corpo de prova durante o ensaio. A dificuldade de penetração em corpos de prova SENT têm sido relatado por diversos pesquisadores (KHOR *et al.*, 2016; KHOR *et al.*, 2018) devido as limitações físicas da geometria em tensão. No entanto, deve ser ressaltado que embora o rasgamento da trinca pode não ser medido com adequada precisão, os valores dimensionais de CMOD e CTOD podem ser facilmente detectados, por se tratarem de posições de medições antes da ponta da trinca.

A a Tabela 23 apresenta os valores de comprimento do entalhe, da pré-trinca, do comprimento inicial da trinca e do rasgamento dúctil entre os valores medidos opticamente e das réplicas dos corpos de prova. Uma boa correlação entre os valores obtidos pela réplica com os valores físicos, exceto para a extensão da trinca pela falta de penetração do polímero no corpo de prova. Assim como no caso da medição pelo microscópico, as medidas finais das réplicas foram baseadas na recomendação das 9 medidas, como ilustrado pela Figura 89.

A Tabela 24 apresenta uma comparação entre os valores de CMOD e CTOD. Os diversos valores medidos CTOD foram obtidos pois o teste foi pausado duas vezes para que o silicone fosse injetado e a réplica produzida. Estes valores foram sincronizados com a medição de  $V_1$ , anotado no momento da aplicação da réplica. Assim como reportado anteriormente, os valores de CTOD e CMOD obtidos estão bem próximos com os valores

Figura 88 – Réplicas do flanco da trinca do CP4 em diferentes instantes de carregamento



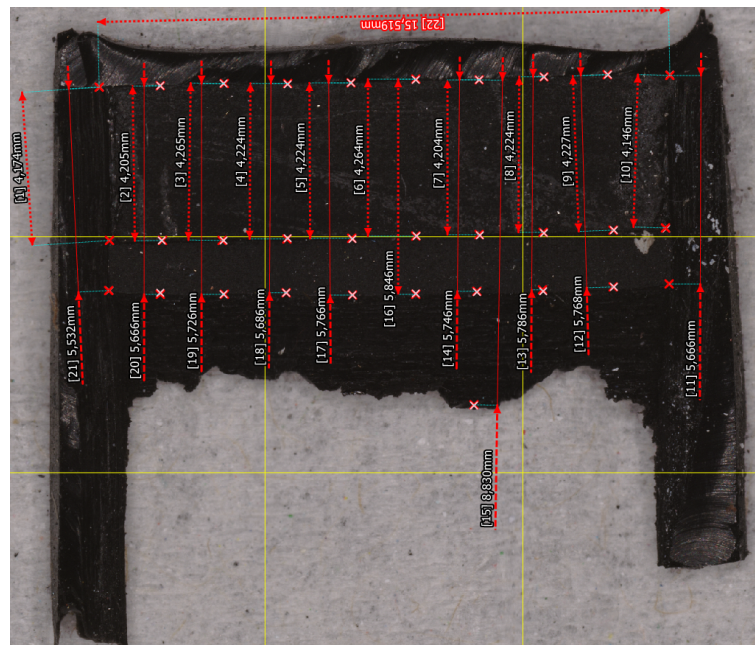
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Tabela 23 – Comparação entre os valores dimensionais do CP4 entre a réplica e a técnica das nove medições.

| Parâmetro                 | Nove Medições | Réplica (mm) |
|---------------------------|---------------|--------------|
| Entalhe                   | 4,36          | 4,21         |
| Pré-Trinca                | 5,91          | 5,70         |
| Tamanho da Trinca Inicial | 4,22          | 3,08         |
| Rasgamento da Trinca      | 10,14         | 8,78         |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Figura 89 – Ilustração da medição por 9 pontos na réplica



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

medidos. Deve ser ressaltado que as medidas ópticas são uma estimativa, pois a determinação do ponto de medição dos dois parâmetros é visual e se baseada nos desníveis ou variações de cor/textura, observados nas Figuras 88 e 89. Uma melhor correlação entre réplica e a medição pelo método dos dois extensômetros no final do ensaio já era esperado, pois a injeção de silicone foi aplicada quando os flancos da trinca estava mais separados entre si.

A Figura 90 ilustra duas etapas do método da resina endurecida, na ponta da trinca do corpo de prova, com o ensaio experimental pausado. A Figura 90a ilustra a aplicação da resina na ponta da trinca, com a utilização de papéis laterais. O silicone endurece e se fixa nesses papéis, facilitando sua remoção na ponta da trinca. A Figura 90b ilustra o

Tabela 24 – Comparação entre os valores de CMOD e CTOD do CP4 entre a réplica e a técnica das nove medições

| Parâmetro         | Dois Extensômetros |      | Réplica |      |
|-------------------|--------------------|------|---------|------|
|                   | CMOD               | CTOD | CMOD    | CTOD |
| Primeira Pausa    | 0,80               | 0,52 | 0,66    | 0,43 |
| Segunda Pausa     | 0,96               | 0,62 | 1,11    | 0,78 |
| Ensaio Finalizado | 1,49               | 1,05 | 1,50    | 1,05 |

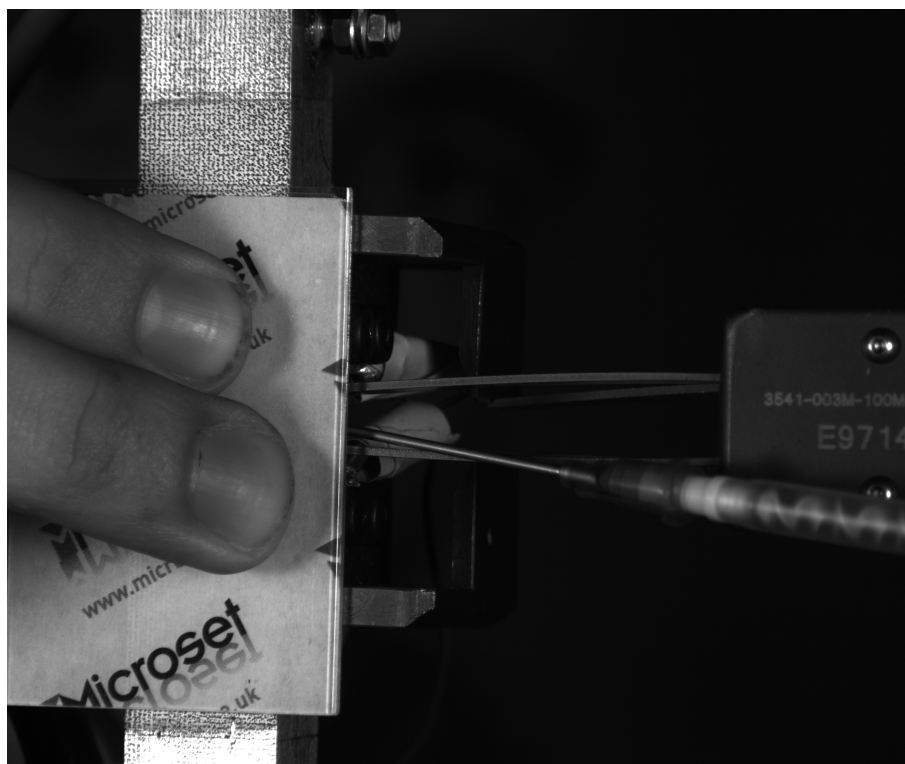
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

processo de remoção do silicone quando não se utilizou os papeis laterais, mostrando a dificuldade de acesso da trinca. Uma pinça foi utilizada para acessar a ponta da trinca, sem que os extensômetros fosse tocados. Como citado anteriormente, resíduos de silicone foram encontrados dispersos na superfície de fratura. Este comportamento está atrelado a três causas:

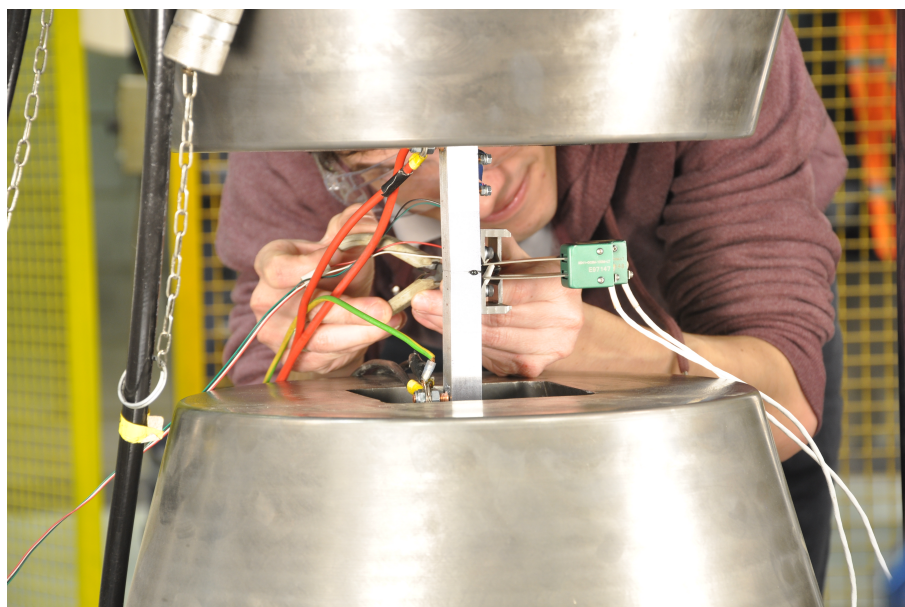
- O ensaio foi realizado a temperaturas mais baixas das recomendadas para o silicone;
- O tempo de solidificação não foi respeitado conforme as recomendações do fabricante;
- O início do composto de silicone com o catalisador não é bem misturado, de forma que, a mistura injetada na trinca apresentava uma composição inadequada para a solidificação do silicone. Este comportamento foi reportado pelos companheiros da Gent University.

Figura 90 – Ilustração de algumas etapas do método da réplica por silicone endurecido a) Aplicação do silicone e utilização dos papeis laterais para fixação o silicone fixar nele e b) Etapa de retirada da réplica do corpo de prova

(a)



(b)



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

## 6 Validação Experimental do CTOD-Lambda

Esta seção será utilizada para observar o comportamento da formulação de  $CTOD_{\lambda}$  proposta frente a dados de tenacidade à fratura a partir de ensaios experimentais. A comparação será realizada através da análise das diferentes curvas de resistência obtidas pelas definições de CTOD via Integral-J, métodos dos dois extensômetros e pela formulação de Lambda. Em relação aos dados experimentais utilizados no presente trabalho, algumas das informações foram retiradas de trabalhos presentes na literatura (ZHU; MCGAUGHY; ZELENAK, 2017; SARZOSA *et al.*, 2017; TIKU *et al.*, 2016).

Esta seção irá descrever brevemente cada configuração dos experimentos utilizados no trabalho dos outros autores, como por exemplo, as dimensões dos corpos de prova do tipo SEN(T) utilizados, propriedades mecânicas, dados reportados de Carga - CMOD e as curvas de resistência CTOD. Através do software Plot Digitizer <sup>1</sup>, os dados necessários para determinar os parâmetros para calcular o CTOD-lambda foram obtidos por meio de digitalização dos dados da curva. Deste modo, por meio dos dados de configuração da geometria, valores de tensão de escoamento e tensão última, diversos pontos de Carga - CMOD e CTOD-R e tamanho de trinca ( $\Delta a$ ), valores de  $CTOD_{\lambda}$  pode ser obtido pelas equações 42, 46 ou 47 e 50.

Para cobrir diversos tipos de propriedades de material, três analisadas com diferentes tipos de propriedade de encruamento são apresentadas a seguir.

### 6.1 Validação com dados da literatura

#### 6.1.1 Material com alto nível de encruamento: Aço A36

O primeiro conjunto de resultados utilizados para verificar a validade da nova metodologia foi retirado dos trabalhos produzidos por Zhu (ZHU; MCGAUGHY; ZELENAK, 2017; ZHU, 2017). Eles testaram uma chapa de aço estrutural A36 com tensão de escoamento de  $\sigma_{ys} = 355$  MPa e tensão última de  $\sigma_{uts} = 527$  MPa. O anexo F presente na norma API 579 (OSAGE; MACEJKO; BROWN, 2014) foi utilizada para estimar o valor do expoente do encruamento do material, conforme equação 51.

<sup>1</sup> <https://www.southalabama.edu/colleges/artsandsci/physics/software.html>.

$$\left(\frac{\sigma_{uts}}{\sigma_{ys}}\right) = \frac{\left(\frac{500}{n}\right)^{\left(\frac{1}{n}\right)}}{e^{\left(\frac{1}{n}\right)}} \quad (51)$$

A fórmula API 579 fornece as propriedades de encruamento à temperatura ambiente de  $n = 7,85$  para o aço A36. Uma configuração de três corpos de prova idênticos SEN(T) foram usinados para uma seção quadrada, onde  $B = W = 17mm$ , um spam de  $H = 10 W$  entre as garras de fixação, com comprimento inicial da trinca de  $a_0 = 5,25 mm$ . Portanto, a relação do comprimento de trinca inicial é de  $\left(\frac{a_0}{W}\right) = 0,31$ . Todos os corpos de prova apresentam *side-groove* de 5% de cada lado.

Todos os ensaios realizados foram configurados para que os corpos de prova fossem fixados na ponta e o monitoramento do extensão da trinca foi realizado através da técnica de flexibilidade elástica. O dispositivo para posicionar os dois extensômetros para obter o CTOD também foi acoplado no corpo de prova, onde o posicionamento dos extensômetros ficaram a  $z_1 \approx 2,00 mm$  e a  $z_2 \approx 8,00 mm$  acima da superfície do corpo de prova. O CTOD obtido via método dos dois extensômetros foi calculado através das recomendações da ExxonMobil e a curva-R em função da Integral-J foi calculada através das recomendações propostas pela CANMET (utilização do "trabalho plástico" e das equações dos parâmetros) (MATERIALS, 2014).

A Figura 91a mostra as curvas de Carga-CMOD e comprimento da trinca corrente (atual)-CMOD para o corpo de prova nomeado como rotulado como "Sample 3". Os teste de fratura foram finalizados quando a força aplicada diminui por volta de 50% do pico de carregamento. Zhu apontou que os grandes valores de extensão de trinca foram preliminarmente propostos para obter uma melhor avaliação das diferentes curvas de CTOD-R a partir dos diferentes métodos. Apesar de não ser um gráfico usualmente utilizado, ressalta-se a importância dos dados de comprimento corrente da trinca e de CMOD para a obtenção do CTOD-lambda.

A Figura 91b ilustra as diferentes curvas de CTOD obtidas pelos métodos da conversão da Integral-J, dois extensômetros e metodologia lambda. Como extensivamente reportado na literatura, pode ser observado que para a mesma extensão da trinca, valores de CTOD pelo método dos dois extensômetro já são superiores ao obtidos pela conversão da Integral-J a partir de  $\Delta a \approx 0,60 mm$ . A diferença entra os valores de CTOD atingem 20,0% e 31,0% para extensões de trinca de aproximadamente 2,00 mm e 4,00 mm. Ao analisar as curvas obtidas pelos métodos da conversão da Integral-J e o método lambda,

pode concluir que existe um excelente ajuste entre os valores de CTOD ao longo de toda a curva. A diferença entre as duas curvas não é superior a 7,0% para um tamanho de trinca de 9,00 mm. De fato, um leve desvio é observado a partir dos valores de extensão da trinca de 5,50 mm.

Outro ponto importante a ser reportado é que a curva obtida pela metodologia lambda apresenta a correção pelo efeito do crescimento, semelhante a curva CTOD via conversão da Integral-J. A medida que a trinca estende, o fator lambda diminui, como indicado na Figura 62 para o material avaliado.

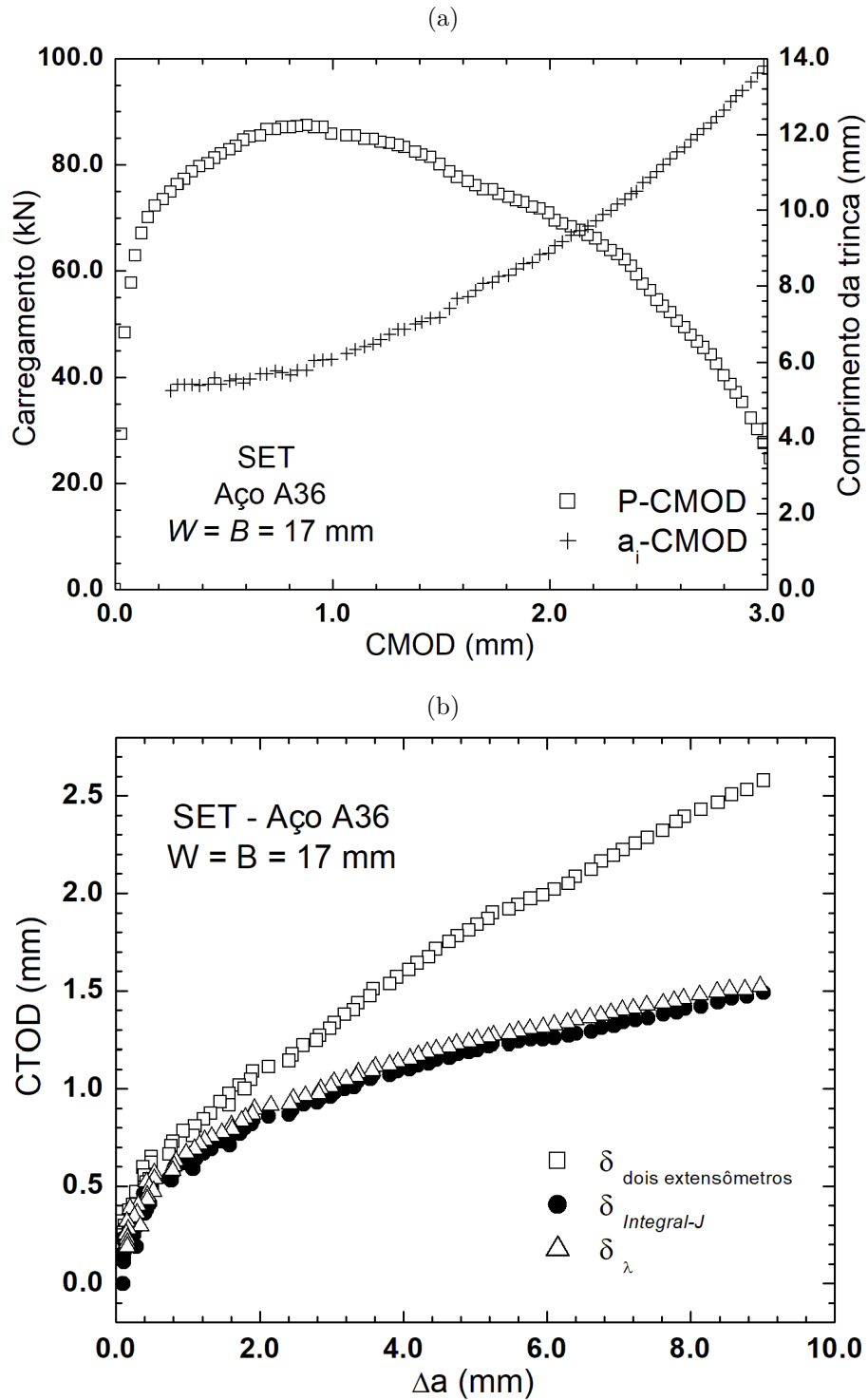
Através da Figura 91b, nota-se que a nova metodologia é capaz obter valores mais conservativos provindos de uma metodologia geométrica para a geometria SEN(T). Mais ainda, o bom ajuste entre as curvas de CTOD via Integral-J e  $CTOD_{\lambda}$  torna-se promissor a validação da metodologia proposta. Mais ainda, apesar de nenhum parâmetro referente ao efeito do crescimento da trinca foi considerado nas equações propostas, uma correção é detectada.

### 6.1.2 Material com moderado nível de encruamento: Liga Inconel - UNS N06625

Sarzosa (SARZOSA *et al.*, 2017) investigou as propriedades de ductilidade em um tubo cladeado de aço carbono-manganês com a presença de solda circunferencial através do monitoramento das curvas de resistência de crescimento da trinca de Integral-J e CTOD. A utilização de materiais cladeados na produção de tubos combina as excelentes características de resistência mecânica e tenacidade dos aços carbono-manganês à resistência à corrosão de materiais de alta liga. Enquanto o material externo do duto é um típico aço API 5L X65 de alta resistência e baixa propriedade de encruamento, a camada interna do cladeado foi feita com uma liga de alta resistência de níquel-cromo ASTM UNS N06625 com tensão de escoamento e encruamento moderados (médio).

Mesmo que a formulação proposta nas seções anteriores tenha sido realizado para materiais homogêneos, a presente seção trata de uma tentativa de avaliação em um material soldado. Neste caso, o corpo de prova será considerado como composto simplesmente do metal de solda, assumindo que os deslocamento da abertura da trinca são controlados pelas propriedades mecânicas do metal da solda. Portanto, a avaliação da equação 42 será feita para um corpo de prova com propriedades de encruamento de Inconel 625.

Figura 91 – Validação do CTOD-lambda utilizando o aço A36 a) Curvas carga-CMOD e tamanho da trinca corrente  $a_i$ -CMOD e b) Curvas CTOD-R utilizando diferentes definições



Fonte: Xian-Kui Zhu, 2017

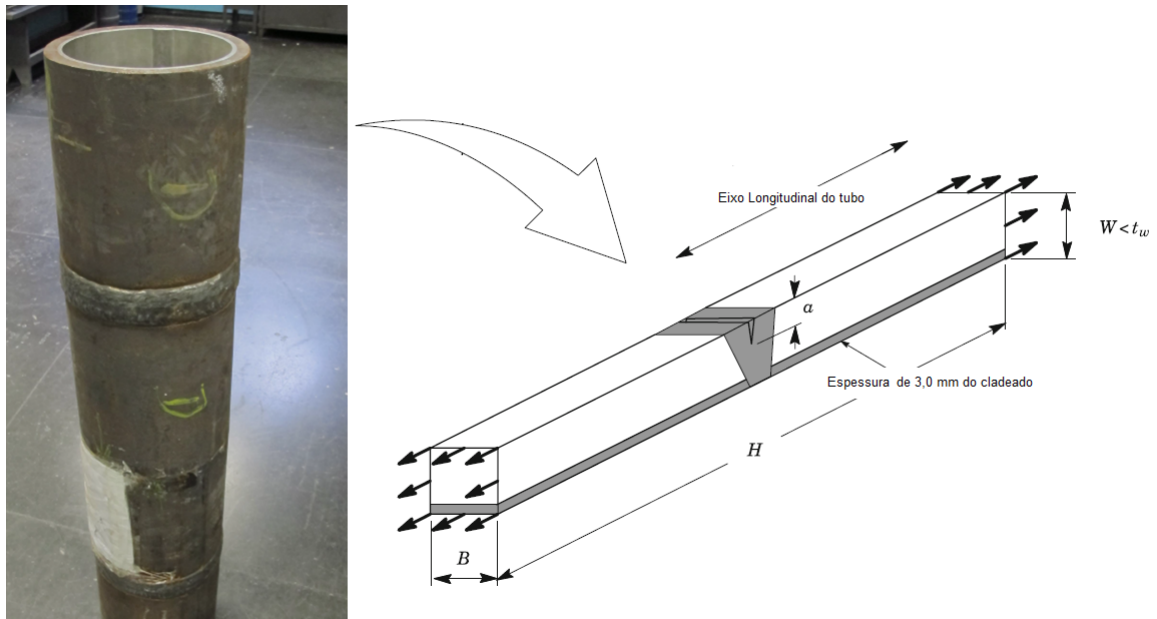
Os ensaios experimentais realizados a partir de corpos de prova retirado de um tubo cladeado com a presença de trinca circunferencial foram realizados em geometria SEN(T), com a solda centralizada no entalhe. Foram realizadas medidas da Integral-J e do CTOD com crescimento estável da trinca medido pela flexibilidade elástica e dados de carga e deslocamento. Os corpos de prova foram ensaiados em uma máquina universal MTS Landmark com capacidade de 250 kN e um arranjo foi acoplado na superfície do corpo de prova para que dois extensômetros dispostos a 2,00 e 8,00 mm acima da superfície gravassem os deslocamentos da abertura da trinca. A cada etapa de deslocamento prescrito, um ciclo de carregamento/descarregamento foi conduzido para estimar a rigidez naquele instante do corpo de prova. Todos os corpos de prova foram ensaiados a temperatura ambiente (20°).

A Figura 92 mostra o tubo utilizado para obter os corpos de prova e uma ilustração das dimensões utilizadas na geometria SEN(T). A junta soldada foi feita a partir de um tubo com espessura de  $t_w = 19,0 \text{ mm}$ , que inclui a espessura do cladeado igual a  $t_c = 3,0 \text{ mm}$ . O corpo de prova possui dimensão quadrada,  $B = W$ , onde  $W = 15 \text{ mm}$ . A relação de comprimento de trinca do corpo de prova é de  $\left(\frac{a_0}{W}\right) = 0,30$  e comprimento entre as garras de  $\left(\frac{H}{W}\right) = 10$ . A tensão de escoamento do metal de solda é de 462 MPa, enquanto a tensão máxima é de 627 MPa. O expoente de encruamento será obtido de forma similar ao proposto no anexo F da API 579, conforme descrito anteriormente. O valor calculado pela equação 51 de  $n$  é de 9,70.

As curvas de resistência da Integral-J foram obtidas através de procedimento desenvolvido por Ruggieri e colaboradores (MATHIAS; SARZOSA; RUGGIERI, 2013; CRAVERO; RUGGIERI, 2007). Já a curva CTOD- $\Delta a$  baseada na conversão da Integral-J foi obtida baseada no fator de restrição plástica  $m$  proposto por Ruggieri e Sarzosa (SARZOSA; RUGGIERI, 2014a; SARZOSA; RUGGIERI, 2015) e o CTOD- $\Delta a$  no método dos dois extensômetros foi baseado nas recomendações da ExxonMobil (EXXONMOBIL, 2010).

A Figura 93a mostra as curvas de carregamento e do comprimento atual da trinca em função do CMOD (P-CMOD e  $a_i$ -CMOD). Nota-se que os valores de carga máxima e CMOD são semelhantes ao do material utilizado na validação de materiais com alto encruamento. Entretanto, os valores obtidos de comprimento de trinca corrente são extremamente inferiores, como esperado pela proposta citada por Zhu da seção 6.1.1.

Figura 92 – Geometria da junta soldada centralizada no entalhe do corpo de prova do tipo SEN(T) extraído a partir de um tubo cladeado com solda circunferencial



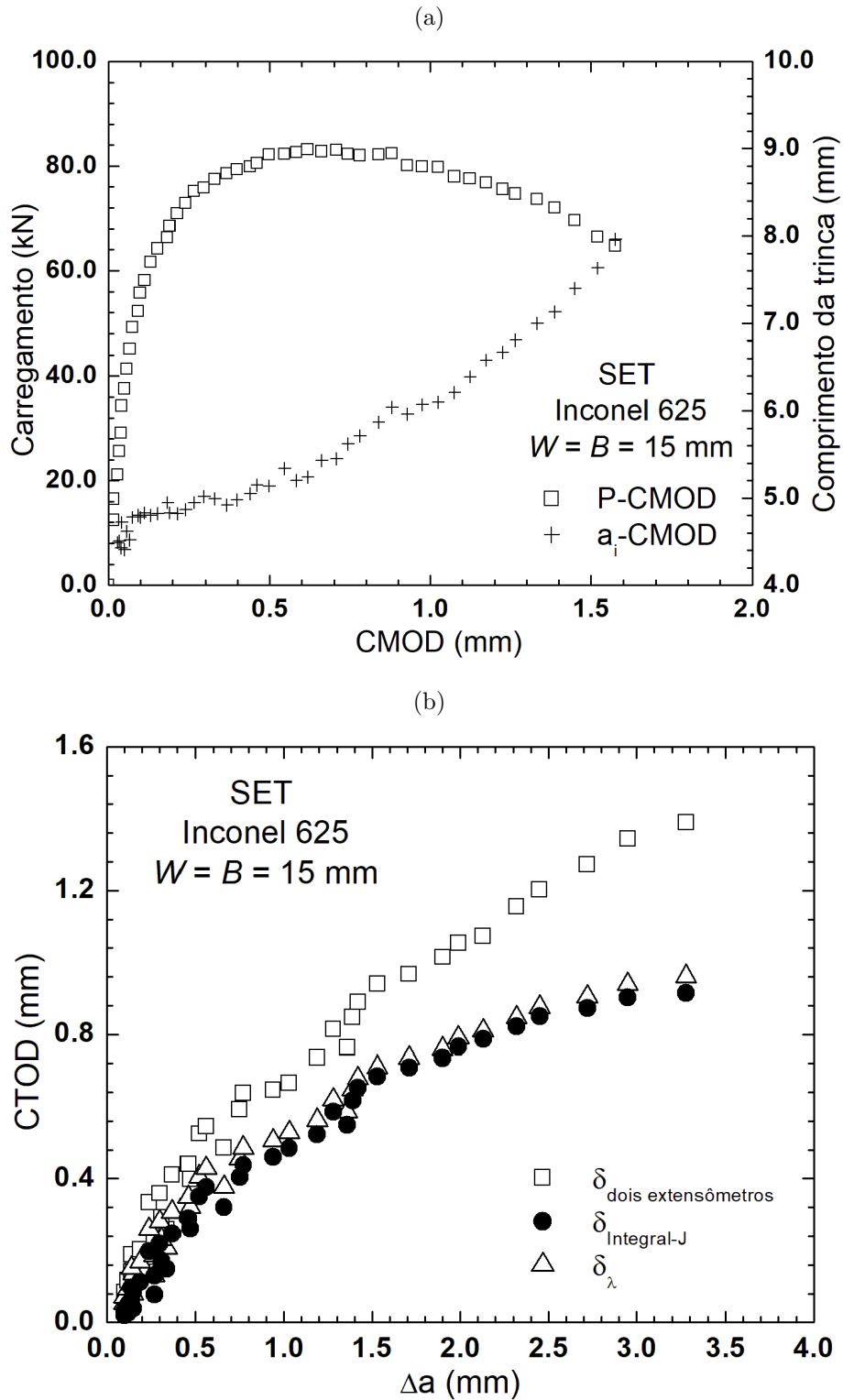
Fonte: Diego Felipe Sarzosa Burgos, 2016

Em relação à curvas CTOD ilustradas na Figura 93b. Assim como reportado anteriormente, o CTOD obtido pelo método dos dois extensômetros gera valores não conservadores comparados com os resultados de CTOD obtidos pela conversão da Integral-J. A dispersão de valores começa a ocorrer a partir de  $\Delta a \approx 0,60 \text{ mm}$ . A diferença entre os valores de CTOD atingem 25% e 45% para extensões de trinca de aproximadamente 1,50 mm e 3,00 mm. Nota-se aqui a magnitude da diferença entre os dois procedimentos. Ao comparar a curva obtida pelo método lambda com o CTOD via Integral-J, novamente é observado um excelente ajuste ao longo de toda a extensão da trinca. Mais ainda, nenhum desvio significativo foi observado em parte da curva e a maior diferença não ultrapassou 5%. Novamente, outro resultado promissor da metodologia proposta foi obtida.

