



INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
Autarquia Associada à Universidade de São Paulo

Metodologias para correção de tunelamento e plasticidade na flexibilidade elástica de geometrias SE(B) e SE(T) – abordagem numérica e experimental

LEONARDO GIANGIULIO FERREIRA DE ANDRADE

Tese apresentada como parte dos requisitos para obtenção do Grau de Doutor em Ciências na Área de Tecnologia Nuclear - Reatores

**Orientador:
Prof. Dr. Miguel Mattar Neto**

**São Paulo
2023**

INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
Autarquia Associada à Universidade de São Paulo

Metodologias para correção de tunelamento e plasticidade na flexibilidade elástica de geometrias SE(B) e SE(T) – abordagem numérica e experimental

Versão Corrigida
Versão original disponível no IPEN

LEONARDO GIANGIULIO FERREIRA DE ANDRADE

Tese apresentada como parte dos requisitos para obtenção do Grau de Doutor em Ciências na Área de Tecnologia Nuclear - Reatores

Orientador:
Prof. Dr. Miguel Mattar Neto

São Paulo
2023

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

Como citar:

GIANGIULIO FERREIRA DE ANDRADE, L. . ***Metodologias para correção de tunelamento e plasticidade na flexibilidade elástica de geometrias SE(B) e SE(T) – abordagem numérica e experimental***. 2023. 203 p. Tese (Doutorado em Tecnologia Nuclear), Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, IPEN-CNEN, São Paulo. Disponível em: <<http://repositorio.ipen.br/>> (data de consulta no formato: dd/mm/aaaa)

Ficha catalográfica elaborada pelo Sistema de geração automática da Biblioteca IPEN,
com os dados fornecidos pelo(a) autor(a).

Giangiulio Ferreira de Andrade, Leonardo
Metodologias para correção de tunelamento e
plasticidade na flexibilidade elástica de geometrias SE(B) e
SE(T) – abordagem numérica e experimental / Leonardo Giangiulio
Ferreira de Andrade; orientador Miguel Mattar Neto. -- São
Paulo, 2023.
203 p.
Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação em
Tecnologia Nuclear (Reatores) -- Instituto de Pesquisas
Energéticas e Nucleares, São Paulo, 2023.

Dedico este trabalho à minha família, que me apoiou em todos os momentos cruciais e decisões importantes bem como me norteou pelo exemplo, sendo assim ponto chave para minha formação como Doutor.

AGRADECIMENTOS

Eu, Leonardo Giangiulio Ferreira de Andrade, agradeço os respectivos nomes e instituições:

Meu orientador, **Professor Doutor Miguel Mattar Neto**, por me aceitar como orientando e me guiar ao longo desta formação.

O **Professor Doutor Gustavo Henrique Bolognesi Donato**, pela ajuda na elaboração do escopo e desenvolvimento técnico deste trabalho.

O **Professor Doutor William Naville**, pelo apoio no desenvolvimento experimental deste trabalho.

Meu amigo **Mestre Lucas Nodari da Silva**, que colaborou em todos os aspectos do desenvolvimento deste trabalho.

O **Centro Universitário FEI**, pela autorização de utilização da sua infraestrutura para desenvolver o trabalho numérico e experimental.

A **Comissão Nacional de Energia Nuclear – CNEN**, pela bolsa de estudos concedida.

“Quelli che s’innamorano della pratica senza la scienza, sono come i nocchieri che entrano in naviglio senza timone o bussola, che mai hanno certezza dove si vadano. Sempre la pratica dev’essere edificata sopra la buona teorica, della quale la prospettiva è guida e porta, e senza questa nulla si fa bene.”

“Aqueles que se apaixonam pela prática sem ciência são como timoneiros que entram em um navio sem leme nem bússola, que nunca sabem ao certo para onde estão indo. A prática deve sempre ser construída sobre uma boa teoria, da qual a perspectiva é o guia e a porta, e sem ela nada pode ser bem-feito.”

Leonardo da Vinci - Trattato della pittura (1792)

RESUMO

ANDRADE, Leonardo G. F. **Metodologias para correção de tunelamento e plasticidade na flexibilidade elástica de geometrias SE(B) e SE(T) – abordagem numérica e experimental**. 2023. 203p. Tese (Doutorado em Tecnologia Nuclear) – Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares – IPEN – CNEN/SP. São Paulo

Buscar o entendimento do comportamento mecânico de materiais modernos de alta resistência e alta capacidade de absorção de energia é de suma importância para garantir integridade de estruturas de alta responsabilidade. Em um cenário onde a otimização de geometrias se mostra cada vez mais relevante, estudar o comportamento destes materiais sob a perspectiva da mecânica da fratura é imprescindível para garantir a operação segura e eficiente destas estruturas. Sabendo disso, este trabalho aborda os efeitos do tunelamento da frente de trinca e da plasticidade na técnica da flexibilidade elástica no descarregamento (do inglês “*elastic unloading compliance*”, EUC) com o objetivo de proporcionar a determinação mais precisa do tamanho instantâneo de trincas ao longo de ensaios de mecânica da fratura. Sequência da obra de Andrade (2016), onde estes efeitos foram investigados e propostas preliminares elaboradas, este trabalho almeja o aprofundamento da compreensão fenomenológica e o desenvolvimento de abordagens de correção para ambos os efeitos por meio de exploração numérica e ensaios de corpos de SE(B) e SE(T)_c fabricados com aço X65MS. Para o efeito do tunelamento, foi validada a modelagem de trinca semi-elíptica utilizada por Andrade (2016), enquanto a proposta de correção do tunelamento, apesar de dependente de proporções geométricas dos corpos de prova, se mostrou promissora, o que possibilitou o desenvolvimento de alternativa independente deste fator com resultados no âmbito numérico bastante satisfatórios. Para a plasticidade, é buscado um entendimento individual de efeitos que ocorrem simultânea e concorrentemente ao carregar um corpo de prova da mecânica da fratura (com foco em *blunting*, redução da área do ligamento remanescente e rotação). Este estudo foi realizado por meio de simulações de elementos finitos, variando as não linearidades de material e de geometria (grandes deslocamentos), onde é possível concluir que o aumento da flexibilidade de corpos de prova ocorre apenas quando ambos os efeitos são ativados simultaneamente nos

modelos. Isto possibilitou uma conclusão preliminar da existência de um efeito predominantemente geométrico que afeta a flexibilidade elástica de corpos de prova da mecânica da fratura quando estes são carregados além do limite elástico do material. Com isso, este trabalho demonstra que a redução de área do ligamento remanescente, em uma análise numérica contendo trinca estacionária, é bastante substancial e pode ser responsável pelo comportamento da evolução da flexibilidade com o CMOD mostrado por Andrade (2016). Simulações adicionais contendo modelo de dano GTN calibrados experimentalmente mostram que, apesar de existir correlação entre a área do ligamento remanescente e o tamanho instantâneo de trinca, fatores adicionais existem, e a elaboração de propostas de correção que sejam práticas para aplicação em laboratório necessitam de investigação adicional.

Palavras-chave: Flexibilidade elástica no descarregamento; Tunelamento; Plasticidade; Ensaio da mecânica da fratura; Propostas de correção.

ABSTRACT

ANDRADE, Leonardo G. F. **Correction methodologies of the tunneling and plasticity effects on the elastic unloading compliance of SE(B) and SE(T) geometries – numerical and experimental approaches**. 2023. 203p. Thesis (Doctorate in Nuclear Technology) – Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares – IPEN – CNEN/SP. São Paulo

Seeking to understand the mechanical behavior of modern materials with high strength and high-energy absorption capacity is of paramount importance to ensure the integrity of high-responsibility structures. In a scenario where the optimization of geometries is increasingly relevant, studying the behavior of these materials from the perspective of fracture mechanics is essential to ensure safe and efficient operation of these structures. Knowing this, this work addresses the effects of crack front tunneling and plasticity in the elastic unloading compliance (EUC) technique in order to provide a more accurate determination of the instantaneous size of cracks during fracture mechanics tests. Following the work of Andrade (2016), where these effects were investigated and preliminary proposals elaborated, this work aims to deepen the phenomenological understanding and the development of correction proposals for both effects through numerical exploration and tests of SE(B) and SE(T)_c specimens made of X65MS steel. For the tunneling effect, the semi-elliptical crack modeling used by Andrade (2016) was validated, while the tunneling correction proposal, despite being dependent on the geometric proportions of the test specimens, proved to be promising, which enabled the development of a proposal alternative independent of this factor with satisfactory numerical results. For plasticity, an individual understanding of effects that occur simultaneously and concurrently when loading a fracture mechanics specimen (with focus on blunting, reduction of remaining ligament area, and rotation) is approached. This study was carried out through finite element simulations, varying the non-linearities of material and geometry (large displacements), where it was possible to conclude that the increase in the specimens' compliance only occurs when both effects are activated simultaneously in the models. This allowed a preliminary conclusion of the existence of a predominantly geometric effect that affects the fracture mechanics specimens' elastic compliance when they are loaded beyond the elastic limit of the material. Thus, this work demonstrates that the reduction of the remaining

ligament area, in a numerical analysis containing stationary crack, is quite substantial and may be responsible for the behavior of the evolution of compliance with CMOD shown by Andrade (2016). Additional models containing experimentally calibrated GTN damage models show that, although there is a correlation between the remaining ligament area and the instantaneous crack size, additional factors exist, and the elaboration of correction proposals that are practical for laboratory application require further investigation.

Keywords: Elastic unloading compliance; Tunneling; Plasticity; Fracture mechanics tests; Correction proposals.

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Coeficientes Φ para corrigir o efeito do tunelamento em geometria SE(B), B=12,7mm, W=50,8mm	47
Tabela 2 - Coeficientes Φ para corrigir o efeito do tunelamento em geometria SE(B), B=25,4mm, W=50,8mm	47
Tabela 3 - Coeficientes Φ para corrigir o efeito do tunelamento em geometria SE(B), B=50,8mm, W=50,8mm	48
Tabela 4 - Soluções de flexibilidade elástica para corpo de prova C(T).....	56
Tabela 5 - Soluções de flexibilidade elástica para corpo de prova SE(B)	57
Tabela 6 - Soluções de flexibilidade elástica para corpo de prova SE(T) _c , H/W=10 ..	58
Tabela 7 - Composição química do X65MS segundo API 5L (2013)	61
Tabela 8 – Tensão de escoamento e resistência do X65MS segundo API 5L (2013)	61
Tabela 9 - Etapas de ensaio para estudo do tunelamento	69
Tabela 10 - Esquema de carregamento de modelos para estudo do tunelamento ...	74
Tabela 11 - Comparação da previsão de a/W utilizando a flexibilidade normalizada convencional e modificada para SE(B), W/B=2.....	77
Tabela 12 - Comparação da previsão de a/W utilizando a flexibilidade normalizada convencional e modificada para SE(B), W/B=1	78
Tabela 13 - Comparação da previsão de a/W utilizando a flexibilidade normalizada convencional e modificada para SE(B), W/B=4.....	78
Tabela 14 - Comparação da previsão de a/W utilizando a flexibilidade normalizada convencional e modificada para SE(T) _c , W/B=1.....	80
Tabela 15 - Comparação da previsão de a/W utilizando a flexibilidade normalizada convencional e modificada para SE(T) _c , W/B=2.....	80
Tabela 16 - Comparação da previsão de a/W utilizando a flexibilidade normalizada convencional e modificada para SE(T) _c , W/B=4.....	81
Tabela 17 - Tabela de <i>offsets</i> da posição das trincas para SE(B), W/B=2.....	86
Tabela 18 - Posição exata da trinca tunelada com <i>offset</i> (SE(B), a/W = 0,5, T=4) ...	87
Tabela 19 - Erro calculado para as trincas com <i>offset</i> (SE(B), a/W = 0,5)	88
Tabela 20 - Conjunto de coeficientes Φ que reduzem os erros para SE(B), W/B=2 (Proposta inicial de Andrade (2016)).....	89

Tabela 21 - Conjunto de coeficientes Φ que reduzem os erros para SE(B), todos os W/B (segunda versão da proposta)	91
Tabela 22 - Resultados da segunda versão da proposta, apresentados de forma de tabela (SE(B), todos W/B).....	91
Tabela 23 - Conjunto de coeficientes Φ que reduzem os erros para SE(B), todos os W/B (terceira versão da proposta)	93
Tabela 24 - Resultados da terceira versão da proposta, apresentados de forma de tabela (SE(B), todos W/B).....	93
Tabela 25 - Conjunto de coeficientes Φ que reduzem os erros para SE(T) _c , todos os W/B (segunda versão da proposta)	94
Tabela 26 - Resultados da segunda versão da proposta, apresentados de forma de tabela (SE(T) _c , todos W/B).....	95
Tabela 27 - Conjunto de coeficientes Φ que reduzem os erros para SE(T) _c , todos os W/B (terceira versão da proposta)	96
Tabela 28 - Resultados da terceira versão da proposta, apresentados de forma de tabela (SE(T) _c , todos W/B).....	96
Tabela 29 - Níveis de tunelamento e tunelamento relativo limítrofes para as diversas proporções de corpos de prova utilizados neste trabalho.....	99
Tabela 30 - Detalhamento das condições de análises para verificação da flexibilidade de corpo de prova SE(T) _c	100
Tabela 31 - Esquema de carregamento de modelos para estudo da plasticidade .	101
Tabela 32 - Configurações geométricas e quantidade dos corpos de prova para ensaios J-R.....	105
Tabela 33 - Profundidade da trinca real nos nove pontos de medição sugeridos pela ASTM.....	111
Tabela 34 - Variação da profundidade relativa de trinca para as três modelagens	111
Tabela 35 – Comparação de carga e fator de intensidade de tensões nos modelos.	111
Tabela 36 - Corpos de prova SE(B) utilizados na exploração experimental do tunelamento	134
Tabela 37 - Corpos de prova SE(T) _c utilizados na exploração experimental do tunelamento	135
Tabela 38 - Medições das frentes de trinca do SE(B) R02, lado A.....	137
Tabela 39 - Medições das frentes de trinca do SE(B) R02, lado B.....	138

Tabela 40 - Medições das frentes de trinca do SE(B) R02, média.....	138
Tabela 41 – Conclusões das medições físicas das trincas do SE(B) R02	138
Tabela 42 - Previsões de a/W pelas flexibilidades normalizada e normalizada modificada. CP SE(B), R02.....	139
Tabela 43 - Erros das previsões de a/W em relação às medições físicas. CP SE(B), R02.....	139
Tabela 44 - Previsões de a/W pelas flexibilidades normalizada e normalizada modificada. CP SE(B), R03.....	140
Tabela 45 - Erros das previsões de a/W em relação às medições físicas. CP SE(B), R03.....	140
Tabela 46 - Previsões de a/W pelas flexibilidades normalizada e normalizada modificada. CP SE(B), R06.....	140
Tabela 47 - Erros das previsões de a/W em relação às medições físicas. CP SE(B), R06.....	141
Tabela 48 - Previsões de a/W pelas flexibilidades normalizada e normalizada modificada. CP SE(T) _c , R03.....	141
Tabela 49 - Erros das previsões de a/W em relação às medições físicas. CP SE(T) _c , R03.....	141
Tabela 50 - Previsões de a/W pelas flexibilidades normalizada e normalizada modificada. CP SE(T) _c , R04.....	142
Tabela 51 - Erros das previsões de a/W em relação às medições físicas. CP SE(T) _c , R04.....	142
Tabela 52 - Previsões de a/W pelas flexibilidades normalizada e normalizada modificada. CP SE(T) _c , R05.....	142
Tabela 53 - Erros das previsões de a/W em relação às medições físicas. CP SE(T) _c , R05.....	142
Tabela 54 - Previsões de a/W pelas flexibilidades normalizada e normalizada modificada. CP SE(T) _c , R06.....	143
Tabela 55 - Erros das previsões de a/W em relação às medições físicas. CP SE(T) _c , R06.....	143
Tabela 56 - Ciclo de marcação de frente de trinca e previsão de a/W pela flexibilidade. CP SE(B), R02.	143
Tabela 57 - Comparação de erros da ASTM e propostas. CP SE(B), R02.....	144

Tabela 58 - Ciclo de marcação de frente de trinca e previsão de a/W pela flexibilidade. CP SE(B), R03.....	144
Tabela 59 - Comparação de erros da ASTM e propostas. CP SE(B), R03.....	145
Tabela 60 - Ciclo de marcação de frente de trinca e previsão de a/W pela flexibilidade. CP SE(B), R06.....	145
Tabela 61 - Comparação de erros da ASTM e propostas. CP SE(B), R06.....	145
Tabela 62 - Ciclo de marcação de frente de trinca e previsão de a/W pela flexibilidade. CP SE(T) _c , R01.....	146
Tabela 63 - Comparação de erros da ASTM e propostas. CP SE(T) _c , R01.....	146
Tabela 64 - Ciclo de marcação de frente de trinca e previsão de a/W pela flexibilidade. CP SE(T) _c , R02.....	147
Tabela 65 - Comparação de erros da ASTM e propostas. CP SE(T) _c , R02.....	147
Tabela 66 - Ciclo de marcação de frente de trinca e previsão de a/W pela flexibilidade. CP SE(T) _c , R03.....	147
Tabela 67 - Comparação de erros da ASTM e propostas. CP SE(T) _c , R03.....	147
Tabela 68 - Ciclo de marcação de frente de trinca e previsão de a/W pela flexibilidade. CP SE(T) _c , R04.....	148
Tabela 69 - Comparação de erros da ASTM e propostas. CP SE(T) _c , R04.....	148
Tabela 70 - Ciclo de marcação de frente de trinca e previsão de a/W pela flexibilidade. CP SE(T) _c , R05.....	148
Tabela 71 - Comparação de erros da ASTM e propostas. CP SE(T) _c , R05.....	148
Tabela 72 - Ciclo de marcação de frente de trinca e previsão de a/W pela flexibilidade. CP SE(T) _c , R06.....	149
Tabela 73 - Comparação de erros da ASTM e propostas. CP SE(T) _c , R06.....	149
Tabela 74 - Flexibilidade para $CMOD=0$ das 4 análises dos SE(T) _c	153
Tabela 75 - Parâmetros GTN para o aço X70 estudado por Paermentier et al. (2020)	161
Tabela 76 - Parâmetros GTN calibrados para o X65MS.....	162
Tabela 77 - Valores extraídos da simulação GTN. SE(T) _c , $a/W=0,5$, parâmetros calibrados	169
Tabela 78 - Valores calculados a partir dos dados da simulação GTN. SE(T) _c , $a/W=0,5$, parâmetros calibrados	169
Tabela 79 - Valores extraídos da simulação GTN. SE(B), $a/W=0,5$, parâmetros calibrados	176

Tabela 80 - Valores calculados a partir dos dados da simulação GTN. SE(B), $a/W=0,5$, parâmetros calibrados	176
Tabela 81 - Valores extraídos da simulação GTN. SE(T) _c , parâmetros GTN Paermentier et al. (2020).....	183
Tabela 82 - Valores calculados a partir dos dados da simulação GTN. SE(T) _c , parâmetros GTN Paermentier et al. (2020)	183
Tabela 83 - Valores extraídos da simulação GTN. SE(B), parâmetros GTN Paermentier et al. (2020).....	188
Tabela 84 - Valores calculados a partir dos dados da simulação GTN. SE(B), parâmetros GTN Paermentier et al. (2020)	189

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Corpo de prova SE(B).....	29
Figura 2 - Corpo de prova SE(T) _c	30
Figura 3 – Representação esquemática da correção de rotação em corpos de prova C(T) segundo a ASTM E1820 (2022).....	37
Figura 4 - Esquemática da correção de rotação de corpos de prova SE(T) _p segundo Cravero e Ruggieri (2007).....	39
Figura 5 - Correção de rotação para o SE(T) _c segundo Shen e Tyson (2009).....	41
Figura 6 - Exemplo de corpo de prova SE(B) com trinca tunelada.....	43
Figura 7 - Flexibilidade elástica em função da curvatura de trinca de modelos SE(B) e SE(T) _c	45
Figura 8 - Flexibilidade elástica em função da curvatura de trinca de modelos SE(B) por Andrade (2016).....	46
Figura 9 - Flexibilidade elástica em função da curvatura de trinca de modelos SE(T) _c por Andrade (2016).....	46
Figura 10 - Flexibilidade elástica em função da curvatura de trinca de modelos C(T) por Andrade (2016).....	47
Figura 11 - Flexibilidade elástica em função da curvatura de trinca de modelos SE(B) comparando a proposta com a ASTM E1820 (2022) por Andrade (2016).....	48
Figura 12 - Esquemática de carregamento utilizada por Verstraete et al. (2014).....	50
Figura 13 - Parte dos resultados obtidos por Verstraete et al. (2014).....	51
Figura 14 - Comparação entre a evolução da flexibilidade com o CMOD para modelos SE(T) e DE(T).	52
Figura 15 - Modelos de materiais e sua influência na flexibilidade em função do CMOD para SE(T).....	52
Figura 16 - C _{DELTA} em função do CMOD para C(T) e SE(B).....	54
Figura 17 - C _{DELTA} em função do CMOD para SE(T) _c	54
Figura 18 - Comparação entre soluções de flexibilidade elástica para corpo de prova C(T).....	56
Figura 19 - Comparação entre soluções de flexibilidade elástica para corpo de prova SE(B).....	57
Figura 20 - Comparação entre soluções de flexibilidade elástica para corpo de prova SE(T) _c , H/W=10.....	59

Figura 21 - Curva tensão deformação do X65MS.....	62
Figura 22 - Determinação de propriedades de tração do X65MS.....	63
Figura 23 - Curva do material X65MS sendo usada como entrada para análises numéricas.....	64
Figura 24 - Chapas extraídas de dutos fabricados com aço X65MS.....	66
Figura 25 - Equipamento de ensaios utilizado no Centro Universitário FEI.....	68
Figura 26 - Comparação entre os métodos de marcação de trinca. 1 - <i>Heat tinting</i> (HT) e 2 - marcação por fadiga (FM).....	69
Figura 27 - Microscópio de medição utilizado.....	71
Figura 28 - Exemplo de malha de elementos finitos de corpo de prova SE(B) utilizada para o estudo do tunelamento.....	73
Figura 29 - Exemplo de malha de elementos finitos tunelada.....	74
Figura 30 - Posição inicial das trincas retilíneas.....	84
Figura 31 - Trincas tuneladas inicialmente consideradas.....	84
Figura 32 - <i>Offset</i> da posição de uma trinca (exagerado).....	85
Figura 33 - Gráfico de flexibilidade em função do <i>offset</i> (SE(B), $a/W = 0,5$, $T=4$)....	86
Figura 34 - Posição exata da trinca tunelada com <i>offset</i> (SE(B), $a/W = 0,5$, $T=4$)....	87
Figura 35 - Erro em forma gráfica para as trincas com <i>offset</i> (SE(B), $a/W = 0,5$).....	88
Figura 36 - Resultados da proposta inicial de Andrade (2016), apresentados de forma gráfica (SE(B), $W/B=2$).....	90
Figura 37 - Resultados da segunda versão da proposta, apresentados de forma gráfica (SE(B), todos W/B).....	92
Figura 38 - Resultados da terceira versão da proposta, apresentados de forma gráfica (SE(B), todos W/B).....	94
Figura 39 - Resultados da segunda versão da proposta, apresentados de forma gráfica (SE(T) _c , todos W/B).....	95
Figura 40 - Resultados da terceira versão da proposta, apresentados de forma gráfica (SE(T) _c , todos W/B).....	97
Figura 41 - Exemplo de malha de elementos finitos de corpo de prova SE(T) _c utilizada para o estudo da plasticidade.....	102
Figura 42 - Exemplo de malha de elementos finitos de corpo de prova SE(T) _c contendo modelo de dano GTN.....	108
Figura 43 - Frentes de trinca utilizadas para validar a proposta de trinca semielíptica.....	110

Figura 44 - Comparação da curva de força vs. <i>CMOD</i> para as três modelagens de trinca em comparação com dados experimentais	110
Figura 45 - Comparação da curva de força vs. <i>CMOD</i> para as três modelagens de trinca considerando material elasto-plástico e carregamento elevado	112
Figura 46 - $J_{\text{médio}}$ vs <i>CMOD</i> para as três modelagens de frente de trinca	113
Figura 47 - J_{centro} vs <i>CMOD</i> para as três modelagens de frente de trinca	113
Figura 48 - J_{borda} vs <i>CMOD</i> para as três modelagens de frente de trinca	114
Figura 49 - Erro em função de <i>T/B</i> para a proposta de alteração da flexibilidade normalizada ($SE(B)$, $W/B=1$)	119
Figura 50 - Erro em função de <i>T/B</i> para a proposta de alteração da flexibilidade normalizada ($SE(B)$, $W/B=2$)	119
Figura 51 - Erro em função de <i>T/B</i> para a proposta de alteração da flexibilidade normalizada ($SE(B)$, $W/B=4$)	120
Figura 52 - Erro em função de <i>T/B</i> para a proposta de alteração da flexibilidade normalizada ($SE(T)_c$, $W/B=1$)	120
Figura 53 - Erro em função de <i>T/B</i> para a proposta de alteração da flexibilidade normalizada ($SE(T)_c$, $W/B=2$)	121
Figura 54 - Erro em função de <i>T/B</i> para a proposta de alteração da flexibilidade normalizada ($SE(T)_c$, $W/B=4$)	121
Figura 55 - Erro em função de <i>T/B</i> da segunda revisão da proposta de alteração da medição física da trinca ($SE(B)$, $W/B=1$)	123
Figura 56 - Erro em função de <i>T/B</i> da terceira revisão da proposta de alteração da medição física da trinca ($SE(B)$, $W/B=1$)	123
Figura 57 - Erro em função de <i>T/B</i> da segunda revisão da proposta de alteração da medição física da trinca ($SE(B)$, $W/B=2$)	124
Figura 58 - Erro em função de <i>T/B</i> da terceira revisão da proposta de alteração da medição física da trinca ($SE(B)$, $W/B=2$)	124
Figura 59 - Erro em função de <i>T/B</i> da segunda revisão da proposta de alteração da medição física da trinca ($SE(B)$, $W/B=4$)	125
Figura 60 - Erro em função de <i>T/B</i> da terceira revisão da proposta de alteração da medição física da trinca ($SE(B)$, $W/B=4$)	125
Figura 61 - Erro em função de <i>T/B</i> da segunda revisão da proposta de alteração da medição física da trinca ($SE(T)_c$, $W/B=1$)	126

Figura 62 - Erro em função de T/B da terceira revisão da proposta de alteração da medição física da trinca ($SE(T)_c$, $W/B=1$)	126
Figura 63 - Erro em função de T/B da segunda revisão da proposta de alteração da medição física da trinca ($SE(T)_c$, $W/B=2$)	127
Figura 64 - Erro em função de T/B da terceira revisão da proposta de alteração da medição física da trinca ($SE(T)_c$, $W/B=2$)	127
Figura 65 - Erro em função de T/B da segunda revisão da proposta de alteração da medição física da trinca ($SE(T)_c$, $W/B=4$)	128
Figura 66 - Erro em função de T/B da terceira revisão da proposta de alteração da medição física da trinca ($SE(T)_c$, $W/B=4$)	128
Figura 67 - K_I proveniente das simulações em função do K_I calculado ($SE(B)$, todos os T/B)	131
Figura 68 - K_I proveniente das simulações em função do K_I calculado ($SE(B)$, $0,02 \leq T/B \leq 0,08$)	131
Figura 69 - K_I proveniente das simulações em função do K_I calculado ($SE(B)$, $0,1 \leq T/B \leq 0,3$)	132
Figura 70 - K_I proveniente das simulações em função do K_I calculado ($SE(T)_c$, todos os T/B)	132
Figura 71 - K_I proveniente das simulações em função do K_I calculado ($SE(T)_c$, $0,02 \leq T/B \leq 0,08$)	133
Figura 72 - K_I proveniente das simulações em função do K_I calculado ($SE(T)_c$, $0,1 \leq T/B \leq 0,3$)	133
Figura 73 - Fotos <i>post-mortem</i> do plano da trinca dos $SE(B)$ ensaiados.	135
Figura 74 - Fotos <i>post-mortem</i> do plano da trinca dos $SE(T)_c$ ensaiados.	136
Figura 75 - Análise 1 (EL+LGEOM) para o $SE(T)_c$	150
Figura 76 - Análise 1 e 2 (EL+NLGEOM) para o $SE(T)_c$	151
Figura 77 - Análise 1 a 3 (EP+LGEOM) para o $SE(T)_c$	152
Figura 78 - Análise 1 a 4 (EP+NLGEOM) para o $SE(T)_c$	152
Figura 79 – Área do ligamento remanescente das análises 1 a 4 (EP+NLGEOM) para o $SE(T)_c$	153
Figura 80 – Análise 1 a 4 (EP+NLGEOM) para o $SE(B)$	155
Figura 81 - Área do ligamento remanescente das análises 1 a 4 (EP+NLGEOM) para o $SE(B)$	155

Figura 82 – Correção de rotação proposta por Shen e Tyson (2009) aplicada à análise 4	156
Figura 83 - Curvas de carga em função de CMOD para os SE(T) _c , trinca rasa e trinca profunda	157
Figura 84 - Curvas de carga em função de CMOD para os SE(B), trinca rasa e trinca profunda	158
Figura 85 - Curvas J-R dos SE(T) _c M03 e P02, utilizados como referência para calibração dos modelos GTN	158
Figura 86 - Curvas de carga em função de CMOD para os SE(T) _c M03 e P02, utilizados como referência para calibração dos modelos GTN	159
Figura 87 - Fotos <i>post mortem</i> do SE(T) _c M03.....	159
Figura 88 - Fotos <i>post mortem</i> do SE(T) _c P02	160
Figura 89 - Curvas J-R dos SE(B) P01 e P03, utilizados como referência para calibração dos modelos GTN	160
Figura 90 - Curva de carga em função de CMOD para o SE(B) P01, utilizado como referência para calibração dos modelos GTN	161
Figura 91 - Fotos post mortem do SE(B) P01	161
Figura 92 - Comparação dos dados experimentais do SE(T) _c M03 e P02 com as simulações	162
Figura 93 - Comparação dos dados experimentais do SE(B) M01 e P01 com as simulações	163
Figura 94 - Flexibilidade em função do CMOD. SE(T) _c , parâmetros GTN calibrados	165
Figura 95 – Área do LR em função do CMOD. SE(T) _c , parâmetros GTN calibrados	166
Figura 96 – Momento de inércia do LR em relação ao centroide em função do CMOD. SE(T) _c , parâmetros GTN calibrados.....	167
Figura 97 – Posição do centroide em função do CMOD. SE(T) _c , parâmetros GTN calibrados.....	168
Figura 98 - Comparação do ligamento remanescente no instante inicial e final. SE(T) _c , a/W=0,5, parâmetros calibrados	170
Figura 99 - Flexibilidade em função do CMOD. SE(B), parâmetros GTN calibrados	172

Figura 100 - Área do LR em função do CMOD. SE(B), parâmetros GTN calibrados	173
Figura 101 - Momento de inércia do LR em relação ao centroide em função do CMOD. SE(B), parâmetros GTN calibrados	174
Figura 102 - Posição do centroide em função do CMOD. SE(B), parâmetros GTN calibrados	175
Figura 103 - Comparação do ligamento remanescente no instante inicial e final. SE(B), $a/W=0,5$, parâmetros calibrados	177
Figura 104 - Flexibilidade em função do CMOD. SE(T) _c , parâmetros GTN Paermentier et al. (2020).....	179
Figura 105 - Área do LR em função do CMOD. SE(T) _c , parâmetros GTN Paermentier et al. (2020).....	180
Figura 106 - Momento de inércia do LR em relação ao centroide em função do CMOD. SE(T) _c , parâmetros GTN Paermentier et al. (2020)	181
Figura 107 - Posição do centroide em função do CMOD. SE(T) _c , parâmetros GTN Paermentier et al. (2020)	182
Figura 108 - Comparação do ligamento remanescente no instante inicial e final. SE(T) _c , parâmetros GTN Paermentier et al. (2020)	184
Figura 109 - Flexibilidade em função do CMOD. SE(B), parâmetros GTN Paermentier et al.(2020).....	185
Figura 110 - Área do LR em função do CMOD. SE(B), parâmetros GTN Paermentier et al. (2020).....	186
Figura 111 - Momento de inércia do LR em relação ao centroide em função do CMOD. SE(B), parâmetros GTN Paermentier et al. (2020)	187
Figura 112 - Posição do centroide em função do CMOD. SE(B), parâmetros GTN Paermentier et al. (2020)	188
Figura 113 - Comparação do ligamento remanescente no instante inicial e final. SE(B), parâmetros GTN Paermentier et al. (2020).....	190

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

Simbologia latina

- a** Comprimento de trinca, [L].
Subscritos: **0** inicial, **i** em frente de trinca específica.
- A** Área.
Subscritos: **LR** ligamento remanescente.
- a/W** Comprimento relativo de trinca.
Subscritos: **0** inicial, **i** em frente de trinca específica, **eq** equivalente, **eq_sim** equivalente considerando trinca simétrica, **delta** variação percentual do tamanho instantâneo de trinca. **LR** calculada a partir do ligamento remanescente.
- b** Comprimento do ligamento remanescente, [L].
Subscrito: **0** inicial.
- B** Espessura do corpo de prova, [L].
- B/W** Espessura relativa do corpo de prova.
- C** Flexibilidade (do inglês, *compliance*) [LF^{-1}]
Subscritos: **0** inicial, **i** em instante específico, **c(i)** corrigida por rotação no instante específico, **DELTA** variação percentual da flexibilidade [%].
- D** Metade da distância inicial dos pontos de medição do CMOD (correção por rotação), [L].
- e_n** Parâmetro do modelo GTN.
- E** Módulo de elasticidade, [FL^{-2}].
- f** Frequência de carregamento (fadiga), [T^{-1}] ou parâmetro do modelo de dano GTN. Subscritos **n**, **f** e **c**: parâmetros do modelo de dano GTN.
- F_{r(i)}** Fator de correção de rotação do $SE(T)_c$ instantâneo.
- H** Distância entre garras ou entre pinos do corpo de prova SE(T) (do inglês, *daylight length*), [L].
Sobrescrito: * metade da distância entre pinos (correção por rotação C(T)).
- H/W** Proporção convencional de corpos de prova SE(T).
- J** Integral J. Taxa de liberação de energia não linear, [FL^{-1}].
- K** Fator de intensidade de tensões, [$FL^{-1.5}$].
- n** Expoente de encruamento (modelagem do material elasto-plástico, $n > 1$).
- N** Número de ciclos (fadiga).

- ng** Número do grau polinomial da relação entre flexibilidade normalizada e tamanho relativo de trinca.
- p** Parâmetro de forma da modelagem de trinca curvilínea segundo Nikishkov et al. (1999).
- P** Carregamento, [L].
Subscrito: **(i)** instantâneo. **y** limite.
Subscrito: **m** máximo de pré-trincamento.
- q** Subscrito **1,2 e 3**: parâmetros do modelo GTN.
- R** Relação entre carregamento máximo e mínimo (fadiga); Coeficiente de correlação linear.
- s_n** Parâmetro do modelo GTN.
- S** Distância entre apoios de corpo de prova SE(B), [L].
- T** Nível de tunelamento segundo Andrade (2016), [L].
- T/B** Nível de tunelamento relativo segundo Andrade (2016).
- V** CMOD, [L].
Subscritos: **m(i)** total instantâneo medido da linha de carga (*clip-gage*). **c** total instantâneo corrigido da linha de carga (*clip-gage*).
- W** Largura do corpo de prova, [L].
- W/B** Proporção convencional de corpos de prova da mecânica da fratura.
- x** Coordenada paralela ao plano de propagação da trinca.
x=0 na frente de trinca, **W(mín) ≥ x ≥ W(máx)**.
- y** Coordenada normal ao plano de propagação da trinca.
y=0 na frente de trinca, **-S/2 ≥ y ≥ S/2** ou **-H/2 ≥ y ≥ H/2**.
- z** 1 – Coordenada na direção da espessura dos corpos de prova.
z=0 no centro dos corpos de prova, **-B/2 ≥ z ≥ B/2**.
2 – Espessura das cunhas de fixação do *clip-gage*, [L].

Simbologia grega

- α** Parâmetro de curvatura da modelagem de trinca curvilínea segundo Nikishkov et al. (1999).
- β** Coeficientes do polinômio da relação entre flexibilidade normalizada e tamanho relativo de trinca.
- ε** Deformação.
- Φ** Coeficientes para o cálculo do comprimento de trinca retilínea equivalente.

Subscrito: i posição na meia espessura do corpo de prova, onde $i=1$: centro e $i=5$: superfície.

γ	Fator para o cálculo de curva R.
η	Fator para o cálculo de curva R.
μ	Flexibilidade normalizada.
ν	Coeficiente de Poisson.
θ	Ângulo de rotação de corpo rígido ao longo do ligamento remanescente.
σ	Tensão [FL ⁻²].

Subscritos: y limite de escoamento. p limite de proporcionalidade. r limite de resistência. ef de escoamento efetivo.

Abreviaturas

API	<i>American Petroleum Institute.</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials.</i>
BS	<i>British Standards Institution.</i>
CMOD	<i>Crack Mouth Opening Displacement</i> (abertura da boca de trinca).
CP	Corpo de prova.
C(T)	<i>Compact specimen under Tension</i> (corpo de prova compacto sob tração).
DE(T)	<i>Double-Edge-notched under Tension</i> (corpo de prova bi-entalhado sob tração).
DNV	<i>Det Norske Veritas.</i>
EL	Material Elástico Linear.
EP	Material Elasto-Plástico.
EPD	Estado plano de deformações.
EPT	Estado plano de tensões.
EUC	<i>Elastic Unloading Compliance</i> (flexibilidade elástica no descarregamento).
FM	<i>Fatigue marking</i> (marcação por fadiga).
GTN	Modelo de dano <i>Gurson-Tvergaard-Needleman.</i>
HT	<i>Heat Tinting</i> (tingimento por calor).
Ices	Tamanho de elemento da célula computacional (<i>computational cell element size</i>).
LGEOM	<i>Linear Geometry</i> (pequenos deslocamentos).

LLD	<i>Load Line Displacement</i> (deslocamento da linha de carga).
LR	Ligamento remanescente.
MFEL	Mecânica da Fratura Elástica Linear.
MFEP	Mecânica da Fratura Elasto-Plástica.
NLGEOM	<i>Non-Linear Geometry</i> (grandes deslocamentos).
SE(B)	<i>Single-Edge-notched under Bending specimen</i> (corpo de prova mono entalhado sob flexão).
SE(T)	<i>Single-Edge-notched under Tension specimen</i> (corpo de prova mono entalhado sob tração). Subscritos: c <i>clamped</i> (solicitado por garras), p <i>pinned</i> (solicitado por pinos).
STATUS	Variável binária que indica a eliminação de um elemento (1) de uma análise de elementos finitos com modelo de dano GTN.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO E MOTIVAÇÃO	27
1.1	Objetivos	30
1.2	Efeito do tunelamento	30
1.2.1	Objetivos específicos.....	31
1.3	Estudo da plasticidade.....	31
1.3.1	Objetivos específicos.....	32
2	REVISÃO DA LITERATURA	33
2.1	FLEXIBILIDADE ELÁSTICA NO DESCARREGAMENTO	33
2.1.1	A técnica da flexibilidade elástica no descarregamento	33
2.1.2	Estado da arte do tópico de flexibilidade elástica no descarregamento	35
2.1.3	Efeito de rotação.....	36
2.1.4	Efeito de tunelamento.....	41
2.1.5	Efeito de plasticidade.....	49
2.1.6	Soluções de flexibilidade disponíveis na literatura	54
2.1.6.1	Soluções para C(T) e SE(B)	55
2.1.6.2	Soluções para SE(T) _c	58
3	METODOLOGIA.....	61
3.1	MATERIAL EM ESTUDO	61
3.1.1	Modelagem numérica do material.....	63
3.2	METODOLOGIA PARA O ESTUDO DO TUNELAMENTO	64
3.2.1	Abordagem experimental.....	65
3.2.1.1	Quanto à fabricação dos corpos de prova	65
3.2.1.2	Quanto ao procedimento de ensaios	66
3.2.1.3	Quanto ao tratamento de dados	70
3.2.1.4	Quanto à medição física da frente de trinca	70
3.2.2	Abordagem numérica	71
3.2.3	Propostas para correção do efeito do tunelamento	74
3.2.3.1	Proposta 1 – Modificação do cálculo da flexibilidade normalizada	75
3.2.3.2	Proposta 2 – Segunda e terceira revisões da proposta de Andrade (2016)	81
3.2.4	Curvatura limite permitida pela ASTM	97
3.3	METODOLOGIA PARA O ESTUDO DA PLASTICIDADE	99
3.3.1	Verificação do efeito geométrico da plasticidade.....	99

3.3.2	Reprodução da metodologia de Verstraete et al. (2014).....	102
3.3.3	Avaliação de propriedades do ligamento remanescente.....	103
3.3.4	Ensaio J-R para calibrar modelos de dano GTN.....	104
3.3.5	Modelos GTN.....	106
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	109
4.1	Tunelamento.....	109
4.1.1	Validação da proposta de trinca semi-elíptica.....	109
4.1.2	Validação numérica das propostas – Premissas.....	114
4.1.2.1	Matriz de análise.....	115
4.1.2.2	Definição do erro.....	115
4.1.3	Validação numérica das propostas – Resultados.....	116
4.1.3.1	Resultados numéricos da proposta de alteração da flexibilidade normalizada.....	118
4.1.3.2	Resultados numéricos das propostas de alteração do cálculo da trinca retilínea equivalente.....	122
4.1.4	Exploração experimental.....	134
4.1.4.1	Matriz de análise.....	134
4.1.4.2	Resultados experimentais da proposta de alteração da flexibilidade normalizada.....	139
4.1.4.3	Resultados experimentais das propostas de alteração do cálculo da trinca retilínea equivalente.....	143
4.2	PLASTICIDADE.....	150
4.2.1	Verificação dos efeitos geométricos da plasticidade.....	150
4.2.1.1	Correção por rotação de Shen e Tyson (2009).....	156
4.2.2	Calibração do modelo GTN.....	157
4.2.3	Comparação de modelos com trinca estacionária e não estacionária e propriedades do ligamento remanescente.....	163
4.2.3.1	$SE(T)_c$	164
4.2.3.2	$SE(B)$	171
4.2.3.3	$SE(T)_c$ com parâmetros de Paermentier et al. (2020).....	178
4.2.3.4	$SE(B)$ com parâmetros de Paermentier et al. (2020).....	184
5	CONCLUSÕES.....	193
5.1	Tunelamento.....	193
5.2	Plasticidade.....	194

6	SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS.....	197
	REFERÊNCIAS.....	199

1 INTRODUÇÃO E MOTIVAÇÃO

A utilização de materiais de alta tecnologia com comportamento mecânico dúctil e alta tenacidade é cada vez mais usual para o projeto e desenvolvimento de estruturas de elevados carregamento e criticidade, permitindo a otimização nos quesitos dimensional e de massa, na busca de maior eficiência operacional. Com isso, o desafio de garantir a integridade estrutural e a segurança destas aumenta, fazendo com que abordagens de projeto e análise no âmbito da mecânica da fratura sejam justificáveis e necessárias em áreas de grande responsabilidade como aeroespacial, nuclear e óleo e gás, onde genericamente é exigido que o surgimento de uma trinca não cause uma falha catastrófica e sua propagação esteja sob controle. Este tipo de garantia é fundamental para mitigar possíveis perdas humanas e econômicas, pois estruturas e componentes bem dimensionados possuem comportamento mecânico previsível possibilitando a elaboração de rotinas de manutenção e reposição de componentes objetivando a redução da probabilidade deste tipo de falha. Conclui-se que o desenvolvimento de modelos mais precisos e que descrevem melhor o comportamento dos materiais, é de grande valia no contexto aqui apresentado.

A ocorrência de uma falha estrutural pode ser explicada por dois principais motivos, sendo estes falha humana ou um comportamento inesperado. O primeiro pode ser evitado garantindo que as normas de projeto, manutenção e procedimentos de operação sejam respeitadas conforme o especificado. No entanto, um comportamento atípico da estrutura pode ocorrer quando inovações de projeto, materiais e geometrias são empregados e algum tipo de solicitação não prevista em projeto ou em normas vigentes venha a ocorrer. Reduzir a probabilidade deste tipo de falha implica a intensa utilização de métodos computacionais e modelagem no estado da arte aliados a testes de laboratório e de campo buscando um entendimento fenomenológico e operacional do componente ou estrutura (ANDERSON, 2005). O desenvolvimento de modelos que descrevem mais precisamente o comportamento dos materiais é de grande valia para auxiliar na mitigação de falhas catastróficas.

Apesar da mecânica da fratura já possuir grande relevância, esta abordagem é relativamente nova quando comparada com a mecânica dos sólidos tradicional. Destaca-se aqui o trabalho de Griffith (1920), este como um dos pioneiros na abordagem elástica-linear da mecânica da fratura (Mecânica da Fratura Elástica Linear - MFEL) e os trabalhos de Wells (1961) e Irwin (1961) como início dos estudos

no âmbito elasto-plástico (Mecânica da Fratura Elasto-Plástica - MFEP). Devido à complexidade e grande número de variáveis envolvidas, o comportamento de estruturas trincadas ainda é uma área de estudos a ser significativamente explorada. Promover a continuidade destes estudos é de grande contribuição para a garantia da integridade estrutural de estruturas de alta responsabilidade. Uma das áreas de interesse das pesquisas atuais envolve técnicas de determinação do tamanho instantâneo de trincas em ensaios de mecânica da fratura, foco do presente estudo.

Nesse contexto, este trabalho visa aprimorar a técnica de medição de comprimento instantâneo de trinca denominada flexibilidade elástica no descarregamento (EUC, do inglês *Elastic Unloading Compliance*). Incrementar a qualidade da medição do comprimento instantâneo de trinca é importante para determinação com maior representação da realidade de propriedades da mecânica da fratura como curvas de resistência ao rasgamento dúctil (ASTM, 2022) e crescimento de trinca por fadiga (ASTM, 2015).