### 6.1.3 Material com alto nível de encruamento: Aço API 5L-X80

O material utilizado para avaliar a nova formulação para materiais com baixas propriedades de encruamento é o aço API 5L X80. O ensaio foi conduzido na Universidade de Gante (UGent) em 2014 para um programa de mesa redonda liderado pela *Pipeline Research Council International (PRCI)* e pequenas extensões de trinca foram obtidas utilizando os procedimentos propostos pelo CANMET .

Figura 93 – Validação do CTOD-lambda utilizando a Liga Inconel - UNS N06625 a) Curvas P-CMOD e tamanho da trinca corrente  $a_i$ -CMOD e b) Curvas CTOD-R utilizando diferentes definições



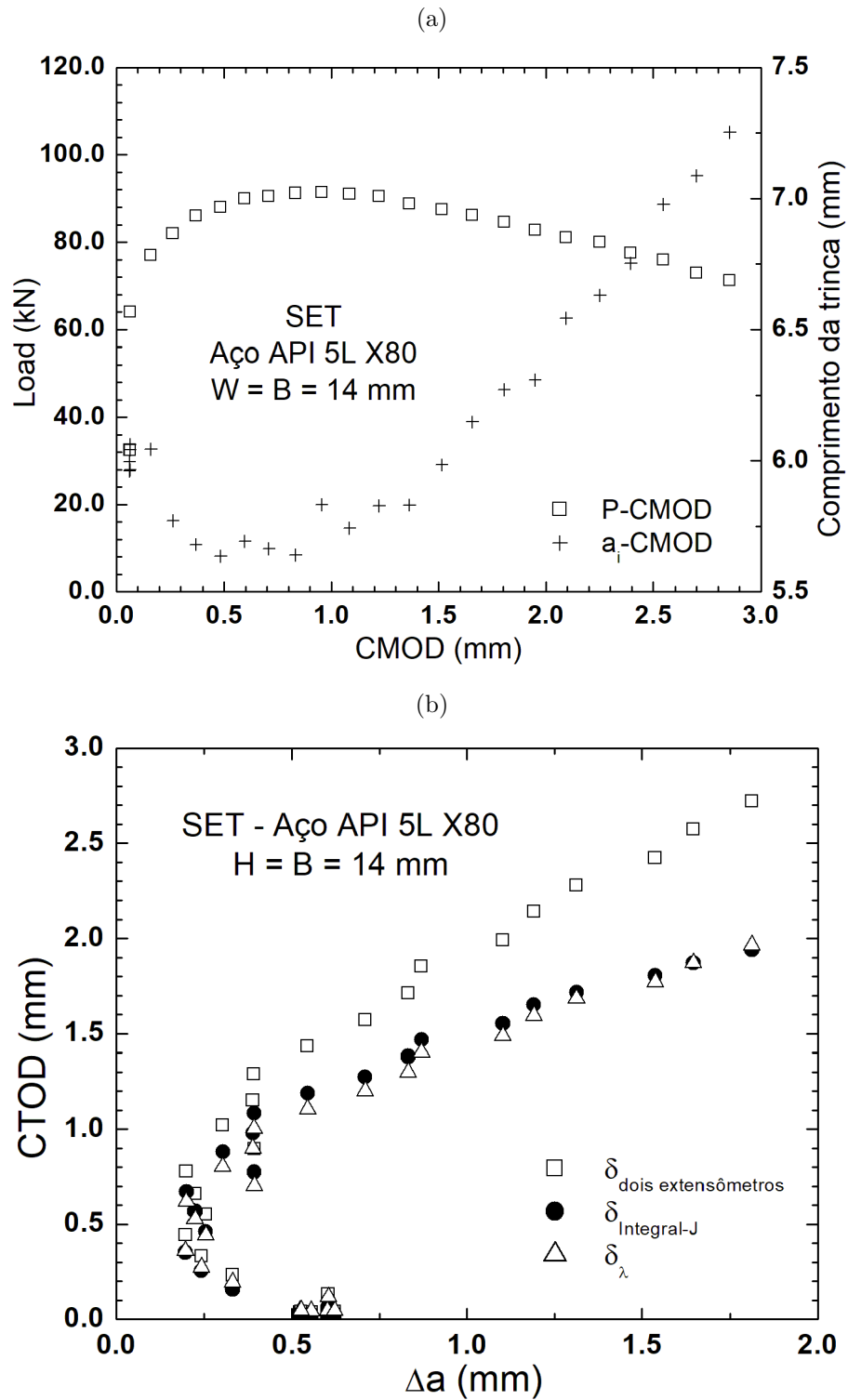
Fonte: Diego Felipe Sarzosa Burgos, 2016

Em relação as propriedades mecânicas do aço do tubo, os valores de tensão de escoamento e tensão última são 552 MPa e 653 MPa, respectivamente. Assim como realizado nas últimas seções, o coeficiente de encruamento foi obtido seguindo a formulação proposta no anexo F da API 579. O valor estimado de  $n$  é 14,9. Um conjunto de quatro corpos de prova foram ensaiados, todos apresentando as mesmas configurações dimensionais: foi usinado uma seção quadrada de  $B = W$ , onde  $W = 14mm$ . O valor inicial do comprimento da trinca é de 4,97 mm, levando a uma relação do comprimento de trinca de  $\left(\frac{a_0}{W}\right) = 0,355$  e comprimento entre as garras de  $\left(\frac{H}{W}\right) = 10$ . Todos os corpos de prova apresentam side-grooves de 5% em cada lado, a fim de promover um crescimento uniforme da trinca.

Em relação ao ensaio, os corpos de prova de geometria SEN(T) foram fixados nas extremidade e o comprimento da trinca foi monitorado pelas técnicas de flexibilidade elástica e queda de potencial por corrente direta. A avaliação da tenacidade à fratura foi realizada através do CTOD obtido pelo método dos dois extensômetros, utilizando as recomendações da ExxonMobil e da Integral-J obtido utilizando as recomendações do CANMET. A despeito do arranjo do dispositivo para acoplar os extensômetros em duas alturas diferentes, o trabalho seguiu utilizando os mesmos posicionamentos citados nas seções anteriores. Em relação a obtenção de CTOD utilizando o método da conversão da Integral-J, o fator de restrição plástica utilizado foi retirado dos trabalhos de Sarzosa (SARZOSA; RUGGIERI, 2014a; SARZOSA; RUGGIERI, 2015).

A Figura 94 apresenta as curvas de carregamento e do comprimento atual da trinca em função do CMOD (P-CMOD e  $a_i$ -CMOD). Figura 94b compara as três curvas de CTOD-R obtidos e o comportamento das curvas é semelhante ao reportado nas duas últimas avaliações. O valor de CTOD obtido através da conversão da Integral-J é consideravelmente inferior ao obtido pelo método dos dois extensômetros. Comparativamente, a diferença entre os métodos inicia para um  $\Delta a \approx 0,25 mm$ . A diferença entre os valores de CTOD atingem 26% e 40% para extensões de trinca de aproximadamente 1,00 mm e 2,00 mm. Novamente, existe um excelente ajuste entre os valores de CTOD obtidos pelos métodos da conversão da Integral-J e de lambda durante toda a extensão da trinca.

Figura 94 – Validação do CTOD-lambda utilizando o aço API 5L X80 a) Curvas P-CMOD e tamanho da trinca corrente  $a_i$ -CMOD e b) Curvas CTOD-R utilizando diferentes definições



Fonte: Sanjay Tiku, 2016

## 7 Avaliação com dados experimentais do $CTOD_{OFFSET}$

### 7.1 Calibração do parâmetro de porosidade de Gurson-Tveergard

A calibração do parâmetro governante do modelo de Gurson-Tveergard  $f_0$  foi obtida através de análise de elementos finitos não linear no estado plano de deformações em modelos com dimensões similares aos dos corpos de provas. A Tabela 25 apresenta os principais valores dimensionais dos modelos gerados para a calibração do modelo. O parâmetro computacional foi calibrado com base na curva-R do corpo de prova SEN(T) para os diferentes tipos de materiais. As Figuras 95 ilustram as curvas-R obtidas pelos dados experimentais e dos modelos de células computacionais dos quatro materiais analisados e a Tabela 26 apresentam os valores do parâmetro  $f_0$ . Nota-se que, de modo geral, existe um excelente acordo entre as duas curvas.

Tabela 25 – Valores dimensionais e as propriedades mecânicas dos corpos de prova utilizados na calibração do parâmetro de Gurson-Tveergard

| Material      | $\frac{a_0}{W}$ | Largura (mm) | Propriedades de encruamento (n) | Tensão de escoamento ( $\sigma_{ys}$ ) |
|---------------|-----------------|--------------|---------------------------------|--|
| Aço A36       | 0,31            | 17,0         | 7,85                            | 441 MPa                                |
| Inconel       | 0,29            | 15,0         | 9,8                             | 462 MPa                                |
| Aço SAR80     | 0,32            | 18,0         | 23,7                            | 693 MPa                                |
| Aço API5L X80 | 0,35            | 14,0         | 14,9                            | 552 MPa                                |

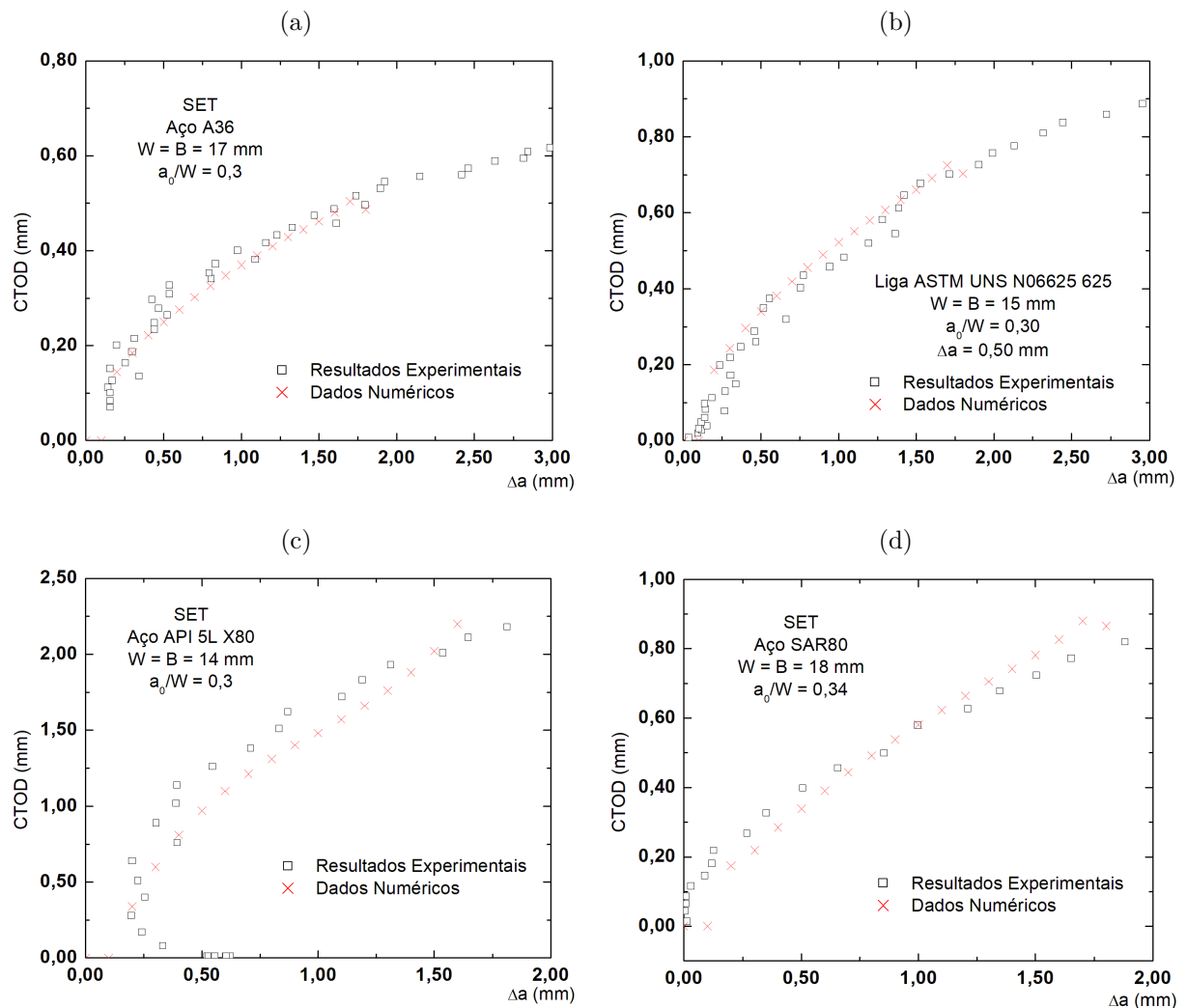
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Tabela 26 – Valores de porosidade obtidas na calibração do parâmetro através da curva-R

| Material      | $f_0$     |
|---------------|-----------|
| Aço A36       | 0,006     |
| Inconel       | 0,006     |
| Aço SAR80     | 0,0022    |
| Aço API5L X80 | 0,0000005 |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Figura 95 – Curvas-R dos dados experimentais e das simulações dos modelos com células computacionais com o parâmetro de calibragem proposto para a) Aço A36, b) Liga Inconel, c) Aço API X80 e d) Aço SAR80.



Fonte: Marcus Nathan Silvestre, 2022

## 7.2 Interpretações físicas e energética do $CTOD$ para o caso de trincas em crescimento com dados experimentais

Como descrito na seção metodológica, o método consiste na equalização de flancos da trinca entre os modelos de malha focal e do modelo de células computacionais. Esta equalização entre os flancos objetiva comparar as interpretações energéticas e físicas do  $CTOD$ . Para tanto, é necessário que a dimensão do comprimento de trinca dos modelos estacionário tenham a mesma dimensão do comprimento da trinca inicial dos modelos de células computacionais mais o rasgamento pré determinado da trinca. Foi pré-determinado três diferentes valores de rasgamento de trinca, a saber:  $\Delta a = 0,50$ ,  $1,00$  e  $1,50$  mm. Esta metodologia é observada na Tabela 27.

Tabela 27 – Matriz de análise dos comprimentos de trinca entre os modelos estacionários e de células computacionais

| Material      | Modelo de célula computacional | Modelo estacionário         |                             |                             |
|---------------|--------------------------------|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|
|               |                                | $\Delta_a = 0,5 \text{ mm}$ | $\Delta_a = 1,0 \text{ mm}$ | $\Delta_a = 1,5 \text{ mm}$ |
| Aço A36       | $\frac{a_0}{W} = 0.308$        | $\frac{a}{W} = 0.338$       | $\frac{a}{W} = 0.367$       | $\frac{a}{W} = 0.397$       |
| Inconel       | $\frac{a_0}{W} = 0.294$        | $\frac{a}{W} = 0.327$       | $\frac{a}{W} = 0.360$       | $\frac{a}{W} = 0.394$       |
| Aço SAR80     | $\frac{a_0}{W} = 0.328$        | $\frac{a}{W} = 0.356$       | $\frac{a}{W} = 0.383$       | $\frac{a}{W} = 0.411$       |
| Aço API5L X80 | $\frac{a_0}{W} = 0.354$        | $\frac{a}{W} = 0.390$       | $\frac{a}{W} = 0.425$       | $\frac{a}{W} = 0.461$       |

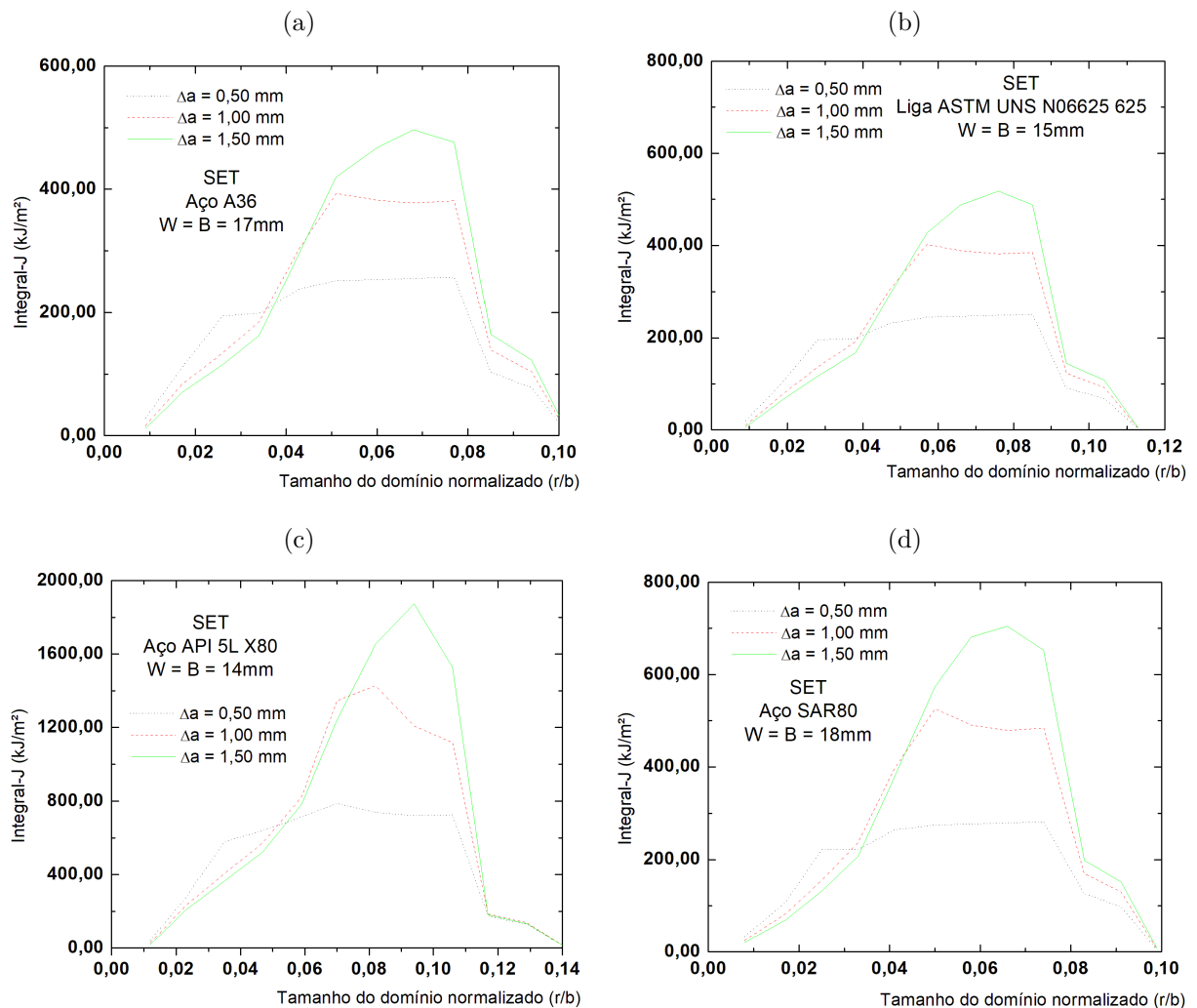
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

### 7.3 Domínio da Integral-J e sua independência de caminho

A Figura 96 ilustra o comportamento da Integral-J para os diferentes domínios anulares para os modelos estacionários referentes aos diferentes materiais utilizados para a avaliação das interpretações energéticas e físicas de CTOD. Três curvas estão ilustradas nos gráficos, referentes aos três diferentes valores de rasgamento de trinca utilizados para análise. Nota-se uma região de grande variação de valores de Integral-J para domínios anulares próximos da ponta da trinca e maior zona de estabilidade dos valores de Integral-J para os menores valores de rasgamento. Mais ainda, é notado que para o caso de maior rasgamento, não existe uma região onde valores de Integral-J são estáveis ao longo dos domínios anulares.

A Figura 97 ilustra o comportamento da Integral-J para os diferentes domínios anulares para os modelos de células computacionais referentes aos diferentes materiais utilizados para a avaliação das interpretações energéticas e físicas de CTOD. Três curvas estão ilustradas nos gráficos, referentes aos três diferentes comprimentos de trincas inicial, que equivalem aos valores de rasgamento de trinca utilizados para análise de célula computacional (ilustrado em cada curva nos gráficos). Em termos gerais, as curvas de Integral-J apresentam comportamento independentes do tamanho da trinca. Nota-se, no entanto, diferentes comportamentos das curvas de Integral-J para os distintos materiais são observadas na Figura 97. Por fim, pode ser destacado que uma região de estabilidade

Figura 96 – Comportamento da Integral-J para os diferentes domínios anulares para os modelos de células computacionais para a) Aço A36, b) Liga Inconel, c) Aço API X80 e d) Aço SAR80.



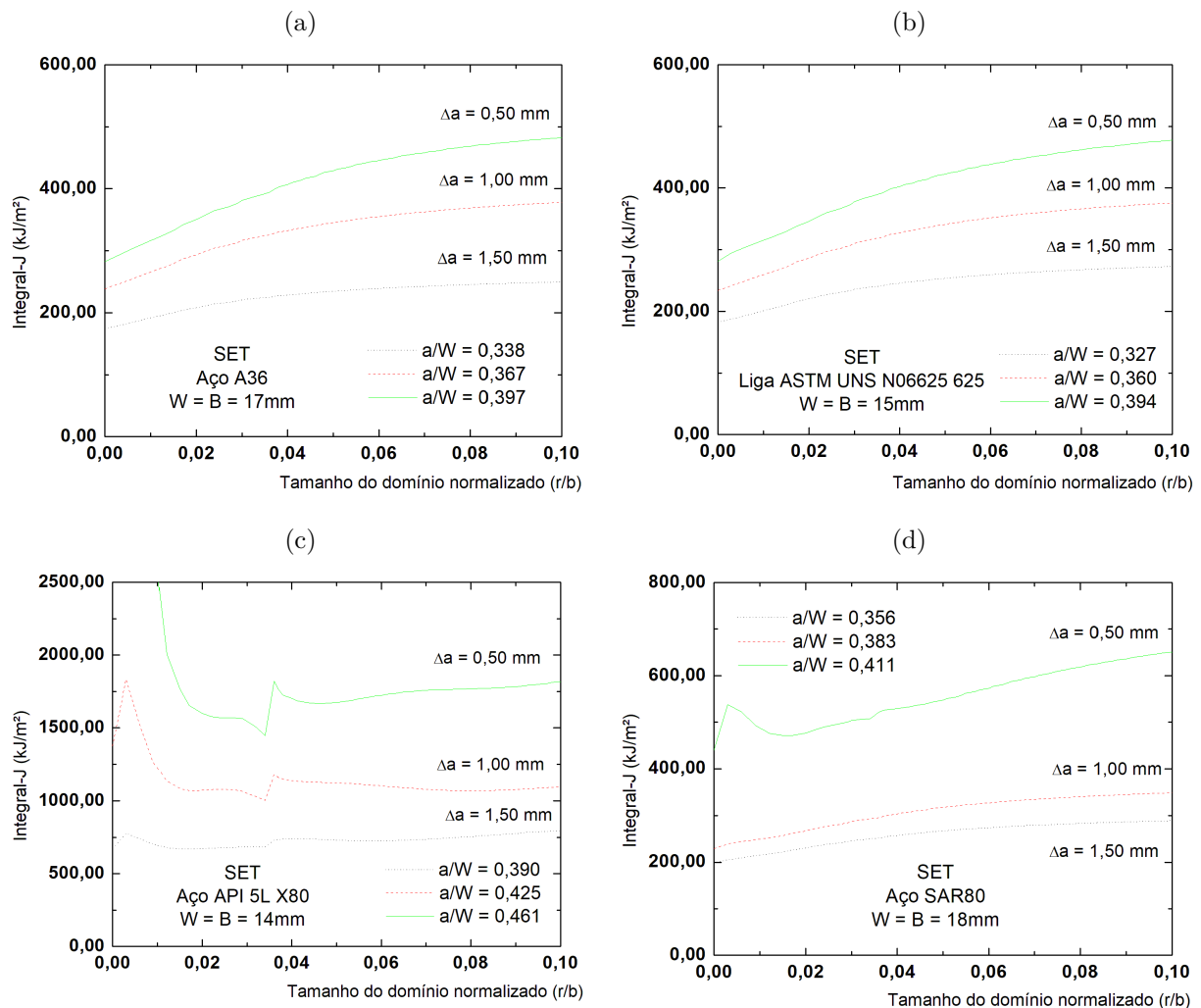
Fonte: Marcus Nathan Silvestre, 2022

de valores de Integral-J é encontrada ao longo dos diferentes domínios anulares para os modelos de maior valor de comprimento de trinca, referentes aos rasgamento da trinca de  $\Delta_a = 1,00$  e  $1,50$  mm.

#### 7.4 Comportamento físico e energético de $CTOD$ entre modelo estacionário e células computacionais

As Figuras 98 a 101 ilustram o comportamento dos flancos das trincas dos modelos estacionário e de células computacionais, além do comportamento das definições de  $CTOD$  obtido pelo intercepto de  $90^\circ$  e da conversão da Integral-J. Deste modo, as interpretações

Figura 97 – Comportamento da Integral-J para os diferentes domínios anulares para os modelos estacionários para a) Aço A36, b) Liga Inconel, c) Aço API X80 e d) Aço SAR80.



Fonte: Marcus Nathan Silvestre, 2022

físicas e energéticas serão avaliadas para os diferentes tipos de modelos. Dentre as avaliações do  $CTOD$  físico, a proposição de  $CTOD_{offset}$  será apresentada.

O eixo das ordenadas dos gráficos das Figuras 98 a 101 determinam os valores de deslocamento da abertura da trinca, em milímetros, além do valor de  $CTOD$  obtido pela conversão da Integral-J. O eixo das abcissas dos gráficos representa o posicionamento destes deslocamentos verticais nos flancos da trinca, incluindo os flancos decorrentes do rasgamento dúctil, definido pela eliminação dos elementos. Estes flancos novos apresentam valores negativos, uma vez que o ponto da trinca inicial está posicionado na origem do gráfico.

Nos gráficos que analisam o comportamento energético e físico entre os modelos estacionário e de células computacionais são observado cinco diferentes interpretações de

CTOD, sendo que algumas delas estão dispostas apenas o flanco deformado com a presença de uma reta auxiliar de  $45^\circ$  para determinar graficamente a magnitude de CTOD entre os diversos flancos utilizados. Além dos flancos, estão ilustrados outras duas proposições: o símbolo + refere-se a definição de proposta de Rice e o círculo sólido identifica a proposição do  $CTOD_{offset}$ . Dentre as definições analisadas, o CTOD obtido pela conversão da Integral-J (interpretação energética) é ilustrada através de uma reta horizontal, uma vez que é obtido para um determinado instante de carregamento.

A Figura 98 ilustra os comportamentos dos flancos para o aço A36, para os três diferentes níveis de rasgamento propostos, e pode ser observado uma coerência das interpretações físicas de CTOD entre a proposição *offset* e o modelo estacionário (conceito do intercepto de  $90^\circ$ ). Deve ser ressaltado também uma equalização da interpretação energética de CTOD entre os dois tipos de modelos. Os comportamento acima relatados se mostraram pouco dependentes do nível de rasgamento, para o caso deste material. A Tabela 28 apresenta os valores de CTOD obtidos para as definições de Rice, Offset e conversão da Integral-J do modelo de células computacionais e os valores de CTOD obtidos para as definições de Rice e conversão da Integral-J do modelo estacionário para os três valores de rasgamento dúctil da trinca.