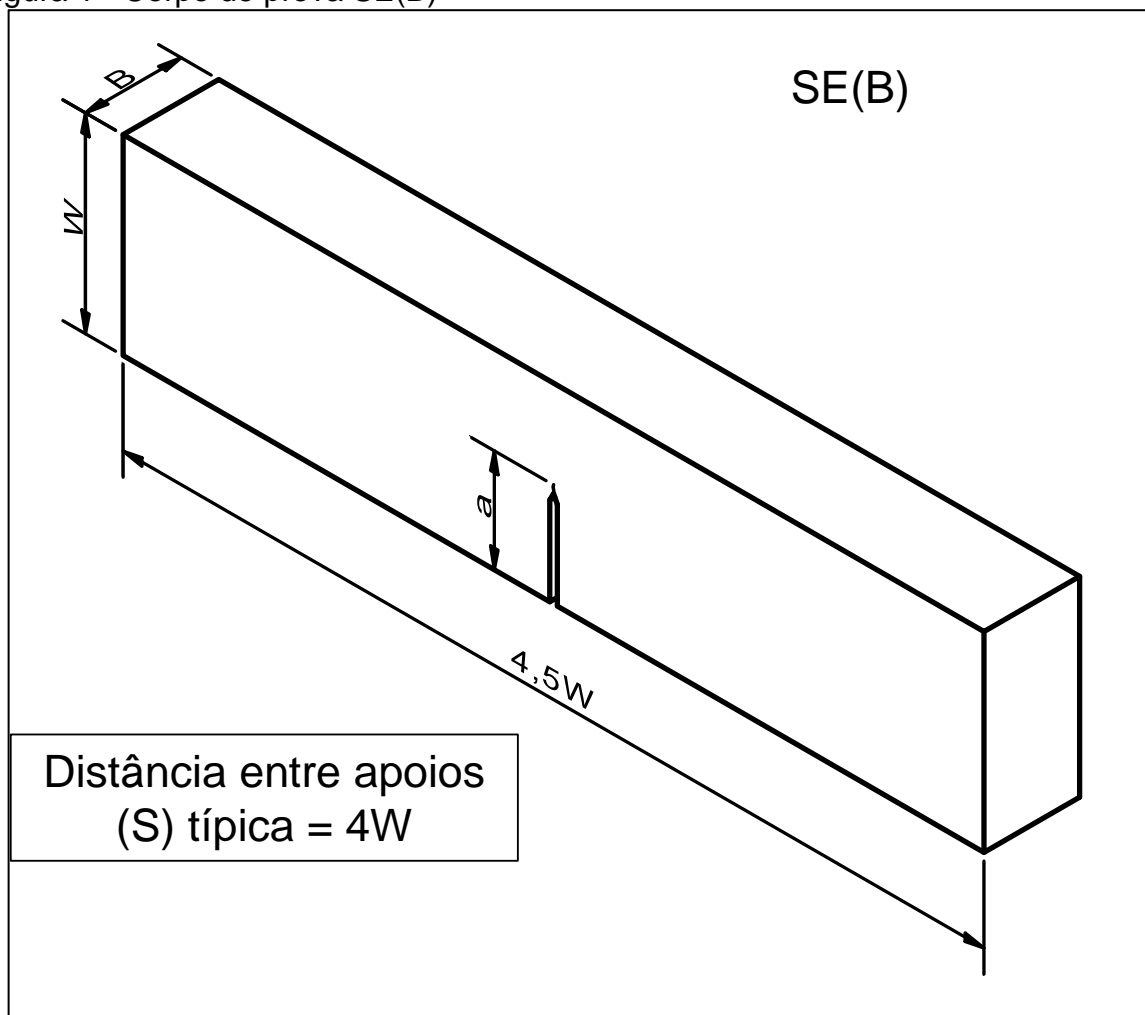
Nesta técnica, a flexibilidade das amostras deveria ser apenas dependente do tamanho relativo instantâneo de trinca, o que não se confirma na prática. Em trabalho precursor desta obra, Andrade (2016) mostrou uma influência significativa da frente de trinca curvilínea (tunelamento) e da plasticidade nas previsões de tamanho relativo de trinca. É também indicado que existem outros efeitos que impactam na previsão do comprimento relativo de trinca como rotação do corpo de prova (CP), existência de entalhes laterais e efeitos tridimensionais. A presente investigação dá sequência ao trabalho de Andrade (2016), ou seja, aprofunda a compreensão fenomenológica e busca elaborar correções para os efeitos de tunelamento (curvatura da frente da trinca) e plasticidade na referida técnica, com foco em espécimes SE(B) e SE(T) solicitado por garras (SE(T)_c), objetivando uma maior precisão de previsão de tamanho instantâneo de trincas ao longo de ensaios. Isto naturalmente promoverá a obtenção de propriedades mecânicas mais precisas e por consequência, projetos estruturais mais assertivos.

Sobre os corpos de prova abordados neste trabalho, estes foram escolhidos para representar uma geometria considerada em normas vigentes da ASTM – SE(B) (Figura 1) enquanto outro ainda pendente de normalização por este órgão – SE(T)_c (Figura 2). Este último, do ponto de vista de normalização, é contemplado pela norma BS 8571 da *British Standards Institution* (2018), onde a técnica EUC é permitida para determinação do tamanho instantâneo de trinca em testes J-R mono espécimes com

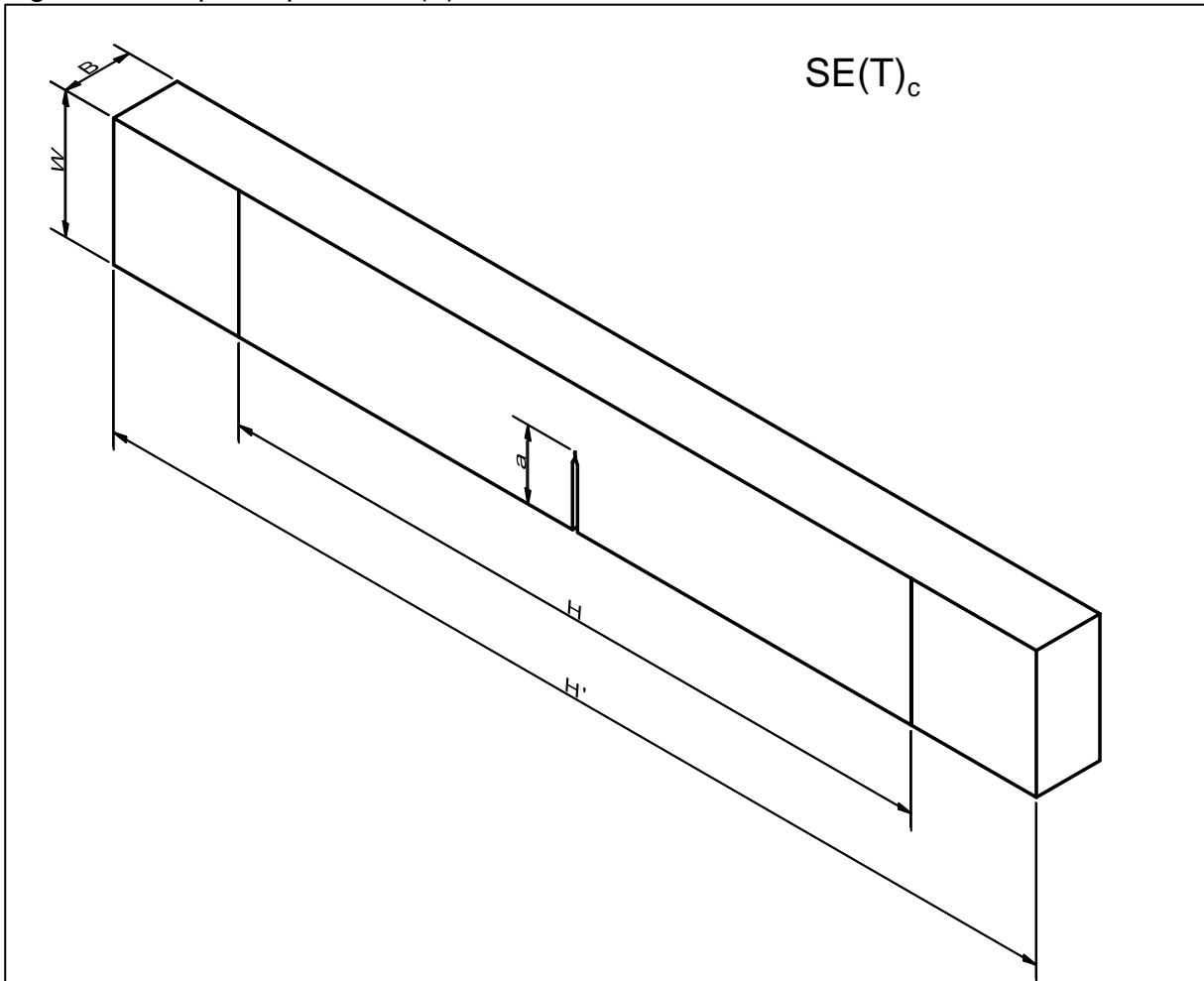
a condicionante que estes sejam validados por testes multi-espécime. Adicionalmente, boas práticas para testar o SE(T) podem ser encontradas na literatura. Tais documentos geralmente estão relacionados com as indústrias de petróleo e gás e outras indústrias de alta responsabilidade e são diretrizes para avaliar os parâmetros da mecânica da fratura por meio desta geometria. A maioria dessas práticas permite a técnica EUC para medição de tamanho de trinca em ensaios de corpo de prova único. Exemplos destes documentos são:

- *Det Norske Veritas - DNV-RP-F108 - Controle de fratura para métodos de instalação de dutos introduzindo deformação plástica cíclica (2006);*
- *CanMET Materials Technology Laboratory – Teste de tenacidade à fratura usando o SE(T) solicitado por garras (2010);*
- *ExxonMobil Upstream Research Company – Curvas de resistência à fratura utilizando espécimes mono entalhados sob tração (2010).*

Figura 1 - Corpo de prova SE(B)



Fonte: Autor

Figura 2 - Corpo de prova SE(T)_c

Fonte: Autor

1.1 Objetivos

Esta seção apresenta os objetivos do trabalho, discretizados pelos tópicos principais: efeito do tunelamento e efeito da plasticidade. São também mostradas nas respectivas subseções os objetivos específicos.

1.2 Efeito do tunelamento

Andrade (2016) abordou o problema do tunelamento do ponto de vista da técnica EUC e elaborou propostas de correção que se mostraram promissoras para configurações geométricas específicas (não normalizadas). Adicionalmente, a trinca inserida nos modelos numéricos utilizados era semi-elíptica e pode gerar alguma divergência com soluções mostradas na literatura (NIKISHKOV et al., 1999).

Este trabalho visa explorar as propostas de tunelamento de Andrade (2016), com o objetivo de torná-las independentes do tamanho do corpo de prova e explorar outras propostas de correção do efeito do tunelamento.

1.2.1 Objetivos específicos

1. Validar a modelagem de trinca semi-elíptica utilizada por Andrade (2016).
2. Explorar alternativas para correção do efeito do tunelamento.
3. Apresentar, se possível, propostas aplicáveis a geometrias específicas independentes de W/B .
4. Avaliar experimentalmente as propostas desenvolvidas.

1.3 Estudo da plasticidade

Ao longo das análises numéricas dos $SE(T)_c$ conduzidas por Andrade (2016), foi observado que a área do ligamento remanescente era drasticamente reduzida considerando uma trinca estacionária (sem modelo de dano previsto na malha de elementos finitos). Isso fomentou a conclusão de que a elevação da flexibilidade causada pela plasticidade possui grande potencial de ser acarretada por este fenômeno, algo também evidenciado por Verstraete et al. (2014). Isto também ocorre, de maneira menos intensa, em modelos de $SE(B)_s$ e $C(T)_s$.

Os estudos preliminares do efeito da plasticidade mostrados por Andrade (2016) mostram que outros fenômenos também podem contribuir para distorcer a previsão de tamanho instantâneo de trinca como o arredondamento de sua ponta (do inglês, *blunting*) e o efeito de rotação. Adicionalmente, o efeito de plasticidade passa a ser entendido no âmbito deste trabalho como um efeito de redução de área do ligamento remanescente.

Resumindo, além do tamanho relativo de trinca e do tunelamento (mostrado anteriormente), a flexibilidade em corpos de prova da mecânica da fratura é entendida como dependente de: 1 – efeitos geométricos (*blunting*, rotação e área do ligamento remanescente) e; 2 – efeitos de material (plastificação e alteração do equilíbrio de forças no ligamento remanescente). Este trabalho visa o entendimento destes efeitos e, se possível, a elaboração de propostas de correção e limites de validade das metodologias estudadas.

1.3.1 Objetivos específicos

1. Entendimento isolado de cada um dos efeitos citados acima.
2. Elaboração de procedimento para cálculo da área e momento de inércia do ligamento remanescente.
3. Com base em modelos de dano calibrados por ensaios J-R, tecer conclusões sobre a correlação das propriedades geométricas do ligamento remanescente com a flexibilidade.
4. Apresentar propostas de correção independentes ou não de geometria.

2 REVISÃO DA LITERATURA

2.1 FLEXIBILIDADE ELÁSTICA NO DESCARREGAMENTO

2.1.1 A técnica da flexibilidade elástica no descarregamento

Utilizada para medição do tamanho instantâneo de trincas em ensaios da mecânica da fratura e principal objeto de estudo deste trabalho, é uma técnica bastante comum contemplada por normas vigentes (ASTM, BS) e boas práticas (DNV, *CanMET*, *Exxon Mobil*) no escopo da mecânica da fratura. Sintetizando, quando um crescimento de trinca ocorre, a seção resistente do corpo de prova é reduzida, promovendo com isso aumento na flexibilidade (queda na rigidez). Este dado é então inserido em um modelo matemático que o correlaciona com o comprimento relativo de trinca a/W presente no corpo de prova e pode ser realizado em tempo real ao longo do ensaio (ANDERSON, 2005).

Uma vez que (idealmente) apenas a flexibilidade instantânea do corpo de prova C (do inglês, *Compliance*) precisa ser determinada para a estimativa do comprimento de trinca, instrumentos convencionalmente encontrados em máquinas universais de ensaios mecânicos (como células de carga e extensômetros para mecânica da fratura) são suficientes para tal. Isto elimina a necessidade de instrumentação adicional na forma de câmeras para acompanhamento visual e equipamentos elétricos e sensores para a aplicação da técnica da queda de potencial (SCHWALBE et al., 1985, TARNOWSKI et al., 2015). Apenas informações sobre carga P proveniente da célula de carga e do deslocamento V proveniente do deslocamento do equipamento de ensaio ou, mais usualmente, do CMOD obtido pelo extensômetro (*clip-gage*) são necessárias para o cálculo da flexibilidade, realizada da seguinte forma:

$$C = \frac{V}{P} . \quad (1)$$

Atualmente a EUC é calculada de maneira análoga ao método original proposto por Clarke et al. (1976) para determinação de curva de resistência (curvas R). Em ensaios de propagação de trinca por fadiga (para levantamento de curvas da/dN vs.

ΔK), os ciclos de histerese do carregamento cíclico do próprio ensaio devem ser utilizados.

Como mencionado, a aplicação do EUC depende da aquisição de dados de carga e deslocamento ao longo do ensaio, cálculo da flexibilidade e posterior inserção deste dado em um modelo matemático para determinação da profundidade relativa de trinca (a/W). Considerando dois corpos de prova C(T) de mesmo material com mesma profundidade relativa de trinca e configurações geométricas idênticas apartes da espessura, o corpo de prova menos espesso deverá apresentar flexibilidade maior. A fim de se universalizar a aplicação da EUC para cada geometria de corpo de prova, de forma que seja independente de proporções geométricas ou material, é aqui introduzido o conceito de flexibilidade normalizada (μ). Esta é calculada de maneira distinta para cada geometria de corpo de prova e considera parâmetros que afetam a flexibilidade como dimensões e módulo de elasticidade (E) do material que este foi fabricado.

É possível citar como um dos trabalhos pioneiros a considerar a normalização da flexibilidade a obra de Saxena e Hudak (1978). Nesta, uma normalização da flexibilidade inicial de corpos de prova de geometria C(T) pela espessura (B), módulo de elasticidade (E), deslocamento CMOD (V) e carga (P) foi utilizada na forma BEV/P . Para determinação da profundidade relativa de trinca em função desta normalização, foi proposto o seguinte modelo matemático:

$$a/W = \beta_0 + \beta_1(\mu) + \beta_2(\mu)^2 + \beta_3(\mu)^3 + \beta_4(\mu)^4 + \beta_5(\mu)^5, \quad (2)$$

onde β_i são coeficientes de regressão polinomial. Adicionalmente:

$$\mu = f\left(\frac{BEV}{P}\right). \quad (3)$$

Com essas considerações, a equação que proporcionou o melhor ajuste e, por consequência, foi posteriormente chamada de flexibilidade normalizada do corpo de prova C(T) é:

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{BEC} + 1}. \quad (4)$$

Atualmente, o modelo proposto na Equação 2 ainda é utilizado para aplicação e pesquisas a respeito do EUC. Analogamente, é mostrada abaixo a flexibilidade normalizada para o corpo de prova SE(B) (WU, 1984):

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{\frac{BWE C}{S/4} + 1}} . \quad (5)$$

Para ambas as configurações de solicitação do corpo de prova SE(T) – por pinos e por garras – é demonstrado na literatura que a o cálculo da flexibilidade normalizada pode ser feito como apresentado para o caso C(T) (CRAVERO e RUGGIERI, 2007).

Apesar da EUC ser uma técnica conveniente e relativamente simples de ser aplicada para determinação do tamanho instantâneo de trincas, alguns cuidados devem ser tomados no tocante a efeitos que podem ocorrer ao longo dos ensaios que potencialmente prejudicam e invalidam seus resultados. Estes serão discutidos a seguir.

2.1.2 Estado da arte do tópico de flexibilidade elástica no descarregamento

Esta seção é reservada para apresentar o estado da arte do tópico central de abrangência deste trabalho, a flexibilidade elástica no descarregamento e potenciais efeitos que a influenciam. Andrade (2016), trabalho utilizado como principal referência deste, apresenta os efeitos do tunelamento e plasticidade bem como uma versão inicial de proposta de correção para o tunelamento, esta que foi publicada de maneira resumida em Andrade e Donato (2018). Na sequência da presente obra, apenas o primeiro trabalho será referenciado pois traz maiores detalhes e dados sobre todo o desenvolvimento do estudo.

Especificamente sobre o tunelamento, aponta-se as obras de Yan e Zhou (2014) e Huang e Zhou (2015). Ambas serão abordadas com detalhes na seção 2.1.4, mas de forma resumida, Andrade (2016) obteve conclusões similares sobre o efeito do tunelamento na avaliação da profundidade instantânea de trincas ao longo de ensaios da mecânica da fratura.

Sobre o tópico da plasticidade, menos informações estão disponíveis. A seção 2.1.5 apresenta um histórico do entendimento deste efeito, mas destaca-se aqui a obra de Verstraete et al. (2014). Nessa são executadas simulações de corpos de prova $SE(T)_c$ contendo trinca estacionária utilizando um modelo elasto-plástico de material. A flexibilidade é medida em diversos níveis de CMOD, e uma variação não atribuída ao crescimento de trinca é detectada, e o autor atribui isto à redução de área do ligamento remanescente em níveis de carregamento elevados.

Abordando a EUC de forma mais generalista, é possível determinar a relevância desta mesmo em aplicações atípicas. São apresentadas aqui duas obras, sendo a primeira a avaliação da aplicação desta para avaliação do comprimento de trinca em espécimes na escala micrométrica em baixas temperaturas, onde apesar de existirem ressalvas, a EUC pode ser utilizada com sucesso (SNARTLAND e THAULOW, 2020). O segundo, realizado por Nakai et al. (2021), apresenta uma técnica para viabilizar a aplicação da EUC em corpos de prova $SE(T)_c$ com espessura muito reduzida, na ordem de 5-10 μm .

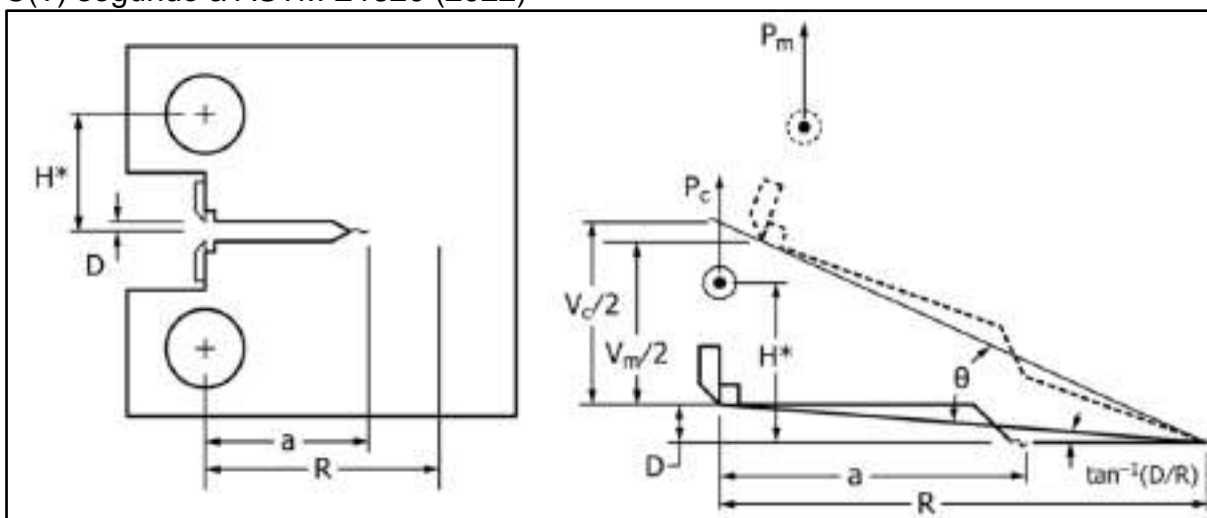
Finalizando, é possível concluir que a EUC é de grande relevância e tem aplicabilidade bastante ampla. Com isso, a avaliação e entendimento de potenciais efeitos que afetam a sua aplicabilidade devem ser estudados e entendidos para garantir que as propriedades extraídas dos ensaios onde esta é utilizada sejam representativas.

2.1.3 Efeito de rotação

Um dos efeitos que pode afetar a previsão do tamanho de trinca é o efeito de rotação no corpo de prova. Usando como exemplo o $C(T)$, nota-se que o ligamento remanescente ($W-a_0$) não se encontra centralizado com os pinos de carregamento, ou seja, o corpo de prova possui uma assimetria geométrica, que causa uma solicitação mecânica de flexo-torção no ligamento remanescente. Para grandes deslocamentos, é observada, portanto, uma rotação no corpo de prova ao longo de um ponto próximo ao centro do ligamento remanescente. Este fenômeno causa uma aproximação da linha de carga (pinos) com o referido ponto, fazendo com que o braço de momento fletor seja reduzido e com isso, alterando a flexibilidade elástica calculada pela equação 1. Este inerente erro na relação carga e deslocamento pode ser corrigido geometricamente (LOSS, GRAY e MENKE, 1978).

Este tipo de correção para o corpo de prova C(T) já é consolidado e presente nas normas vigentes da ASTM, mas seu desenvolvimento original pode ser observado em trabalhos datados da década de 1970 focados na garantia de integridade estrutural de reatores nucleares pressurizados (LOSS, GRAY e MENKE, 1978). Segundo a ASTM E1820 (2022), a correção da rotação em corpos de prova C(T) pode ser conduzida como apresentado na Figura 3 e equações subsequentes.

Figura 3 – Representação esquemática da correção de rotação em corpos de prova C(T) segundo a ASTM E1820 (2022)



Fonte: Autor, “adaptado de” ASTM (2022)

$$C_{c(i)} = \frac{C_i}{\left(\frac{H^*}{R_i} \sin \theta_i - \cos \theta_i\right) \left(\frac{D}{R_i} \sin \theta_i - \cos \theta_i\right)}, \quad (6)$$

onde:

- C_i = Flexibilidade elástica medida no instante i ;
- $C_{c(i)}$ = Flexibilidade elástica corrigida no instante i ;
- H^* = Metade da distância entre pinos, na geometria original;
- R_i = Raio de rotação da linha de centro da trinca $(W+a)/2$, onde a é o tamanho de trinca instantâneo;
- θ_i = Ângulo de rotação de corpo rígido ao longo do ligamento remanescente:

$$\theta_i = \arcsin \left(\frac{D + \frac{V_{m(i)}}{2}}{\sqrt{D^2 + R_i^2}} \right) - \arctan \left(\frac{D}{R_i} \right), \quad (7)$$

onde:

$V_{m(i)}$ = Deslocamento total instantâneo medido da linha de carga (*clip-gage*);

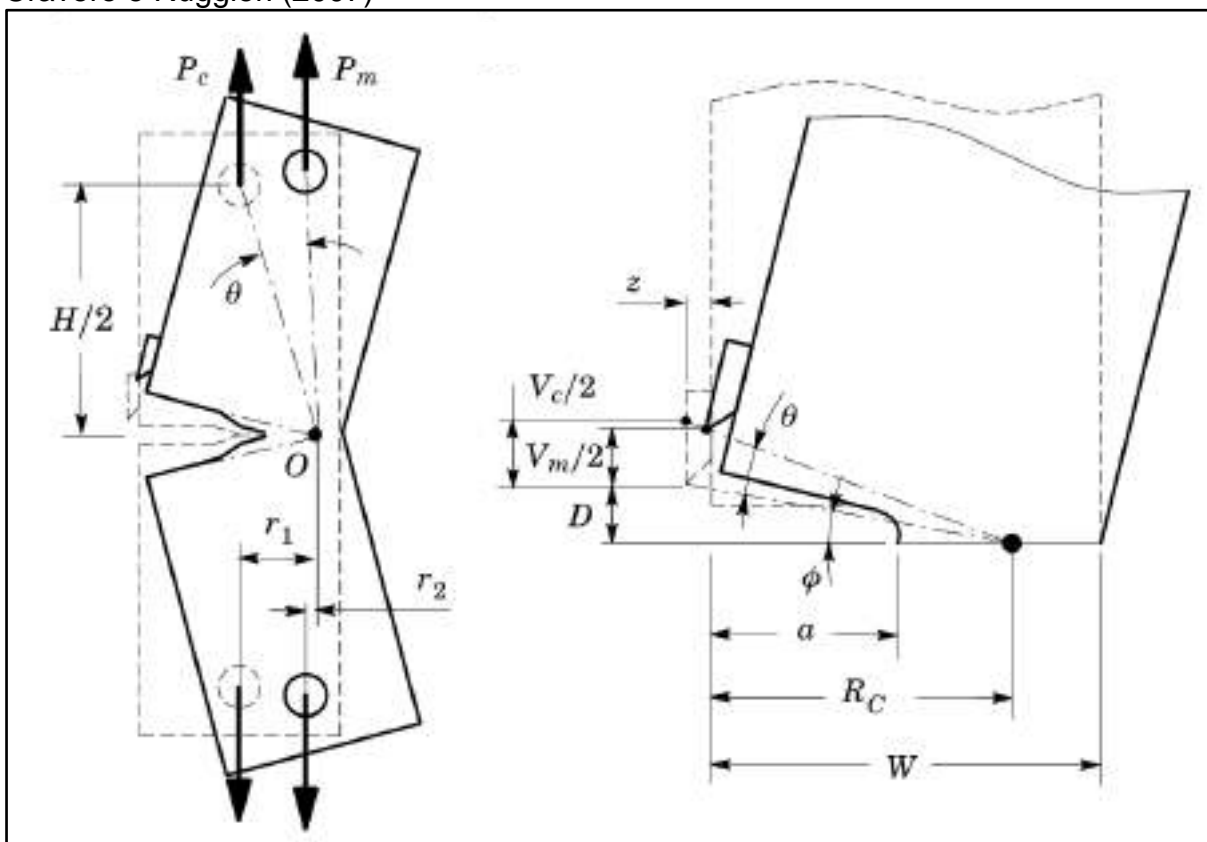
V_c = Deslocamento total instantâneo corrigido da linha de carga (*clip-gage*).

Para corpos de prova SE(B), a correção por rotação não é usual. A linha de aplicação de carga coincide com o plano da trinca ao longo do carregamento, não gerando o fenômeno da redução do braço de momento fletor que pode ser observado para o C(T). No entanto, segundo Wallin (2014), existem situações em que a correção pode se fazer necessária. Quando o corpo de prova possui dimensões reduzidas, o aparato de fixação do *clip-gage* deve ser instalado acima da face superior do SE(B) e nessa situação a correção é justificável. Adicionalmente, se o carregamento for elevado e o corpo de prova rotacionar substancialmente, a distância entre apoios pode ser modificada e novamente deve existir uma correção para evitar uma subestimação do tamanho de trinca. Segundo Wallin (2014), a correção por rotação no SE(B) é feita estimando o CMOD corrigido. Não será mostrada aqui pois não é relevante no escopo desta obra.

Analisando agora a geometria SE(T), a correção do efeito de rotação se torna mais complexa uma vez que existem duas maneiras de solicitar o corpo de prova (pino ou garras). Duas abordagens para o SE(T)_p (solicitado por pinos) são aqui mostradas, sendo a de Joyce e Link (1997) e a de Cravero e Ruggieri (2007). Apesar de distintas, demonstra-se que ambas possuem resultados similares, estes avaliados por Shen e Tyson (2009). Com isso, é brevemente apresentada na Figura 4 e subsequentes equações a solução proposta por Cravero e Ruggieri (2007).

$$C_{c(i)} = \frac{C_i}{\left[\cos \theta - \frac{D \tan \theta}{2(R_c + z)} \right] \left[\cos \theta - \frac{H \sin \theta}{2r_2} \right]}. \quad (8)$$

Figura 4 - Esquemática da correção de rotação de corpos de prova SE(T)_p segundo Cravero e Ruggieri (2007)



Fonte: Autor, "adaptado de" Cravero e Ruggieri (2007)

O ângulo de rotação do corpo de prova θ é obtido pela seguinte equação:

$$V_{c(i)} = \frac{V_m}{\cos \theta - \frac{D \tan \theta}{2(R_c + z)}}, \quad (9)$$

onde:

- C_i = Flexibilidade elástica medida.
- $C_{c(i)}$ = Flexibilidade elástica corrigida.
- D = Metade da distância inicial dos pontos de medição do CMOD.
- H = Distância entre pinos.
- R_c = Posição do centro de rotação.
- r_2 = Distância horizontal da linha de aplicação de carga e o centro de rotação do corpo de prova deformado.
- $V_{c(i)}$ = CMOD corrigido.

$V_m =$ CMOD medido.

$z =$ Espessuras das cunhas de fixação do *clip-gage*.

Até o momento, todas as abordagens citadas indicam correções geométricas para o efeito de rotação. No entanto, o SE(T)_c (solicitado por garras - clamps) possui a particularidade de não permitir que, em tese, as extremidades rotacionem (fixado por garras, engastado) mas sua geometria assimétrica ainda possui a linha de aplicação de carga não coincidente com a linha neutra do ligamento remanescente, fazendo com que exista rotação na deformada do corpo de prova. Importante citar aqui que se o carregamento for elevado o suficiente, a própria flexibilidade do equipamento de ensaio pode influenciar na rotação deste tipo de corpo de prova. Estudos iniciais nesse tópico podem ser vistos em Andrade et al. (2022). Shen e Tyson (2009) abordaram o SE(T)_c numericamente com um procedimento que consistia em carregar e descarregar o modelo e avaliar a flexibilidade para diversos carregamentos. Foram estudados $H/W=4$ e 10 , $a/W=0,2$, $0,35$ e $0,5$ e dois materiais com diferentes comportamentos de encruamento.

A partir dos resultados obtidos com as simulações (marcadores na Figura 5 (a) e (b)) foi proposta a equação 10, esta que é baseada na proposição que o fator de correção da rotação para este corpo de prova varia linearmente com o aumento da profundidade relativa de trinca. O resultado da equação está mostrado por meio de uma linha contínua nas mesmas figuras referenciadas.

$$F_{r(i)} = \frac{1}{1 - 0,165 \frac{a_i}{W} \left(\frac{P_{(i)}}{P_y} \right)}, \quad (10)$$

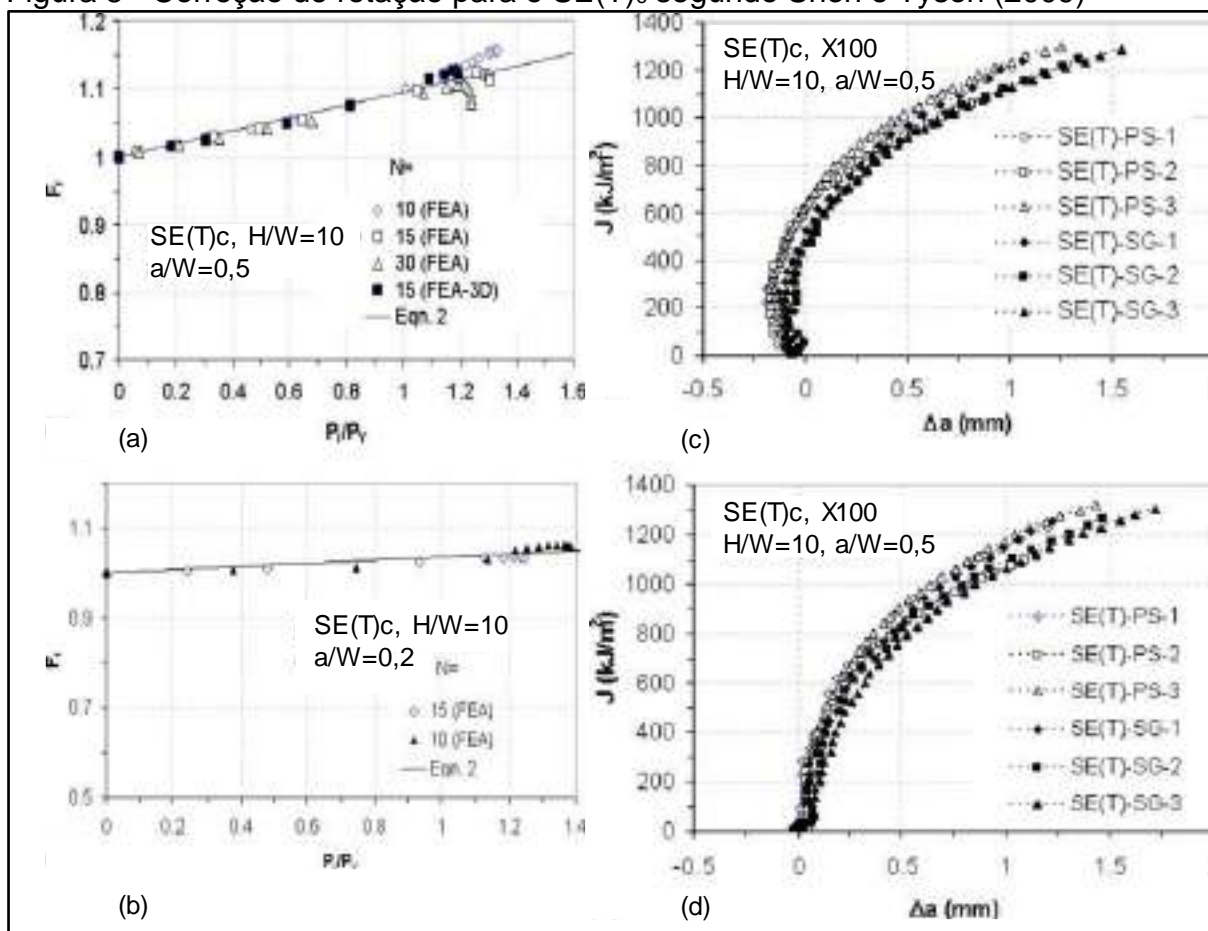
onde:

$F_{r(i)} =$ Fator de correção de rotação do SE(T)_c instantâneo.

$P_{(i)} =$ Carregamento instantâneo.

$P_y =$ Carregamento limite ($\sigma_{ef}(W-a)B$), $\sigma_{ef} = 0,5(\sigma_y + \sigma_R)$.

Figura 5 - Correção de rotação para o $SE(T)_c$ segundo Shen e Tyson (2009)



Fonte: Autor, "adaptado de" Shen e Tyson (2009)

Legenda: (a) e (b): Fator de correção da flexibilidade para corpos de prova $SE(T)_c$ $H/W=10$ (a) $a/W=0,5$ (b) $a/W=0,2$. (c) e (d): Curvas J-R para aço X100 (c) sem correção por rotação e (d) com a correção proposta.

Com isso, o resultado pode ser validado experimentalmente. Shen e Tyson (2009) aplicaram a correção proposta para resultados de ensaios de diversas configurações de $SE(T)_c$ mostrados na Figura 5 (c), onde era possível observar um ligeiro "crescimento negativo de trinca", o que não é física nem fenomenologicamente esperado. Após a correção, os resultados mostrados na Figura 5 (d) mostram um comportamento dentro do esperado para este tipo de ensaio.

2.1.4 Efeito de tunelamento

Dentre os fenômenos que podem causar alterações na flexibilidade do corpo de prova e afetar a técnica EUC, destaca-se também o tunelamento. Ao longo da frente de trinca existe uma diferença de estado de tensões, sendo que as superfícies apresentam a definição de um estado plano de tensões (EPT) e a porção central,

devido à presença de material adjacente, apresenta uma maior restrição à plastificação, apresentando um estado com maior triaxialidade. Se o corpo de prova for espesso o suficiente, a porção hidrostática do tensor das tensões presente no centro é relevante de tal forma que pode ser configurado o estado plano de deformações (EPD). Esta diferença natural de intensidade de carregamento entre superfície (menos severo) e centro (mais severo) faz com que a trinca em crescimento tenda a ser mais profunda no centro do que nas superfícies (Figura 6), gerando o tunelamento (ANDERSON, 2005).

Sabendo que a trinca tunelada possui diversas profundidades ao longo do seu comprimento e que a técnica EUC prevê apenas um valor de profundidade, é de se esperar que este fenômeno e seus efeitos sejam entendidos para que a previsão do tamanho instantâneo de trinca previsto seja representativo da trinca real tunelada e que isso não interfira nas propriedades de mecânica da fratura obtidas nos ensaios.

A fim de se limitar imprecisões geradas pelo tunelamento, as normas vigentes da ASTM estabelecem um limite máximo para a curvatura de trinca. Segundo a ASTM E1820 (2022), a trinca deve ser medida após a finalização do ensaio e observação fractográfica dividindo-se o corpo de prova (Figura 6). Esta medição é realizada em nove pontos equidistantes ao longo da espessura, sendo um ponto central, dois pontos a $0,005W$ das superfícies ou raízes dos entalhes laterais e os demais distribuídos ao longo da espessura. O comprimento equivalente de trinca será calculado segundo a equação 11. O limite máximo da curvatura é definido limitando em $0,05B$ a diferença máxima entre os pontos de medição e o comprimento equivalente. Corpos de prova que excedem esse valor devem ser descartados.

$$a/W_{eq} = \frac{\left[\left(\frac{a/W_1 + a/W_9}{2} \right) + \sum_{i=2}^8 a/W_i \right]}{8}, \quad (11)$$

onde:

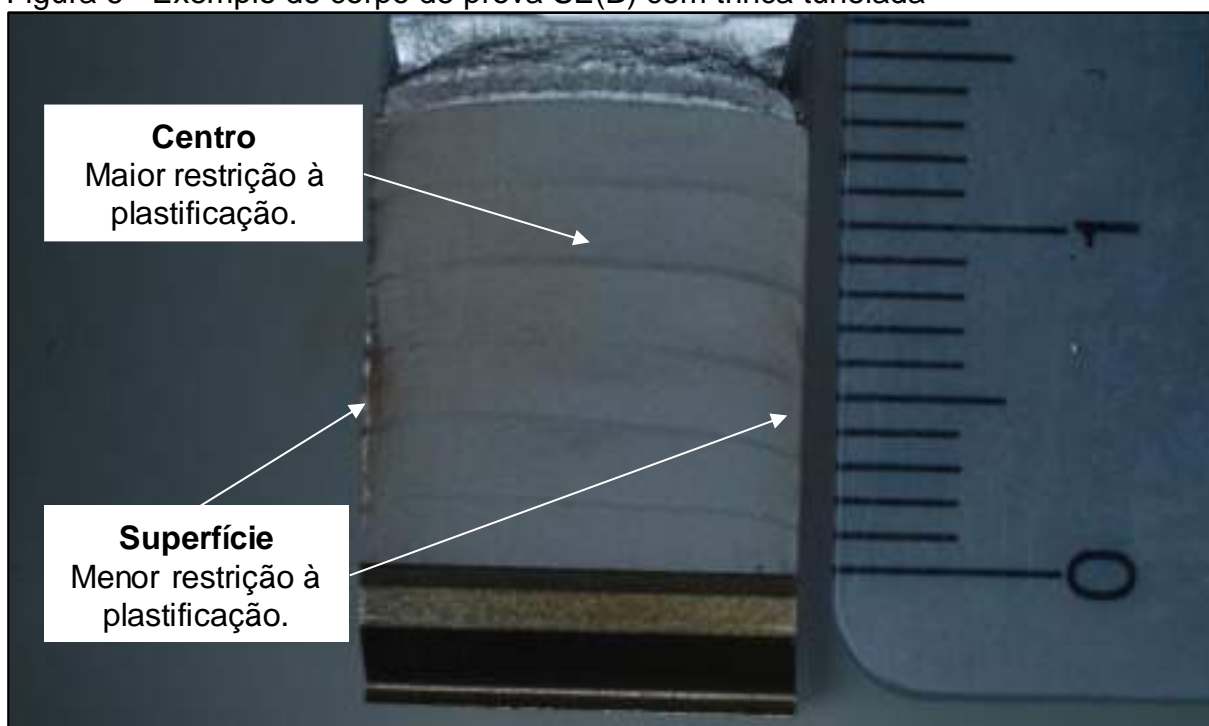
a/W_1 e a/W_9 : Pontos à $0,005W$ da superfície ou raízes dos entalhes laterais.

a/W_5 : Ponto central.

Se a trinca é simétrica, $a/W_i = a/W_{10-i}$. Isso permite modificar a equação 11 para a seguinte forma:

$$\begin{aligned} a/W_{eq_sim} = & 0,125 a/W_1 + 0,250 a/W_2 + 0,250 a/W_3 + 0,250 a/W_4 \\ & + 0,125 a/W_5 . \end{aligned} \quad (12)$$

Figura 6 - Exemplo de corpo de prova SE(B) com trinca tunelada



Fonte: Autor

Legenda: Corpo de prova SE(B) com frentes de trinca marcadas por fadiga. O procedimento de marcação está detalhado na seção 3.2.1.2 deste trabalho.

E com isso, são introduzidos os coeficientes Φ , definidos como o peso de cada ponto de medição no cálculo ponderado da trinca retilínea equivalente supondo trinca simétrica (ANDRADE, 2016). São definidos como coeficientes Φ da ASTM: $\Phi_1 = \Phi_5 = 0,125$ (ponto central e superfícies) e $\Phi_2 = \Phi_3 = \Phi_4 = 0,250$ (demais pontos).

Estudos envolvendo a técnica EUC e o efeito do tunelamento também podem ser encontrados na literatura a partir do final da década de 1970. Aponta-se aqui inicialmente para a obra de Steenkamp (1988), envolvendo determinação de curvas J-R com espécimes SE(B). Neste, o efeito do tunelamento está entre os principais que influenciariam na flexibilidade dos corpos de prova.

A investigação sobre os efeitos do tunelamento na flexibilidade elástica ainda se mostra relevante atualmente. São citadas aqui as obras de Yan e Zhou (2014) e

Huang e Zhou (2015) que abordaram os corpos de prova SE(B) e SE(T)_c, respectivamente. Ambos os estudos investigaram o tunelamento numericamente em geometrias de corpos de prova distintas, porém com metodologia similar. Em ambos, a curvatura da frente de trinca foi descrita pelo modelo proposto por Nikishkov et al. (1999) com parâmetro de forma $p=3$. Este foi elaborado a partir da observação de diversas frentes de trinca provenientes de fadiga em 110 espécimes C(T). O modelo matemático proposto foi uma função de potência com dois parâmetros importantes, α (parâmetro de curvatura) e p (parâmetro de forma) e trinca simétrica, da seguinte maneira:

$$a(0) - a(z) = \alpha W \left(\frac{2 \text{abs}(z)}{B} \right)^p, \quad (13)$$

onde:

$a(0)$: Profundidade de trinca no ponto central do corpo de prova.

z : Coordenada na direção da espessura: $-B/2 \leq z \leq B/2$.

p : Parâmetro de forma.

α : Parâmetro de curvatura:

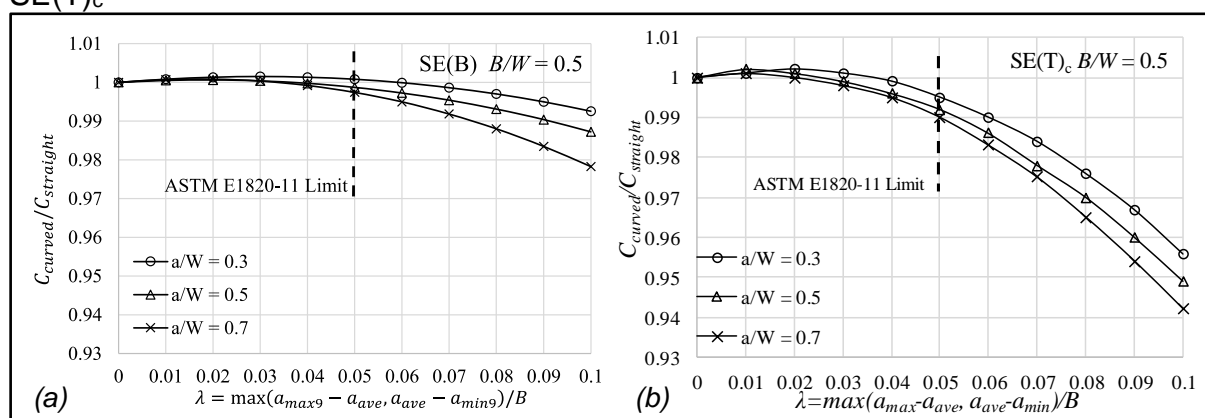
$$\alpha = (a(0) - a(B/2))/W. \quad (14)$$

A fim de discutir os resultados obtidos por Yan e Zhou (2014) e Huang e Zhou (2015), é mostrada na Figura 7 a evolução da flexibilidade em função da curvatura para corpos de prova com razão $B/W=0,5$. Os resultados de Huang e Zhou (2015) são originalmente demonstrados na forma de tabela, esta que foi convertida para gráfico a fim de se comparar com os dados de Yan e Zhou (2014). Adicionalmente, a variação da flexibilidade de ambos os trabalhos é calculada de maneira distinta e foi adaptada no último para os dados serem diretamente comparáveis, com cálculo apresentado no eixo das ordenadas da Figura 7. Apesar da diferença, a evolução da flexibilidade com a curvatura pode ser avaliada e discutida de maneira similar.

Analogamente ao trabalho de Steenkamp (1988), a flexibilidade dos modelos de corpos de prova apresentou uma tendência de queda com o aumento da curvatura considerando a mesma trinca retilínea equivalente. Yan e Zhou (2014) concluíram que

dentro dos limites permitidos pela ASTM E1820 (2022) o impacto seria menor do que 1% e o efeito seria negligenciável para todas as curvaturas de trinca e proporções B/W analisadas. Para o SE(T)_c Huang e Zhou (2015) mostram que o impacto é relativamente pequeno para $a/W \geq 0,3$ com valor máximo de 6%. Para trincas mais profundas o impacto seria mais severo e é dependente de a/W e B/W, com valores atingindo até 12%.