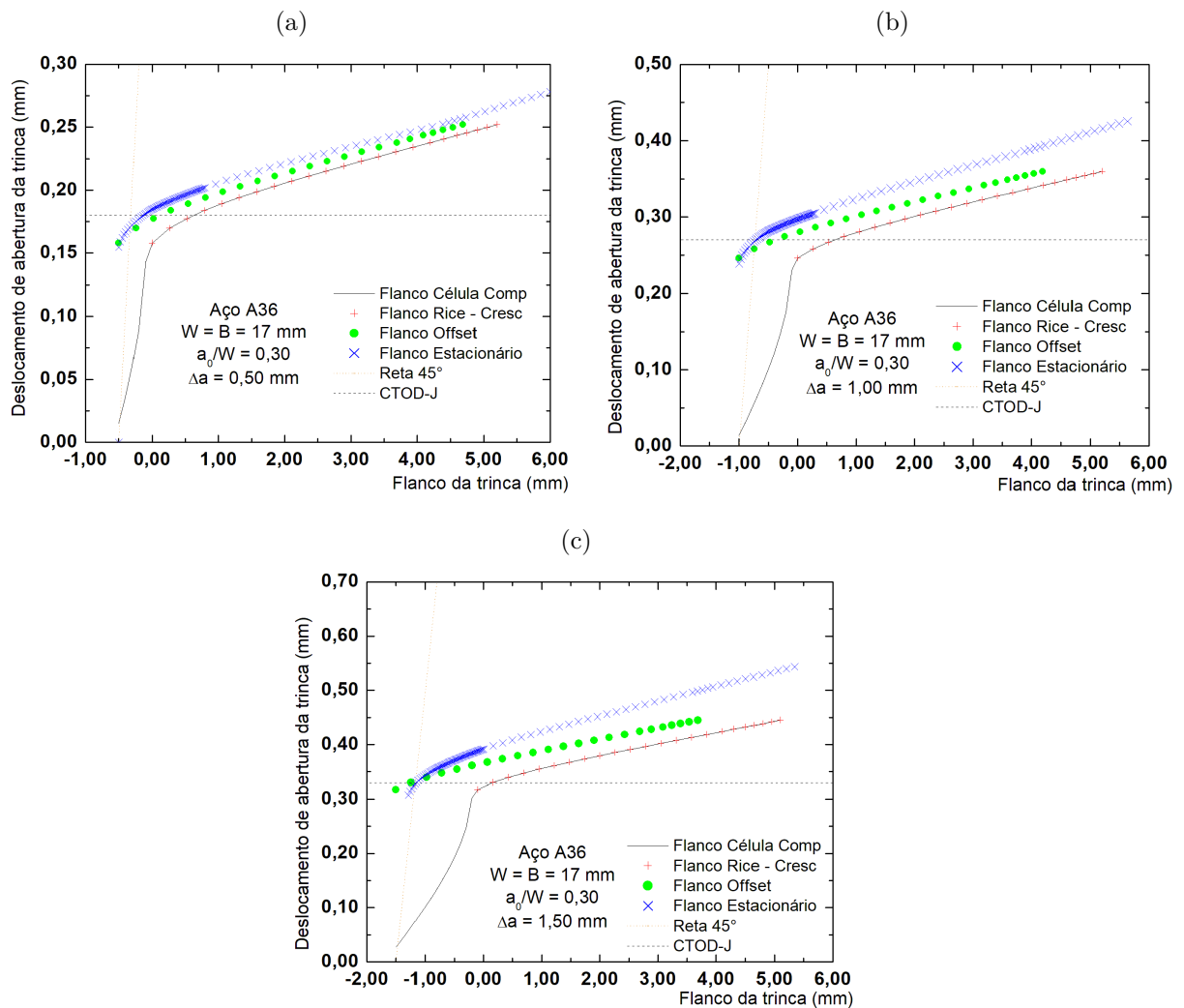
Tabela 28 – Valores de CTOD obtidos pelas diferentes definições para o aço A36

| Definições<br>de CTOD            | Crescimento da trinca       |                             |                             |
|----------------------------------|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|
|                                  | $\Delta_a = 0,5 \text{ mm}$ | $\Delta_a = 1,0 \text{ mm}$ | $\Delta_a = 1,5 \text{ mm}$ |
| Modelo de Células Computacionais |                             |                             |                             |
| $90^\circ$                       | 0,161                       | 0,237                       | 0,296                       |
| <i>Offset</i>                    | 0,169                       | 0,257                       | 0,329                       |
| Conv. Integral-J                 | 0,176                       | 0,272                       | 0,338                       |
| Modelo de Trinca Estacionário    |                             |                             |                             |
| $90^\circ$                       | 0,173                       | 0,268                       | 0,336                       |
| Conv. Integral-J                 | 0,185                       | 0,263                       | 0,332                       |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

A Figura 99 ilustra os comportamentos dos flancos para a liga de inonel, para os três diferentes níveis de rasgamento propostos. Diferente do ocorrido para o aço A36,

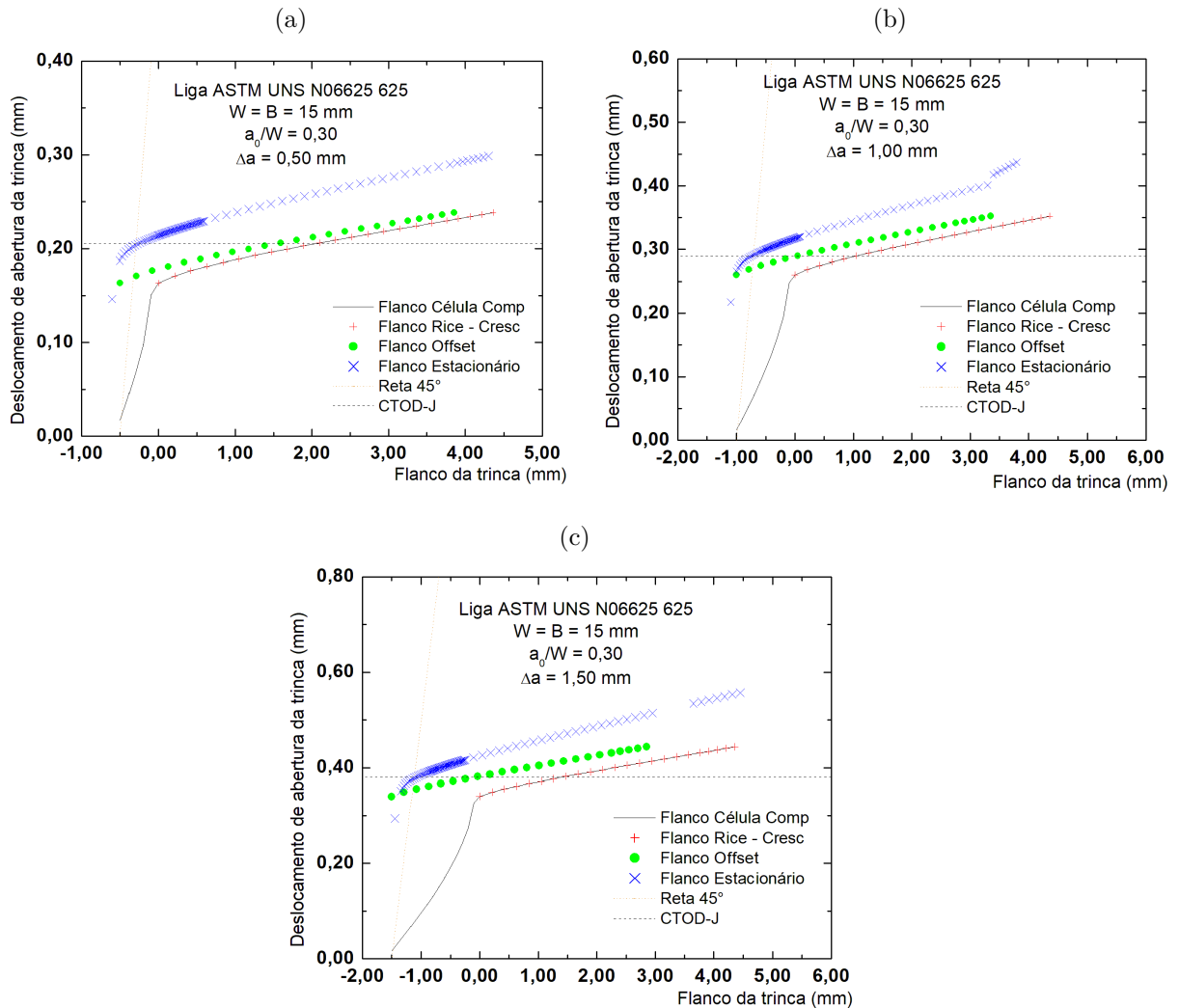
Figura 98 – Comportamento dos flancos estacionário e de células computacionais e comparação do CTOD do aço A36 para a)  $\Delta a = 0,5$  mm, b)  $\Delta a = 1,00$  mm, c)  $\Delta a = 1,5$  mm.



Fonte: Marcus Nathan Silvestre, 2022

não existiu uma equalização da interpretação energética de CTOD entre os dois tipos de modelos e diferentes valores de CTOD obtidos pela conversão de Integral-J são evidenciados na Tabela 29. Para a liga de inonel, é notado que os flancos da trinca são influenciados pelo valor do rasgamento dúctil. Nota-se então melhor coerência da interpretação física de CTOD, sobre as diferentes proposições propostas, para o maior nível de rasgamento da trinca (Figura 99c). Destaca-se que a interpretação energética de CTOD foi coerente para o modelo estacionário para todos os níveis de crescimento da trinca, diferente do observado para o caso do modelo de células computacionais. A coerência das interpretações físicas de CTOD entre a proposição *offset* e o modelo estacionário (conceito do intercepto de  $90^\circ$ ) foi observado apenas para o caso de crescimento trinca igual a 1,50 mm. A Tabela 29

Figura 99 – Comportamento dos flancos estacionário e de células computacionais e comparação do CTOD da liga Inconel UNS N06625 para a)  $\Delta a = 0,5$  mm, b)  $\Delta a = 1,00$  mm, c)  $\Delta a = 1,5$  mm.



Fonte: Marcus Nathan Silvestre, 2022

apresenta os valores de CTOD obtidos para as definições de Rice, Offset e conversão da Integral-J do modelo de células computacionais e os valores de CTOD obtidos para as definições de Rice e conversão da Integral-J do modelo estacionário para os três valores de rasgamento dúctil da trinca.

Tabela 29 – Valores de CTOD obtidos pelas diferentes definições para a liga Inconel

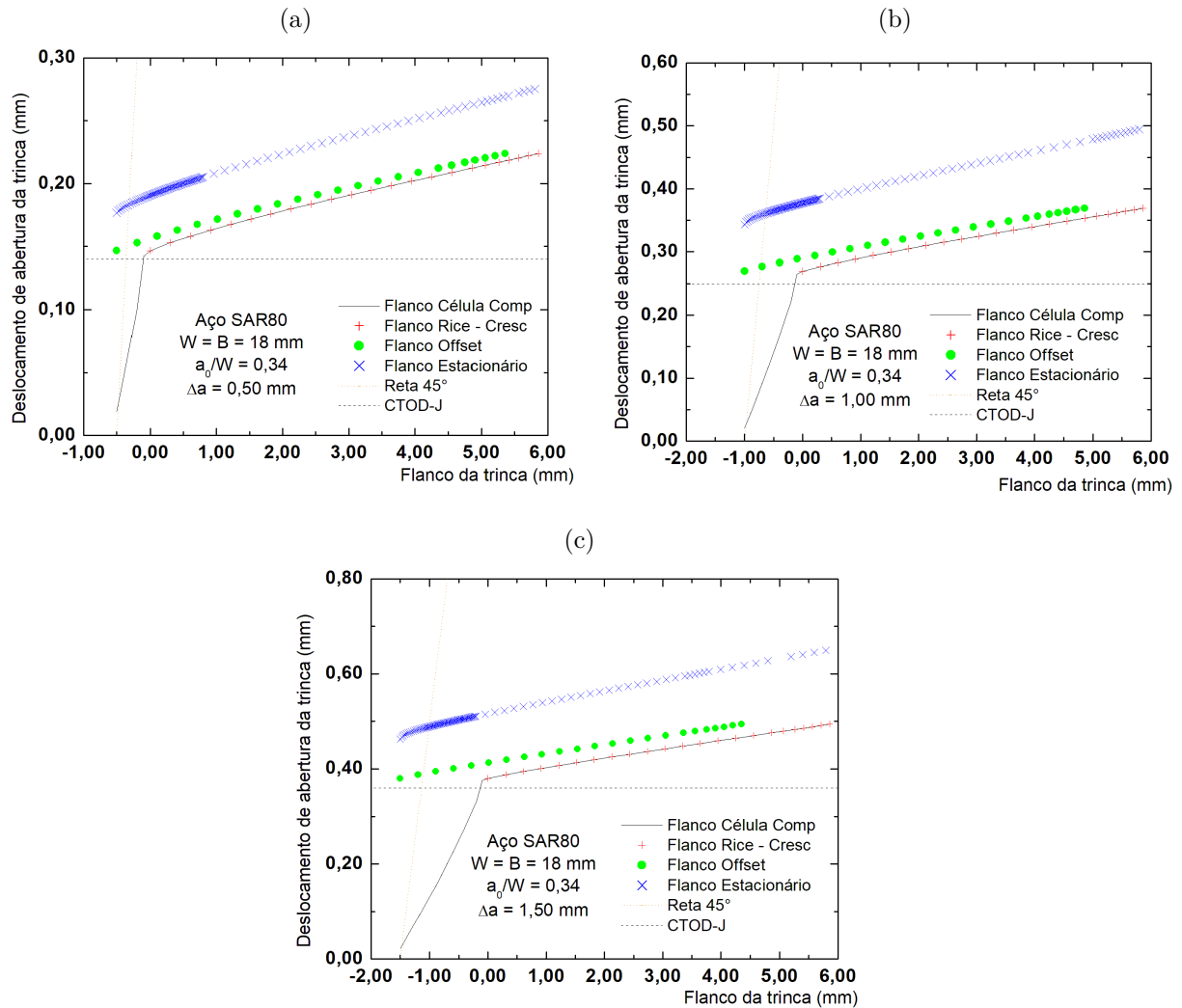
| Definições<br>de CTOD            | Crescimento da trinca       |                             |                             |
|----------------------------------|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|
|                                  | $\Delta_a = 0,5 \text{ mm}$ | $\Delta_a = 1,0 \text{ mm}$ | $\Delta_a = 1,5 \text{ mm}$ |
| Modelo de Células Computacionais |                             |                             |                             |
| 90°                              | 0,163                       | 0,247                       | 0,309                       |
| <i>Offset</i>                    | 0,171                       | 0,267                       | 0,347                       |
| Conv. Integral-J                 | 0,205                       | 0,314                       | 0,398                       |
| Modelo de Trinca Estacionário    |                             |                             |                             |
| 90°                              | 0,202                       | 0,283                       | 0,370                       |
| Conv. Integral-J                 | 0,217                       | 0,298                       | 0,376                       |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

A Figura 100 ilustra os comportamentos dos flancos para o aço SAR80, para os três diferentes níveis de rasgamento propostos. Assim como ocorreu para o aço A36, uma equalização da interpretação energética de CTOD entre os dois tipos de modelos pode ser observado na Tabela 30. Destaca-se que a interpretação energética de CTOD foi coerente apenas para os modelos estacionários, no caso, para os dois primeiros valores de extensão da trinca, diferente do observado para o caso do modelo de células computacionais. Com relação à comparação dos flancos da trinca, nota-se que eles não são influenciados pelo comprimento do rasgamento dúctil. Mais ainda, não existe coerência da interpretação física de CTOD para os diferentes modelos, para os três rasgamentos da trinca. A Tabela 30 apresenta os valores de CTOD obtidos para as definições de Rice, Offset e conversão da Integral-J do modelo de células computacionais e os valores de CTOD obtidos para as definições de Rice e conversão da Integral-J do modelo estacionário para os três valores de rasgamento dúctil da trinca.

A despeito dos diferentes comportamentos dos flancos entre os modelos estacionário e em crescimento, deve ser ressaltado que o flanco estacionário apresentou uma deformação plástica extrema, devido a necessidade de equalização dos valores de Integral-J. Deve ser observado que a energia irá ser direcionada apenas para deformação do flanco, enquanto que o caso de trinca em crescimento, o flanco irá se afiar novamente e assim, apresentar uma certa relaxação. Por fim, destaca-se que nem toda combinação de parâmetros resultará

Figura 100 – Comportamento dos flancos estacionário e de células computacionais e comparação do CTOD do aço SAR80 para a)  $\Delta a = 0,5$  mm, b)  $\Delta a = 1,00$  mm, c)  $\Delta a = 1,5$  mm.



Fonte: Marcus Nathan Silvestre, 2022

em uma equalização física entre os flancos da trinca estacionário com o flanco da trinca em crescimento.

A Figura 101 ilustra os comportamentos dos flancos para o aço API 5L X80, para os três diferentes níveis de rasgamento propostos. Como observado anteriormente para os outros aços, a interpretação energética de CTOD entre os diferentes modelos são similares entre si. Destaca-se que a interpretação energética de CTOD foi coerente apenas para os modelo de células computacionais, para todos os valores de extensão de trinca propostos. O comportamento dos flancos (interpretação física) mostra que não há boa concordância entre os diferentes modelos, para todos as extensões de trinca propostas. A Tabela 31 apresenta os valores de CTOD obtidos para as definições de Rice, Offset e conversão da

Tabela 30 – Valores de CTOD obtidos pelas diferentes definições para o aço SAR80

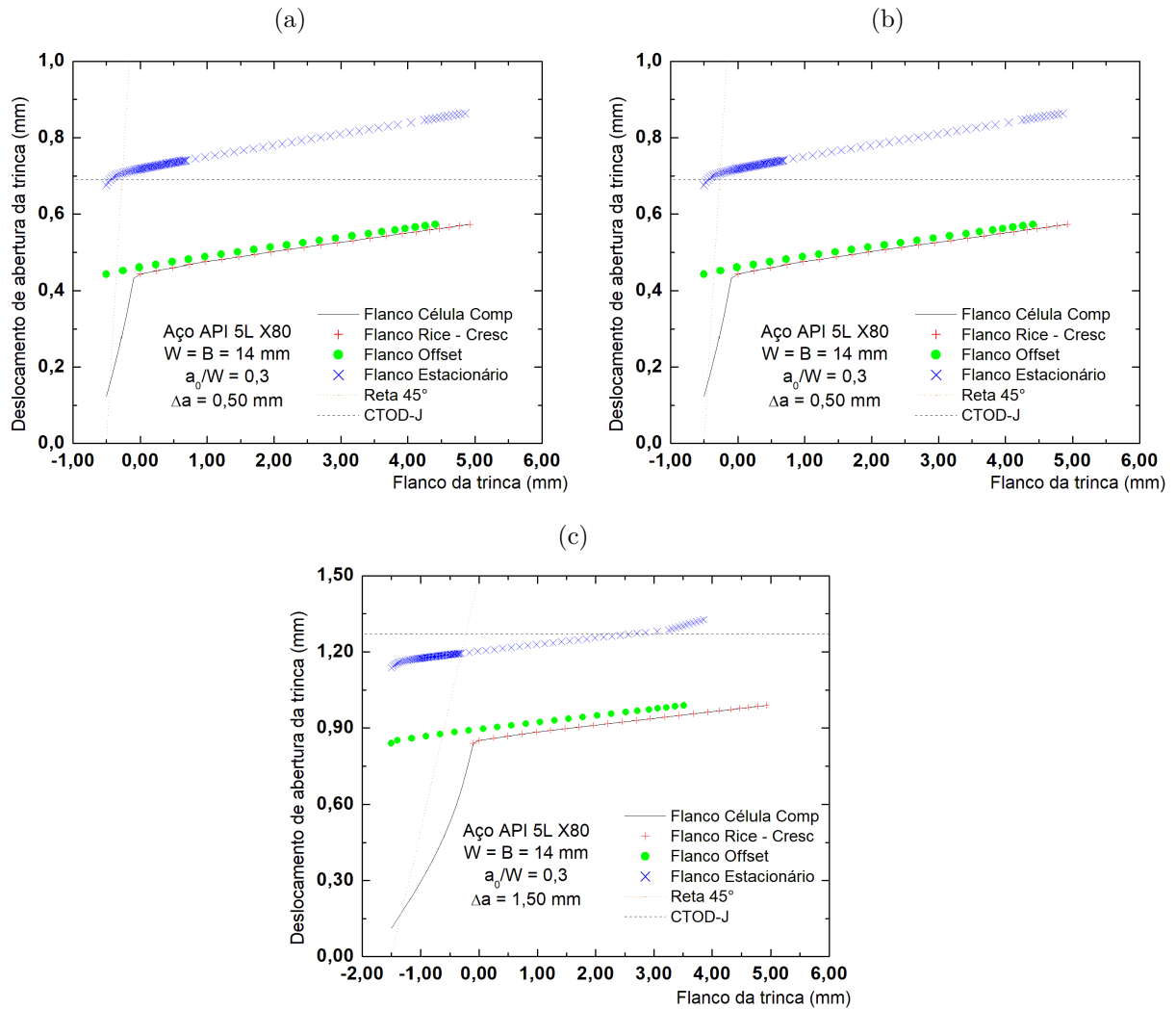
| Definições<br>de CTOD            | Crescimento da trinca       |                             |                             |
|----------------------------------|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|
|                                  | $\Delta_a = 0,5 \text{ mm}$ | $\Delta_a = 1,0 \text{ mm}$ | $\Delta_a = 1,5 \text{ mm}$ |
| Modelo de Células Computacionais |                             |                             |                             |
| $90^\circ$                       | 0.145                       | 0.257                       | 0.354                       |
| <i>Offset</i>                    | 0.151                       | 0.274                       | 0.383                       |
| Conv. Integral-J                 | 0.152                       | 0.262                       | 0.351                       |
| Modelo de Trinca Estacionário    |                             |                             |                             |
| $90^\circ$                       | 0.203                       | 0.355                       | 0.477                       |
| Conv. Integral-J                 | 0.152                       | 0.258                       | 0.352                       |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Integral-J do modelo de células computacionais e os valores de CTOD obtidos para as definições de Rice e conversão da Integral-J do modelo estacionário para os três valores de rasgamento dúctil da trinca.

Desta forma, assim como no caso do aço SAR 80, nem toda combinação de parâmetros resultará em uma equalização física entre os flancos da trinca estacionário com o flanco da trinca em crescimento. Ambos os casos onde não é observado boa concordância entre os flancos são para materiais com moderado/baixo grau de encruamento, para os menores valores de porosidade  $f_0$ .

Figura 101 – Comportamento dos flancos estacionário e de células computacionais e comparação do CTOD do aço API 5L X80 para a)  $\Delta_a = 0,5$  mm, b)  $\Delta_a = 1,00$  mm, c)  $\Delta_a = 1,5$  mm.



Fonte: Marcus Nathan Silvestre, 2022

Tabela 31 – Valores de CTOD obtidos pelas diferentes definições para o aço API 5L X80

| Definições de CTOD               | Crescimento da trinca |                     |                     |
|----------------------------------|-----------------------|---------------------|---------------------|
|                                  | $\Delta_a = 0,5$ mm   | $\Delta_a = 1,0$ mm | $\Delta_a = 1,5$ mm |
| Modelo de Células Computacionais |                       |                     |                     |
| 90°                              | 0,436                 | 0,661               | 0,811               |
| <i>Offset</i>                    | 0,449                 | 0,689               | 0,850               |
| Conv. Integral-J                 | 0,694                 | 0,966               | 1,292               |
| Modelo de Trinca Estacionário    |                       |                     |                     |
| 90°                              | 0,701                 | 0,355               | 1,159               |
| Conv. Integral-J                 | 0,639                 | 0,955               | 1,327               |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

## 8 Considerações Finais e Conclusões

O trabalho apresenta um estudo exploratório do parâmetro CTOD utilizados nas análises de tenacidade à fratura nas avaliações críticas de engenharia em tubulações utilizadas na indústria de óleo e gás. A análise numérica desenvolvida em modelos com malha focal com trincas estacionárias, de elementos C3D8, propuseram um parâmetro capaz de equalizar os valores de CTOD obtidos através da metodologia geométrica dos dois extensômetros com o CTOD obtido pela conversão de Integral-J, que relaciona os efeitos dos estados de deformação ao redor da ponta da trinca. Em relação à metodologia desenvolvida acerca do fator lambda, algumas considerações podem ser elaboradas:

- Calculando o CTOD utilizando a metodologia MDEI, existe uma posição ao longo do flanco da trinca que resulta em um valor similar ao do CTOD obtido através do conceito de  $90^\circ$ . Esta posição, nominada de  $z_3$  se mostrou independente das propriedades de encruamento e, em termos gerais, está localizado a 96% do comprimento da trinca;
- Uma equação de  $z_3$ , em função do comprimento da trinca, foi proposta, através de regressão linear de todos os valores obtidos, para os diferentes comprimentos de trinca e propriedades de encruamento;
- O parâmetro denominado lambda ( $\lambda$ ) relaciona a abertura de extensômetros virtualmente posicionados no flanco da trinca com o CMOD.

O parâmetro lambda tende a convergir para um valor estável para maiores níveis de CMOD. No entanto, grandes variações de lambda ocorrem para menores valores de CMOD. O presente trabalho desconsiderou esta influência para determinar o valor de lambda.

O valor de  $\lambda$  foi definido através de regressão linear entre os deslocamentos de  $V_3$  e CMOD, para o instante de carregamento onde  $\text{CMOD} = 2,00 \text{ mm}$ .

Semelhante ao  $z_3$ , uma equação de lambda também foi proposta por meio de curva de ajuste, sob as mesmas condições impostas da equação de  $z_3$ ;

- Os valores de CTOD calculados utilizando a definição lambda ( $\text{CTOD}_\lambda$ ) foi avaliado para diferentes configurações de corpos de prova e propriedades mecânicas e mostraram boa concordância com os valores de CTOD obtidos pela conversão da Integral-J, incluindo uma correção para o crescimento da trinca;

O desenvolvimento de uma definição de CTOD para o caso de trinca em crescimento foi abordada através de um estudo exploratório numérico para modelos de células computacionais. O CTOD proposto, nominado de  $CTOD_{offset}$ , foi baseado na equalização dos comprimentos das trincas de diferentes tipos de modelos (trincas estacionárias e trinca em crescimento). As interpretações numéricas e energéticas de ambos os modelos foram avaliados entre si e algumas considerações podem ser elaboradas:

- O comportamento da energia necessária para a extensão da trinca, em função de CMOD, é similar para ambos os níveis de porosidade, evidenciado pela sobreposição das curvas. De maneira óbvia, uma maior energia é necessária para os modelos de menor nível de porosidade.

O comportamento energético entre os modelos estacionários com o modelo de células computacionais pode ser dividido em duas partes: inicialmente os valores se sobrepõem, até uma extensão da trinca próxima de  $\Delta_a = 0,6$  mm. Em seguida, é evidenciado um ponto de inflexão das curvas do CTOD, referente ao crescimento da trinca;

- Entre os modelos de trinca estacionária e em crescimento, para o mesmo comprimento de trinca, diferentes valores de CMOD foram obtidos para o mesmo nível de carregamento. Isto resultou em diferentes magnitudes dimensionais dos perfis do flanco e gerou diferentes valores de CTOD propostos pelo intercepto de  $90^\circ$  e pela conversão de Integral-J;
- A proposição do  $CTOD_{offset}$  foi baseada no intercepto de  $90^\circ$ , através transposição do flanco da trinca para a posição final da extensão da trinca (ponta da trinca 'instantânea');
- Ao aplicar a definição de  $CTOD_{offset}$  nos modelos de células computacionais, uma excelente concordância foi atingida entre os valores de CTOD obtidos pela conversão da Integral-J para ambos os níveis de porosidade. Ao comparar os valores de  $CTOD_{offset}$  com o CTOD obtido pelo intercepto de  $90^\circ$  (trinca em crescimento x trinca estacionária), boas correlações foram obtidas apenas para o caso de maior nível de porosidade ( $f_0 = 0,025$ ). A nova definição de CTOD proposta, em si, não apresentou dependência das propriedades de encruamento ou do comprimento da trinca inicial. Este característica esta relacionada ao fato de ambos os flancos da trinca (trinca estacionária e em crescimento) serem influenciados de forma igual;

- Por fim, nem sempre existirá uma equalização do CTOD-J obtido pelo modelo em crescimento com o modelo estacionário. As características dos materiais irão influenciar na validade da transformação da Integral-J em CTOD.
- Através de calibração do parâmetro  $f_0$  com dados experimentais, as interpretações físicas e energéticas dos diferentes modelos (estacionário e em células computacionais) foram avaliados. Como afirmado anteriormente, as características dos materiais irão influenciar na validade da transformação da Integral-J em CTOD. Mais ainda, foi observado que material com maior capacidade de encruamento apresentou excelente concordância entre as interpretações física e energética entre os diferentes modelos.

A parte experimental deste estudo descreve os resultados de tenacidade à fratura do aço SAR80. Duas configurações de ensaios foram utilizadas e diferentes metodologias de medição foram aplicadas para estimar o CTOD. Algumas conclusões podem ser destacadas a partir dos resultados experimentais, e são apresentadas a seguir:

- Valores similares de CTOD e CMOD foram obtidos a partir dos diferentes modos de aquisição de dados utilizados para determinar o comprimento de trinca (flexibilidade elástica e queda de potencial por corrente direta);
- As curvas de resistências em termos de CTOD, CTOD-R, apresentam configurações típicas das reportadas na literatura. A partir do crescimento de trinca de 1,00 mm a curva de CTOD-R obtidas pelo método dos dois extensômetros é não conservador ao compará-la com os valores obtidos pela conversão da Integral-J. A diferença entre as curvas de CTOD aumenta conforme a trinca cresce, associada ao estado de deformação da ponta da trinca e ao efeito do crescimento da trinca.

Ao adicionar a curva  $CTOD_\lambda$  nas análises de CTOD-R, pode ser observado que o fator foi capaz de produzir dados mais conservadores do que o CTOD obtido pelo método dos dois extensômetros. Apesar da propriedade de encruamento do aço SAR80 estar fora dos limites da metodologia de definição de  $\lambda$ , algumas curvas foram similares ao comportamento das curvas de CTOD obtidas da conversão da Integral-J;

- Em termos gerais, os valores de comprimento final da trinca determinados pelo método óptico são próximos aos valores calculados pelo método da flexibilidade elástica. Com algumas considerações, a maior diferença reportada foi de 17%;
- Metodologias não convencionais foram aplicadas para determinar os valores de CTOD. Assim como reportado pela literatura, os valores de CTOD  $\delta_5$  e CTOD

calculados pela metodologia MDEI são similares entre si, para ambos os corpos de prova ensaiados.