Figura 7 - Flexibilidade elástica em função da curvatura de trinca de modelos SE(B) e SE(T)_c



Fonte: Autor, “adaptado de” Yan e Zhou (2014) e Huang e Zhou (2015)

Legenda: Flexibilidade elástica em função da curvatura de trinca. (a) por Yan e Zhou para modelos de corpos de prova SE(B). (b) por Huang e Zhou para modelos de corpos de prova SE(T)_c

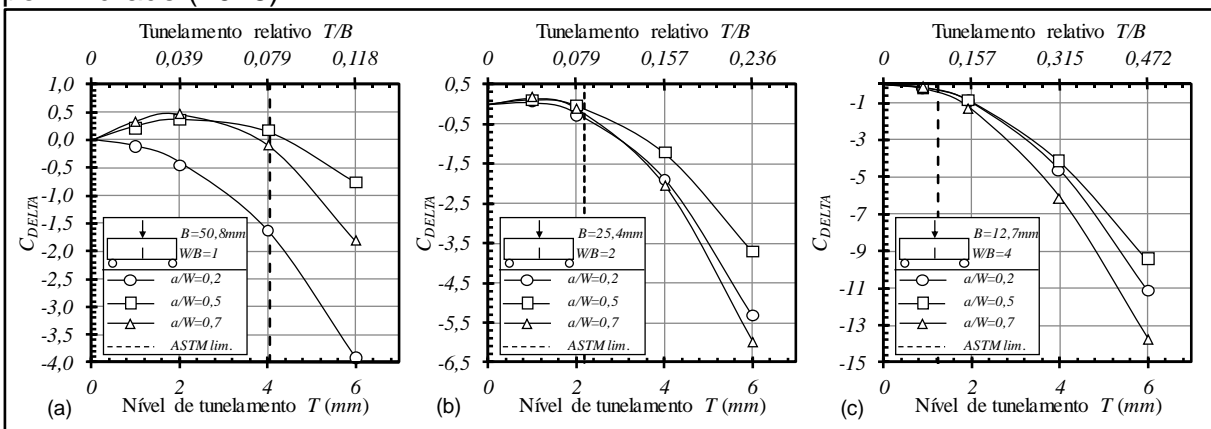
Finalmente, como obra precursora deste trabalho, Andrade (2016) também estudou o impacto do tunelamento na flexibilidade de corpos de prova numericamente, englobando geometrias C(T), SE(B) e SE(T)_c analisadas pela mesma metodologia. Os modelos de elementos finitos utilizados neste trabalho são comparáveis com os utilizados por Huang e Zhou (2014), Yan e Zhou (2015) e Moreira (2014). Os resultados obtidos por Andrade (2016) estão mostrados nas Figuras 6 a 8 apresentadas a seguir, e são descritos como C_{DELTA} (Equação 15) em função do nível de tunelamento T (Equação 16). É também mostrado nos gráficos o nível de tunelamento relativo à espessura T/B.

$$C_{DELTA} = \frac{(C - C_0)}{C_0} \cdot 100 . \quad (15)$$

$$T = \max(a/W_i) - \min(a/W_i) . \quad (16)$$

Todos os resultados mostrados corroboram a literatura referenciada nesta seção do trabalho, nos casos em que resultados análogos estão disponíveis. Fica evidente que o aumento da curvatura da frente da trinca, ou seja, um nível de tunelamento mais acentuado, gera uma subestimação do tamanho equivalente de trinca. Dentro dos limites propostos pela ASTM E1820 (2022), dados pelas linhas tracejadas verticais nos gráficos, o impacto é negligenciável, mostrando que o critério utilizado pela norma em questão é robusto.

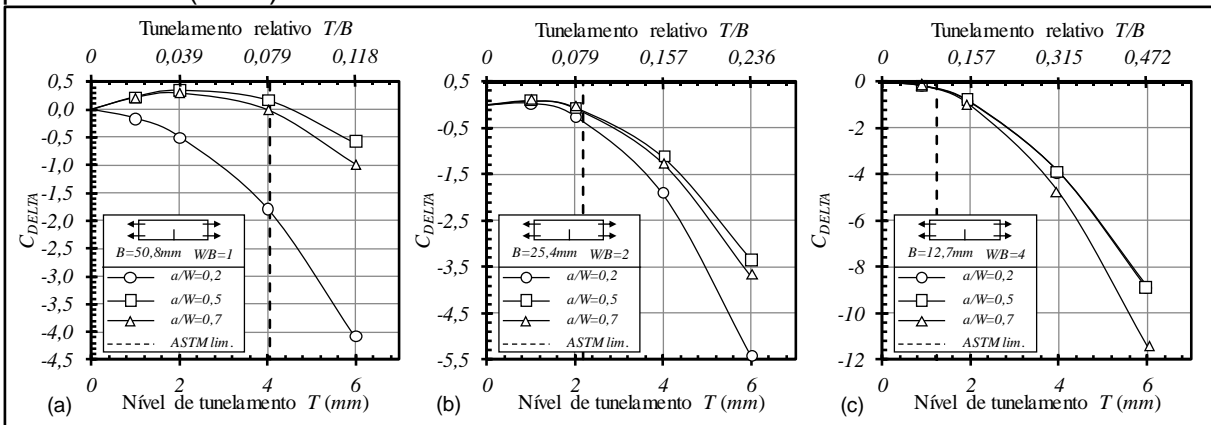
Figura 8 - Flexibilidade elástica em função da curvatura de trinca de modelos SE(B) por Andrade (2016)



Fonte: Autor, “adaptado de” Andrade (2016)

Legenda: (a) $B=50,8\text{mm}$, $W/B=1$. (b) $B=25,4\text{mm}$, $W/B=2$. (c) $B=12,7\text{mm}$, $W/B=4$.

Figura 9 - Flexibilidade elástica em função da curvatura de trinca de modelos SE(T)_c por Andrade (2016)



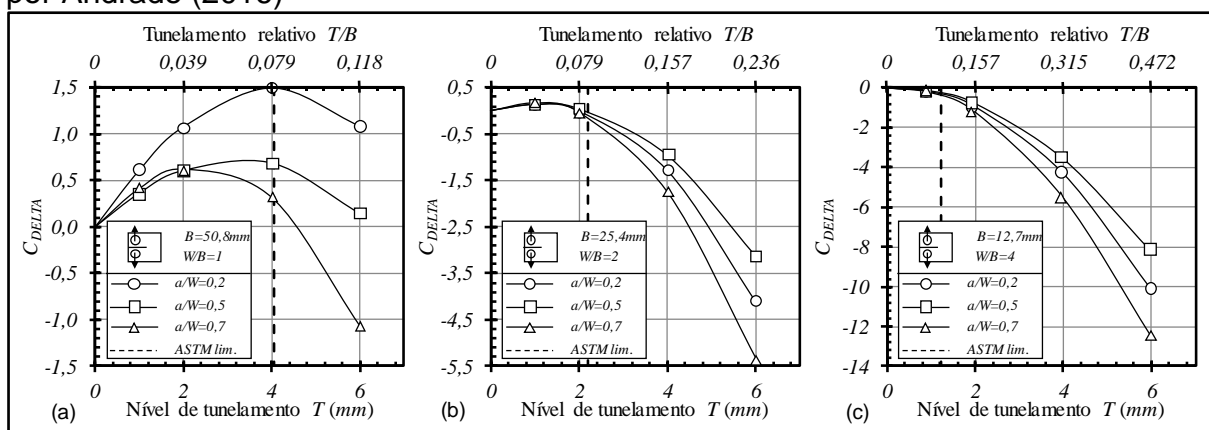
Fonte: Autor, “adaptado de” Andrade (2016)

Legenda: (a) $B=50,8\text{mm}$, $W/B=1$. (b) $B=25,4\text{mm}$, $W/B=2$. (c) $B=12,7\text{mm}$, $W/B=4$.

Quando a curvatura limite da ASTM é violada, todos os estudos referenciados mostram que o impacto na flexibilidade pode ser bastante significativo. Com isso, Andrade (2016) desenvolveu uma proposta para buscar corrigir o efeito do tunelamento para curvaturas mais acentuadas. Esta proposta foi elaborada apenas

para o SE(B) e ainda está pendente de validações experimentais. Esta se baseia na alteração dos pesos dados para cada medição de a/W_i para o cálculo da trinca retilínea equivalente a/W_{eq} , chamados aqui de coeficientes Φ . Segundo a ASTM, $\Phi_1=\Phi_5=0,125$ (ponto central e superfícies) e $\Phi_2=\Phi_3=\Phi_4=0,250$ (demais pontos). Andrade (2016) obteve o seguinte conjunto de resultados para as três proporções de corpos de prova SE(B) estudadas (Tabelas 1 a 3 e Figura 11).

Figura 10 - Flexibilidade elástica em função da curvatura de trinca de modelos C(T) por Andrade (2016)



Fonte: Autor, "adaptado de" Andrade (2016)

Legenda: (a) $B=50,8\text{mm}$, $W/B=1$. (b) $B=25,4\text{mm}$, $W/B=2$. (c) $B=12,7\text{mm}$, $W/B=4$.

Tabela 1 - Coeficientes Φ para corrigir o efeito do tunelamento em geometria SE(B), $B=12,7\text{mm}$, $W=50,8\text{mm}$

Coeficientes Φ , SE(B), $B=12,7\text{ mm}$, $W/B=4$	
$\Phi_1 = -0,0106T + 0,1349$	(centro)
$\Phi_2 = -0,0250T + 0,2325$	
$\Phi_3 = -0,0262T + 0,2826$	
$\Phi_4 = 0,0343T + 0,2415$	
$\Phi_5 = 0,0275T + 0,1085$	(superfície)

Fonte: Autor, "adaptado de" Andrade (2016)

Tabela 2 - Coeficientes Φ para corrigir o efeito do tunelamento em geometria SE(B), $B=25,4\text{mm}$, $W=50,8\text{mm}$

Coeficientes Φ , SE(B), $B=25,4\text{ mm}$, $W/B=2$	
$\Phi_1 = -0,0051T + 0,1462$	(centro)
$\Phi_2 = -0,0096T + 0,2230$	
$\Phi_3 = -0,0203T + 0,3227$	
$\Phi_4 = 0,0193T + 0,2139$	
$\Phi_5 = 0,0157T + 0,0943$	(superfície)

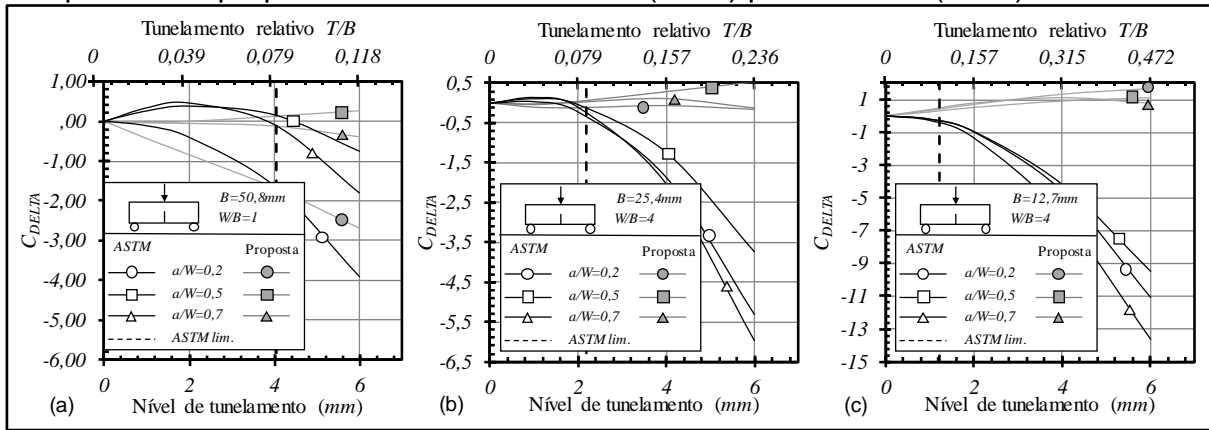
Fonte: Autor, "adaptado de" Andrade (2016)

Tabela 3 - Coeficientes Φ para corrigir o efeito do tunelamento em geometria SE(B), $B=50,8\text{mm}$, $W=50,8\text{mm}$

Coeficientes Φ , SE(B), $B=50,8\text{ mm}$, $W/B=1$	
$\Phi_1 = -0,0002T + 0,1260$	(centro)
$\Phi_2 = -0,0187T + 0,3258$	
$\Phi_3 = 0,0032T + 0,2371$	
$\Phi_4 = 0,0095T + 0,2115$	
$\Phi_5 = 0,0063T + 0,0996$	(superfície)

Fonte: Autor, "adaptado de" Andrade (2016)

Figura 11 - Flexibilidade elástica em função da curvatura de trinca de modelos SE(B) comparando a proposta com a ASTM E1820 (2022) por Andrade (2016)



Fonte: Autor, "adaptado de" Andrade (2016)

Conclui-se que ao violar o campo de validade da ASTM E1820 (2022), a proposta de Andrade (2016) se mostrou capaz de reduzir significativamente os erros causados pelo cálculo da trinca retilínea equivalente proposto na norma citada (Figura 11). No entanto, a abordagem não é independente da geometria e uma estratégia similar envolvendo a flexibilidade normalizada pode vir a ser mais adequada. Ainda, apesar de promissora, esta abordagem está pendente de validação experimental. Finalmente, a rotina de aplicação da proposta de Andrade (2016) é:

- Determinar os nove pontos de medição a/W_i segundo a ASTM E1820 (2022).
- Calcular o nível de tunelamento T (Equação 16).
- Calcular a média dos pontos a/W_i opostos para considerar a trinca como simétrica.
- Aplicar a equação 17 com os coeficientes Φ adequados ($B=12,7\text{ mm}$ Tabela 1, $B=25,4\text{ mm}$ Tabela 2 e $B=50,8\text{mm}$ Tabela 3).

$$a/W_{eq_sim} = \sum_{i=1}^5 \Phi_i a/W_i \quad (17)$$

2.1.5 Efeito de plasticidade

Uma vez que a técnica EUC é baseada em proposições elásticas e é amplamente conhecido que algum nível de plastificação deverá ocorrer na ponta da trinca e no ligamento remanescente, é necessário avaliar se esta plastificação tem a capacidade de influenciar nos resultados obtidos. Poucos trabalhos abordaram este problema, que será discutido a seguir.

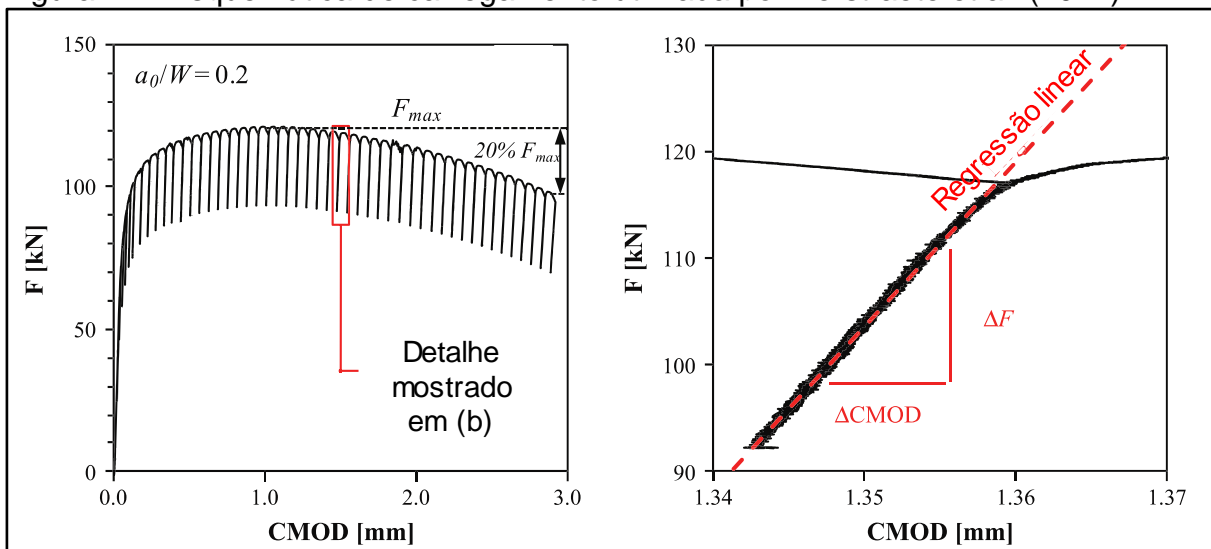
Como parte de um estudo envolvendo a flexibilidade elástica de corpos de prova C(T), Tobler e Carpenter (1985) estudaram o efeito que o tamanho da zona plástica causaria na flexibilidade dos modelos. Para tal, foram conduzidas simulações de elementos finitos bidimensionais em EPT ou EPD (segundo os autores, EPT sendo mais representativa do fenômeno) com elementos quadriláteros de oito nós, estas relativamente simples quando comparadas com simulações tridimensionais modernas. O corpo de prova C(T) foi idealizado de duas formas, alterando apenas a configuração geométrica da malha na região da trinca. Com isso, os modelos foram carregados e descarregados em vários intervalos de carregamento e por fim, a flexibilidade elástica calculada. Os autores concluíram que um aumento de até 5% na flexibilidade poderia ser detectado quando os modelos eram carregados com cargas superiores ao carregamento para escoamento.

Abordando também a plasticidade à frente de trincas, mas em geometria SE(B), Xu, Shen e Tyson (2005) se basearam na obra experimental de Jiang et al. (2004) para tecer conclusões sobre a estimativa de comprimento de trincas, complementando-as com análises de elementos finitos. A partir da análise dos resultados os autores concluíram que a plasticidade à frente de trincas tem um impacto significativo na estimativa de trincas pelo método EUC. É chamado pelo autor de trinca “efetiva” (estimada pelo EUC) e trinca física (medida após a separação do corpo de prova), e a subestimação da trinca efetiva poderia chegar a 9% para aços de alta resistência e 12% para o alumínio 6061-T6 para cargas elevadas (XU, SHEN e TYSON, 2005).

Abordando agora os corpos de prova SE(T), um grande problema ao se ensaiar esse tipo de geometria para obtenção de curvas J-R é a redução inicial da flexibilidade elástica do corpo de prova no início do carregamento. Ao se empregar a técnica EUC essa redução caracterizará um crescimento negativo de trinca, o que é fenomenologicamente impossível. Com isso, Verstraete et al. (2014) realizaram um estudo para interpretar a flexibilidade de corpos de prova SE(T) ao longo de um carregamento crescente a fim de propor melhorias na utilização da técnica EUC para esse tipo de corpo de prova.

Foram comparados ensaios com modelos computacionais de elementos finitos de corpos de prova SE(T) com espessura e largura de mesma dimensão $B=W=15$ mm, distância entre garras (do inglês “daylight length”) $H=10W$, com entalhes laterais e diversas profundidades de trinca. O material em estudo foi um aço API-5L X80. É destacado o fato de que os modelos computacionais foram elaborados com trinca estacionária, ou seja, nenhum modelo de dano foi incorporado nestes. Na Figura 12 está mostrado um exemplo de carregamento utilizado nos ensaios. Os modelos foram solicitados de maneira similar (VERSTRAETE et al., 2014).

Figura 12 - Esquemática de carregamento utilizada por Verstraete et al. (2014)



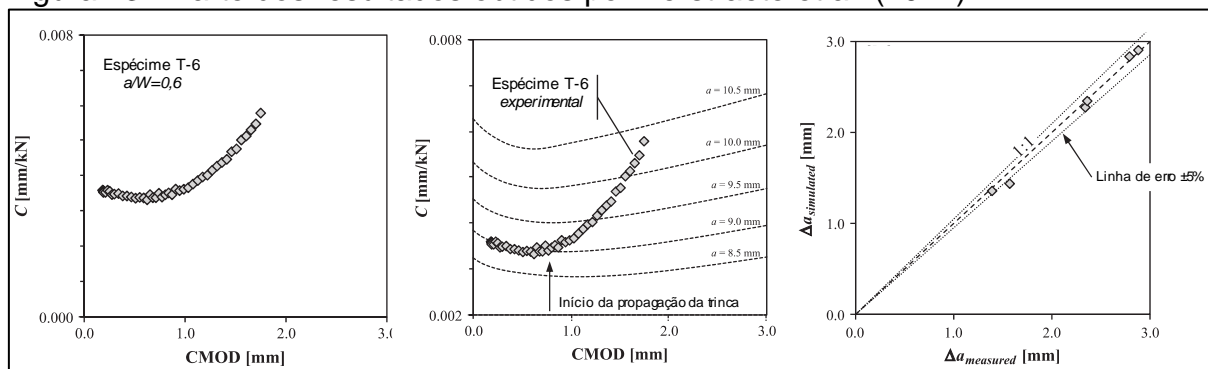
Fonte: Autor, “adaptado de” Verstraete et al. (2014)

Legenda: (a) Carregamento em função do CMOD dos corpos de prova SE(T). (b) detalhamento de como a flexibilidade foi calculada, com zoom ($1,34 \leq CMOD \leq 1,37$ mm)

A fim de se exemplificar os resultados obtidos, serão mostrados a seguir: 1 - a flexibilidade em função do CMOD para um corpo de prova (denominado pelo autor por T-6, com $a/W=0,6$) (Figura 13 (a)); 2 – os resultados das diversas simulações de

elementos finitos comparado com o resultado experimental de T-6 (Figura 13 (b)); 3 - erro obtido pela metodologia utilizada no trabalho de Verstraete et al. (2014), que será discutida na sequência (Figura 13 (c)).

Figura 13 - Parte dos resultados obtidos por Verstraete et al. (2014)



Fonte: Autor, "adaptado de" Verstraete et al. (2014)

Legenda: (a) Flexibilidade em função do CMOD, espécime "T-6". (b) Flexibilidade em função do CMOD, espécime "T-6" e análises numéricas. (c) Resultado da metodologia de medição realizada

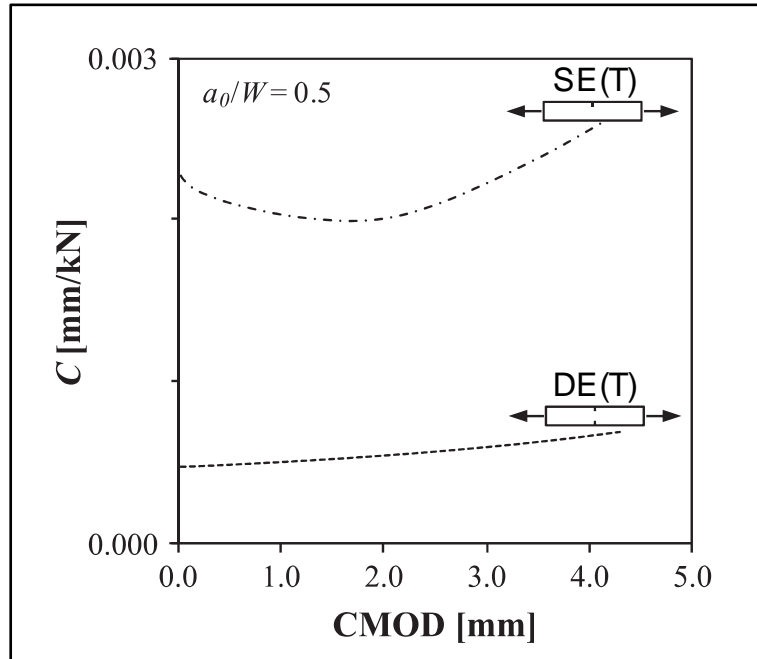
Os resultados mostrados acima indicam uma evolução da flexibilidade dos modelos que não é atribuída ao crescimento de trinca, uma vez que a trinca nestes é estacionária. A queda inicial de flexibilidade e o posterior aumento são atribuídos ao efeito de rotação e redução de área no plano da trinca devido à plasticidade. Para confirmar o efeito de rotação, os resultados computacionais foram comparados com um modelo de corpo de prova DE(T) (corpo de prova bi entalhado sob tração, do inglês Double Edge notched under Tension). Como este é simétrico, não deverá existir o efeito de rotação (seção 2.1.3), o que foi confirmado (Figura 14) (VERSTRAETE et al., 2014).

Para avaliar o efeito da redução de área, Verstraete et al. (2014) avaliaram numericamente três geometrias idênticas com três modelos de materiais distintos. Na Figura 15 é mostrada a curva tensão-deformação dos três materiais utilizados e o efeito gerado na flexibilidade dos modelos. A partir destes resultados o autor confirmou a hipótese de que o aumento da flexibilidade observado nos modelos SE(T), que continham trinca estacionária, era governado pela redução de área do plano da trinca.

Conclui-se com este estudo que a flexibilidade em função do CMOD não é constante e os efeitos de rotação e redução de área (o que também resulta da

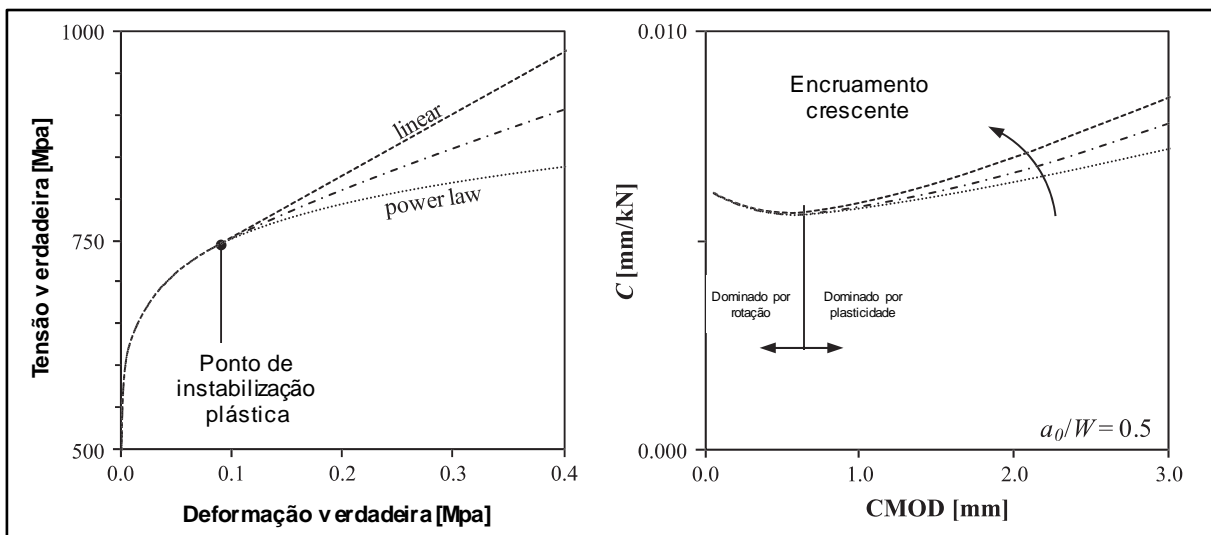
plasticidade) devem ser considerados a fim de se obter uma propriedade da mecânica da fratura do ensaio em questão (VERSTRAETE et al., 2014).

Figura 14 - Comparação entre a evolução da flexibilidade com o CMOD para modelos SE(T) e DE(T).



Fonte: Autor, "adaptado de" Verstraete et al. (2014)

Figura 15 - Modelos de materiais e sua influência na flexibilidade em função do CMOD para SE(T).



Fonte: Autor, "adaptado de" Verstraete et al. (2014)

O trabalho de Verstraete et al. (2014) é então complementado pelo trabalho de Andrade (2016). Além do efeito do tunelamento, Andrade (2016) avaliou os efeitos da

plasticidade em geometria C(T), SE(B) e SE(T)_c sob mesma metodologia de estudo, abordando estratégia similar à de Verstraete et al. (2014).

Andrade (2016) realizou apenas abordagem numérica. No entanto, mesmo sem validações experimentais, os resultados sugerem uma interpretação similar ao obtido no estudo anterior. Foram considerados três materiais hipotéticos a fim de se representar aços estruturais modernos, denominados n5, n10 e n20. Estes foram modelados segundo as Equações 18 e 19.

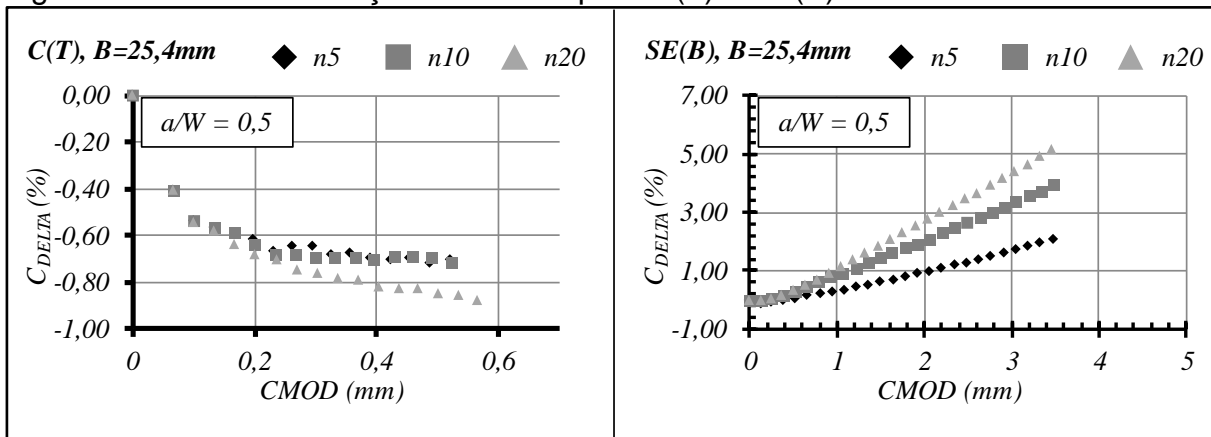
$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0}, \varepsilon < \varepsilon_0, \quad (18)$$

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^n, \varepsilon \geq \varepsilon_0, \quad (19)$$

onde n é o expoente de encruamento e n5, n10 e n20 correspondem respectivamente à n=5, 10 e 20, estes que possuem tensão limite de escoamento $\sigma_0=257, 412$ e 687 MPa respectivamente. Finalmente, os três possuem $E=206$ GPa e $\nu=0,3$.

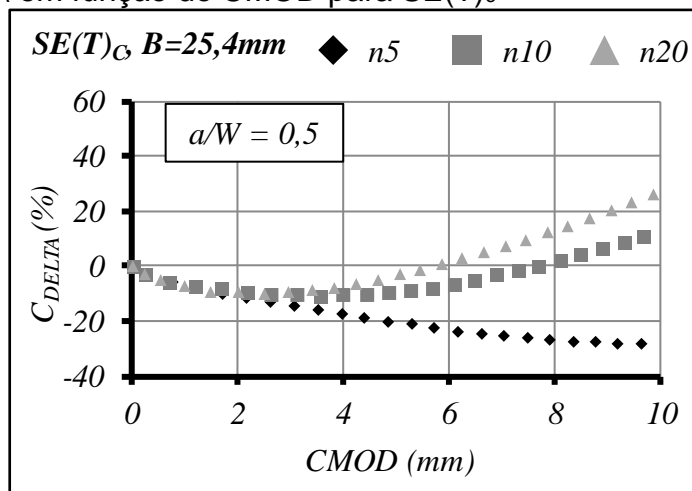
Respeitando as peculiaridades de cada tipo de corpo de prova, foram observados resultados consistentes com os obtidos por Verstraete et al. (2014). Existe uma queda no início do carregamento dos SE(T)_c (Figura 13, Figura 17) devido ao efeito de rotação, característico de corpos de prova não simétricos, que também é observado nos C(T) (Figura 16 (a)). Os SE(B) (Figura 16 (b)) também apresentam uma ligeira queda, provavelmente relacionada com arredondamento da frente de trinca, com intensidade negligenciável. Em praticamente todas as análises foi detectado um aumento na flexibilidade com o aumento do carregamento utilizado para o cálculo, este que segundo Verstraete et al. (2014) pode ser correlacionado com a redução de área no ligamento remanescente.

Andrade (2016) conclui que a plasticidade não apresentou um efeito substancial nos C(T) e SE(B), com maior impacto na flexibilidade abaixo dos 5%, o que não pode ser afirmado para os SE(T)_c, que apresentaram impactos substanciais podendo ultrapassar os 20%. Com isso, é concluído que a plasticidade é um efeito de expressivo impacto na previsão do comprimento relativo de corpos de prova SE(T)_c, podendo também ser relevante para os SE(B) ou C(T).

Figura 16 - C_{DELTA} em função do CMOD para C(T) e SE(B)

Fonte: Autor, "adaptado de" Andrade (2016)

Legenda: São mostrados resultados apenas para $a/W=0,5$. $a/W=0,2$ e $0,7$ com comportamento similar

Figura 17 - C_{DELTA} em função do CMOD para SE(T)_c

Fonte: Autor, "adaptado de" Andrade (2016)

Legenda: São mostrados resultados apenas para $a/W=0,5$. $a/W=0,2$ e $0,7$ com comportamento similar

2.1.6 Soluções de flexibilidade disponíveis na literatura

Nesta seção são apresentadas as soluções de flexibilidade elástica disponíveis na literatura para as geometrias de corpos de prova estudadas neste trabalho. São tratados em subseções independentes os corpos de prova normalizados pela ASTM (C(T) e SE(B)) e os não contemplados (SE(T)_c). Destaca-se aqui o trabalho de Souza e Ruggieri (2017), onde uma revisão ampla de soluções de flexibilidade é apresentada.

A grande maioria das soluções segue o modelo polinomial de quinto grau, mostrado na Equação 2, mas outros modelos também são encontrados na literatura.

Para tal, esta equação é reescrita para facilitar a exibição das soluções da seguinte maneira:

$$a/W = \sum_{i=0}^{ng} \beta_i (\mu)^i , \quad (20)$$

onde ng é o grau do polinômio de ajuste de curva. As soluções apresentadas são divididas em duas seções, sendo a 2.1.6.1 reservada para corpos de prova normalizados pela ASTM E1820 (C(T) e SE(B)) e 2.1.6.2 para corpos de prova SE(T)_c.

2.1.6.1 Soluções para C(T) e SE(B)

Sendo ambos os corpos de prova desta seção normalizados pela ASTM, são apresentadas aqui as soluções para estes disponíveis nas normas vigentes da ASTM. Adicionalmente, são apresentadas também as propostas de Moreira (2014), que desenvolveu soluções de flexibilidade elástica por meio de simulações numéricas tridimensionais e com alto refinamento, julgadas como no estado da arte. Apesar das propostas de Moreira (2014) serem função da flexibilidade normalizada, foram também elaborados equacionamentos exclusivos para três proporções de corpos de prova ($W=B$, $W=2B$ e $W=4B$). Seguem abaixo as soluções para C(T) (Tabela 4 e Figura 18) para medição do CMOD ao longo da linha de aplicação de carga (LLD) e SE(B) (Tabela 5 e Figura 19) para medição do CMOD na superfície do corpo de prova. Soluções para a determinação do CMOD em outro ponto do corpo de prova (por exemplo com a utilização de cunhas (“*knife edges*”) para fixação do clip-gage) serão omitidas aqui e podem ser encontradas nas normas citadas.

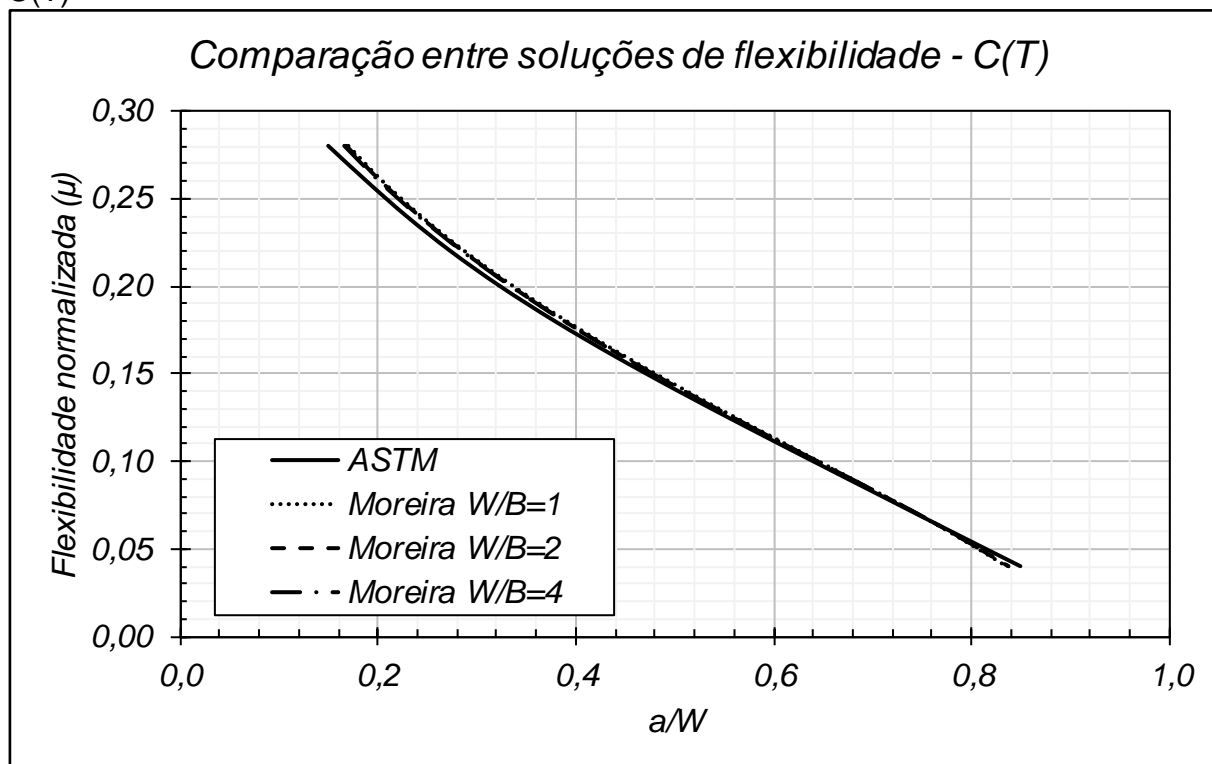
Todas as soluções mostradas para o C(T) apresentam resposta similar em toda a faixa de tamanho relativo de trinca. No entanto é possível observar que as três soluções de Moreira (2014) apresentam sutis desvios em relação à solução normalizada para $a/W \leq 0,4$ e $a/W \geq 0,8$. Adicionalmente, a diferença entre as três propostas de Moreira (2014) é negligenciável, o que reforça a relevância da flexibilidade normalizada discutida em 2.1.1.

Tabela 4 - Soluções de flexibilidade elástica para corpo de prova C(T)

CP	C(T)			
Solução	ASTM	Moreira		
W/B	Todos	1	2	4
a/W	0,2 ≤ a/W ≤ 0,975			
β_0	1,000196	0,92111	0,92388	0,91824
β_1	-4,06319	-1,3765	-1,30496	-1,12547
β_2	11,242	-23,2179	-25,81199	-28,3229
β_3	-106,043	113,34458	134,68697	150,99949
β_4	464,335	-208,63	-277,5005	-326,649
β_5	-650,667	144,31037	222,36279	277,2825

Fonte: ASTM E1820 (2022), Moreira (2014)

Figura 18 - Comparação entre soluções de flexibilidade elástica para corpo de prova C(T)



Fonte: Autor

Considerando o SE(B), as normas vigentes da ASTM contemplam duas soluções para cálculo da flexibilidade. É utilizada pela ASTM E1820 (2022) como solução geral a proposta por Wu (1984), mas para $0,05 \leq a/W \leq 0,45$ a norma muda a recomendação para a proposta por Joyce et al. (1992). Na Figura 19 estas são chamadas de trinca profunda e trinca rasa respectivamente. Observa-se que todas as

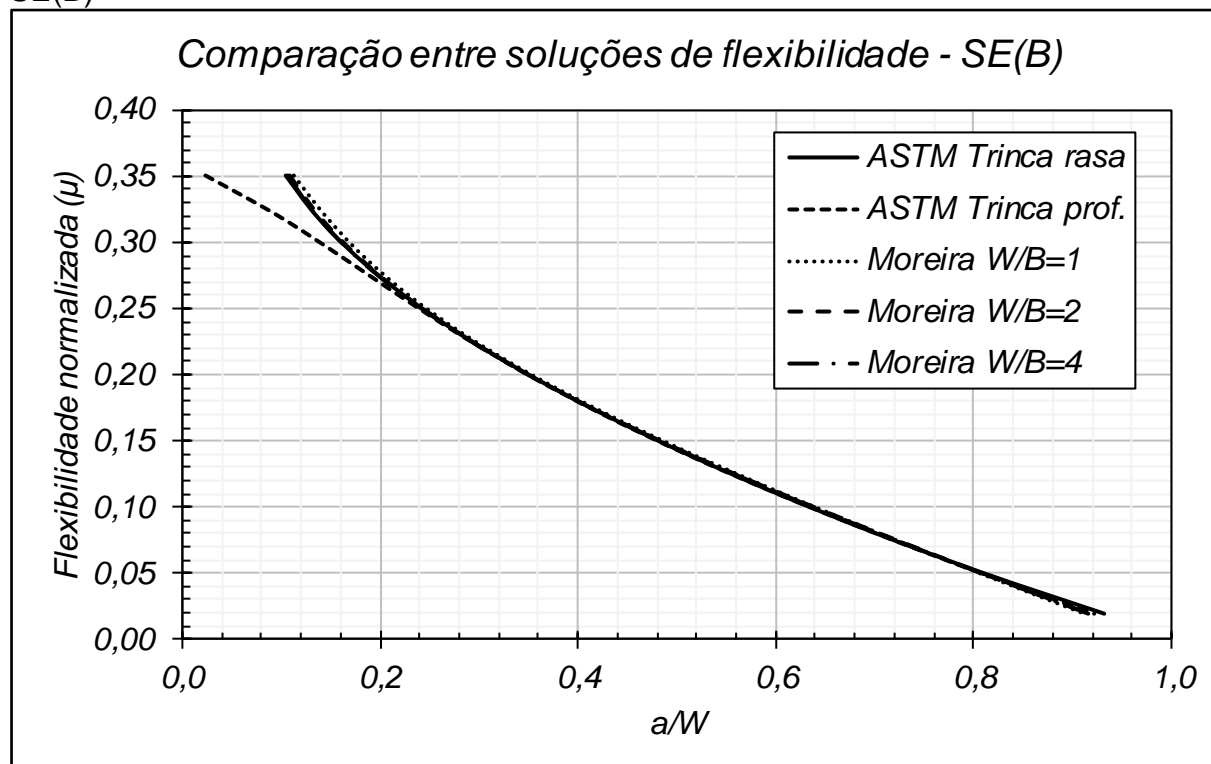
soluções coincidem para $a/W \geq 0,2$, mostrando robustez destas para aplicação da técnica EUC e promovendo credibilidade para o método de Moreira (2014).

Tabela 5 - Soluções de flexibilidade elástica para corpo de prova SE(B)

CP	SE(B)				
Solução	ASTM		Moreira		
W/B	Todos		1	2	4
a/W	$a/W \leq 0,45$	$0,45 \leq a/W$	Todos		
β_0	1,01878	0,999748	0,98228	0,98543	0,98754
β_1	-4,5367	-3,9504	-3,5558	-3,45698	-3,52941
β_2	9,0101	2,9821	1,37261	-1,89955	-1,40431
β_3	-27,333	-3,21408	-5,00853	21,22081	21,06857
β_4	74,4	51,51564	60,18464	-24,84443	-31,779
β_5	-71,489	-113,031	-91,6739	5,50667	18,9474

Fonte: ASTM E1820 (2022), Moreira (2014)

Figura 19 - Comparação entre soluções de flexibilidade elástica para corpo de prova SE(B)



Fonte: Autor

2.1.6.2 Soluções para SE(T)_c

Para o corpo de prova SE(T)_c são apresentadas na Tabela 6 e Figura 20 três soluções de flexibilidade para medição do CMOD na superfície do corpo de prova, sendo estas propostas por Moreira (2014), Cravero e Ruggieri (2007) e Shen e Tyson (2009). Destaca-se aqui que os mesmos autores citados confirmam que a flexibilidade desta geometria de corpo de prova depende da relação H/W, o que não ocorre com o SE(T)_p. Também é possível encontrar nas fontes citadas soluções de flexibilidade elástica para outras relações de H/W, estas que foram omitidas aqui pois não são relevantes para este trabalho.

Assim como mostrado anteriormente em 2.1.6.1, Moreira (2014) também desenvolveu soluções para W/B=1 e 4, mas os resultados mostram novamente uma independência desta relação quando a flexibilidade normalizada é utilizada. Por este motivo, estas relações foram omitidas do comparativo.

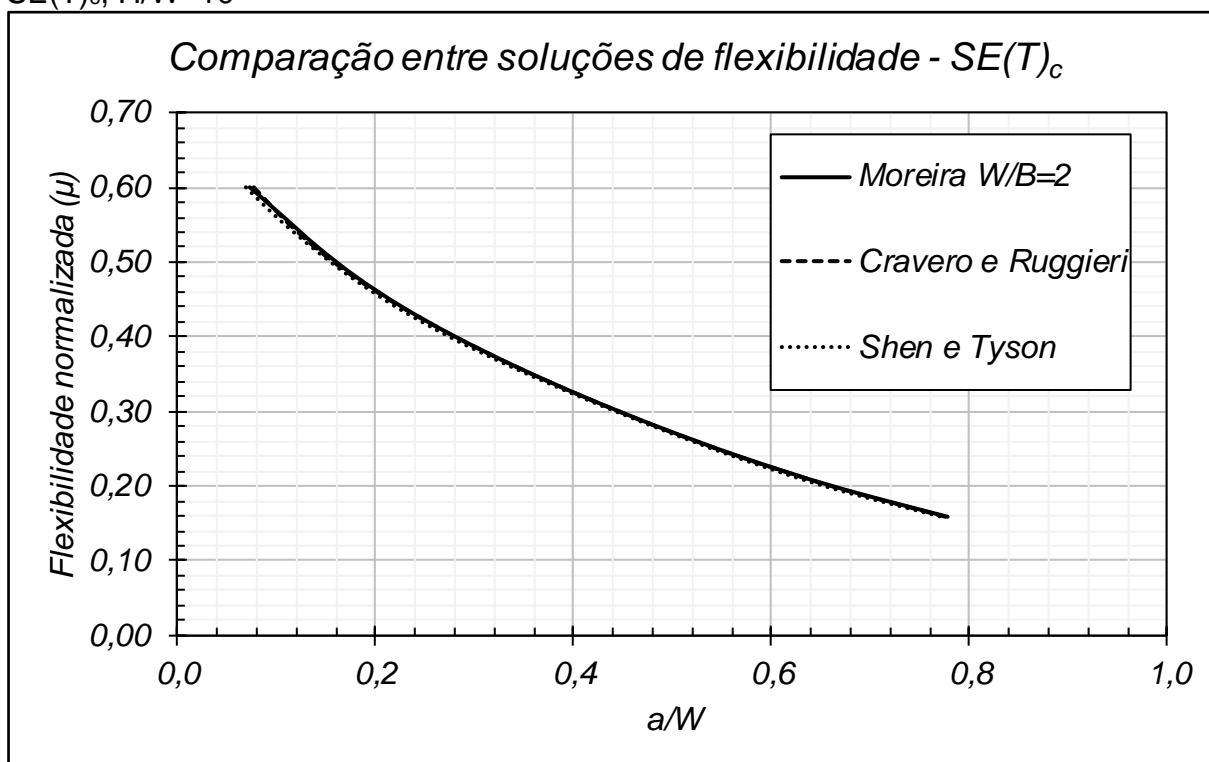
Tabela 6 - Soluções de flexibilidade elástica para corpo de prova SE(T)_c, H/W=10

CP	SE(T) _c		
Solução	Moreira	Cravero e Ruggieri	Shen e Tyson
W/B	2	Todos	
a/W	Todos		
H/W	10		
β_0	1,71258	1,6485	2,0720
β_1	-10,1233	-9,1005	-16,411
β_2	39,67951	33,025	79,6
β_3	-99,6375	-78,4467	-211,67
β_4	129,9279	97,344	236,857
β_5	-66,4646	-47,227	27,371
β_6	-	-	-179,74
β_7	-	-	-86,28
β_8	-	-	171,764

Fonte: Autor

Apesar da solução de Shen e Tyson (2009) ser um polinômio de oitavo grau, as diferenças para as outras duas soluções apresentadas se mostra negligenciável. As três abordagens, mesmo que distintas, apresentam boa correlação ao longo de toda a faixa de a/W o que promove credibilidade às três.