Três diferentes valores de CTOD foram obtidos, pelo método MDEI, em três diferentes pontos ao longo da linha de medição e resultaram em valores sobrepostos, em função de CMOD.

Uma correlação entre os dados ópticos de DIC com os dados obtidos pelos extensômetros foi realizada em termos de CMOD e da extensão da trinca, e indicaram diferenças de 32% e 10% para os corpos de prova CP2 e CP4, respectivamente.

Por fim, assim como na análise numérica de trinca estacionária, o CTOD foi obtido pelo método MDEI em diferentes pontos de medição e comportamento similar é observado;

- Através dos resultados ópticos das réplicas de silicone endurecido, pode ser concluído que o método é promissor para as discussões acerca das definições de CTOD para o caso de trincas crescentes (possível definição física).

Uma lista de recomendações para uma melhor obtenção de resultados deve ser seguida: Descarte de uma quantidade da resina líquida antes de realizar a aplicação do silicone: a parte inicial do líquido pode estar inadequadamente misturada, resultando num desequilíbrio entre catalisador e silicone. Isto irá afetar a solidificação do silicone, e muitas vezes impossibilitar que a mistura se solidifique.

A possibilidade da aplicação dos papeis laterias (vendido no kit) nas faces do corpo de prova para a facilitação da retirada do silicone do corpo de prova é importante. Caso este artifício não seja possível, é recomendado uma aplicação em excesso do líquido para que ele vaze propositalmente para fora do corpo de prova. Com este excesso, é recomendado retirar o silicone com uma pinça;

A utilização de corpos de trinca com a presença de trincas já arredondadas, ao invés de pré-trincas também são sugeridas. O acesso da agulha na ponta da trinca é muito dificultada com corpos de prova submetidos pré-trinca estreita. De modo lógico, o acesso do sistema de réplicas só é possível após a abertura da ponta da trinca ser superior a largura da agulha.

A utilização de agulhas alternativas (não vendidas no kit) de diâmetros menores podem ser utilizadas. Entretanto, deve ser atentado ao nível da pressão imposta nesta agulha para que o sistema de injeção não seja prejudicado.

*Produção Científica*

## Artigos completos publicados em periódicos

M. N. Silvestre and D. F. S. Burgos and S. Hertelé. "On the experimental estimation of CTOD fracture parameter using SE(T) specimens based upon only one clip gauge measurement," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 253, 2021.

<https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2021.107856>

## Trabalhos completos publicados em anais de congressos

M. N. Silvestre and D. F. S. Burgos. Estudo Numérico das Definições de CTOD para Aumentar a Acurácia dos Valores de Tenacidade à Fratura em Aços Utilizados na Indústria Offshore. In: 28° Congresso Internacional de Transporte Aquaviário, Construção Naval e Offshore, 2020. doi:10.17648/sobena-2020-122819

M. N. Silvestre and D. F. S. Burgos and S. Hertelé. A New Proposal to Obtain the CTOD Fracture Parameter for Offshore Pipeline Steels by Using Only One Clip Gage. In: ASME 2020 Pressure Vessels and Piping Conference, 2020. p. 1-11. doi:10.1115/PVP2020-21232

M. N. Silvestre and D. F. S. Burgos. A New Methodology for CTOD Estimation Using Double Clip Gauge in Pipeline Steels. In: ASME 2019 Pressure Vessels and Piping Conference, 2019. p. 1-12. doi:10.1115/PVP2019-93647

## 9 Sugestões para trabalhos futuros

Apesar das análises numéricas realizadas no trabalho englobarem diversos materiais utilizados na fabricação de tubulações utilizadas na indústria de óleo e gás, as validações realizadas a partir de dados experimentais não foi abrangente ( $n = 7, 5, 10$  e  $15$ ). Mais ainda, o ensaio de tenacidade à fratura utilizou um material fora do espectro do esboço numérico, e assim, recomenda-se a validação do parâmetro  $\lambda$  com ensaios adicionais próprios, em aços utilizados em dutos e tubulações (aços API X60, X70, X100, etc.) e também em aços utilizados em vasos de pressão (A285, A515, etc.) que apresentam diversos valores de encruamento. Visando aumentar a aplicabilidade do fator  $\lambda$ , recomenda-se aumentar a configuração do escopo de estudo: realizar uma análise em modelos numéricos 3D, com maiores comprimentos de trinca  $\left(\frac{a}{W}\right)$  e com materiais heterogêneos. Por fim, a consideração da carga (ou CMOD) nas formulações de  $\lambda$  deve ser acrescentado, com intuito do parâmetro ser mais robusto.

Em relação às avaliações do  $CTOD_{offset}$  desenvolvidas neste trabalho, o escopo apresentou uma limitada configuração dos modelos, em termos do comprimento de trinca inicial, extensão de trinca, propriedades de encruamento e níveis de porosidade, além do modelo utilizado ser em duas dimensões e apenas para materiais homogêneos. Deste modo, expandir esta matriz de análise seria fundamental para o completo entendimento da definição  $CTOD_{offset}$ . Outra excelente oportunidade seria a utilização desta definição em modelos que exprimem com excelente concordância com resultados provindos de ensaios experimentais. Em outras palavras, utilizar modelos com parâmetros que simulam ensaios reais de tenacidade à fratura seria em excelente modo de validação deste fator.

As oportunidades futuras de estudo relacionados às metodologias de medição englobam a utilização das medições não convencionais para determinar os valores de CTOD em ensaios de tenacidade à fratura. Neste contexto, realizar uma análise completa de curvas de resistência, em termos do parâmetro CTOD, exclusivamente com dados ópticos podem ser fundamentais para a evolução do entendimento deste parâmetro físico sob caráter de definição para trincas em crescimento. Em relação ao método de réplica de silicone endurecido, a técnica se mostrou promissora em revelar o fenômeno real de deformação na ponta da trinca. No entanto, a técnica ainda é artesanal e nenhum guia de recomendação é disposto na literatura para normatizar o método. Assim, realizar um

---

guia de recomendações práticas para a técnica de réplica é recomendável para que os resultados sejam cada vez mais padronizados. Neste guia, seria necessária as práticas com procedimentos antes, durante o ensaio e no pós-processamento, especialmente com a secção da réplica.

## Referências

- AGÊNCIA NACIONAL DE PETRÓLEO. *Anuário estatístico brasileiro do petróleo, gás natural e biocombustíveis*. Brasil, 2018. Anuário 2018. Citado 2 vezes nas páginas 19 e 20.
- ANDERSON, T. L. A comparison of j-integral and ctod as fracture toughness parameters. *STP945 - Fracture Mechanics: Eighteenth Symposium*, p. 741–753, 1988. Disponível em: <<https://doi.org/10.1520/STP23273S>>. Citado na página 45.
- ANDERSON, T. L. *Fracture Mechanics: Fundamentals and applications*. [S.l.: s.n.], 2005. v. 3ed. Citado 8 vezes nas páginas 21, 23, 33, 37, 40, 49, 51 e 107.
- ASTM. *Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness - E08.07*. West Conshohocken, PA, 2014. Disponível em: <<https://www.astm.org>>. Citado 4 vezes nas páginas 57, 72, 79 e 93.
- BAI, Q.; BAI, Y. 12 - fatigue and fracture. In: BAI, Q.; BAI, Y. (Ed.). *Subsea Pipeline Design, Analysis, and Installation*. Boston: Gulf Professional Publishing, 2014. p. 283–318. ISBN 978-0-12-386888-6. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780123868886000122>>. Citado na página 45.
- BEGLEY, J.; LANDES, J. The j integral as a fracture criterion. *STP514 - Fracture Toughness: Part II.*, p. 1–23, 1972. Disponível em: <<https://doi.org/10.1520/STP38816S>>. Citado 3 vezes nas páginas 24, 35 e 47.
- BETEGON, C.; HANCOCK, J. W. Two-parameter characterization of elastic-plastic crack-tip fields. *Journal of Applied Mechanics*, v. 58, n. 1, p. 104–110, 03 1991. ISSN 0021-8936. Disponível em: <<https://doi.org/10.1115/1.2897135>>. Citado na página 39.
- BROBERG, K. B. Crack-growth criteria and non-linear fracture mechanics. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Pergamon Press, Grã-Bretanha, v. 19, n. 6, p. 407–418, 1971. Disponível em: <[https://doi.org/10.1016/0022-5096\(71\)90008-1](https://doi.org/10.1016/0022-5096(71)90008-1)>. Citado na página 47.
- BSI. *Fracture mechanics toughness tests. Method for determination of  $K_{Ic}$ , critical CTOD and critical J values of metallic materials*. Inglaterra, 1991. Disponível em: <<https://doi.org/10.3403/BS7448>>. Citado 2 vezes nas páginas 57 e 63.
- BSI. *Fracture mechanics toughness tests. Method for determination of  $K_{Ic}$ , critical CTOD and critical J values of welds in metallic materials*. Inglaterra, 1997. Disponível em: <<https://doi.org/10.3403/BS7448>>. Citado 2 vezes nas páginas 57 e 63.
- BSI. *Method of test for determination of fracture toughness in metallic materials using single edge notched tension (SENT) specimens*. Inglaterra, 2014. Citado 4 vezes nas páginas 27, 76, 104 e 105.
- BURDEKIN, F. M.; STONE, D. E. W. The crack opening displacement approach to fracture mechanics in yielding materials. *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, Brazil, v. 1, n. 2, p. 145–153, 1966. Disponível em: <<https://doi.org/10.1243/03093247V012145>>. Citado 3 vezes nas páginas 33, 40 e 51.
- CHAO, Y. J.; ZHU, X. J-a2 characterization of crack-tip fields: Extent of j-a2 dominance and size requirements. v. 89, p. 285–307, 1998. Citado na página 39.

CHEREPANOV, G. P. The propagation of cracks in a continuous medium. *Journal of Applied Mathematics and Mechanics*, v. 31, n. 3, p. 503–512, 1967. Citado na página 45.

CHIANG, F. P.; WANG, Y. Y. Experimental study of near crack tip deformation fields. *Fracture Mechanics: Twenty-Second Symposium (Volume II), ASTM STP 1131*, Philadelphia, p. 225–245, 1992. Citado na página 37.

CHIESA, M.; NYHUS, B.; SKALLERUD, B.; THAULOW, C. Efficient fracture assessment of pipelines. a constraint-corrected sent specimen approach. *Engineering Fracture Mechanics*, Brazil, v. 68, n. 5, p. 527–547, 2001. Disponível em: <[https://doi.org/10.1016/S0013-7944\(00\)00129-6](https://doi.org/10.1016/S0013-7944(00)00129-6)>. Citado na página 27.

CHIODO, M. S. G. *Procedimento de avaliação da integral J e CTOD para dutos com trincas circunferenciais submetidos à flexão e aplicações à instalação de risers pelo método carretel*. 112 p. Tese (Dissertação de Mestrado) — Universidade de São Paulo, São Paulo, 2009. Citado 2 vezes nas páginas 46 e 49.

CHIPPERFIELD, C. G. Detection and toughness characterisation of ductile crack initiation in 316 stainless steels. *International Journal of Fracture*, v. 12, n. 6, p. 873–886, 1976. Citado na página 95.

CRAVERO, S. *Desenvolvimento de Procedimentos para Avaliação de Curvas J-R em Espécimes à Fratura SE(T) Utilizando o Método de Flexibilidade*. 162 p. Tese de Doutorado — Universidade de São Paulo, São Paulo, 2007. Citado 4 vezes nas páginas 43, 50, 51 e 109.

CRAVERO, S.; RUGGIERI, C. Correlation of fracture behavior in high pressure pipelines with axial laws using constraint designed test specimens - part i: Plane-strain analyses. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 72, 2005. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2004.10.010>>. Citado na página 100.

CRAVERO, S.; RUGGIERI, C. Estimation procedure of j-resistance curves for se(t) fracture specimens using unloading compliance. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 74, n. 17, p. 2735–2757, 2007. ISSN 0013-7944. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794407000513>>. Citado 3 vezes nas páginas 93, 100 e 187.

DAWES, M. Elastic-plastic fracture toughness based on the cod and j-contour integral concepts. *Elastic-Plastic Fracture*, West Conshohocken, PA:, p. 307–333, 1979. Citado 2 vezes nas páginas 40 e 41.

DELLIOU, P. L. Electric potential drop method for evaluation crack initiation and crack propagation: The help of fe simulation. In: PROCEEDINGS OF THE ASME 2019 PRESSURE VESSELS & PIPING CONFERENCE, 93144., 2019, San Antonio, Texas. San Antonio, Texas: ASME, 2019. Citado na página 82.

DNV. *Fracture Control for Pipeline Installation Methods Introducing Cyclic Plastic Strain*. Norway, 2006. Citado 3 vezes nas páginas 27, 104 e 105.

DONATO, G.; MOREIRA, F. Limites de deformação (m) para validade da mecânica da fratura elasto-plástica monoparamétrica (integral-j) em corpos de provas se(b), c(t) e se(t). In: . [S.l.: s.n.], 2017. p. 1206–1217. Citado na página 35.

DONG, Y. L.; PAN, B. A review of speckle pattern fabrication and assessment for digital image correlation. *Experimental Mechanics*, v. 575, p. 1161–1181, 2017. Citado na página 89.

DOTTA, F.; RUGGIERI, C. Modelagem micromecânica de fratura dúctil - parte i: Células computacionais incorporando crescimento de trinca. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA E CIÊNCIA DOS MATERIAIS, 2002, Natal, Brazil. Natal, Brazil: CBECIMat, 2002. Citado na página 107.

DU, Z.-Z.; HANCOCK, J. The effect of non-singular stresses on crack-tip constraint. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, v. 39, n. 4, p. 555–567, 1991. ISSN 0022-5096. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/002250969190041L>>. Citado na página 39.

EXXONMOBIL. *Measurement of Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Resistance Curves Using Single-Edge Notched Tension (SENT) Specimen*. [S.l.], 2010. Citado 3 vezes nas páginas 27, 67 e 187.

FALESKOG, J.; GAO, X.; SHIH, C. F. Cell model for nonlinear fracture analysis - i. micromechanics calibration. *International Journal of Fracture*, v. 89, p. 355–373, 1998. Disponível em: <<https://link.springer.com/article/10.1023/A:1007421420901>>. Citado 2 vezes nas páginas 107 e 110.

FREIMAN, S. W.; JR, J. J. M. *The Fracture of Brittle Materials: Testing and Analysis*: 2nd edition. [S.l.]: 2019 The Ameri' Ceramic Society, 2018. Chapter2. Citado na página 23.

GARRISON, W.; MOODY, N. Ductile fracture. *Journal of Physics and Chemistry of Solids*, v. 48, n. 11, p. 1035–1074, 1987. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0022369787901181>>. Citado 4 vezes nas páginas 43, 44, 45 e 107.

GELDHOF, N.; ISEGHEM, J. V.; VERSTRAETE, M. A.; HERTELÉ, S.; MINNEBRUGGEN, K. V.; WAELE, W. de. R-curve evaluation of pipeline girth welds using advanced measurement techniques. *International Journal Sustainable Construction and Design*, v. 5, n. 1, 2014. Citado 2 vezes nas páginas 94 e 97.

GRIFFITH, A. A. The phenomena of rupture and flow in solids. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A*, v. 221, 1921. Citado na página 22.

GURSON, A. L. Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part i—yield criteria and flow rules for porous ductile media. *Journal of Engineering Materials and Technology*, v. 99, n. 1, p. 2–15, 01 1977. ISSN 0094-4289. Disponível em: <<https://doi.org/10.1115/1.3443401>>. Citado na página 108.

HADLEY, I.; PISARKI, H. G. Overview of bs7910:2013. In: PROCEEDINGS OF THE 12TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON ENGINEERING STRUCTURAL INTEGRITY ASSESSMENT, 2013, Manchester, UK. Manchester, UK: FESI, 2013. Citado na página 66.

HEYER, R. H.; MCCABE, D. E. Crack growth resistance in plane-stress fracture testing. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 4, n. 3, p. 413–430, 1972. ISSN 0013-7944. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0013794472900549>>. Citado na página 58.

HEYER, R. H.; MCCABE, D. E. Plane-stress fracture toughness testing using a crack-line-loaded specimen. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 4, n. 3, p. 393–412, 1972. ISSN 0013-7944. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0013794472900537>>. Citado na página 57.

HIOE, Y.; KALYANAM, S.; WILKOWSKI, G. M. Comparison of calculated crack growth values using unloading compliance and d-c ep during sent testing. In: *Proceedings 11th Int Pipeline Conference*. [S.l.: s.n.], 2016. Citado 2 vezes nas páginas 94 e 97.

HUANG, Y.; ZHOU, W. J-ctod relationship for clamped se(t) specimens based on three-dimensional finite element analyses. *Engineering Fracture Mechanics*, Brazil, v. 131, p. 106–119, 2014. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2014.10.007>>. Citado 2 vezes nas páginas 24 e 27.

HUANG, Y.; ZHOU, W. Investigation of plastic eta factors for clamped se(t) specimens based on three-dimensional finite element analyses. *Engineering Fracture Mechanics*, Brazil, v. 132, p. 120–135, 2015. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2014.10.028>>. Citado na página 27.

HUANG, Y.; ZHOU, W. Numerical investigation of compliance equations used in the r-curve testing for clamped se (t) specimens. *Engineering Fracture Mechanics*, Brazil, v. 38, n. 10, p. 1137–1154, 2015. Disponível em: <<https://doi.org/10.1111/ffe.12293>>. Citado na página 27.

HUTCHINSON, J.; PARIS, P. Stability analysis of j-controlled crack growth. *STP668-EB Elastic-Plastic Fracture*, West Conshohocken, PA, p. 37–64, 1979. Disponível em: <<https://doi.org/10.1520/STP35826S>>. Citado na página 47.

HUTCHINSON, J. W. Singular behaviour at the end of a tensile crack in a hardening material. *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, v. 16, p. 13–31, 1968. Disponível em: <[https://doi.org/10.1016/0022-5096\(68\)90014-8](https://doi.org/10.1016/0022-5096(68)90014-8)>. Citado 2 vezes nas páginas 34 e 47.

HUTCHINSON, J. W. Fundamentals of the phenomenological theory of nonlinear fracture mechanics. *Journal of Applied Mechanics*, v. 50, 1983. Disponível em: <<https://doi.org/10.1115/1.3167187>>. Citado 2 vezes nas páginas 39 e 48.

IRWIN, G. R. *Onset of fast crack propagation in high strength steel and aluminum alloys*. Washington DC, 1956. Citado na página 33.

ISO. *Metallic materials — Unified method of test for the determination of quasistatic fracture toughness*. [S.l.], 2016. Citado na página 104.

JOHNSON, H. H. Calibrating the electric potential method for studying slow crack growth. *Mater Res Stand*, p. 5 – 422, 1965. Citado na página 94.

JUNIOR, E. H. *Investigação experimental do comportamento dúctil de aços API-X70 e aplicação de curvas de resistência J-a para previsão de colapso em dutos*. 167 p. Tese de Doutorado — Universidade de São Paulo, São Paulo, 2004. Citado 6 vezes nas páginas 20, 34, 50, 51, 108 e 109.

KAWABATA, T.; TAGAWA, T.; KAYAMORI, Y.; OHATA, M.; YAMASHITA, Y.; KINEFUCHI, M.; YOSHINARI, H.; AIHARA, S.; MINAMI, F.; MIMURA, H.; HAGIHARA, Y. Applicability of new ctod calculation formula to various a0/w conditions

and bxb configuration. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 179, 2017. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794417303004>>. Citado 2 vezes nas páginas 64 e 90.

KAWABATA, T.; TAGAWA, T.; SAKIMOTO, T.; KAYAMORI, Y.; OHATA, M.; YAMASHITA, Y.; TAMURA, E.-i.; YOSHINARI, H.; AIHARA, S.; MINAMI, F.; MIMURA, H.; HAGIHARA, Y. Proposal for a new ctod calculation formula. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 159, p. 16–34, 2016. ISSN 0013-7944. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794416301096>>. Citado na página 64.

KAYAMORI, Y.; INOUE, T.; TAGAWA, T. Changes in iso 15653-based ctod for specimens of  $a_0/w = 0.45$ . *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, v. 6, p. 645–653, 2012. Citado na página 64.

KAYAMORI, Y.; KAWABATA, T. Evaluation of rotational deformation in compact specimens for ctod fracture toughness testing. *Procedia Structural Integrity*, v. 5, p. 286–293, 2017. ISSN 2452-3216. 2nd International Conference on Structural Integrity, ICSI 2017, 4-7 September 2017, Funchal, Madeira, Portugal. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2452321617302470>>. Citado na página 64.

KHOR, W.; MOORE, P. L.; PISARKI, H. G.; HASLLET, M.; BROWN, C. J. Measurement and prediction of ctod in austenitic stainless steel. *Fatigue Fracture of Engineering Materials Structures*, London, v. 39, p. 1433–1442, 2016. Disponível em: <<https://doi.org/10.1111/ffe.12487>>. Citado 6 vezes nas páginas 61, 62, 86, 90, 91 e 178.

KHOR, W.-l. *Crack Tip Opening Displacement (CTOD) in single edge notched bend (SEN(B))*. 328 p. Tese de Doutorado — Brunel University of London, Londres, 2018. Citado na página 64.

KHOR, W.-L.; MOORE, P. L.; PISARSKI, H.; BROWN, C. Comparison of methods to determine ctod for senb specimens in different strain hardening steels. *Fatigue Fract Engng Mater Struct*, v. 41, p. 551–564, 2018. Citado 8 vezes nas páginas 57, 62, 64, 68, 86, 90, 91 e 178.

KIM, Y.; ZHU, X.; CHAO, Y. Quantification of constraint on elastic–plastic 3d crack front by the  $j$ - $a_2$  three-term solution. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 68, n. 7, p. 895–914, 2001. ISSN 0013-7944. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S001379440000134X>>. Citado na página 39.

KNOTT, J. F. *Fundamentals of Fracture Mechanics*. [S.l.]: Wiley, 1973. Citado na página 51.

KOPPENHOEFER, K. C.; THOMAS, J.; CROMPTON, J. S. Small scale yielding model for fracture mechanics. In: PROCEEDINGS OF THE 14TH COMSOL CONFERENCE IN BOSTON, 2014, Boston. Boston: COMSOL, 2014. Citado na página 38.

KUMAR, V.; GERMAN, M. D.; SHIH, C. F. *Engineering approach for elastic-plastic fracture analysis (EPRI-NP-1931)*. United States, 1981. Citado na página 38.

- LIDBURY, D. P. G.; SHERRY, A. H.; PUGH, C. E.; BASS, B. R. 7.14 - the performance of large-scale structures and validation of assessment procedures. In: MILNE, I.; RITCHIE, R.; KARIHALOO, B. (Ed.). *Comprehensive Structural Integrity*. [S.l.: s.n.], 2013. Citado na página 38.
- LJUSTELL, P. Large scale yielding fatigue crack growth: A literature survey. KTH Royal Institute of Technology, 2007. Citado na página 38.
- LUBARDA, V. Deformation theory of plasticity revisited. *Proc. Mont. Acad. Sci. Arts*, v. 13, p. 117–143, 01 2000. Citado na página 37.
- LUBARDA, V. *Mechanics of Materials: Plasticity*. [S.l.: s.n.], 2016. Citado na página 37.
- MACNEILL, A. *How newspapers at the time covered the Great Molasses Flood*. 2019. Disponível em: <<https://www.boston.com/news/history/2019/01/14/great-molasses-flood-newspapers/>>. Citado na página 21.
- MAGANIZE, A. E. A. *Aloha Airlines Flight 243 Incident, 32 years later*. 2020. Disponível em: <<https://airwaysmag.com/airlines/32-years-aloha-flight-243-accident/>>. Citado na página 21.
- MANNING, M. *Offshore oil production in deepwater and ultra-deepwater is increasing*. 2019. Disponível em: <<https://www.eia.gov/todayinenergy/detail.php?id=28552>>. Citado na página 19.
- MANUAL-CORRELATE. *Vic 3D Software Manual*. [S.l.]: ManualCorrelate, 2019. Citado 2 vezes nas páginas 76 e 89.
- MANZIONE, P.; IPIÑTA, J. E. P. Sensitivity analysis of the double clip gauge method. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, v. 14, n. 9, p. 887–896, 1991. Disponível em: <<https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1111/j.1460-2695.1991.tb00722.x>>. Citado na página 59.
- MATERIALS, C. *Recommended practice: Fracture toughness testing using SE(T) samples with fixed-grip loading*. Canada, 2014. Citado 2 vezes nas páginas 27 e 184.
- MATHIAS, L. L. S.; SARZOSA, D. F. B.; RUGGIERI, C. Effects of specimen geometry and loading mode on crack growth resistance curves of a high-strength pipeline girth weld. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 111-112, p. 106–119, 2013. ISSN 0308-0161. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0308016113001087>>. Citado 3 vezes nas páginas 24, 93 e 187.
- MCMEEKING, R. M. Finite deformation analysis of crack-tip opening in elastic-plastic materials and implications for fracture. *Journal of Mechanics Physics of Solids*, v. 25, n. 5, p. 357–381, October 1977. Disponível em: <<https://ui.adsabs.harvard.edu/abs/1977JMPSo..25..357M>>. Citado 2 vezes nas páginas 40 e 46.
- MINNEBRUGGEN, K. V.; HERTELÉ, S.; VERSTRAETE, M. A.; WAELE, W. de. Crack growth characterization in single-edge notched tension testing by means of direct current potential drop measurement. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 156, p. 68–78, 2017. ISSN 0308-0161. SENT Fracture

- Toughness Testing and Its Applications to High-Strength Pipelines. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0308016117300364>>. Citado 4 vezes nas páginas 82, 83, 85 e 94.
- MINNEBRUGGEN, K. V.; PUYVELDE, D. V.; WAELE, W. de; VERSTRAETE, M.; HERTELÉ, S.; DENYS, R. Implementation of an unloading compliance procedure for measure of crack growth in pipeline steel. *International Journal Sustainable Construction and Design*, v. 2, n. 3, 2011. Citado 4 vezes nas páginas 79, 81, 86 e 92.
- MINNEBRUGGEN, K. V.; VERSTRAETE, M.; HERTELÉ, S.; WAELE, W. de. Evaluation and comparison of double clip gauge method and delta 5 method for ctod measurement in se(t) specimens. *Journal of Testing and Evaluation*, Belgium, v. 44, n. 6, p. 2414–2423, 2016. Disponível em: <<https://doi.org/10.1520/JTE20150127>>. Citado 7 vezes nas páginas 30, 55, 61, 62, 68, 70 e 175.
- MOORE, P.; PISARSKI, H. G. Validation of methods to determine ctod from sent specimens. In: TWENTY-SECOND INTERNATIONAL OFFSHORE AND POLAR ENGINEERING CONFERENCE, ISOPE-I-12-595., 2012, Rhodes, Greece. Rhodes, Greece, 2012. Citado 3 vezes nas páginas 30, 57 e 62.
- MOORE, P.; PISARSKI, H. G. Ctod and pipelines - the past, present and future. In: 6TH INTERNATIONAL PIPELINE TECHNOLOGY CONFERENCE (RUDI'S PIPELINE CONFERENCE), 2013, Ostend, Belgium. Ostend, Belgium: ASME, 2013. Citado 5 vezes nas páginas 22, 25, 28, 53 e 62.
- O'DOWD, N.; SHIH, C. Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter: Part i - structure of fields. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, v. 39, 1991. Disponível em: <[doi.org/10.1016/0022-5096\(91\)90049-T](https://doi.org/10.1016/0022-5096(91)90049-T)>. Citado na página 39.
- O'DOWD, N.; SHIH, C. Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter: Partii - fracture applications. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, v. 40, 1992. Disponível em: <[https://doi.org/10.1016/0022-5096\(92\)90057-9](https://doi.org/10.1016/0022-5096(92)90057-9)>. Citado na página 39.
- OROWAN, E. *Energy Criteria of Fracture*. Cambridge, Massachusetts, 1954. Citado na página 33.
- OSAGE, D. A.; MACEJKO, B.; BROWN, R. G. Proposed modifications to api 579-1/asme ffs-1 2007 fitness-for-service. In: . [s.n.], 2014. (Pressure Vessels and Piping Conference, Volume 1: Codes and Standards). V001T01A002. Disponível em: <<https://doi.org/10.1115/PVP2014-28451>>. Citado na página 183.
- PANICO, M.; TANG, H.; FAIRCHILD, D. P.; CHENG, W. Exxonmobil sent test method and application to strain-based design. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 156, p. 17–22, 2017. ISSN 0308-0161. SENT Fracture Toughness Testing and Its Applications to High-Strength Pipelines. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0308016117300704>>. Citado 2 vezes nas páginas 27 e 57.
- PARIS, P.; TADA, H.; ZAHOR, A.; ERNST, H. The theory of instability of the tearing mode of elastic-plastic crack growth. *STP668-EB Elastic-Plastic Fracture*, West Conshohocken, PA, p. 5–36, 1979. Disponível em: <<https://doi.org/10.1520/STP35825S>>. Citado na página 47.

- PARK, S.-J.; EARMME, Y.-Y.; SONG, J.-H. Determination of the most appropriate mesh size for a 2-d finite element analysis of fatigue crack closure behaviour. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, v. 20, n. 4, p. 533–545, 1997. Disponível em: <<https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1111/j.1460-2695.1997.tb00285.x>>. Citado na página 68.
- PARKS, D. M. Advances in characterization of elastic-plastic crack-tip fields. In: \_\_\_\_\_. *Topics in Fracture and Fatigue*. New York, NY: Springer New York, 1992. p. 59–98. ISBN 978-1-4612-2934-6. Disponível em: <[https://doi.org/10.1007/978-1-4612-2934-6\\_2](https://doi.org/10.1007/978-1-4612-2934-6_2)>. Citado na página 39.
- PELLOUX, R. M. N. Crack extention by alternating shear. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 1, p. 697 – 704, 1970. Citado na página 41.
- PEREZ, N. *Crack Tip Plasticity*. [S.l.]: Springer, 2016. Citado na página 103.
- REU, P. L. The art and application of dic: Articles 5-9. *Proposed for publication in Experimental Techniques*, 7 2012. Citado na página 89.
- RICE, J. J. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. *Journal of Applied Mechanics*, London, v. 35, n. 2, p. 379–386, 1967. Disponível em: <<https://doi.org/10.1115/1.3601206>>. Citado 4 vezes nas páginas 24, 25, 45 e 54.
- RICE, J. R. Elastic-plastic models for stable crack growth. In: MECHANICS AND MECHNISMS OF CRACK GROWTH, 1975, Cambridge, England. Cambridge, England: Conference Proceedings, 1975. Citado na página 47.
- RICE, J. R.; ROSENGREN, G. F. Plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material. *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, p. 1–12, 1968. Disponível em: <[https://doi.org/10.1016/0022-5096\(68\)90013-6](https://doi.org/10.1016/0022-5096(68)90013-6)>. Citado na página 34.
- RUGGIERI, C. Low constraint fracture toughness testing using se(t) and se(b) specimens. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 156, p. 23–39, 2017. ISSN 0308-0161. SENT Fracture Toughness Testing and Its Applications to High-Strength Pipelines. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0308016117301199>>. Citado 4 vezes nas páginas 27, 93, 106 e 235.
- RUGGIERI, C.; DODDS, R. H. A transferability model for brittle fracture including constraint and ductile tearing effects: a probabilistic approach. *International Journal of Fracture*, v. 79, p. 309–340, 1996. Disponível em: <<https://link.springer.com/article/10.1007/BF00018594>>. Citado na página 107.
- RUGGIERI, C.; PANONTIN, T. L.; DODDS, R. H. Numerical modeling of ductile crack growth in 3-d using computational cell elements. *International Journal of Fracture*, v. 82, p. 67–95, 1996. Disponível em: <<https://link.springer.com/article/10.1007%2FBF00017864>>. Citado na página 107.
- SAMADIAN, K.; HERTELÉ, S.; WAELE, W. D. Measurement of ctod along a surface crack by means of digital image correlation. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 205, p. 470 – 485, 2019. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794418306817>>. Citado 6 vezes nas páginas 55, 61, 62, 70, 90 e 91.

- SARZOSA, D. F.; VERSTRAETE, M.; HERTELÉ, S.; DENYS, R.; RUGGIERI, C. Numerical simulation of ductile crack growth in medium wide plate specimens using 3-d computational cells. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 168, p. 26–45, 2016. ISSN 0013-7944. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794416304027>>. Citado na página 107.
- SARZOSA, D. F. B.; BARBOSA, V. S.; RUGGIERI, C.; JR., E. H. Exploratory experimental evaluation of crack growth resistance properties for a nickel-chromium girth weld of a clad lined pipe. In: . [S.l.: s.n.], 2016. (International Ocean and Polar Engineering Conference, All Days). ISOPE-I-16-674. Citado na página 49.
- SARZOSA, D. F. B.; BARBOSA, V. S.; SANTOS, C. C. P.; JR, E. H.; RUGGIERI, C. Fracture resistance testing of dissimilar nickel–chromium girth welds for clad line pipes. *Journal of Applied Mathematics and Mechanics*, v. 205, p. 169–188, 2017. Disponível em: <<https://doi.org/10.1007/s10704-017-0189-z>>. Citado 4 vezes nas páginas 100, 166, 183 e 185.
- SARZOSA, D. F. B.; RUGGIERI, C. A numerical investigation of constraint effects in circumferentially cracked pipes and fracture specimens including ductile tearing. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 120-121, p. 1–18, 2014. ISSN 0308-0161. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0308016114000350>>. Citado 4 vezes nas páginas 100, 166, 187 e 190.
- SARZOSA, D. F. B.; RUGGIERI, C. Relationship between  $j$  and  $ctod$  in  $se(t)$  and  $se(b)$  specimens for stationary and growing cracks. In: PROCEEDINGS OF THE 10TH INTERNATIONAL PIPELINE CONFERENCE (IPC2014), 2014, Calgary, Canada. Calgary, Canada: ASME, 2014. Citado 4 vezes nas páginas 67, 106, 235 e 237.
- SARZOSA, D. F. B.; RUGGIERI, C. Experimental validation of relationship between fracture parameters  $j$  and  $ctod$  for  $se(b)$  and  $se(t)$  specimens during ductile crack growth. *Marine Systems and Ocean Technology*, Brazil, v. 10, n. 1, p. 60–70, 2015. Disponível em: <<https://10.1007/s40868-015-0005-4>>. Citado 8 vezes nas páginas 35, 49, 50, 55, 67, 157, 187 e 190.
- SARZOSA, D. F. B.; SOUZA, R. F.; RUGGIERI, C.  $J$ - $ctod$  relations in clamped  $se(t)$  fracture specimens including 3-d stationary and growth analysis. *Engineering Fracture Mechanics*, Brazil, v. 147, p. 331–354, 2015. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2015.05.014>>. Citado 6 vezes nas páginas 24, 48, 67, 98, 100 e 102.
- SCHWALBE, K. H. *Extension of the engineering treatment model (ETM) to bending configurations under plane stress*. Alemanha, 1987. v. 19, 36 p. Disponível em: <[http://inis.iaea.org/search/search.aspx?orig\\_q=RN:19049391](http://inis.iaea.org/search/search.aspx?orig_q=RN:19049391)>. Citado 3 vezes nas páginas 25, 54 e 55.
- SCHWALBE, K. H.; HELLMAN, D. Application of the electrical potential method to crack length measurements using johnson. *Journal of Testing and Evaluation*, v. 9, n. 3, p. 218–221, 1981. Citado na página 94.
- SCHWALBE, K. H.; NEALE, B. K.; HEERENS, J. *The GKSS test procedure for determining the fracture behaviour of materials: EFAM GTP 94*. 1994. Citado 2 vezes nas páginas 54 e 68.

SHEN, G.; GIANETTO, J. A.; TYSON, W. R. *Development of procedure for low-constraint toughness testing using a single-specimen technique*. Canada: CANMET Lab, 2008. Disponível em: <<https://doi.org/10.1115/1.4042912>>. Citado 2 vezes nas páginas 66 e 93.

SHEN, G.; GIANETTO, J. A.; TYSON, W. R. Measurement of j-r curves using single-specimen technique on clamped se(t) specimens. In: *Proceedings of 18th International offshore and polar engineering conference*. [S.l.: s.n.], 2009. Citado na página 93.

SHIH, C.; DELORENZI, H.; ANDREWS, W. Studies on crack initiation and stable crack growth. *STP668-EB Elastic-Plastic Fracture*, West Conshohocken, PA, p. 65–120, 1979. Disponível em: <<https://doi.org/10.1520/STP35827S>>. Citado na página 47.

SHIH, C. F. Relationships between the j-integral and the crack opening displacement for stationary and extending cracks. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, v. 29, n. 4, 1981. Disponível em: <[https://doi.org/10.1016/0022-5096\(81\)90003-X](https://doi.org/10.1016/0022-5096(81)90003-X)>. Citado 7 vezes nas páginas 24, 35, 38, 48, 49, 57 e 106.

SHIH, C. F. J-dominance under plane strain fully plastic conditions: the edge crack panel subject to combined tension and bending. *International Journal of Fracture*, v. 29, p. 73–84, 1985. Disponível em: <<https://doi.org/10.1007/BF00034294>>. Citado na página 40.

SHIH, C. F.; GERMAN, M. D. Requirements for a one parameter characterization of crack tip fields by the hrr singularity. *International Journal of Fracture*, v. 17, p. 27–43, 1981. Disponível em: <<https://doi.org/10.1007/BF00043119>>. Citado na página 40.

SHIH, C. F.; HUTCHINSON, J. W. Fully plastic solutions and large scale yielding estimates for plane stress crack problems. *Journal of Engineering Materials and Technology*, v. 98, p. 289–295, 1983. Disponível em: <<https://doi.org/10.1115/1.3443380>>. Citado na página 49.

SILVESTRE, M. N.; SARZOSA, D. F. B.; HERTELÉ, S. A new proposal to obtain the ctod fracture parameter for offshore pipeline steels by using only one clip gage. In: *PROCEEDINGS OF THE ASME 2020 PRESSURE VESSELS & PIPING CONFERENCE*, 21232., 2020, Online. Online: ASME, 2020. Citado na página 100.

SMITH, M. *ABAQUS/Standard User's Manual, Version 6.9*. United States: Dassault Systèmes Simulia Corp, 2009. Citado na página 101.

SUN, C. T.; JIN, Z. H. *Fracture Mechanics*. Academic Press, 2012. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/C2009-0-63512-1>>. Citado 3 vezes nas páginas 22, 23 e 46.

SUN, X.; CAO, W.; LU, X. The experimental investigation of deformation and opening displacement at a crack tip. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 60, n. 1, p. 27–36, 1994. ISSN 0308-0161. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0308016194901104>>. Citado 4 vezes nas páginas 41, 42, 55 e 62.

TAGAWA, T.; KAWABATA, T.; SAKIMOTO, T.; KAYAMOI, Y.; OHATA, M.; YAMASHITA, Y.; TAMURA, E.-i.; YOSHINARI, H.; AIHARA, H.; MINAMI, F.; MIMURA, H.; HAGIHARA, Y. A new ctod calculation formula, considering

strain-hardening property. *Procedia Materials Science*, v. 3, p. 772–777, 2014. ISSN 2211-8128. 20th European Conference on Fracture. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2211812814001278>>. Citado na página 64.

TANEJA, A. *Historical failures and the evolution of Fracture Mechanics*. 2016. Disponível em: <<https://www.linkedin.com/pulse/historical-failures-evolution-fracture-mechanics-ajay-taneja/>>. Citado 3 vezes nas páginas 21, 22 e 23.

TANG, H.; MACIA, M.; MINNAAR, K.; GIOIELLI, P.; KIBEY, S.; FAIRCHILD, D. Development of the sent test for strain-based design of welded pipelines. In: PROCEEDINGS OF THE 8TH INTERNATIONAL PIPELINE CONFERENCE, 31590., 2010, Calgary, Alberta, Canada. Calgary, Alberta, Canada: ASME, 2010. Citado 2 vezes nas páginas 30 e 61.

TIKU, S.; PUSSEGODA, N.; GHOVANLOU, M.; TYSON, W. R.; DINOVIETZER, A. Standardization of sent (or se(t)) fracture toughness measurement: Results of a round robin on a draft test procedure. In: PROCEEDINGS OF THE 10TH INTERNATIONAL PIPELINE CONFERENCE (IPC2014), 2016, Calgary, Canada. Calgary, Canada: ASME, 2016. (International Pipeline Conference, Volume 2: Pipeline Safety Management Systems; Project Management, Design, Construction and Environmental Issues; Strain Based Design; Risk and Reliability; Northern Offshore and Production Pipelines). Disponível em: <<https://doi.org/10.1115/IPC2016-64497>>. Citado na página 183.

TVERGAARD, V. Material failure by void growth to coalescence. Elsevier, v. 27, p. 83–151, 1989. ISSN 0065-2156. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0065215608701959>>. Citado 2 vezes nas páginas 108 e 109.

VERSTRAETE, M. A.; DENYS, R. M.; MINNEBRUGGEN, K. V.; HERTELÉ, S.; WAELE, W. de. Determination of ctod resistance curves in side-grooved single-edge notched tensile specimens using full field deformation measurements. *Engineering Fracture Mechanics*, Belgium, v. 110, p. 12–22, 2013. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.engfracmech.2013.07.015>>. Citado 7 vezes nas páginas 30, 55, 67, 70, 94, 95 e 104.

VERSTRAETE, M. A.; WAELE, W. de; MINNEBRUGGEN, K. V.; HERTELÉ, S. Single-specimen evaluation of tearing resistance in sent testing. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 148, p. 324 – 336, 2015. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794415004920>>. Citado 2 vezes nas páginas 94 e 97.

WEEKS, T.; READ, D. Comparison of j-integral from single specimen se(t) tests on api-5l x100 line pipe steel. In: . [s.n.], 2015. (Proceedings of the 25th International Offshore (Ocean) and Polar Engineering Conference). Disponível em: <[https://tsapps.nist.gov/publication/get\\_pdf.cfm?pub\\_id=918066](https://tsapps.nist.gov/publication/get_pdf.cfm?pub_id=918066)>. Citado na página 68.

WEEKS, T. S.; LUCON, E. Direct comparison of single-specimen clamped se(t) test methods on x100 line pipe steel. In: . [s.n.], 2014. (International Pipeline Conference). V004T11A021. Disponível em: <<https://doi.org/10.1115/IPC2014-33695>>. Citado 2 vezes nas páginas 68 e 166.

WEI, L.; PISARSKI, H. G. Fea investigations into the effects of geometry and tensile properties on  $J$  and  $CTOD$  in standard fracture specimens. In: . China: [s.n.], 2007. Citado na página 64.

WELLS, A. A. Application of fracture mechanics at and beyond general yielding conditions. *British Welding Journal*, v. 35, p. 563–570, 1963. Citado 3 vezes nas páginas 25, 40 e 54.

WILKOWSKI, G.; SHIM, D. J.; KALYANAM, S.; WALL, G.; MINCER, P.; RIDER, D.; BRUST, F. W.; RUDLAND, D. L. Using d-c electric potential for crack initiation/growth monitoring during testing of weld metal fracture specimens. In: *In: Pipeline Technology Conference*. [S.l.: s.n.], 2009. Citado na página 95.

WILLIAMS, M. L. On the stress at the base of a stationary crack. *Journal of Applied Mechanics*, v. 24, p. 109–114, 1957. Citado na página 37.

WILLOUGHBY, A.; GARWOOD, S. J. On the unloading compliance method of deriving single-specimen r-curves in three-point bending. *Elastic-Plastic Fracture: Second Symposium, Volume II Fracture Resistance Curves and Engineering Applications*, 1983. Disponível em: <<https://doi.org/978-0-8031-4870-3>>. Citado na página 57.

XIA, L.; SHIH, C. Ductile crack growth—i. a numerical study using computational cells with microstructurally-based length scales. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, v. 43, n. 2, p. 233–259, 1995. ISSN 0022-5096. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/002250969400064C>>. Citado na página 107.

XIA, L.; SHIH, C. Ductile crack growth—ii. void nucleation and geometry effects on macroscopic fracture behavior. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, v. 43, n. 12, p. 1953–1981, 1995. ISSN 0022-5096. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/002250969500063O>>. Citado na página 107.

YAN, Z.; HUANG, Y.; ZHOU, W. Accuracy of the double-clip on gauge method for evaluating  $CTOD$  of  $se(t)$  specimens. In: PROCEEDINGS OF THE 2014 10TH INTERNATIONAL PIPELINE CONFERENCE, 33219., 2014, Calgary, Alberta, Canada. Calgary, Alberta, Canada: ASME, 2014. Citado 5 vezes nas páginas 29, 60, 100, 103 e 104.

YANG, S.; CHAO, Y.; SUTTON, M. Higher order asymptotic crack tip fields in a power-law hardening material. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 45, n. 1, p. 1–20, 1993. ISSN 0013-7944. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/001379449390002A>>. Citado na página 39.

ZHANG-SHEN, D.; CHYUN-HUA, C.; TE-KEN, W. Measuring and calculating  $g_{TOD}$  and the  $J$ -integral with a double clip gauge. *Strain*, v. 16, n. 2, p. 63–67, 1980. Disponível em: <<https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1111/j.1475-1305.1980.tb00323.x>>. Citado na página 58.

ZHU, X.-K. Review of fracture toughness test methods for ductile materials in low-constraint conditions. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 139-140, 2016. Disponível em: <[10.1016/j.ijpvp.2016.02.006](https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2016.02.006)>. Citado 4 vezes nas páginas 35, 55, 62 e 68.

- ZHU, X.-K. Review of fracture toughness test methods for ductile materials in low-constraint conditions. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 139-140, p. 173 – 183, 2016. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S030801611630045X>>. Citado 3 vezes nas páginas 55, 64 e 68.
- ZHU, X.-K. Progress in development of fracture toughness test methods for sent specimens. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 156, 2017. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2017.07.004>>. Citado 5 vezes nas páginas 55, 93, 94, 95 e 183.
- ZHU, X.-K.; MCGAUGHY, T.; ZELENAK, P. Comparative study of ctod-resistance curve test methods for sent specimens. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 172, 2017. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2017.01.007>>. Citado 6 vezes nas páginas 35, 55, 57, 66, 104 e 183.
- ZHU, X. Z.; LEIS, B.; JOYCE, J. Experimental estimation of j-r curves from load-cmod record for se(b) specimens. *Journal of ASTM International*, v. 5, n. 5, p. 1–15, 2008. Disponível em: <<https://doi.org/10.1520/JAI101532>>. Citado na página 105.

**Anexo A – Apêndice A: Domínio da Integral-J e sua independência de caminho**

Tabela 32 – Valores de Integral-J normalizados pela relação:  $J_{normalizado} = \frac{J}{(b \sigma_{ys})} = 0,10$

| Tamanho da Trinca | n = 5  | n = 10 | n = 20  |
|-------------------|--------|--------|---------|
| 0,20              | 522,22 | 837,18 | 1393,95 |
| 0,30              | 456,94 | 732,53 | 1219,70 |
| 0,40              | 391,66 | 627,88 | 1045,46 |
| 0,50              | 326,39 | 523,24 | 871,22  |
| 0,60              | 261,11 | 418,59 | 696,97  |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Tabela 33 – Valores de Integral-J normalizados pela relação:  $J_{normalizado} = \frac{J}{(b \sigma_{ys})} = 0,05$

| Tamanho da Trinca | n = 5  | n = 10 | n = 20 |
|-------------------|--------|--------|--------|
| 0,20              | 261,11 | 418,59 | 696,98 |
| 0,30              | 228,47 | 366,27 | 609,85 |
| 0,40              | 195,83 | 313,94 | 522,73 |
| 0,50              | 163,20 | 261,62 | 435,61 |
| 0,60              | 130,56 | 209,30 | 348,49 |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Comportamento da Integral-J para os diferentes domínios anulares

Figura 102 – Comportamento da Integral-J para os diferentes domínios anulares para modelo de comprimento de trinca  $\frac{a}{W} = 0,20$  utilizando LGC para a)  $n = 5$ , b)  $n = 10$  e c)  $n = 20$

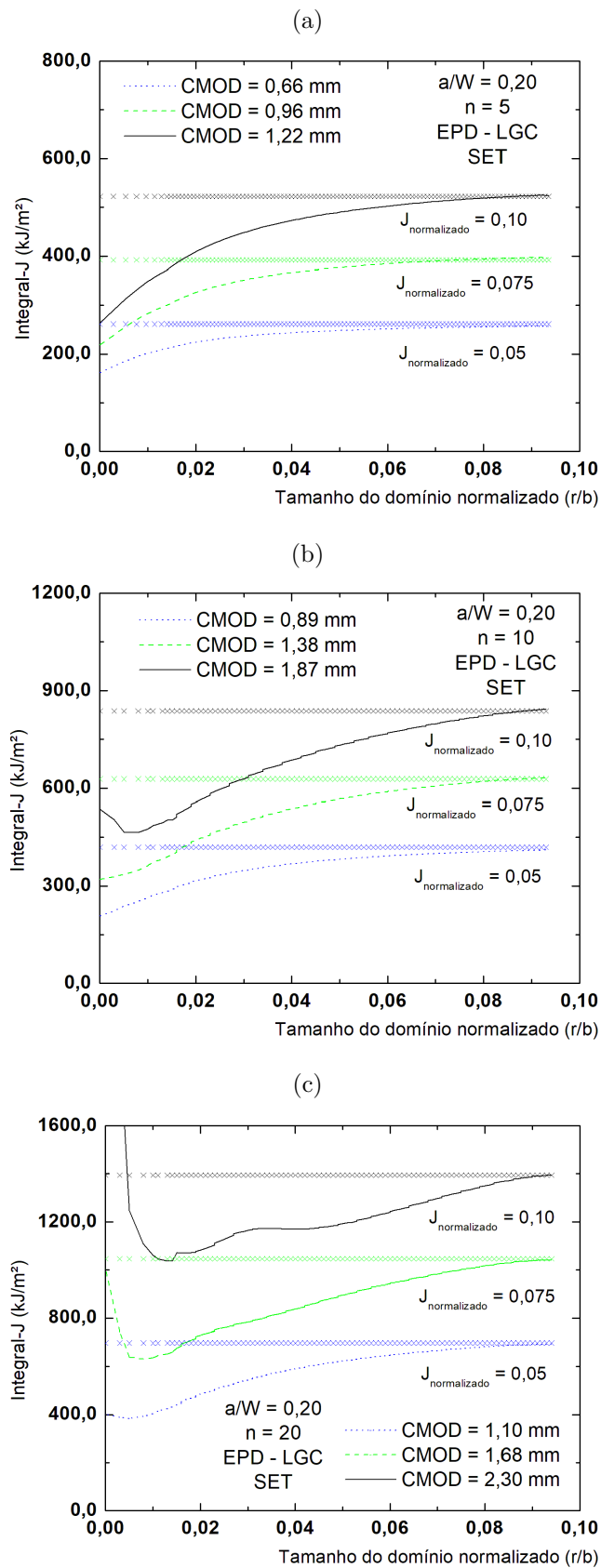


Figura 103 – Comportamento da Integral-J para os diferentes domínios anulares para modelo de comprimento de trinca  $\frac{a}{W} = 0,40$  utilizando LGC para a)  $n = 5$ , b)  $n = 10$  e c)  $n = 20$

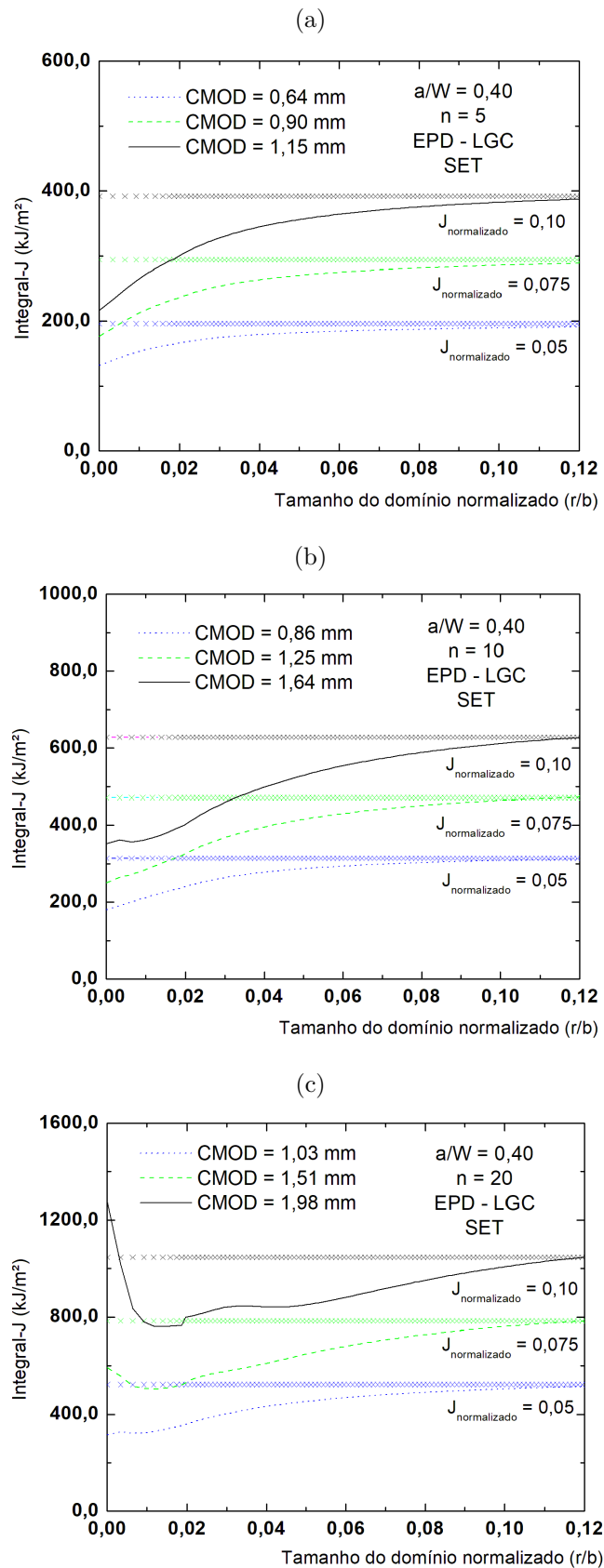
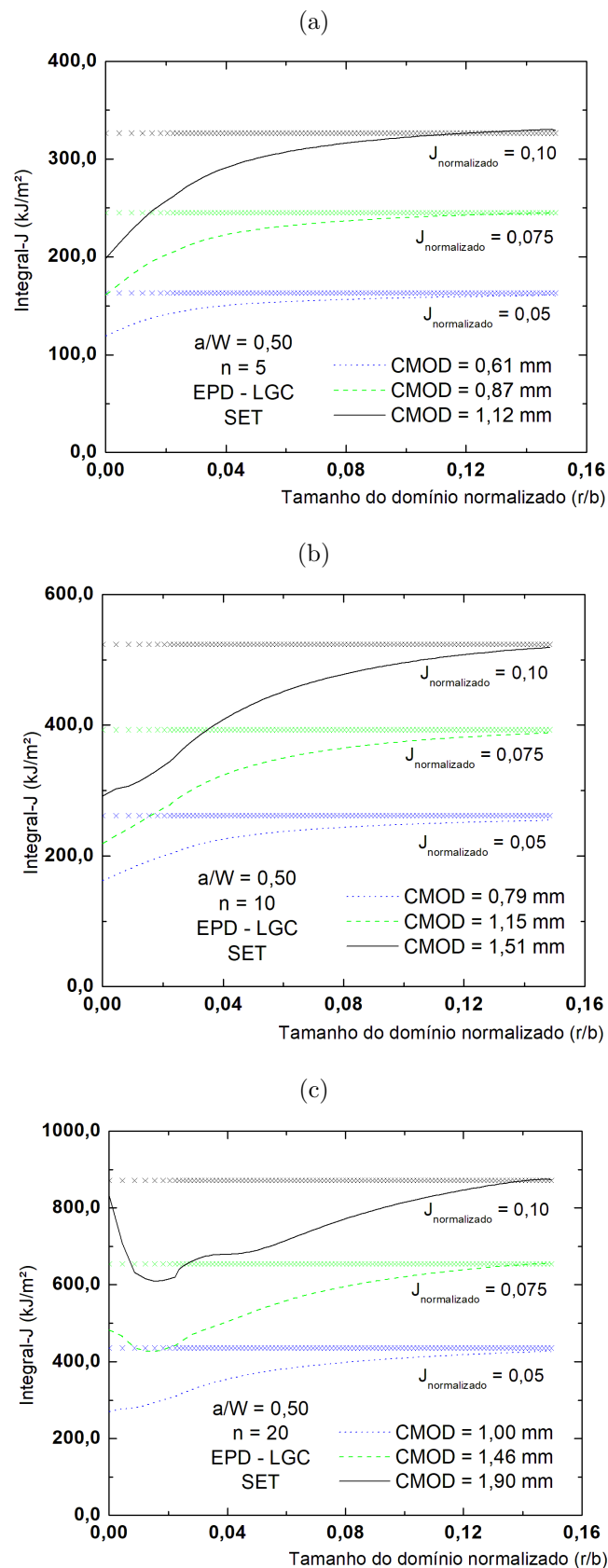


Figura 104 – Comportamento da Integral-J para os diferentes domínios anulares para modelo de comprimento de trinca  $\frac{a}{W} = 0,50$  utilizando LGC para a)  $n = 5$ , b)  $n = 10$  e c)  $n = 20$



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Figura 105 – Comportamento da Integral-J para os diferentes domínios anulares para modelo de comprimento de trinca  $\frac{a}{W} = 0,60$  utilizando LGC para a)  $n = 5$ , b)  $n = 10$  e c)  $n = 20$