Figura 20 - Comparação entre soluções de flexibilidade elástica para corpo de prova $SE(T)_c$, $H/W=10$



Fonte: Autor

3 METODOLOGIA

A seguir são apresentados os métodos utilizados para realização deste trabalho divididos em três subseções, sendo estes referentes ao material de estudo, ao estudo do efeito do tunelamento e ao estudo do efeito da plasticidade. Nestas são apresentadas as abordagens numéricas e experimentais pertinentes.

Toda simulação numérica conduzida neste trabalho foi realizada empregando o programa Dassault Systemes® Simulia Abaqus versão 2022 disponibilizado nas instalações do Centro Universitário FEI.

3.1 MATERIAL EM ESTUDO

Neste trabalho, foi utilizado para o desenvolvimento numérico e experimental o material API 5L X65MS (API 5L, 2013). Segundo a norma mencionada, a nomenclatura deste material implica em uma tensão limite de escoamento mínimo de 65000 psi (X65), sendo tais materiais laminados ou conformados termomecanicamente (M) e adequados para condição de serviço em ambiente ácido e corrosivo (comumente conhecido como *sour service*) (S). A composição química deste material está mostrada na Tabela 7 e tensões limites de escoamento e resistência na Tabela 8.

Tabela 7 - Composição química do X65MS segundo API 5L (2013)

Material	% máxima em fração de massa							
	C	Si	Mn	P	S	V	Nb	Ti
X65MS	0,100	0,450	1,600	0,020	0,002	0,100	0,080	0,060

Fonte: API 5L (2013)

Observação: A quantidade somada de nióbio, vanádio e titânio não deve ultrapassar 0,15% (Nb+V+Ti ≤0,15%).

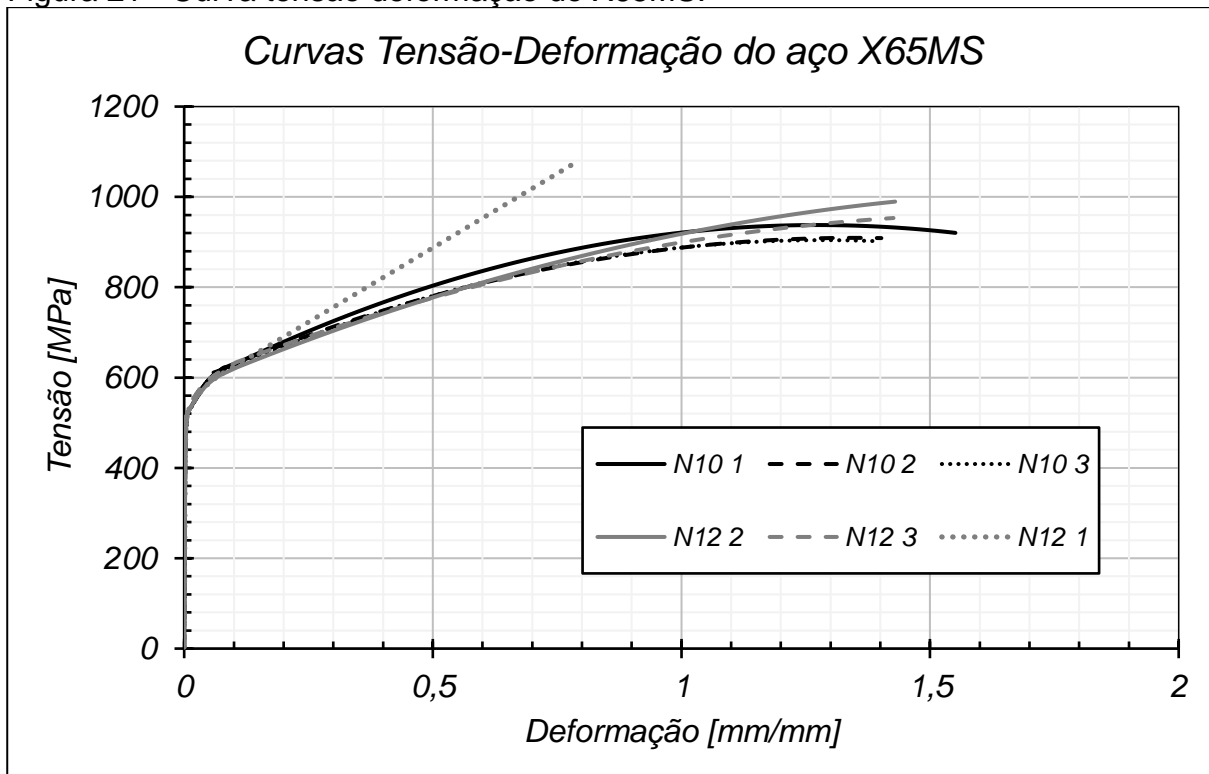
Tabela 8 – Tensão de escoamento e resistência do X65MS segundo API 5L (2013)

Material	Tensão de escoamento e resistência				
	σ_y [MPa]		σ_r [MPa]		σ_e/σ_r
	min	max	min	max	max
X65MS	450	600	535	760	0,93

Fonte: API 5L (2013)

Uma vez que este trabalho está focado em avaliação de efeitos relacionados apenas à flexibilidade de corpos de prova, não será realizada uma verificação da composição química do material. Em contrapartida, foram conduzidos ensaios de tração para obtenção de curva tensão-deformação para utilização nos modelos numéricos. Destaca-se também que será utilizada a curva tensão-deformação verdadeira do material incluindo correções de pós estrição propostas por Bridgman (1952), feitas a partir do tratamento por imagens do ensaio de tração convencional. São mostradas na Figura 21 as curvas tensão-deformação verdadeiras de corpos de prova de 10 (N10) e 12 (N12) milímetros de diâmetro. A curva do espécime N12 1 apresenta uma extrapolação linear após o limite de resistência, utilizada como uma tentativa para representar o comportamento do material pós estrição. Fica evidente que, quando comparada com as correções de Bridgman (demais curvas), esta é incapaz de capturar o comportamento mecânico. Finalmente, este trabalho utilizará como referência a curva N12 3. Adicionalmente, módulo de elasticidade e limite de escoamento são obtidos da curva de engenharia, como mostrado na Figura 22.

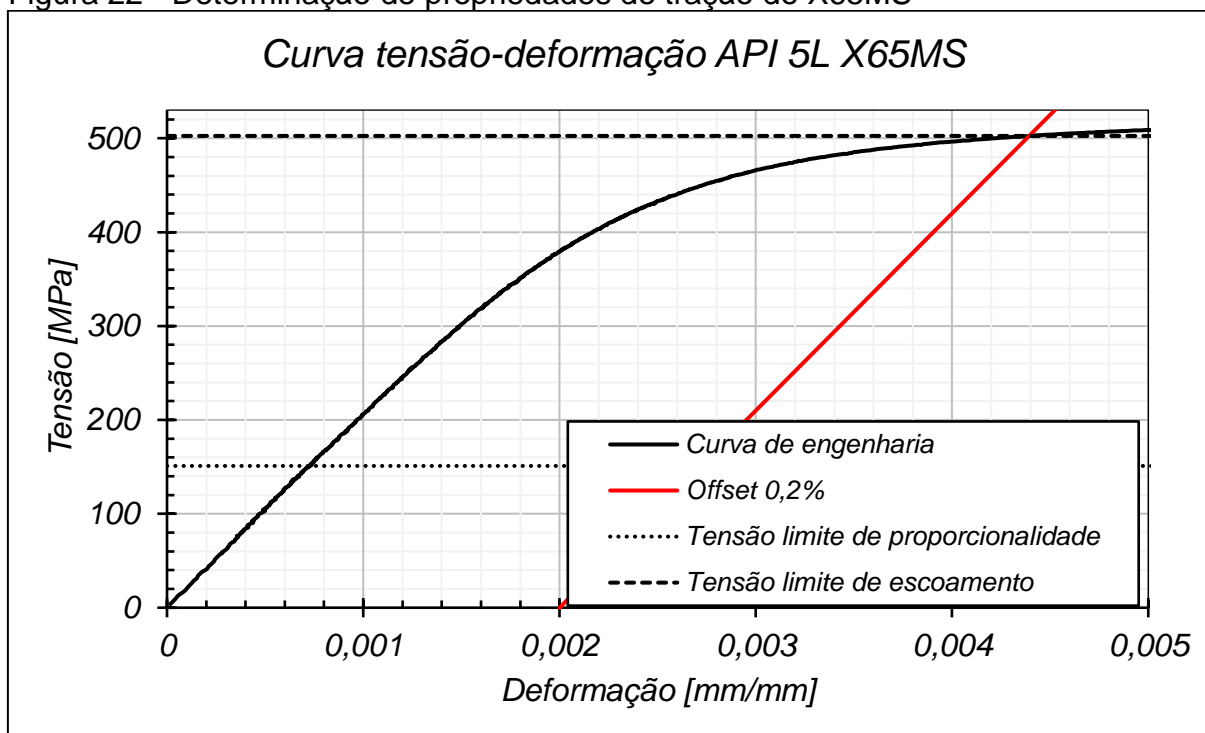
Figura 21 - Curva tensão deformação do X65MS.



Fonte: Autor

Legenda: Corpos de prova com 10 e 12 mm de diâmetro apresentam curvas similares. A curva do espécime N12 1 é uma extrapolação linear da curva verdadeira após a tensão limite de resistência, destacando a sua incapacidade de representar o comportamento real do material. Para fins desse trabalho, o N12 3 será utilizado como referência.

Figura 22 - Determinação de propriedades de tração do X65MS



Fonte: Autor

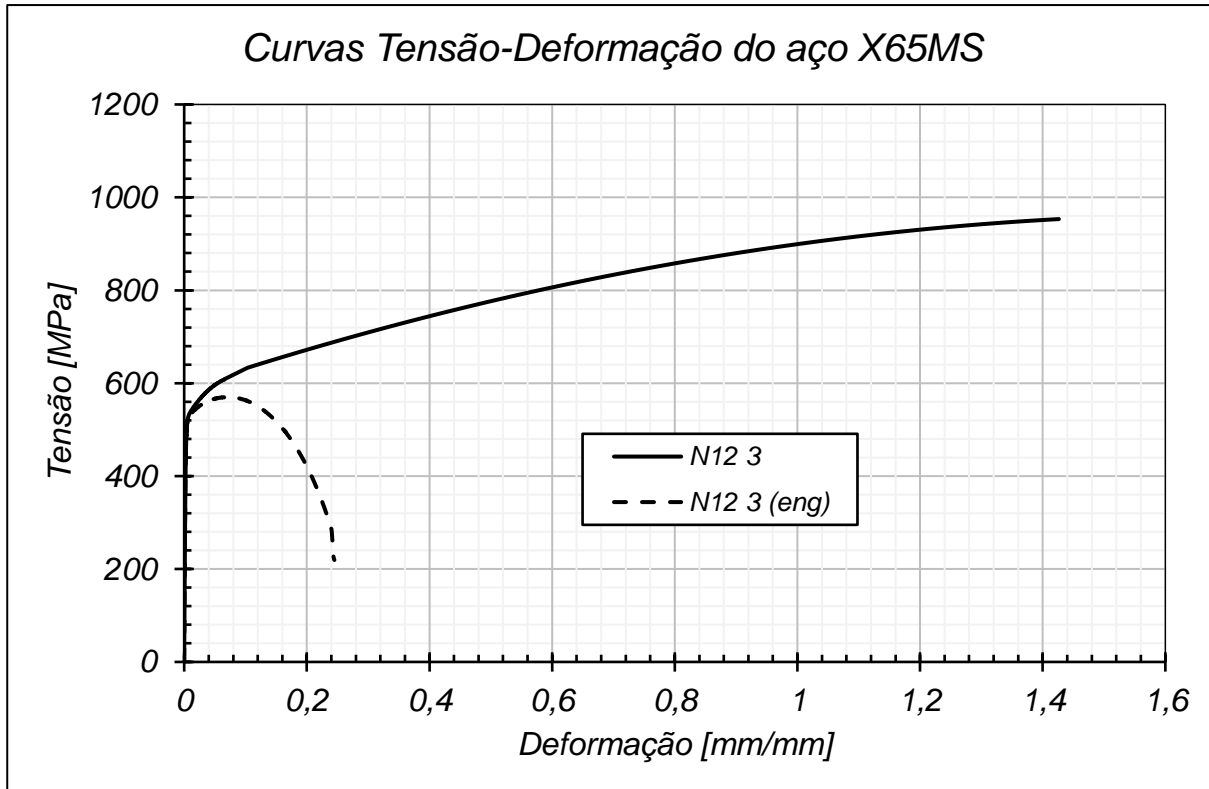
Para determinação do módulo de elasticidade, foi inicialmente determinada a tensão limite de proporcionalidade. Foi adotado para tal o ponto no qual o coeficiente de correlação $R=0,9998$ era atingido, resultando em $\sigma_p=151$ MPa. Neste ponto, o módulo de elasticidade calculado foi de 209658 MPa, sendo assim, o valor típico para aços dessa natureza de 210 GPa é considerado. A determinação da tensão limite de escoamento foi realizada a partir da técnica do “offset” de 0,2% de deformação, resultando em $\sigma_y=506$ MPa e a tensão limite de resistência, valor máximo da curva tensão deformação de engenharia, $\sigma_r=570$ MPa. Todos os valores se encontram dentro da especificação mostrada na Tabela 8.

3.1.1 Modelagem numérica do material

As propriedades de material utilizadas para as análises foram extraídas dos ensaios de tração como mostrado na seção anterior. Como dados de entrada para as simulações elásticas lineares, apenas o módulo de elasticidade $E=210$ GPa e o coeficiente de Poisson $\nu=0,3$ são suficientes para descrever o comportamento do material.

Para as análises envolvendo plasticidade, é necessária a consideração da curva tensão-deformação plástica verdadeira a partir da tensão limite de escoamento. Os dados utilizados derivam do ensaio de tração do corpo de prova N12 3, e a curva considerada está mostrada na Figura 23.

Figura 23 - Curva do material X65MS sendo usada como entrada para análises numéricas



Fonte: Autor

Legenda: A curva utilizada é corrigida por Bridgman após a estricção. Para comparação, a curva de engenharia também é mostrada.

Finalmente, será considerado em análises para reprodução de ensaios J-R numericamente o modelo de dano GTN (*Gurson-Tvergaard-Needleman*). A determinação dos nove parâmetros que controlam este modelo está mostrada na sequência desse trabalho na seção 4.2.2.

3.2 METODOLOGIA PARA O ESTUDO DO TUNELAMENTO

Para realização dos objetivos propostos deste trabalho, foi elaborada uma metodologia de ensaios para avaliar o perfil curvo da trinca e sua flexibilidade, que será mostrada a seguir.

3.2.1 Abordagem experimental

O principal objetivo da proposta de estudo de tunelamento é melhorar a previsão do tamanho de trinca equivalente a fim de se obter propriedades de mecânica da fratura mais representativas. Como parte do desenvolvimento deste estudo é necessária a realização da comparação física do tamanho de trinca ao longo de ensaios da mecânica da fratura com a respectiva previsão pelo método EUC. Adicionalmente é desejado que qualquer tipo de fenômeno que influencie na flexibilidade seja eliminado ou minimizado (entalhes laterais, plasticidade, entre outros), isolando apenas o efeito do tunelamento e o crescimento estável de trinca.

Levando em conta estas condições de contorno, foi elaborada uma metodologia de ensaios baseada na ASTM E647 (2015) para crescimento de trinca em fadiga com modificações. As condições e procedimentos de usinagem e ensaio ensaios estão mostrados a seguir.

3.2.1.1 Quanto à fabricação dos corpos de prova

Foram usinados corpos de prova SE(B), representando uma geometria normalizada pela ASTM e SE(T)_c, representando uma geometria não normalizada pela mesma. A fim de se buscar boa representatividade dos ensaios, foram fabricados corpos de prova de cada geometria com as seguintes características mostradas a seguir, totalizando 6 corpos de prova SE(B) e 6 corpos de prova SE(T)_c.

Largura $W = 25,4$ mm

Espessura $B = 12,7$ mm

Para geometria SE(B): distância entre apoios $S = 101,6$ mm

Para geometria SE(T)_c: distância entre garras $H=254$ mm

Profundidades de entalhe $a_0 = 4,35$ mm

Os corpos de prova foram fabricados com aço X65MS extraídos de dutos reais (Figura 24). Todos os corpos de prova tiveram sua metrologia realizada e registrada. A espessura e a largura foram medidas com paquímetro digital (precisão 0,01 mm) e a profundidade do entalhe medida com projetor de perfil (precisão 0,001 mm). O procedimento de fabricação dos corpos de prova está mostrado a seguir.

1. Corte em máquina de jato d'água para extração dos blanques. Todos os espécimes foram extraídos da direção longitudinal (L-T) das chapas.
2. Fresamento para garantir o paralelismo e as dimensões B e W. A geometria SE(B) foi usinada no Centro Universitário FEI enquanto a usinagem dos SE(T)_c requereu a contratação de serviços externos devido dificuldades de fixação do material para usinagem.
3. Eletroerosão à fio para usinar o entalhe para fixação do extensômetro (“clip-gage”).

Figura 24 - Chapas extraídas de dutos fabricados com aço X65MS



Fonte: Autor

3.2.1.2 Quanto ao procedimento de ensaios

Os ensaios realizados foram conduzidos no Centro Universitário FEI em uma máquina universal de ensaios MTS modelo 820 de capacidade 250 kN (Figura 25). A fim de se evitar uma plastificação elevada na região da ponta da trinca, o controle dos ensaios foi realizado por ΔK . Este não poderia ser realizado por controle de força (ΔK crescente) nem por controle de deslocamento (ΔK decrescente). O valor de K máximo utilizado segue orientações disponíveis na ASTM E1820 (2022) para pré-trincamento

de corpos de prova. Para SE(B), a carga máxima de pré-trincamento P_m e o K_{max} para todos os corpos de prova são:

$$P_m = \frac{0,5Bb_0^2\sigma_{ef}}{S} , \quad (21)$$

$$K_{max} = \frac{\sigma_y^f}{\sigma_y^T} 0,063\sigma_y^f MPa\sqrt{m} , \quad (22)$$

onde σ_y é a tensão limite de escoamento na: 1 – sobrescrito f: temperatura do pré-trincamento e 2 – sobrescrito T: temperatura do ensaio. Com isso, é possível determinar um valor máximo para K para esta fase, este que não deve violar os critérios de P_m e K_{max} . Concluindo, para os corpos de prova SE(B), $W=25,4$ mm, $B=12,7$ mm e $a_0 = 4,35$ mm, o $K_{m\acute{a}x}$ de pré-trincamento é $31,72$ MPa.m^{0,5}. Para garantir que nenhuma plasticidade relevante na ponta da trinca interfira nos resultados, o valor de 25 MPa.m^{0,5} foi utilizado como limítrofe. Importante destacar aqui que os valores de espessura B, largura W e profundidade do entalhe a_0 apresentam uma pequena variação entre os corpos de prova. Nenhuma variação obtida gera uma possível violação do $K_{pr\acute{e}-trincamento}$ determinado de 25 MPa.m^{0,5}, viabilizando assim este valor.

O crescimento de trinca ao longo do ensaio por completo foi realizado com o valor estabelecido para a fase de pré-trincamento. Nota-se aqui que apesar do valor de K ser mantido constante, os critérios de $K(P_m)$ e K_{max} são dependentes do comprimento de trinca, o que pode ou não resultar em uma violação desses critérios na porção final do ensaio. Adicionalmente, para evitar qualquer efeito de fechamento de trinca (do inglês, “*crack closure*”), a relação de cargas de fadiga $R=0,1$ foi escolhida. A frequência de ensaio utilizada foi de 10 Hz.

Idealmente a cada 2 mm de crescimento de trinca registrado no equipamento de ensaios a trinca foi marcada. Este valor é apenas uma referência para se maximizar quantidade de dados por corpo de prova. Foram realizados e comparados dois métodos para marcação da frente de trinca, sendo o primeiro *heat tinting* (HT) e o segundo marcação da frente de trinca por fadiga (*fatigue marking* – FM), mostrados na Figura 26.

Figura 25 - Equipamento de ensaios utilizado no Centro Universitário FEI



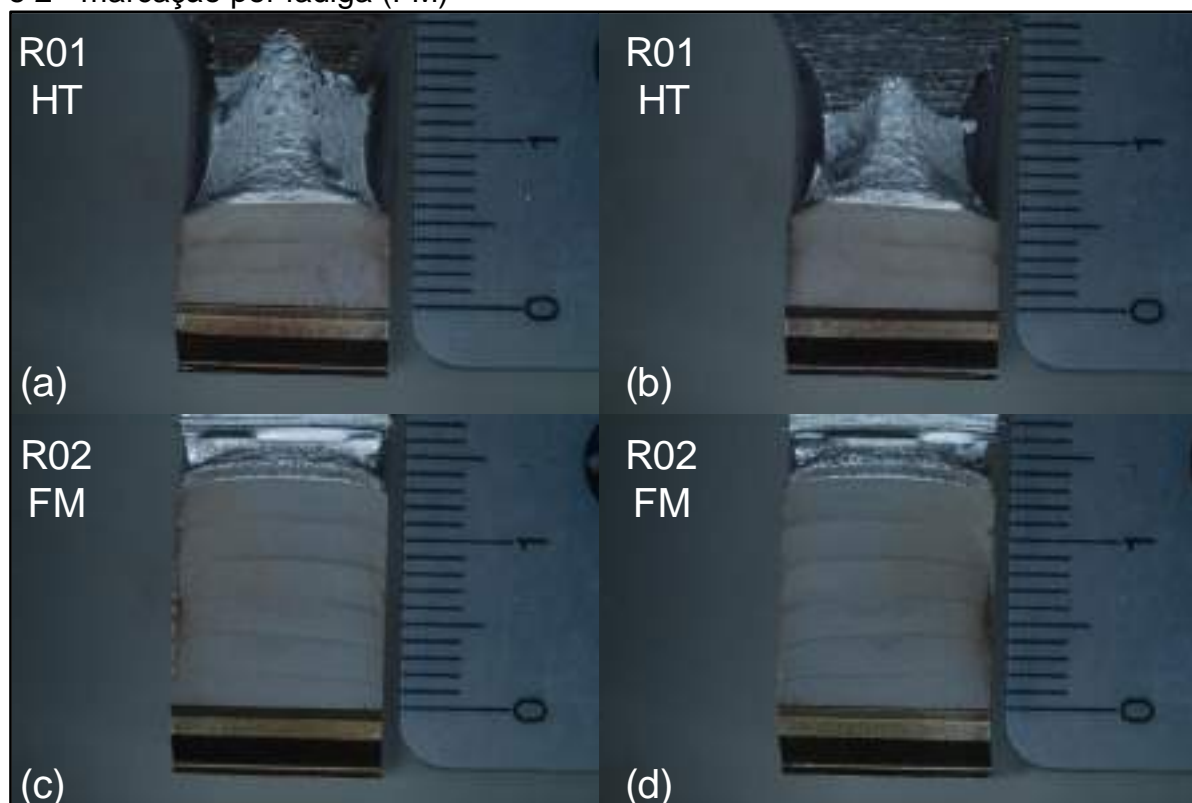
Fonte: Autor

A técnica de *heat tinting* foi realizada em um forno elétrico com temperatura de 300°C por 30 minutos. Foi possível marcar de forma razoável duas frentes de trinca e subsequentes frentes de trinca possivelmente não poderiam ser marcadas pois o *heat tinting* poderia apagar as marcações mais antigas. Movendo para a marcação de trinca por fadiga, a ideia central é a alteração dos parâmetros de carga e frequência para gerar outro padrão de propagação de trinca. No ponto onde tal variação ocorre é possível registrar os pontos de medição de trinca. Uma grande vantagem apresentada por este método é a possibilidade da marcação de diversas frentes de trinca ao longo do ensaio, tornando este método o escolhido para a sequência deste trabalho. Os parâmetros utilizados para marcar a frente de trinca são: $K=20 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0,5}$, $R=0,1$ e frequência 15 a 20 Hz.