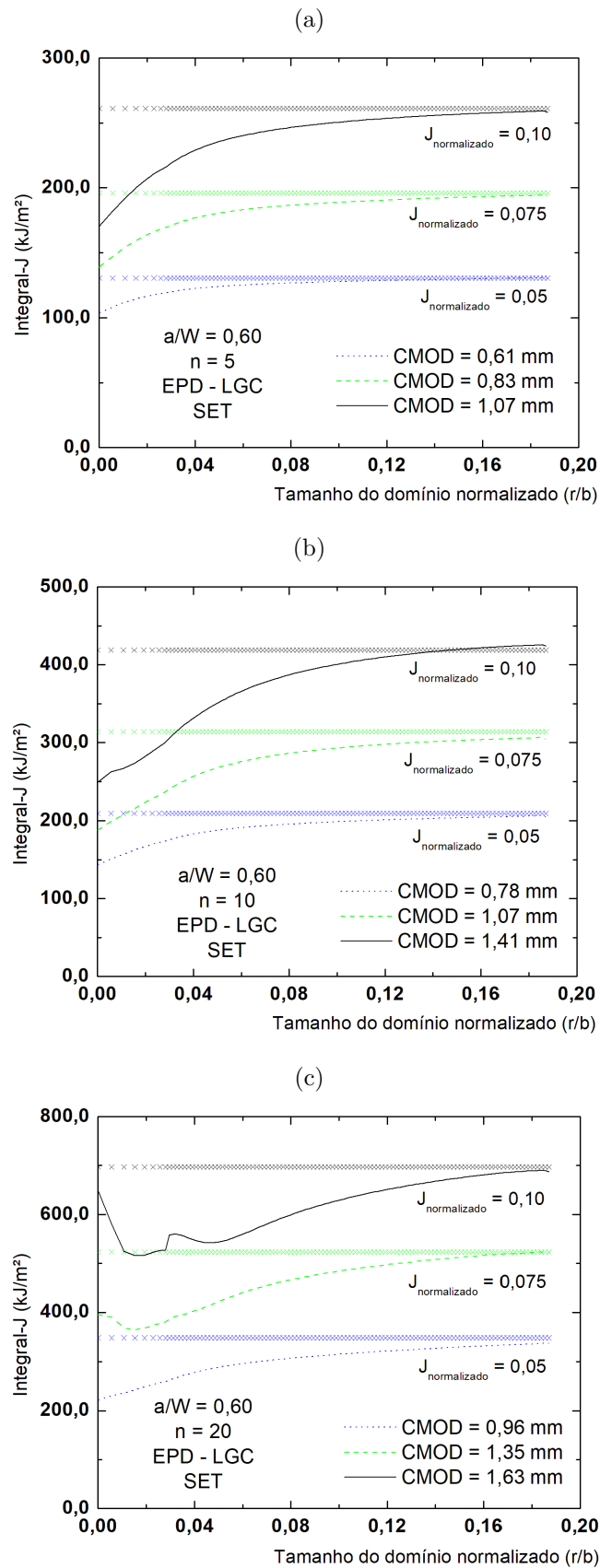


Figura 106 – Comportamento da Integral-J para os diferentes domínios anulares para modelos de células computacionais para  $\frac{a_0}{W} = 0,20$  para e  $f_0 = 0,005$  para a)  $n = 5$ , b)  $n = 10$  e c)  $n = 20$

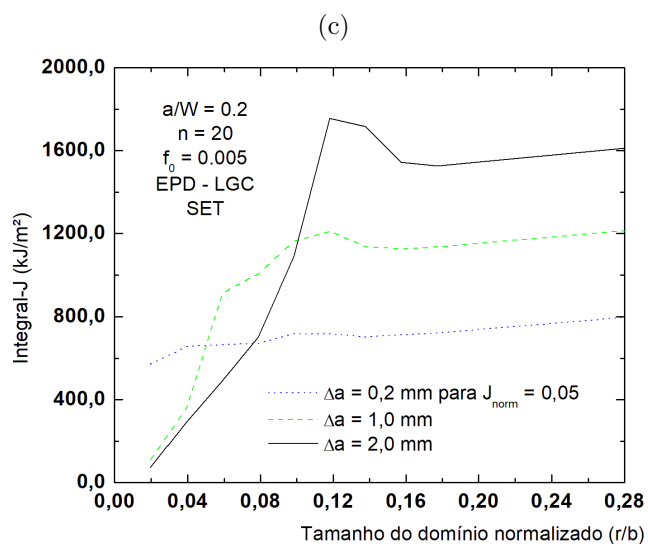
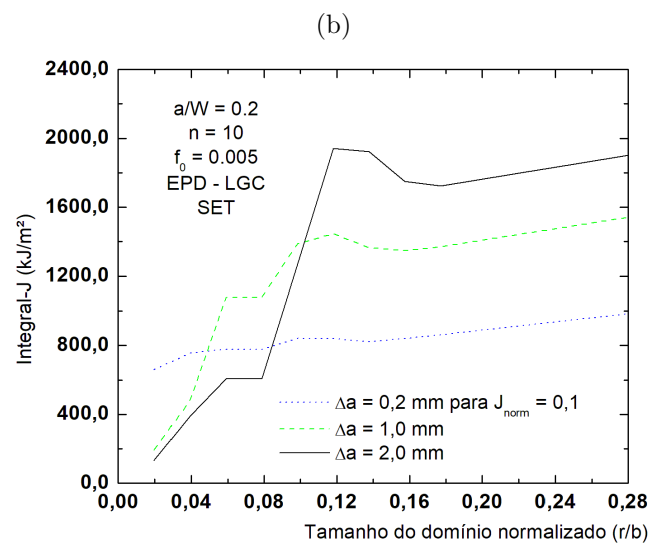
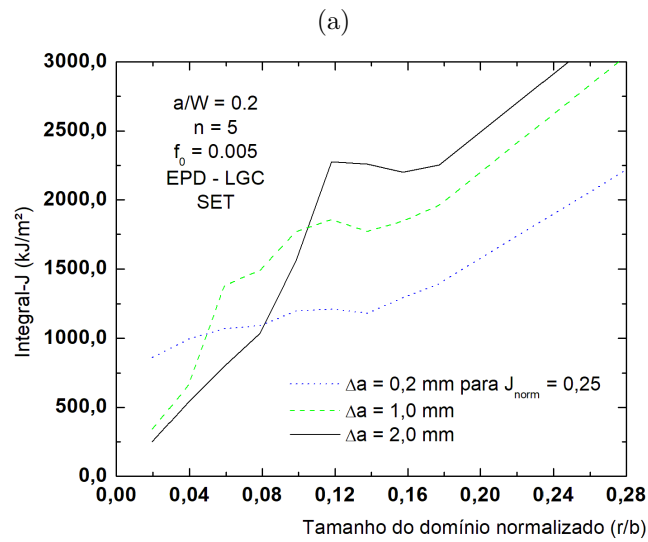


Figura 107 – Comportamento da Integral-J para os diferentes domínios anulares para modelos de células computacionais para  $\frac{a_0}{W} = 0,40$  para e  $f_0 = 0,005$  para a)  $n = 5$ , b)  $n = 10$  e c)  $n = 20$

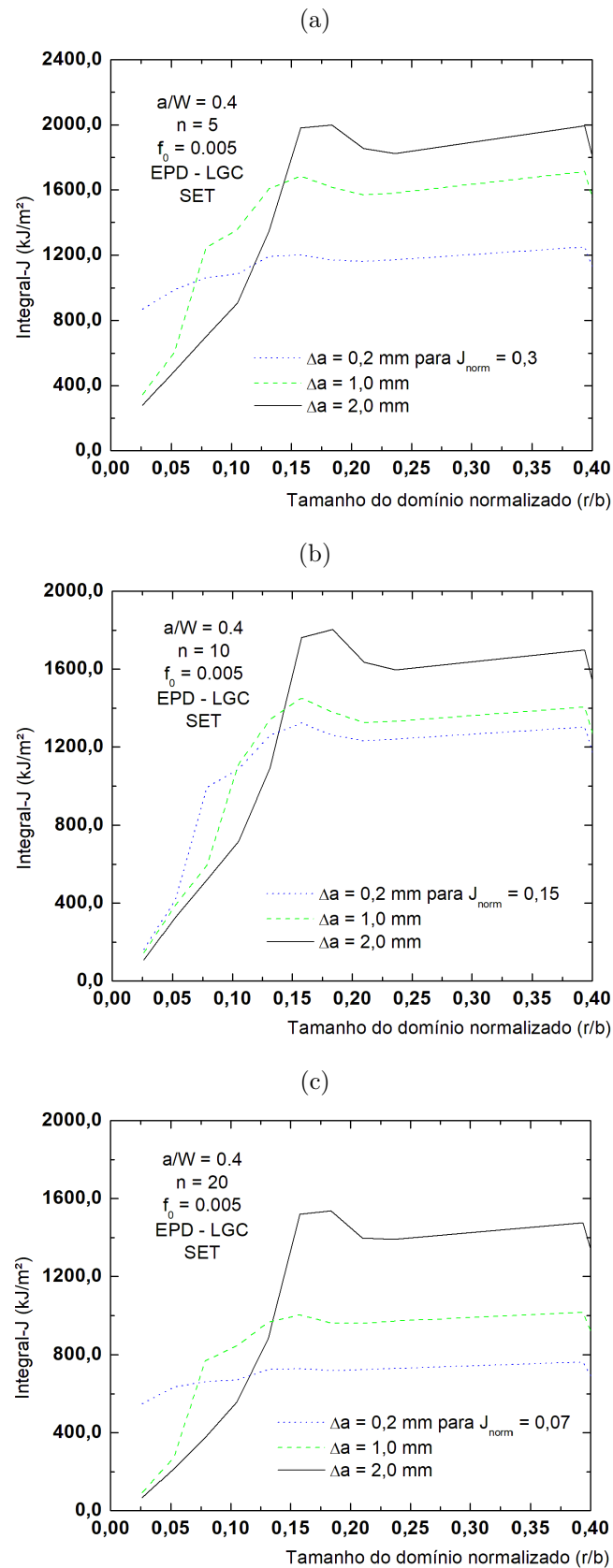


Figura 108 – Comportamento da Integral-J para os diferentes domínios anulares para modelos de células computacionais para  $\frac{a_0}{W} = 0,50$  para e  $f_0 = 0,005$  para a)  $n = 5$ , b)  $n = 10$  e c)  $n = 20$

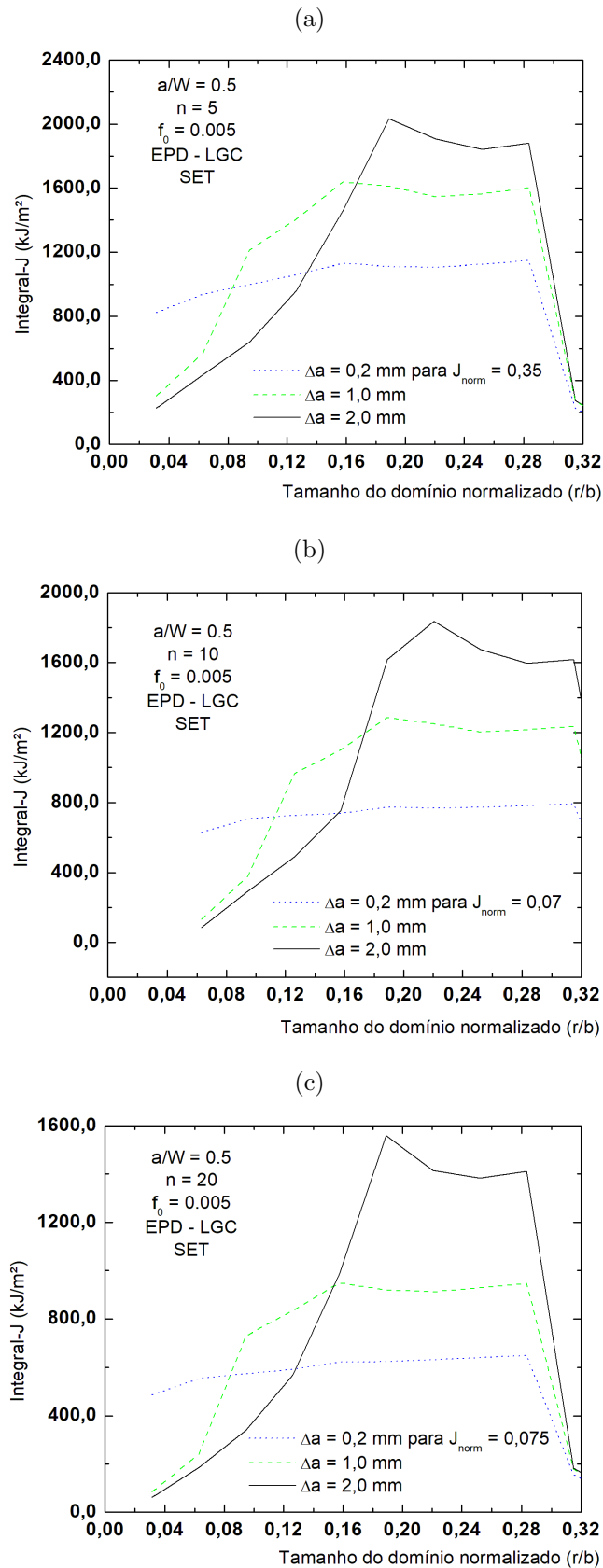


Figura 109 – Comportamento da Integral-J para os diferentes domínios anulares para modelos de células computacionais para  $\frac{a_0}{W} = 0,20$  para e  $f_0 = 0,025$  para a)  $n = 5$ , b)  $n = 10$  e c)  $n = 20$

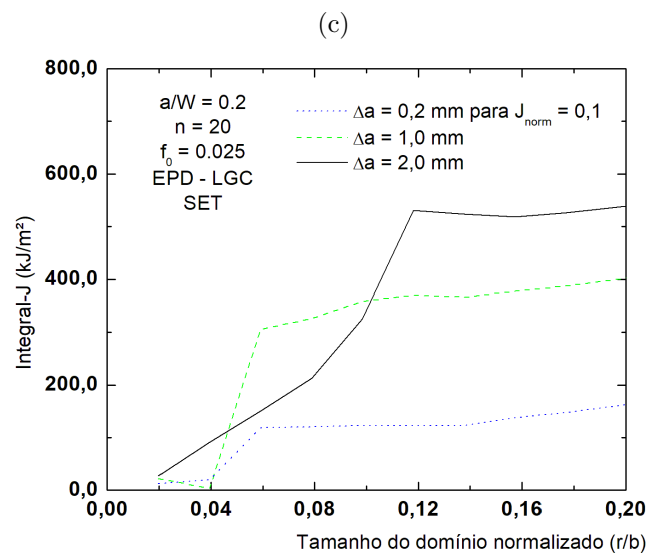
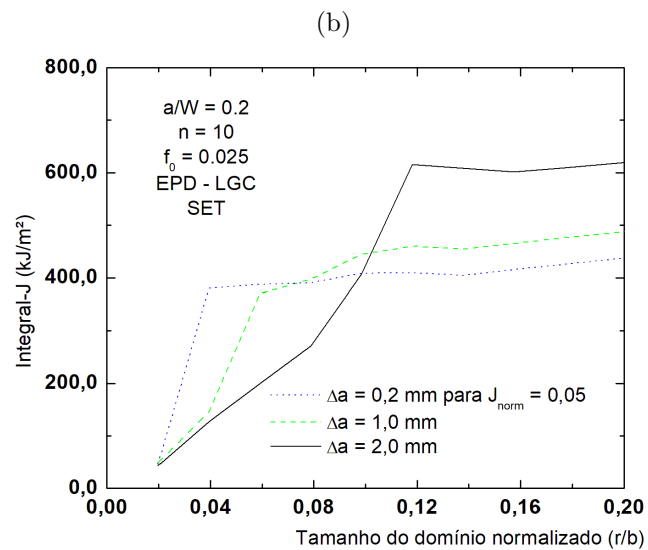
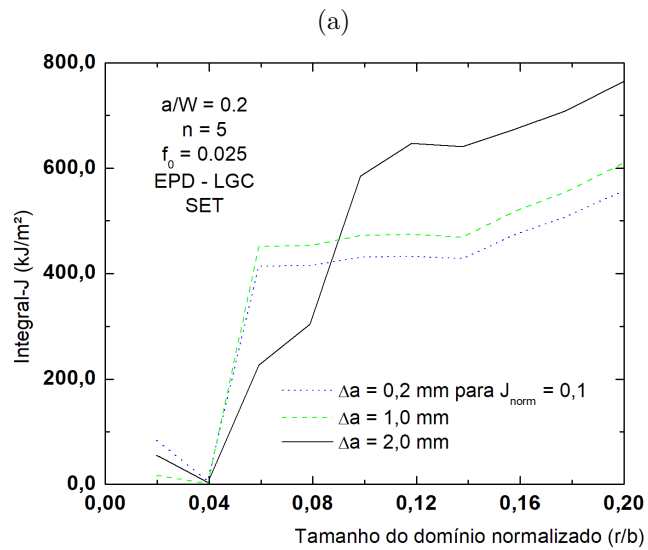


Figura 110 – Comportamento da Integral-J para os diferentes domínios anulares para modelos de células computacionais para  $\frac{a_0}{W} = 0,40$  para e  $f_0 = 0,025$  para a)  $n = 5$ , b)  $n = 10$  e c)  $n = 20$

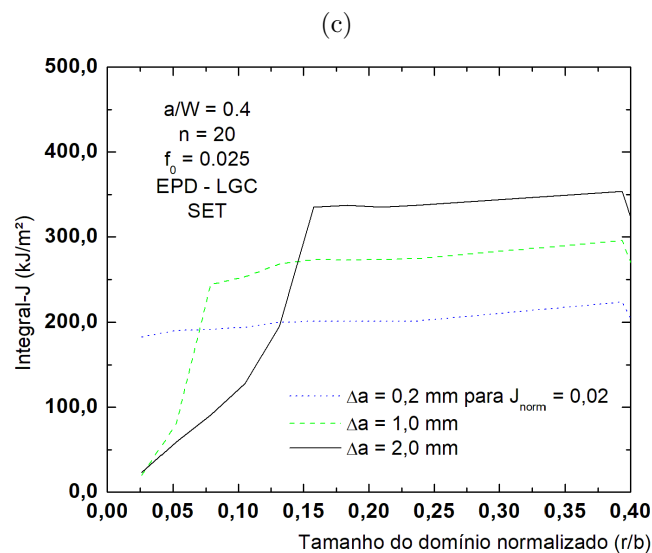
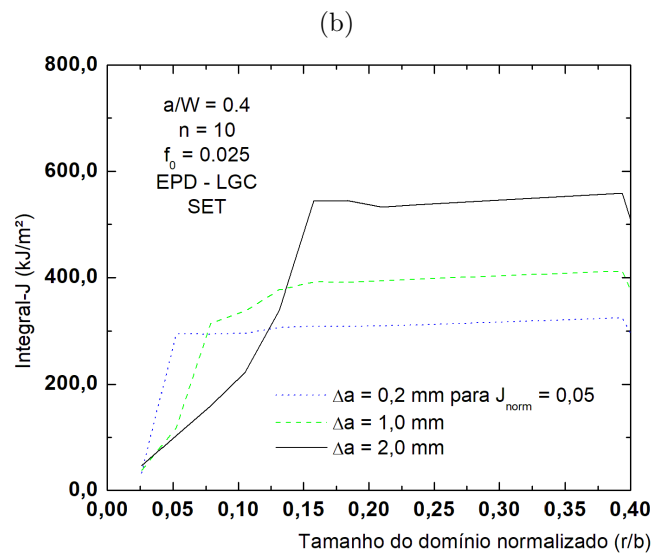
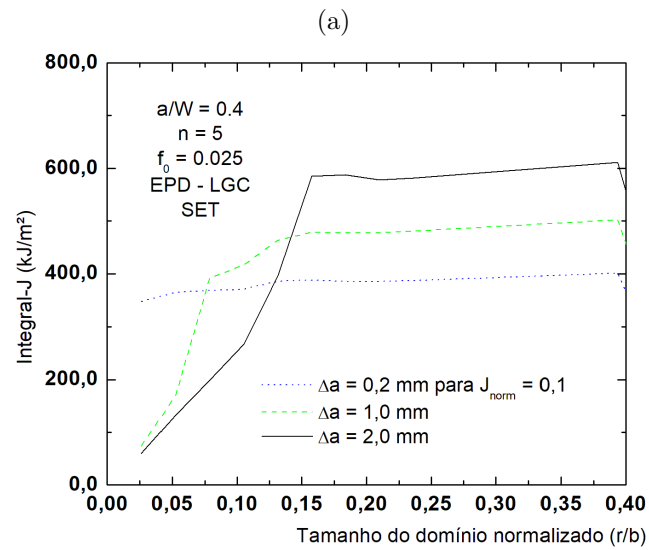
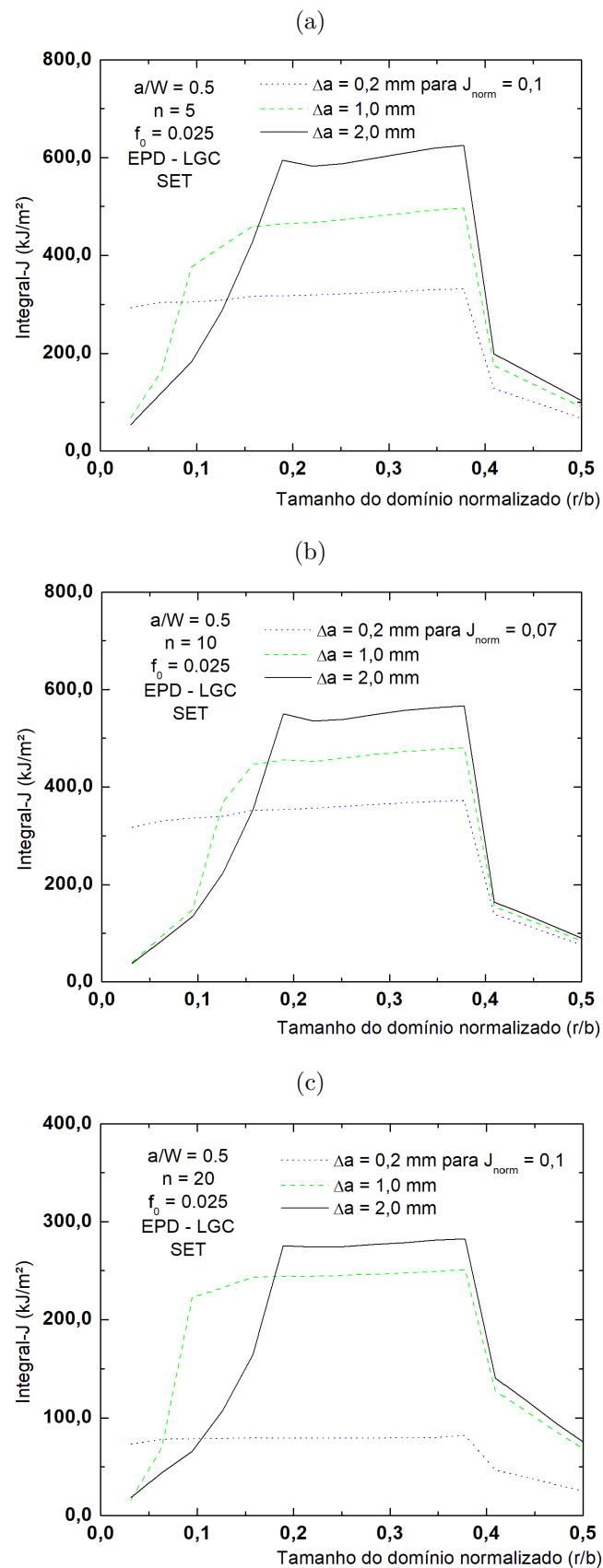


Figura 111 – Comportamento da Integral-J para os diferentes domínios anulares para modelos de células computacionais para  $\frac{a_0}{W} = 0,50$  para e  $f_0 = 0,025$  para a)  $n = 5$ , b)  $n = 10$  e c)  $n = 20$



## Anexo B – Apêndice B: Validação de Metodologias

### *Comparação do fator de restrição plástica ( $m$ ) para a os modelos de malha focal*

O parâmetro adimensional que simboliza a restrição plástica a deformação ( $m$ ) deriva diretamente a partir da relação entre integral J e o CTOD definidos pela relação obtida nos trabalhos de Shih apresentado pela equação 16. Diversos estudos foram realizados nas últimas décadas para determinar equações dos diversos parâmetros da mecânica da fratura ( $\mu, \eta_{plástico}, m_{plástico}$ ), sendo equações consolidadas e utilizadas em normas padronizadas de testes experimentais.

Deste modo, pode-se inferir que possíveis desvios potenciais nos valores numéricos de Integral-J e CTOD podem estar refletidos no cálculo do parâmetro também ao comparar os valores do parâmetro  $m$  obtido pelos modelos com as equações disponíveis na literatura. O refinamento de malha próxima da ponta da trinca de baixa qualidade resulta na redução dos valores de tensão à frente da frente de trinca, especialmente para baixos níveis de carregamento.

Portanto, o presente trabalho avaliou a qualidade do refinamento da malha na ponta da trinca utilizando o parâmetro de restrição plástica. Foram comparadas algumas equações de  $m$  presentes na literatura com os valores saturados de  $m$  obtidos pelos modelos ensaiados. Foram utilizados apenas os modelos sob estado de grande deformações geométricas. As equações utilizadas na literatura foram propostas por Sarzosa (SARZOSA; RUGGIERI, 2014b) e Ruggieri (RUGGIERI, 2017). Enquanto a equação proposta por Sarzosa foi derivada utilizando a tensão de escoamento ( $\sigma_{ys}$ ), Ruggieri manipulou a equação proposta por Sarzosa e utilizou a tensão de fluxo ( $\sigma_f$ ) para obter o parâmetro  $m$ . As equações propostas por Sarzosa e Ruggieri estão dispostas nas equações 52 e 53, respectivamente.

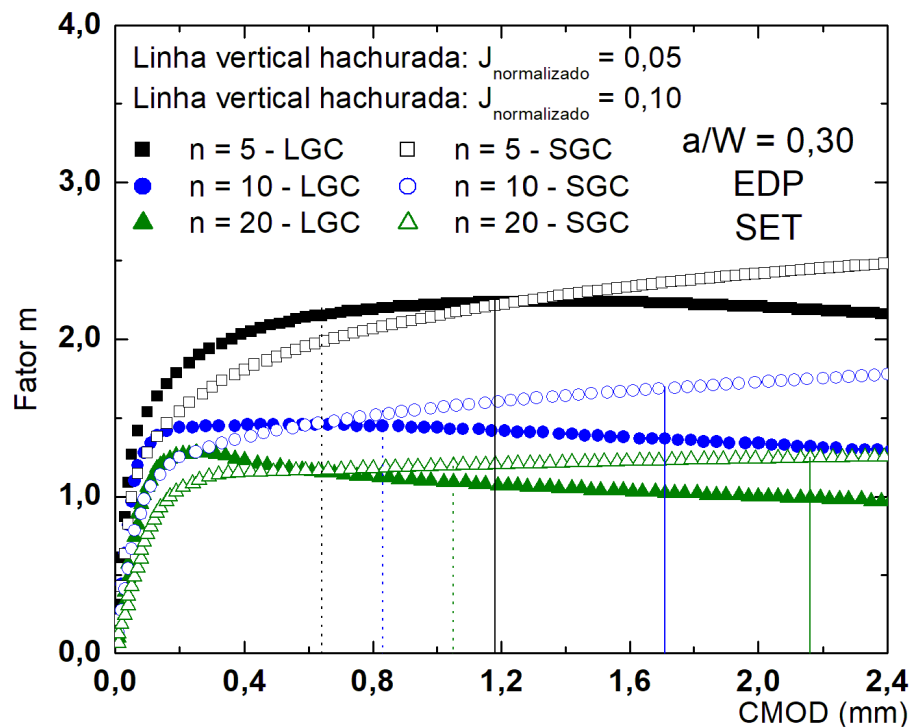
$$m = h_1 + h_2 \quad (52)$$

$$h_1 = 0,243 - 0,519 \left( \frac{a}{W} \right) + 0,742 \left( \frac{a}{W} \right)^2$$

$$h_2 = \frac{11,545}{n} + 0,0219n$$

$$m = 1,147 - 0,420 \left( \frac{a}{W} \right) + 0,672 \left( \frac{a}{W} \right)^2 + \frac{2,859}{n} - 0,002n \quad (53)$$

Figura 112 – Comportamento de  $m$  no modelo  $\frac{a}{W} = 0,30$  para SGC e LGC



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

A Figura 112 ilustra o comportamento de  $m$  entre os modelos de comprimento de trinca  $\frac{a}{W} = 0,30$  variando as propriedades de encruamento e tipo de deformação. Como esperado, os valores de  $m$  para os materiais sob SGC apresentam um comportamento estável após um certo valor de CMOD. Com relação aos modelos sujeitos a LGC, pode ser observado que o comportamento de  $m$  também tende a atingir um plateau após um certo valor de CMOD. No entanto, ao comparar os valores de  $m$  para diferentes tipos de deformação, nota-se uma grande dispersão de valores entre si, que aumenta conforme aumenta o valor de CMOD. Em outras palavras, essa a diferença entre os valores de  $m$  tornam-se maiores para níveis de carregamentos mais altos. A maior discrepância foi observada para o modelo com moderado grau de encruamento.

Com respeito aos valores de  $m$  obtidos observados na Figura 112, linhas verticais indicando o valor de  $m$  para um determinado nível de carregamento foi plotado para identificar qual a diferença entre os valores de  $m$  para os modos de deformação SGC e LGC. Através deste critério, pode-se inferir que as diferenças reduzem significativamente.

As Figuras 112 e 113 ilustram o comportamento de  $m$  para os modelos utilizados no presente trabalho, variando o comprimento de trinca  $0,20 \leq \left(\frac{a}{W}\right) \leq 0,60$  utilizando o modo de deformação LGC. Os valores de  $m$  obtidos estão dispostos na Tabela 34 e

Tabela 34 – Valores de  $m$  calculados

| Tamanho da Trinca | n = 5 | n = 10 | n = 20 |
|-------------------|-------|--------|--------|
| 0,20              | 2,491 | 1,271  | 0,959  |
| 0,30              | 2,161 | 1,291  | 0,969  |
| 0,40              | 2,570 | 1,293  | 0,981  |
| 0,50              | 2,552 | 1,277  | 0,982  |
| 0,60              | 2,491 | 1,702  | 1,046  |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

uma formulação foi proposta baseado na influência do tamanho da trinca e propriedades de encruamento, conforme observado na equação 54. O corpo da equação sugerida no presente trabalho foi inspirada na formulação proposta por Ruggieri, mas apresenta a tensão de escoamento ao invés da tensão de fluxo como propriedade do material. As limitações da equação foram impostas pelos limites dimensionais dos modelos utilizados e das propriedades escolhidas anteriormente. Esta formulação foi realizada em modelos com a determinação da deformação LGC e apresenta divergências de valores com a formulação proposta por Sarzosa (SARZOSA; RUGGIERI, 2014b).

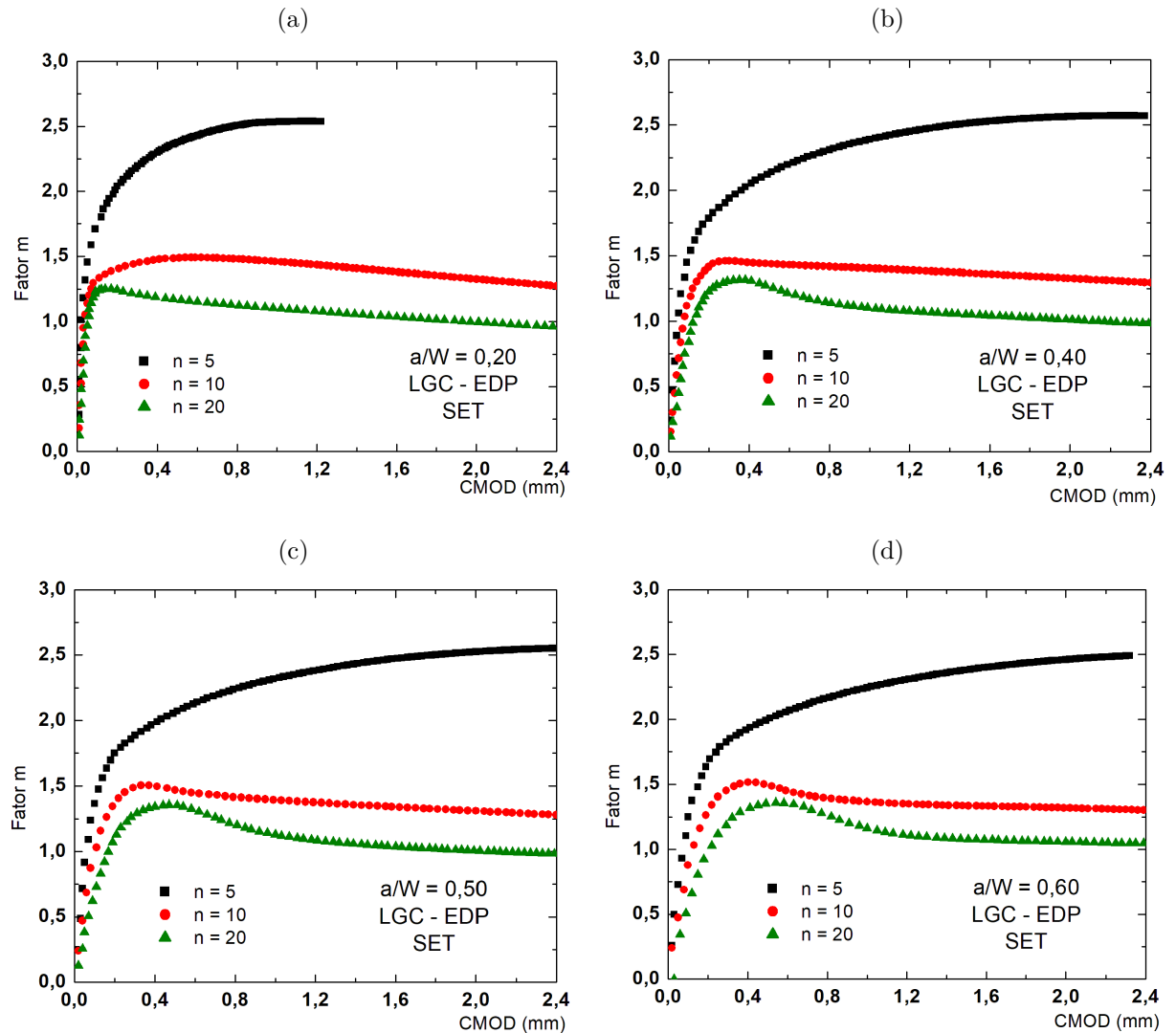
$$m = 0,0964 - 1,429 \cdot \frac{a}{W} + 2,381 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^2 + \frac{11,95}{n} + 0,0218 \cdot n \quad (54)$$

*CTOD obtido pelo intercepto de 90°*

As Figuras 114 a 116 ilustram a determinação numérica de CTOD utilizando o método de intersecção de 90°. Basicamente, o CTOD é obtido através de uma regressão linear dos nós do flanco da trinca. No entanto, algumas premissas devem ser seguidas e serão detalhadamente abordados abaixo.

Foram implementadas duas rotinas específicas para determinação do CTOD utilizando os deslocamentos nodais a partir da análise de elementos finitos. Uma das rotinas, feitas no Python, tinha como objetivo ler informações a partir do arquivo de saída do Abaqus (do tipo *.odb*) e gerar em arquivos de saída em função do incremento de tempo. Os arquivos de saída podem apresentar dados de força, deslocamento, tensão e deslocamento.

Figura 113 – Relação do fator  $m$  em função de CMOD para os modelo estacionários utilizando LGC para diferentes propriedades de encruamento para a)  $\frac{a_0}{W} = 0,20$ , b)  $\frac{a_0}{W} = 0,40$ , c)  $\frac{a_0}{W} = 0,50$  e d)  $\frac{a_0}{W} = 0,60$



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Portanto, o CTOD proposto pelo intercepto de  $90^\circ$  é obtido através do seguinte procedimento:

- A primeira consideração aqui é determinar quais os nós que devem ou não ser contados no flanco da trinca para realizar a regressão linear. Como mencionado anteriormente, serão descartados os nós participantes do arredondamento da ponta da trinca. Mais ainda, Ruggieri aponta a necessidade de criar uma região de exclusão de nós maior, com intuito de melhorar a reta de regressão linear

A Figura 114a ilustra uma reta vermelha sobre o flanco da trinca do posicionamento dos nós utilizados no cálculo. A Figura 114b ilustra graficamente o posicionamento nodal no instante em que não existe carregamento;

- O procedimento seguinte consiste na normalização da posição nodal dos nós escolhidos. Deste modo, o primeiro nó escolhido terá seu novo valor nulo, e o próximo nó terá valor igual a distância entre eles. O procedimento segue até o último nó escolhido para o procedimento da regressão linear. A Figura 114c ilustra os novos valores;
- A Figura 114d ilustram os comportamentos do flanco nos instantes: não deformada (nulo) e para  $J_{normalizado} = 0, 10$ .

Através das curvas, fica evidente que existem deslocamentos nas duas direções nodais. Deste modo, o cálculo de CTOD deve ser realizado pela seguinte consideração:

i. Para cada nó, os valores a serem considerados no eixo X são: Posição normalizada +  $\Delta X_i$ .

ii. Já os valores a se considera de deslocamento no eixo Y são:  $\Delta Y_i$ ;

onde  $\Delta X$  e  $\Delta Y$  simbolizam os deslocamentos no instante de carregamento  $i$  nos eixos X e Y, respectivamente;

- Além do traqueamento dos nós do flanco, o nó da ponta da trinca deve ser monitorado. Desta forma, uma linha auxiliar de  $45^\circ$  surgindo da ponta da trinca, no mesmo instante de carregamento do flanco, é utilizada, de modo que o CTOD é determinado a partir intersecção da reta auxiliar e do flanco deformado. Como o nó da ponta da trinca apresenta restrições de simetria, seu deslocamento será apenas no eixo X. A Figura 115 apresenta as magnitudes dos deslocamento do nó da ponta da trinca;
- Por fim, o CTOD é obtido através das equações apresentadas a seguir. A Figura 116 ilustra o posicionamento do nó da ponta da trinca e do flanco deformado em um dado instante ( $J_{normalizado} = 0, 10$ ), bem como as equações da reta auxiliar e da regressão linear do flanco.

Equação da reta auxiliar:  $y = x - u$

Equação da regressão linear do flanco deformado no instante  $i$ :  $y = ax + b$

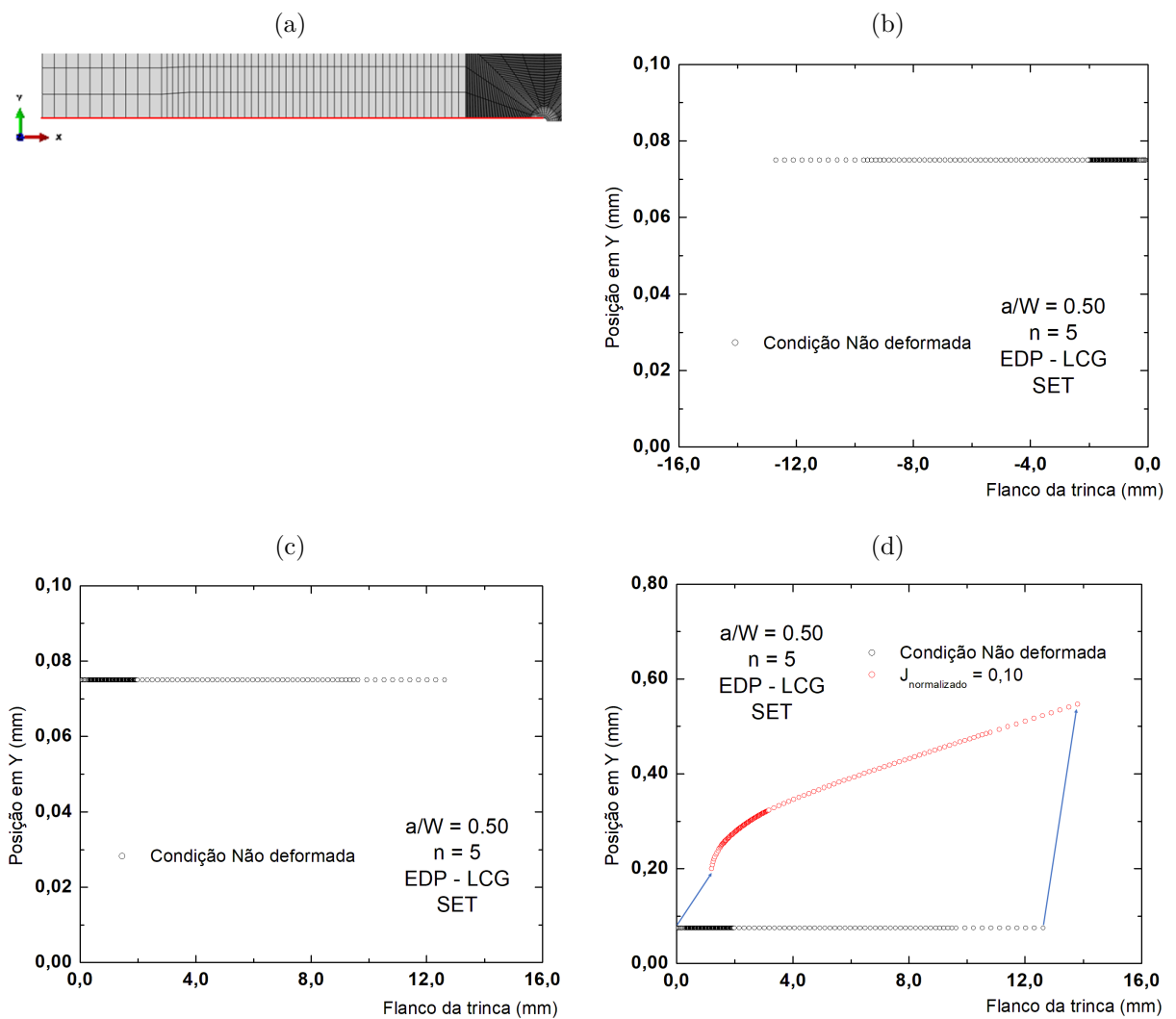
Equalização das equações:  $y + u = \frac{y - b}{a}$

Por fim:  $y = \frac{b + ua}{(1 - a)}$

onde:  $y = \frac{CTOD}{2}$

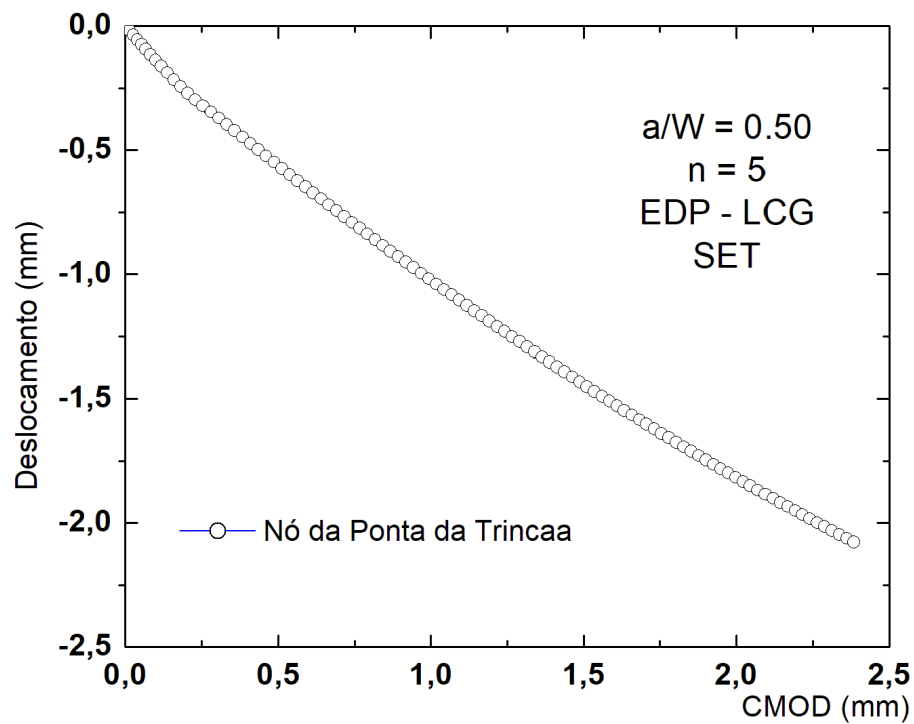
onde  $a$  simboliza o coeficiente angular (ou a inclinação) das retas,  $b$  o coeficiente linear (ou intercepto) e  $u$  equivale o valor do deslocamento do nó da ponta da trinca no instante de carregamento.

Figura 114 – Ilustrações da metodologia para calcular CTOD obtido pelo intercepto de 90°: para a) Malha ilustrando os nós do flanco utilizados no cálculo b) Gráfico ilustração da posição dos nós no instante nulo c) Gráfico ilustração da posição dos nós no instante nulo e d) Gráfico ilustração da posição dos nós em um certo instante de tempo



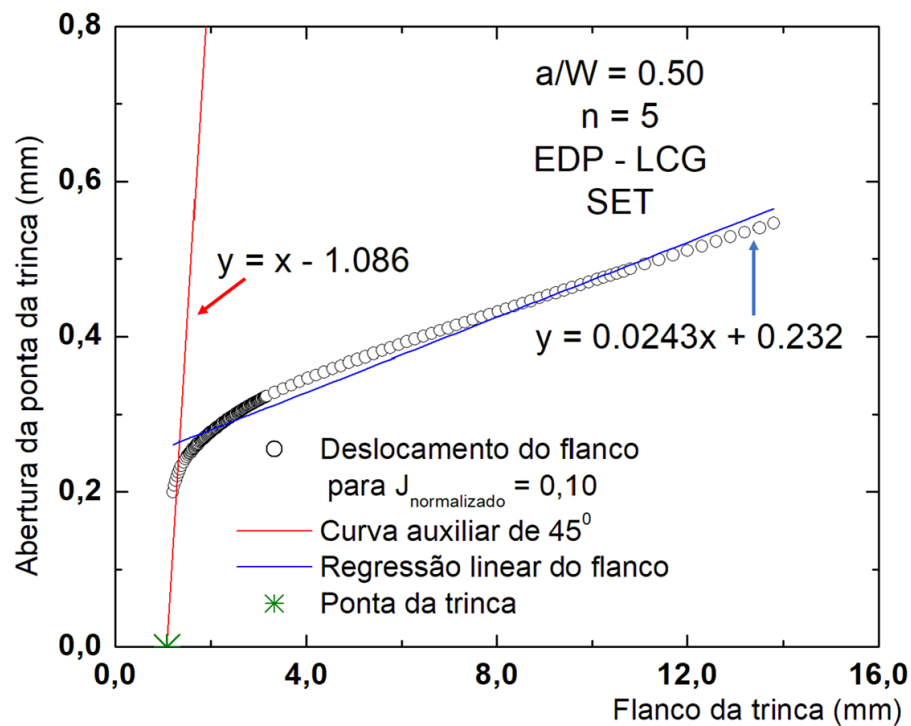
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Figura 115 – Deslocamento do nó da ponta da trinca



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Figura 116 – Ilustração de obtenção de CTOD pelo método do intercepto de 90°



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

### Anexo C – Apêndice C: Demais resultados

Tabela 35 – Valores do comprimento da trinca  $a_0$  para  $J_{normalizado} = 0,05$

| Tamanho da Trinca | n = 5 | n = 10 | n = 20 |
|-------------------|-------|--------|--------|
| 0,20              | 5,14  | 5,21   | 5,29   |
| 0,30              | 7,67  | 7,74   | 7,82   |
| 0,40              | 10,25 | 10,27  | 10,35  |
| 0,50              | 12,74 | 12,80  | 12,87  |
| 0,60              | 15,27 | 15,32  | 15,38  |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Tabela 36 – Valores do comprimento da trinca  $a_0$  para  $J_{normalizado} = 0,10$

| Tamanho da Trinca | n = 5 | n = 10 | n = 20 |
|-------------------|-------|--------|--------|
| 0,20              | 5,20  | 5,41   | 5,62   |
| 0,30              | 7,73  | 7,90   | 8,11   |
| 0,40              | 10,25 | 10,41  | 10,60  |
| 0,50              | 12,77 | 12,90  | 13,07  |
| 0,60              | 15,29 | 15,40  | 15,55  |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Tabela 37 – Valores da largura (W) dos modelos para  $J_{normalizado} = 0,05$ 

| Tamanho da Trinca | n = 5  | n = 10 | n = 20 |
|-------------------|--------|--------|--------|
| 0,20              | 25,559 | 25,628 | 25,741 |
| 0,30              | 25,500 | 25,578 | 25,656 |
| 0,40              | 25,476 | 25,545 | 25,591 |
| 0,50              | 25,462 | 25,509 | 25,535 |
| 0,60              | 25,449 | 25,489 | 25,492 |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Tabela 38 – Valores da largura (W) dos modelos para  $J_{normalizado} = 0,10$ 

| Tamanho da Trinca | n = 5  | n = 10 | n = 20 |
|-------------------|--------|--------|--------|
| 0,20              | 25,753 | 25,965 | 26,275 |
| 0,30              | 25,605 | 25,824 | 26,085 |
| 0,40              | 25,559 | 25,758 | 25,941 |
| 0,50              | 25,532 | 25,690 | 25,837 |
| 0,60              | 25,517 | 25,645 | 25,721 |

Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Figura 117 – Perfil do deslocamento da abertura da trinca para  $\frac{a}{W} = 0,30$  a)  $J_{normalizado} = 0,05$ , b)  $J_{normalizado} = 0,10$ ,  $\frac{a}{W} = 0,40$  c)  $J_{normalizado} = 0,05$ , d)  $J_{normalizado} = 0,10$ ,  $\frac{a}{W} = 0,60$  e)  $J_{normalizado} = 0,05$  e f)  $J_{normalizado} = 0,10$

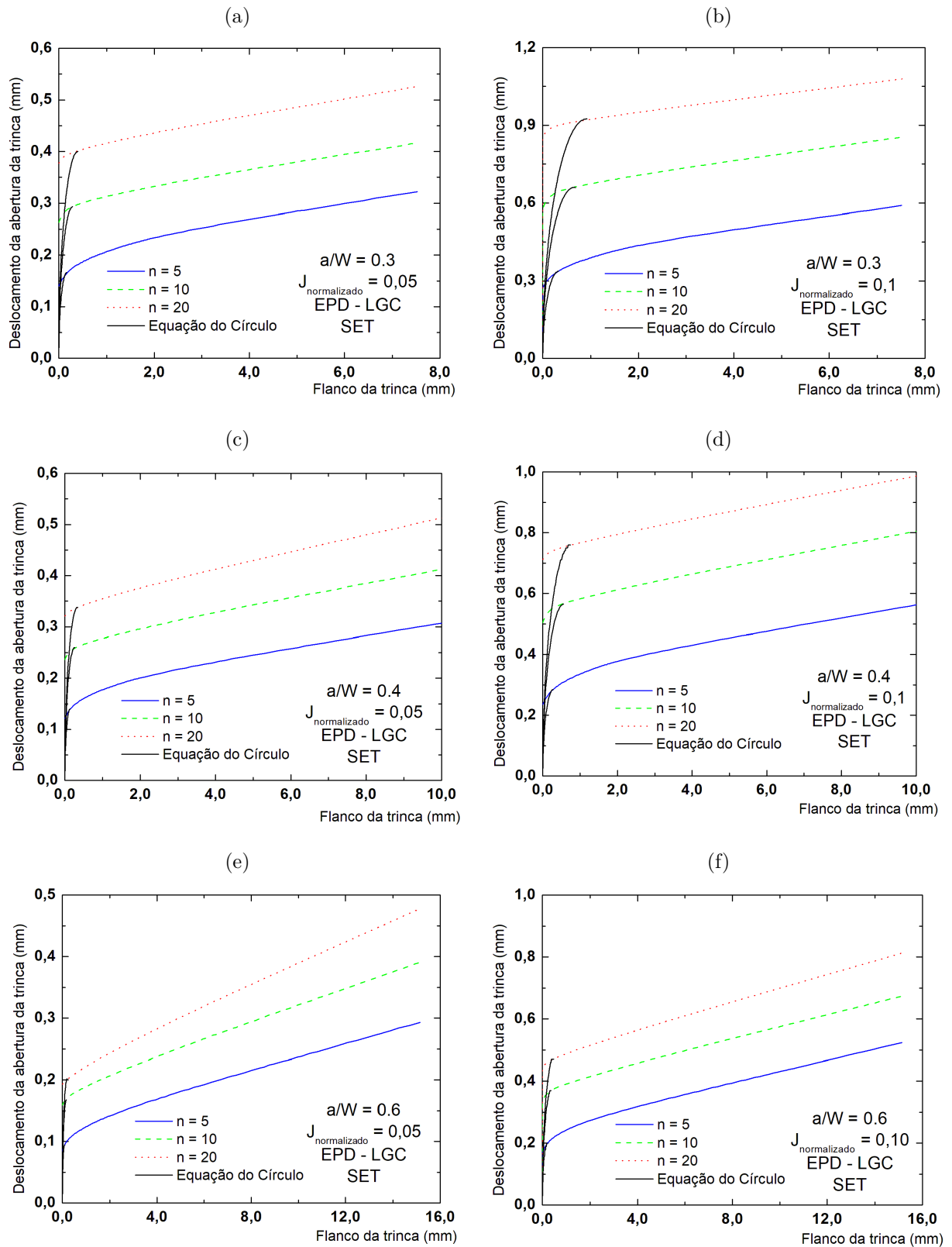
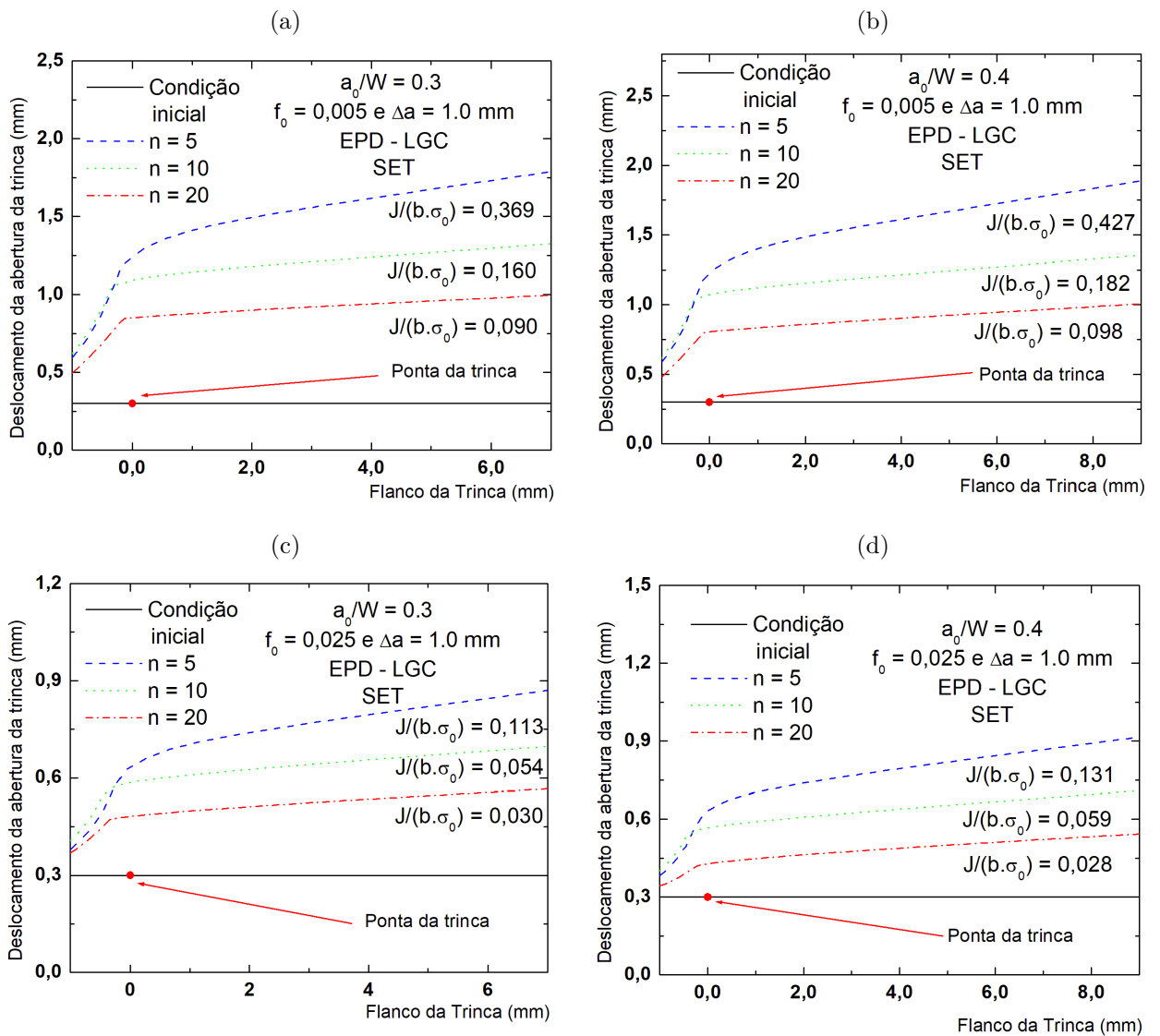
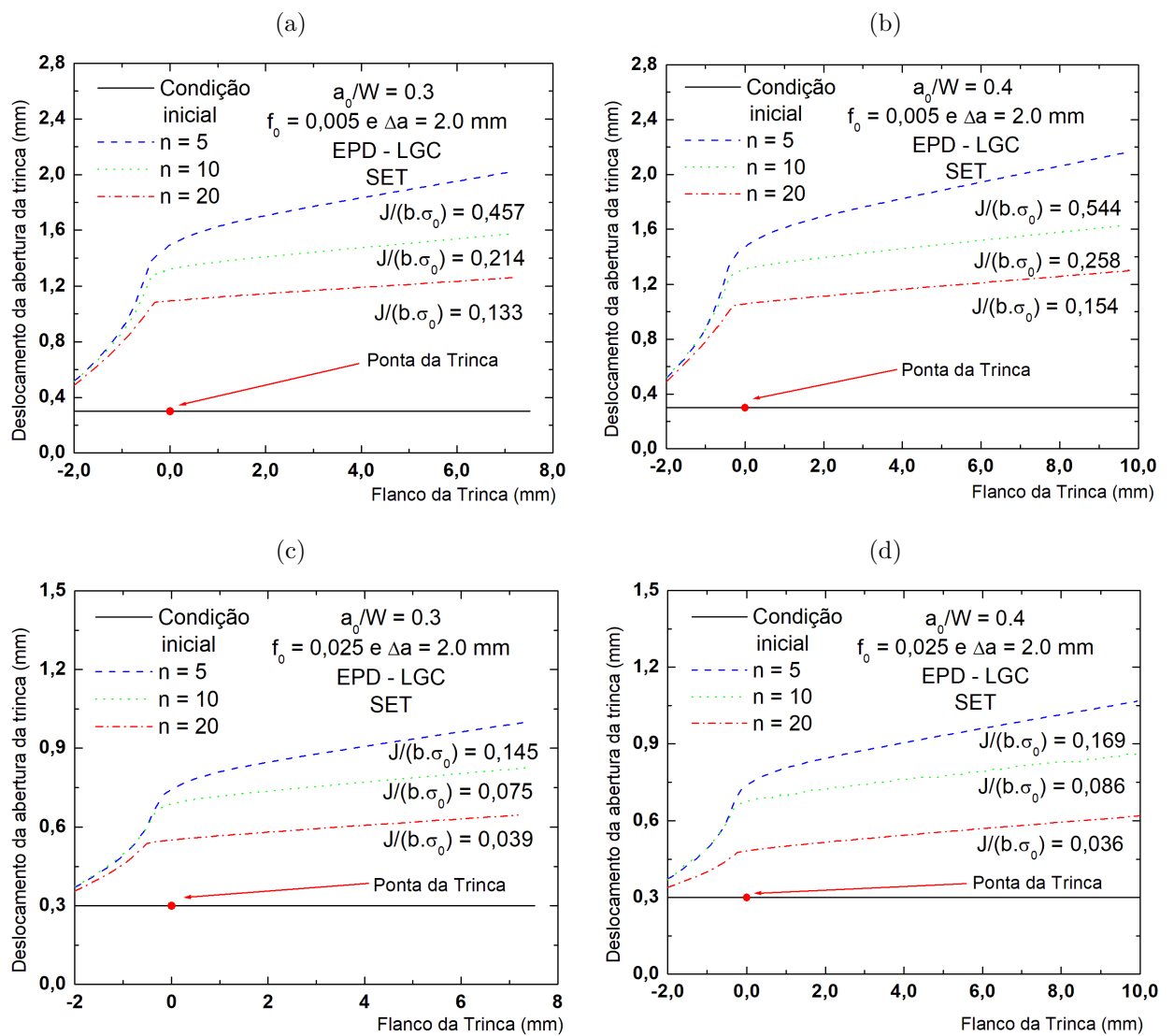


Figura 118 – Flancos da trinca para os modelos de células computacionais para diferentes níveis de porosidade para  $\Delta_a = 1,00$  mm a)  $\frac{a_0}{W} = 0,30$  e  $f_0 = 0,005$ , b)  $\frac{a_0}{W} = 0,40$  e  $f_0 = 0,005$ , c)  $\frac{a_0}{W} = 0,30$  e  $f_0 = 0,025$  e d)  $\frac{a_0}{W} = 0,40$  e  $f_0 = 0,025$



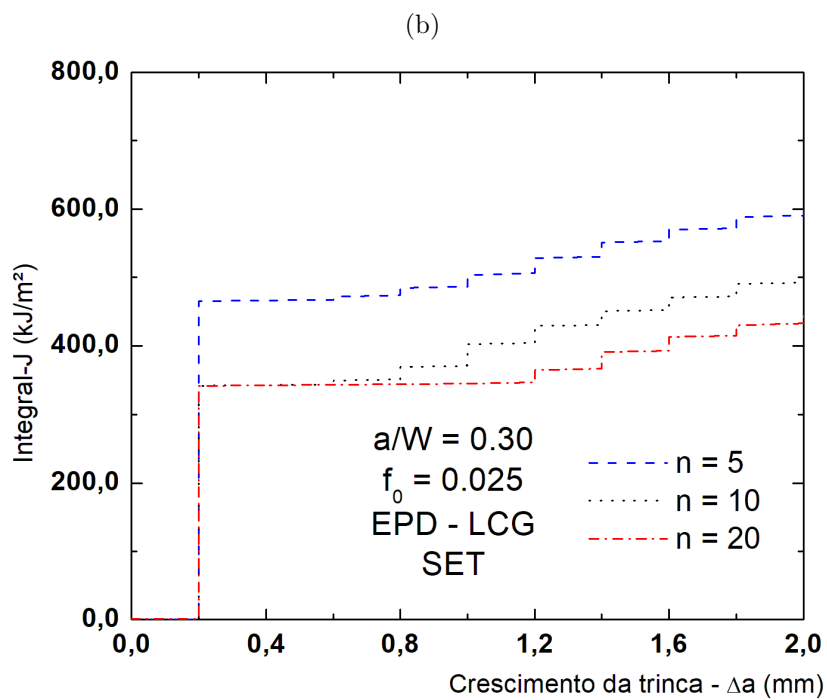
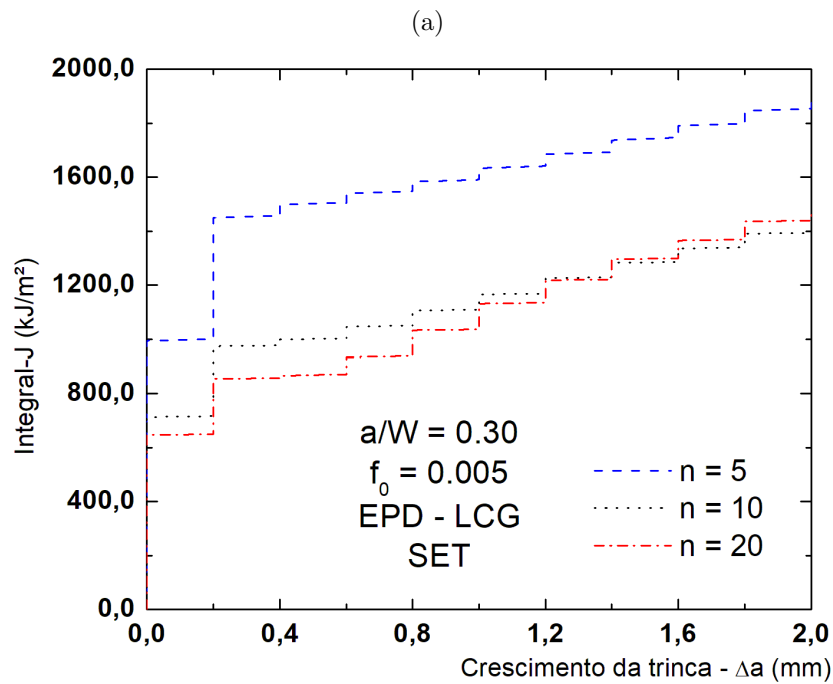
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Figura 119 – Flancos da trinca para os modelos de células computacionais para diferentes níveis de porosidade para  $\Delta_a = 2,00$  mm a)  $\frac{a_0}{W} = 0,30$  e  $f_0 = 0,005$ , b)  $\frac{a_0}{W} = 0,40$  e  $f_0 = 0,005$ , c)  $\frac{a_0}{W} = 0,30$  e  $f_0 = 0,025$  e d)  $\frac{a_0}{W} = 0,40$  e  $f_0 = 0,025$



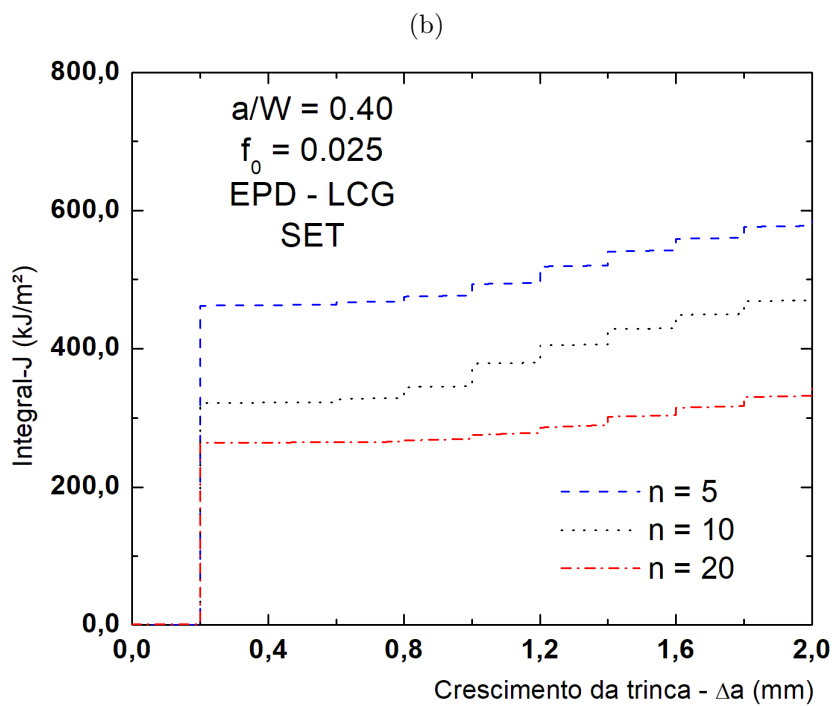
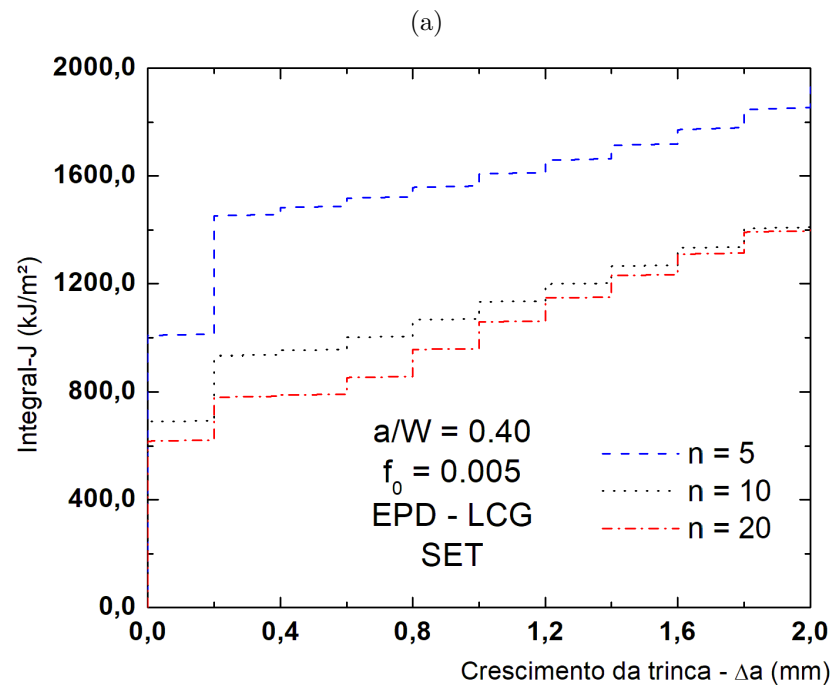
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Figura 120 – Comportamento da Integral-J em função do crescimento da trinca para  $\frac{a_0}{W} = 0,30$  para a)  $f_0 = 0,005$  e b)  $f_0 = 0,025$



Fonte: Marcus Nathan Silvestre

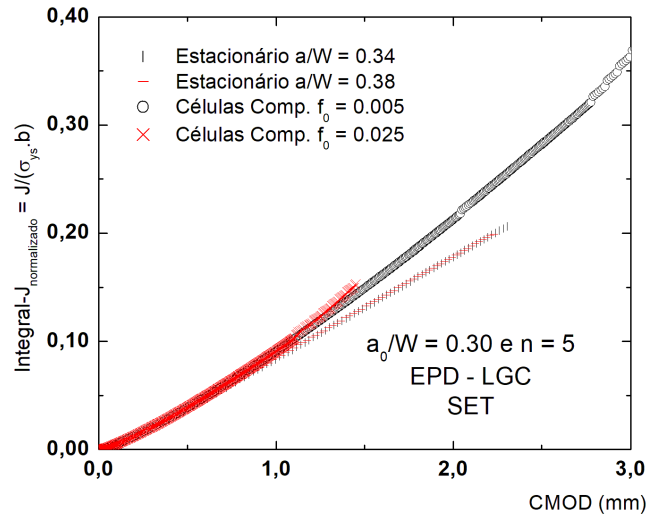
Figura 121 – Comportamento da Integral-J em função do crescimento da trinca para  $\frac{a_0}{W} = 0,40$  para a)  $f_0 = 0,005$  e b)  $f_0 = 0,025$



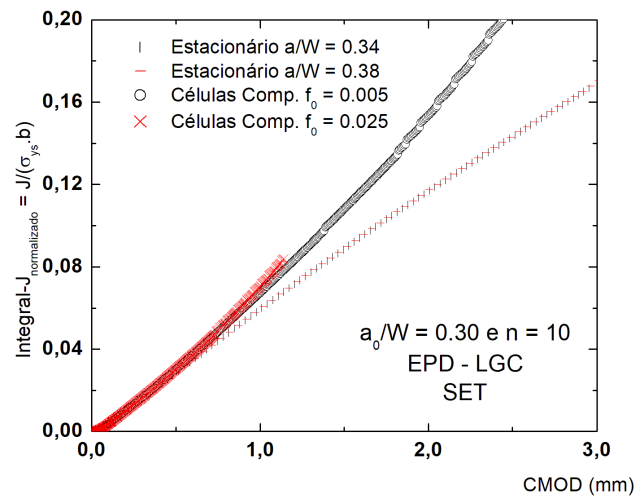
Fonte: Marcus Nathan Silvestre

Figura 122 – Comportamento da Integral-J entre os modelos com células computacionais e malha focal para trinca de  $\frac{a_0}{W} = 0,30$  para a)  $n = 5$ , b)  $n = 10$  e c)  $n = 20$

(a)



(b)



(c)

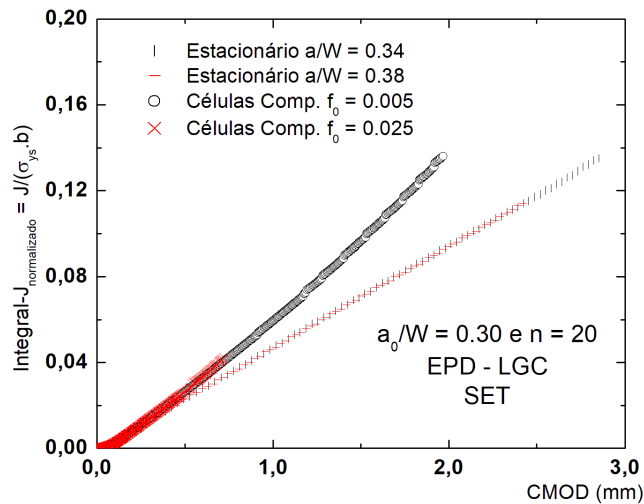


Figura 123 – Comportamento da Integral-J entre os modelos com células computacionais e malha focal para trinca de  $\frac{a_0}{W} = 0,40$  para a)  $n = 5$ , b)  $n = 10$  e c)  $n = 20$

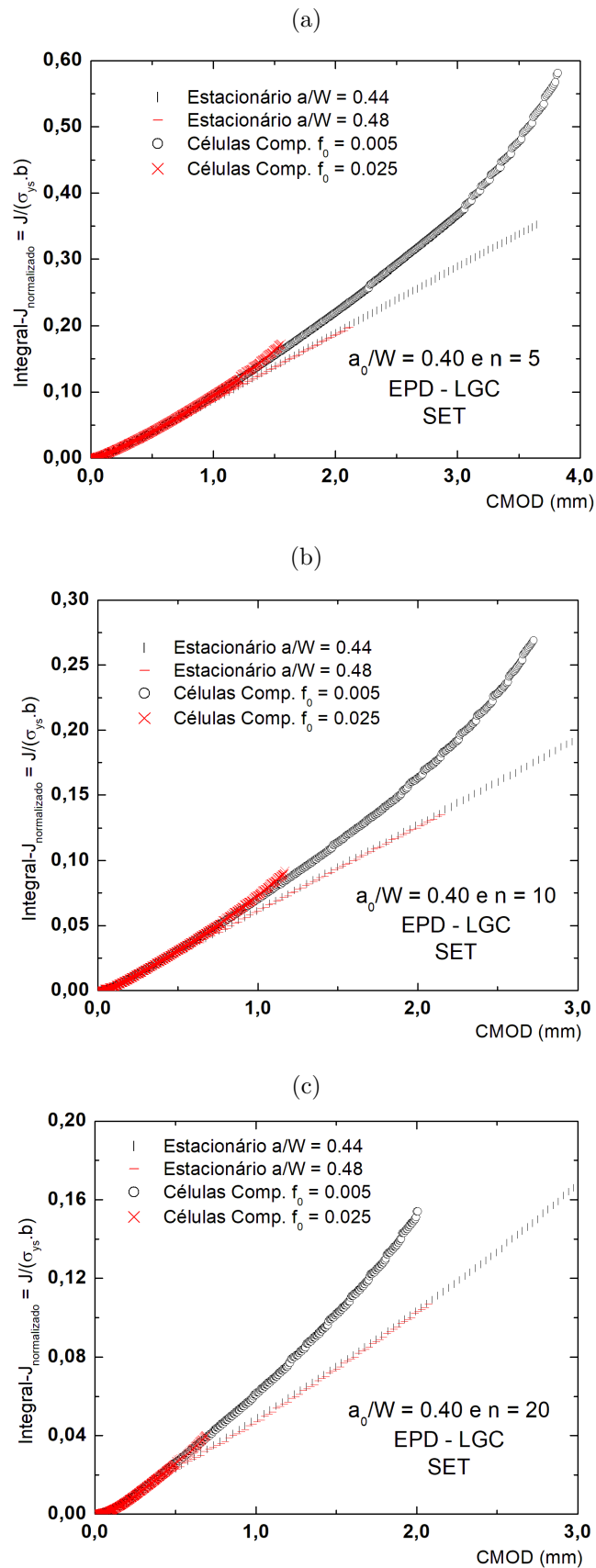


Figura 124 – Comparação dos flancos obtidos pelos diferentes modelos para  $\frac{a_0}{W} = 0,30$  e porosidade de  $f_0 = 0,005$  para a)  $n = 5$  e  $\Delta_a = 1,00$  mm, b)  $n = 5$  e  $\Delta_a = 2,00$  mm, c)  $n = 10$  e  $\Delta_a = 1,00$  mm, d)  $n = 10$  e  $\Delta_a = 2,00$  mm, e)  $n = 20$  e  $\Delta_a = 1,00$  mm e f)  $n = 20$  e  $\Delta_a = 2,00$  mm

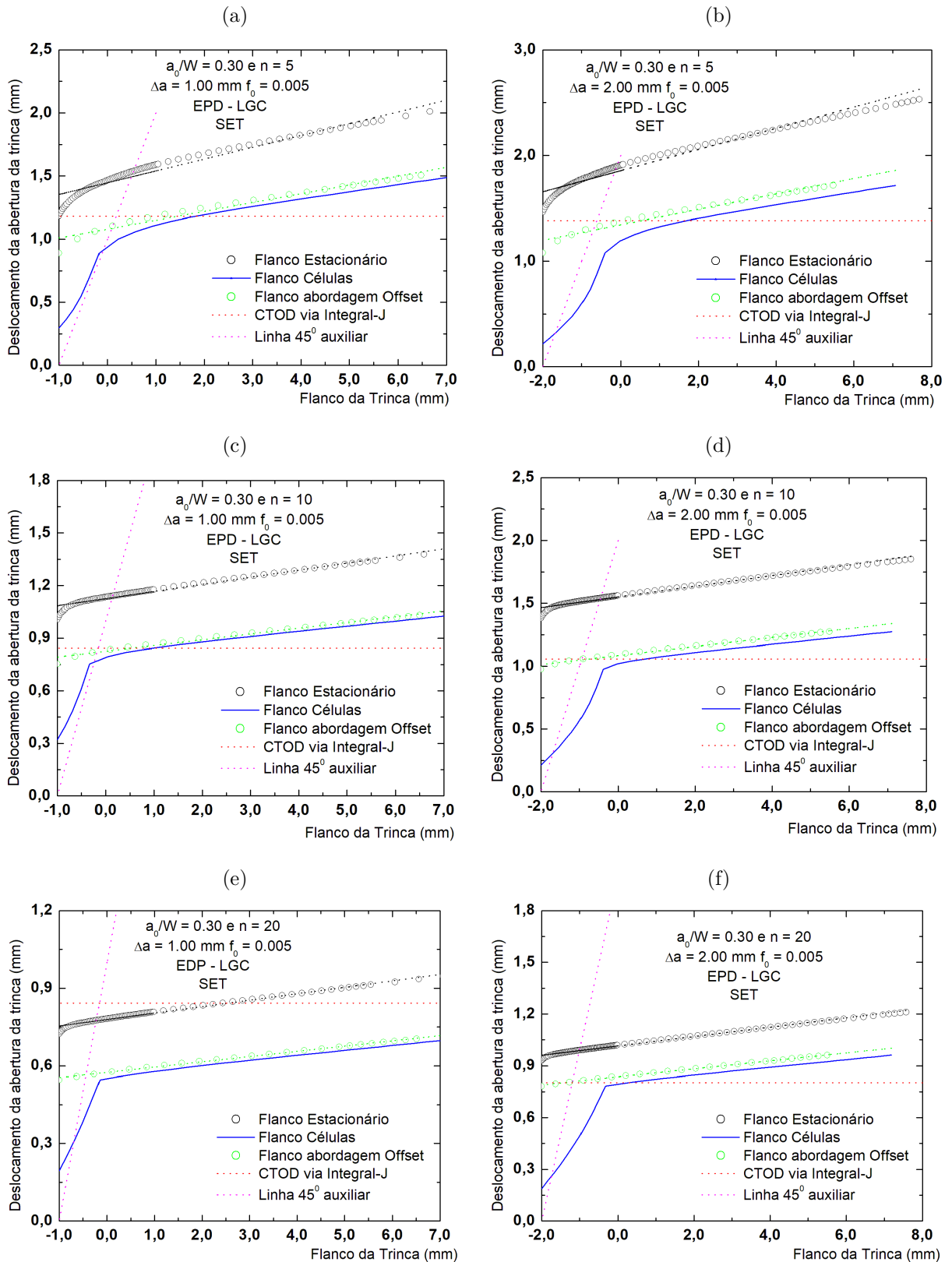


Figura 125 – Comparação dos flancos obtidos pelos diferentes modelos para  $\frac{a_0}{W} = 0,30$  e porosidade de  $f_0 = 0,025$  para a)  $n = 5$  e  $\Delta a = 1,00$  mm, b)  $n = 5$  e  $\Delta a = 2,00$  mm, c)  $n = 10$  e  $\Delta a = 1,00$  mm, d)  $n = 10$  e  $\Delta a = 2,00$  mm, e)  $n = 20$  e  $\Delta a = 1,00$  mm e f)  $n = 20$  e  $\Delta a = 2,00$  mm

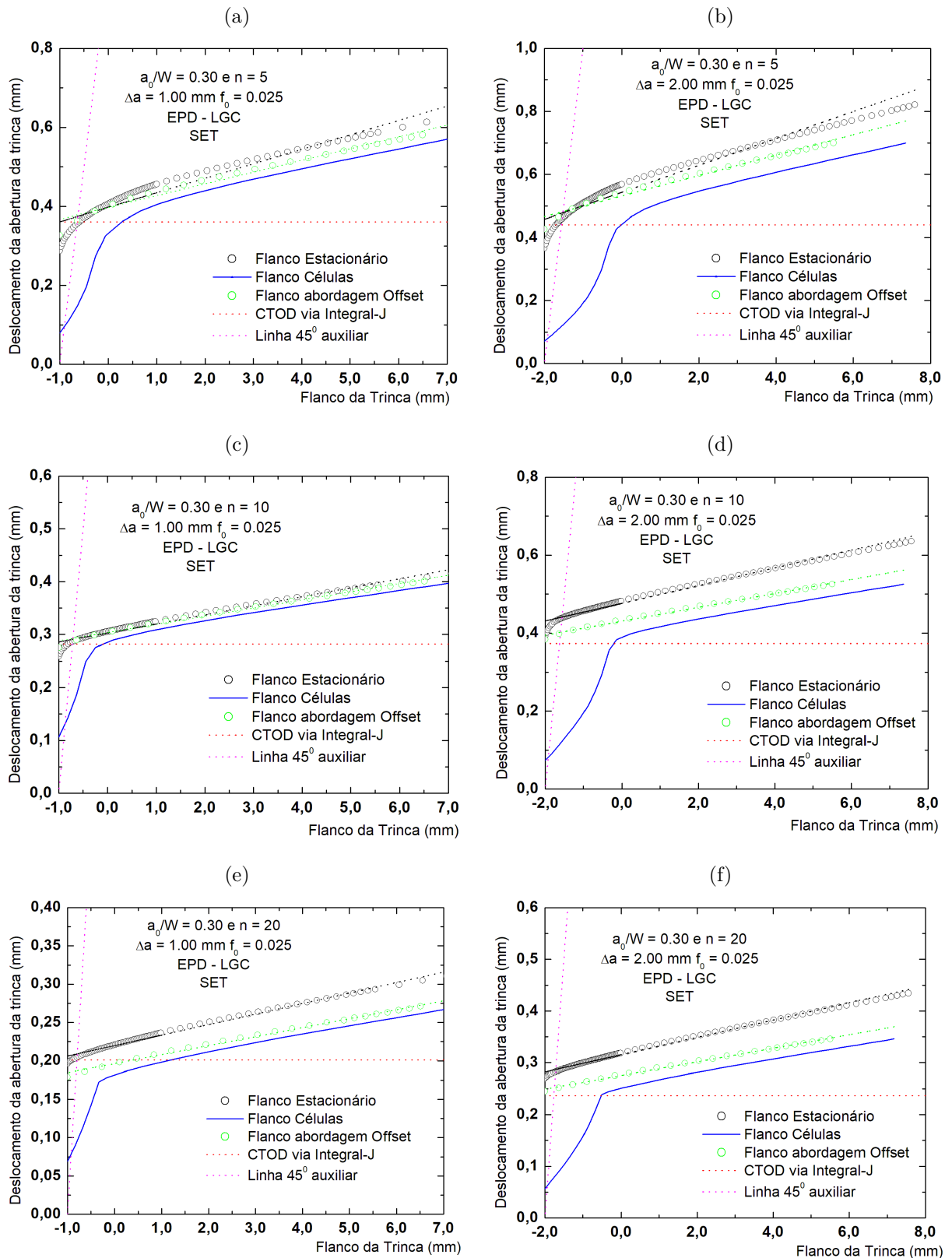


Figura 126 – Comparação dos flancos obtidos pelos diferentes modelos para  $\frac{a_0}{W} = 0,40$  e porosidade de  $f_0 = 0,005$  para a)  $n = 5$  e  $\Delta a = 1,00$  mm, b)  $n = 5$  e  $\Delta a = 2,00$  mm, c)  $n = 10$  e  $\Delta a = 1,00$  mm, d)  $n = 10$  e  $\Delta a = 2,00$  mm, e)  $n = 20$  e  $\Delta a = 1,00$  mm e f)  $n = 20$  e  $\Delta a = 2,00$  mm

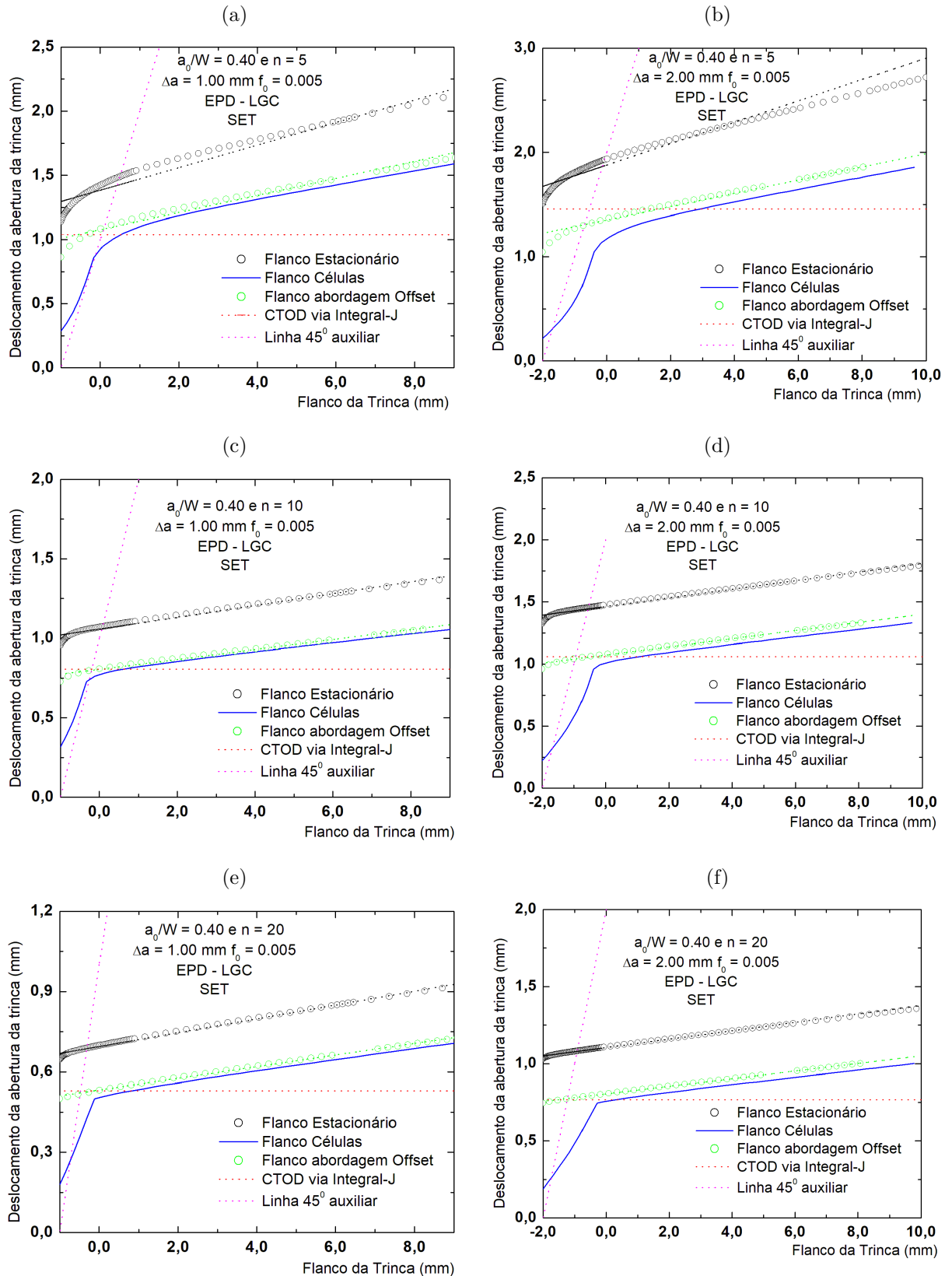


Figura 127 – Comparação dos flancos obtidos pelos diferentes modelos para  $\frac{a_0}{W} = 0,40$  e porosidade de  $f_0 = 0,025$  para a)  $n = 5$  e  $\Delta_a = 1,00$  mm, b)  $n = 5$  e  $\Delta_a = 2,00$  mm, c)  $n = 10$  e  $\Delta_a = 1,00$  mm, d)  $n = 10$  e  $\Delta_a = 2,00$  mm, e)  $n = 20$  e  $\Delta_a = 1,00$  mm e f)  $n = 20$  e  $\Delta_a = 2,00$  mm