Concluindo, foram elaboradas duas etapas de ensaio denominadas propagação e marcação, seguindo a Tabela 9. Foi possível a realização de até seis marcações de trinca utilizando a técnica de marcação por fadiga, fazendo com que

esta seja a mais adequada para o levantamento do maior número de dados possível de cada corpo de prova.

Figura 26 - Comparação entre os métodos de marcação de trinca. 1 - *Heat tinting* (HT) e 2 - marcação por fadiga (FM)



Fonte: Autor

Tabela 9 - Etapas de ensaio para estudo do tunelamento

Etapa	Duração	K	R	f
	[mm]	[MPa.m ^{0,5}]		Hz
Propagação	2 a 6	25	0,1	10
Marcação	0,2 a 0,4	20		15 a 20

Fonte: Autor

Para os corpos de prova SE(T)_c, foi adotada a mesma metodologia. Apesar de não existir norma ASTM contemplando esta geometria, julgou-se coerente adotar o fator de intensidade de tensões para as fases de propagação e marcação iguais aos dos SE(B), devidamente calculados com formulações aplicáveis aos SE(T)_c, com quantitativos iguais.

3.2.1.3 Quanto ao tratamento de dados

Apesar dos dados de flexibilidade elástica disponibilizados pelo equipamento de ensaios serem razoavelmente precisos, já foram detectadas divergências substanciais em diversas ocasiões dentro do grupo de pesquisas onde este trabalho se insere quando comparado com o tratamento de dados realizado de forma mais detalhada. Devido a este motivo, os únicos dados de interesse utilizados da máquina universal de ensaios foram: número do ciclo, carga (célula de carga) e CMOD (“clip gage”).

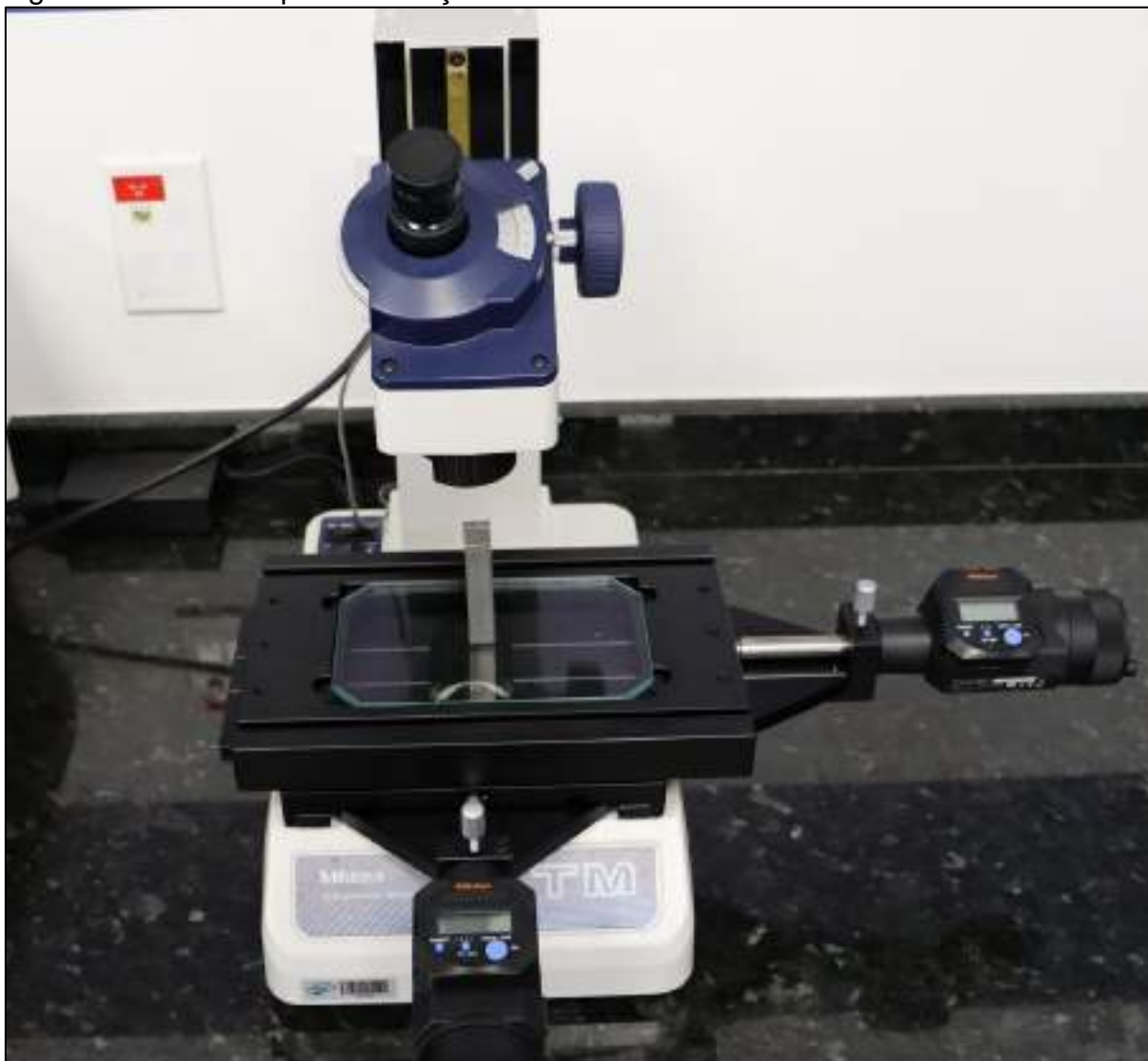
Para realizar o tratamento dos dados foi elaborada uma rotina em Matlab onde os dados de força e deslocamento (CMOD) do ensaio foram tratados de maneira a calcular a cada ciclo o coeficiente de correlação linear entre carga e CMOD, a flexibilidade elástica, flexibilidade normalizada e tamanho de trinca previsto. Destaca-se aqui alguns cuidados tomados como a eliminação de um certo percentual de dados nos extremos do carregamento para cada ciclo (usualmente os 10 % superiores e inferiores), garantindo assim um coeficiente de correlação substancialmente maior e consideração apenas do descarregamento para cálculo da flexibilidade.

3.2.1.4 Quanto à medição física da frente de trinca

Após o encerramento do ensaio com procedimento explicado anteriormente, é realizada a separação final do corpo de prova. Este procedimento é feito promovendo uma sequência de ciclos em fadiga com intensidade maior do que K_{max} especificado (usualmente entre 35 e 80 MPa.m^{0,5}) para a fase de propagação de trinca e posterior separação final por controle de deslocamento do atuador do equipamento de ensaios. Com isso, as diversas frentes de trinca marcadas pelo procedimento descrito em 3.2.1.2 são preservadas, reveladas e podem ser medidas experimentalmente.

O processo de medição das frentes de trinca foi realizado com um microscópio de medição (Figura 27). Os cabeçotes que controlam os eixos X e Y do equipamento possuem precisão de 0,001 mm, se mostrando suficiente para a atividade. As trincas marcadas em ambos os lados dos corpos de prova são medidas e um valor médio é obtido. É destacado aqui que as propostas elaboradas nesta obra, em Andrade (2016) e abordagens da ASTM (2022) não preveem trincas assimétricas (mostrado nas equações 11, 12 e 17).

Figura 27 - Microscópio de medição utilizado



Fonte: Autor

3.2.2 Abordagem numérica

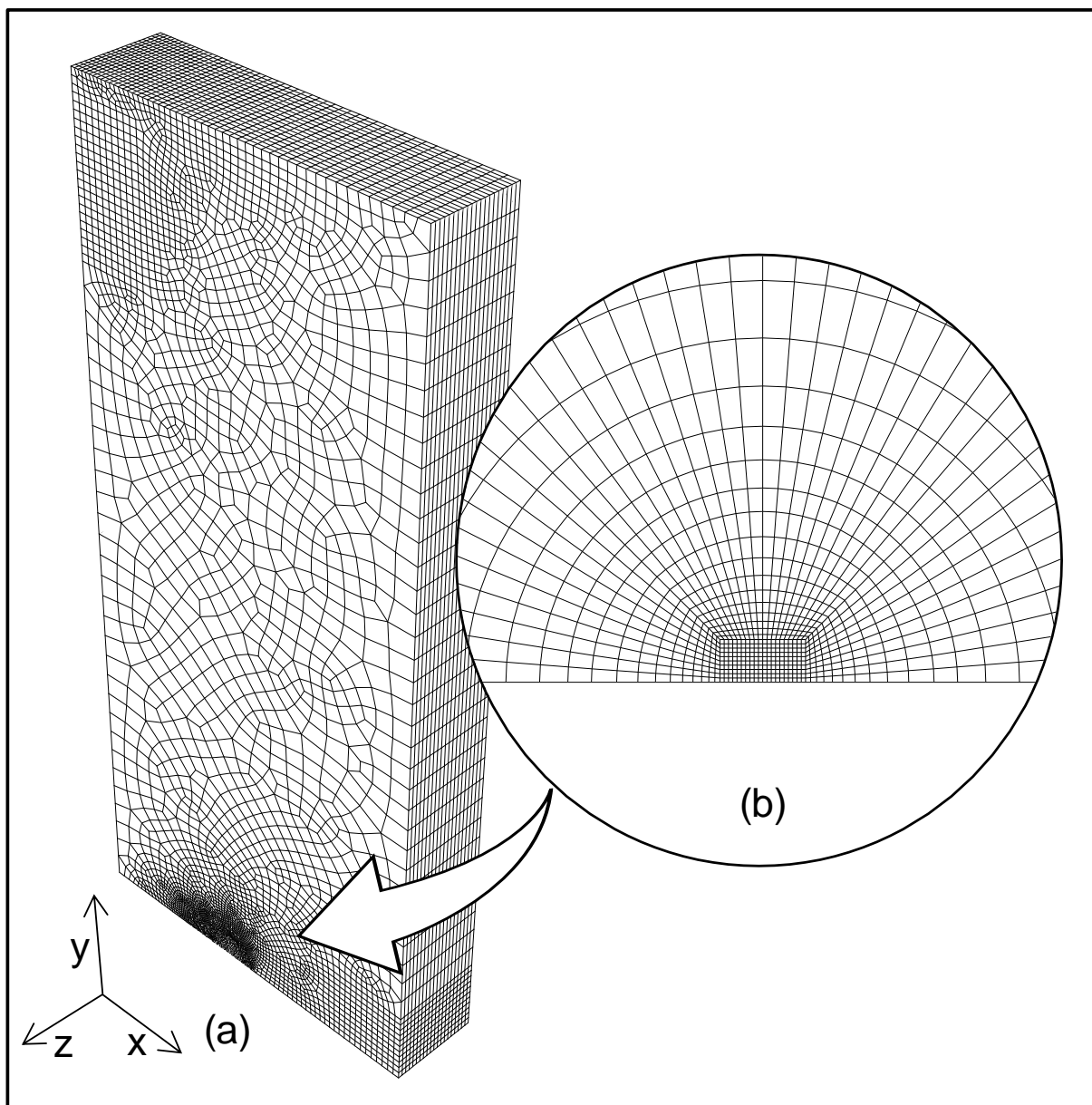
As simulações numéricas para o estudo do tunelamento visam isolar este efeito para seu entendimento de maneira desacoplada. Não é desejável nenhum tipo de plasticidade e por este motivo, é utilizada uma modelagem de material linear elástico (seção 3.1.1). A única exceção foi no processo de validação da modelagem de trinca semi-elíptica, onde esta foi realizada considerando a flexibilidade e força motriz de trinca (J) e para tal, a modelagem completa do material foi utilizada. Adicionalmente, a configuração de grandes deslocamentos (atualização de geometria em cada incremento da análise) foi utilizada. Apesar da diferença da ativação deste efeito ser negligenciável nas análises lineares elásticas, este foi considerado pois não alterou

de maneira significativa o tempo de execução das simulações e as tornou mais representativas.

Quanto à malha de elementos finitos utilizada, esta foi gerada automaticamente por uma rotina em Python elaborada pelo Autor, esta que segue a lógica de construção típica de um modelo de elementos finitos no Dassault Systemes® Simulia Abaqus versão 2022. A razoabilidade da elaboração de uma rotina está centrada na grande quantidade de modelos gerados neste trabalho. Nesta, são utilizados como dado de entrada a largura, espessura, nível de tunelamento e material. De maneira geral, os modelos foram gerados com elementos hexagonais de oito nós (interpolação linear) com integração completa. Uma média de 100.000 nós e elementos foi utilizada para descrever 1/4 do corpo de prova (dupla simetria), podendo estes números variar devido à posição da trinca no modelo e tipo de corpo de prova (SE(B) ou SE(T)_c). A ponta da trinca foi elaborada sem raio de ponta finito, com tamanho de elemento de 0,05 mm. Uma progressão do tipo teia de aranha (do inglês, “*spider web mesh*”) foi utilizada a partir da região da ponta para as regiões periféricas. A espessura do modelo (B/2) é descrita com vinte elementos igualmente espaçados a fim de proporcionar uma descrição adequada do perfil curvilíneo da trinca. Na região dos apoios dos corpos de prova modelados a malha também foi refinada e a região remanescente do corpo de prova teve malha gerada automaticamente segundo rotinas automatizadas do Abaqus 2022. Esta abordagem é condizente com a literatura (ANDRADE, 2016, VERSTRAETE et al., 2014, MOREIRA, 2014, HUANG e ZHOU, 2015). Um exemplo de malha de corpo de prova SE(B) é mostrado na Figura 28, bem como um detalhamento da ponta da trinca.

Para a geração da trinca tunelada, a própria rotina em Python elaborada modifica a posição dos nós do modelo para gerar a trinca curvilínea. Esta alteração modifica a posição X dos nós conforme a posição original destes em relação à ponta da trinca e ao corpo de prova. Destaca-se aqui que todos os nós possuem alguma alteração para não causar nenhuma modificação significativa na proporção dos elementos finitos que compõe o modelo. Finalmente, o modelo de trinca tunelada segue o proposto por Nikishkov et al. (1999) para garantir coerência com a literatura já referenciada nesta seção. A seção de resultados deste trabalho mostra grande coerência desta modelagem, bem como a de trinca semi-elíptica adotada por Andrade (2016), com trincas reais. Concluindo, um exemplo da malha com trinca tunelada está mostrado na Figura 29.

Figura 28 - Exemplo de malha de elementos finitos de corpo de prova SE(B) utilizada para o estudo do tunelamento

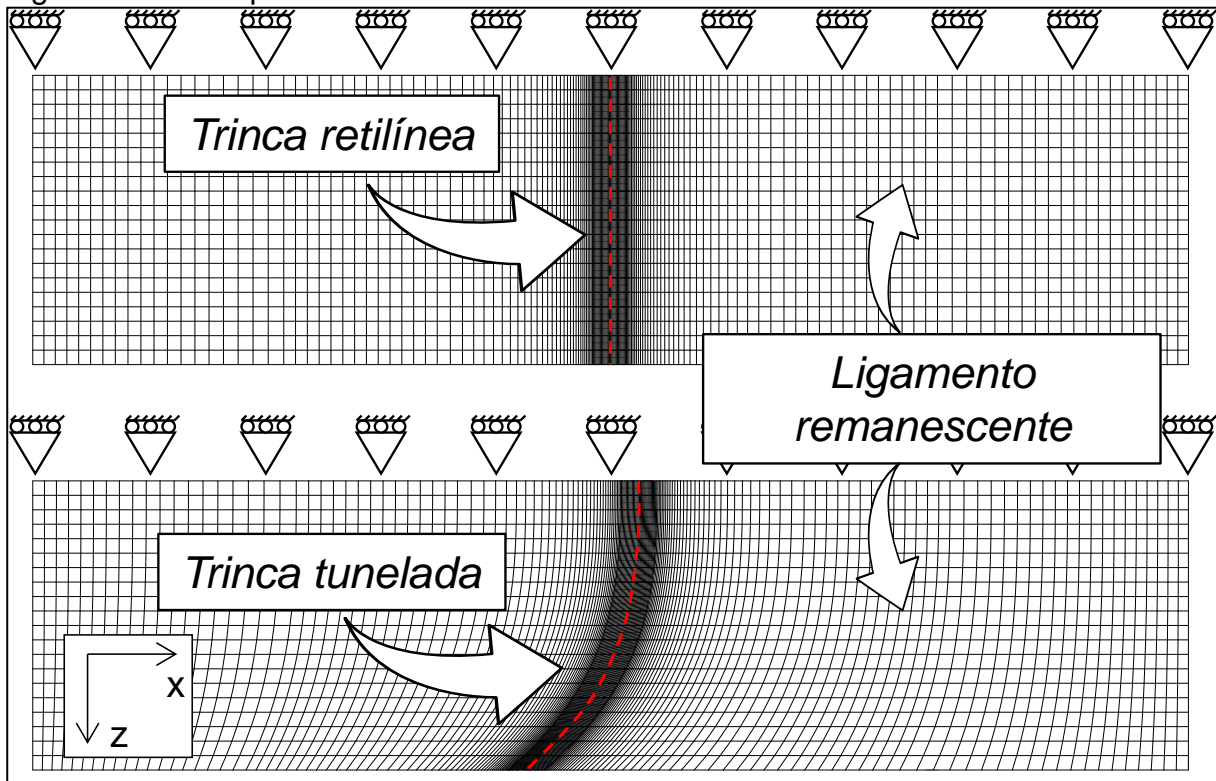


Fonte: Autor

Legenda: (a) malha do corpo de prova. (b) ponta da trinca.

O carregamento dos modelos foi realizado por meio de deslocamento aplicado em roletes com modelagem analítica rígida para SE(B) e aplicado de maneira direta nos nós que caracterizam as garras no SE(T)_c. São utilizadas uma etapa de carregamento e uma etapa de descarregamento, realizadas de maneira incremental dividida em 100 passos como mostrado na Tabela 10. Isto totaliza 100 pontos para o cálculo da flexibilidade pela técnica EUC.

Figura 29 - Exemplo de malha de elementos finitos tunelada



Fonte: Autor

Legenda: É destacado com vínculos o plano de simetria (central) na direção da espessura dos modelos bem como a região do ligamento remanescente.

Tabela 10 - Esquema de carregamento de modelos para estudo do tunelamento

Etapa	Deslocamento total	Número de incrementos	Deslocamento por incremento
	[mm]		[mm/incremento]
Carregamento	0,2	100	0,002
Descarregamento	-0,2	100	-0,002

Fonte: Autor

3.2.3 Propostas para correção do efeito do tunelamento

Nesta seção do trabalho serão apresentadas duas propostas exploradas para buscar estudar e, se possível, gerar propostas de correção do efeito do tunelamento na EUC, sendo estas:

- 1 – Flexibilidade normalizada modificada;
- 2 – Andrade (2016) expandido – revisão 2 e revisão 3.

Nestas propostas, o tunelamento é também abordado de forma relativa como o mostrado abaixo na equação 23. A razoabilidade para a utilização desta e não do valor do tunelamento puro (T [mm]) será apresentada na sequência desta seção.

$$T/B = \frac{\max(a/W_i) - \min(a/W_i)}{B}, \quad (23)$$

3.2.3.1 Proposta 1 – Modificação do cálculo da flexibilidade normalizada

Para a técnica da flexibilidade elástica no descarregamento ser viável, é necessário tornar este parâmetro independente da geometria e do material utilizado para fabricação dos corpos de prova, tornando necessária uma normalização. Isto é mostrado em detalhes na seção 2.1 deste trabalho.

Um dos trabalhos pioneiros a propor a normalização da flexibilidade foi o realizado por Saxena e Hudak (1978). Neste, é mostrado uma normalização da flexibilidade com o adimensional BEV/P, ou simplesmente BEC, que envolve espessura, módulo de elasticidade e flexibilidade. Complementando, é mostrado por Barros (2016) que a aplicação do Teorema de Buckingham é capaz de mostrar que o fenômeno é dependente deste adimensional.

Sabendo que o nível de tunelamento afeta a flexibilidade, é aplicado o teorema de Buckingham para corpos de prova em estudo neste trabalho a fim de se determinar os novos adimensionais que regem o problema. Sabe-se que, para o SE(B):

$$f(C, B, W, E, a, S) = 0. \quad (24)$$

Para o SE(B) considerando o nível de tunelamento T:

$$f(C, B, W, E, a, S, T) = 0. \quad (25)$$

Com isso, existirá uma função de k adimensionais que descreve o problema, sendo $k=n-j$, onde n é o número de variáveis independentes (7) e j é o número de grandezas fundamentais que regem o fenômeno. Neste caso, a grandeza tempo não está presente em nenhuma das variáveis independentes, ou seja, $j=2$ (força F e

comprimento L). Com isso, 5 adimensionais são suficientes para descrever o problema:

$$\phi(\pi_1, \pi_2, \pi_3, \pi_4, \pi_5) = 0 . \quad (26)$$

Determinando como a base o módulo de elasticidade e a espessura, obtém-se que:

$$\phi(\pi_1, \pi_2, \pi_3, \pi_4, \pi_5) = \phi(BEC, W/B, a/B, S/B, T/B) . \quad (27)$$

Neste trabalho é definido como T/B o tunelamento relativo. De maneira similar ao executado por Saxena e Hudak (1978), é buscada uma alteração no cálculo da flexibilidade normalizada de tal sorte que passe a considerar este parâmetro, obedecendo a condição de contorno que quando o tunelamento for zero (trinca retilínea), a flexibilidade normalizada será a convencional para corpos de prova SE(B) definida por Wu (1984). Três modificações consideradas estão mostradas abaixo nas equações 28 a 30:

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{\frac{BWE C}{S/4} \cdot \left[1 + \left(\frac{T}{B}\right)^x\right] + 1}} , \quad (28)$$

$$\mu = \frac{1}{\left(\sqrt{\frac{BWE C}{S/4} + 1}\right) \left[1 + \left(\frac{T}{B}\right)^x\right]} , \quad (29)$$

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{\frac{BWE C}{S/4} + 1} + \left(\frac{T}{B}\right)^x} . \quad (30)$$

Essas modificações propostas foram então aplicadas a modelos de elementos finitos de corpos de prova SE(B), W=50,8 mm, W/B=2, a/W=0,2, 0,5 e 0,7, T=0, 1, 2, 4 e 6 mm. Um algoritmo de gradiente reduzido generalizado não linear (via Microsoft Excel®) é utilizado para determinar qual o número inteiro x que garante a menor erro na previsão do a/W equivalente (equação 31). Destacam-se aqui dois pontos:

1 - a/W equivalente é calculado segundo recomendações das normas vigentes da ASTM (seção 2.1.4).

2 - O erro é aqui mostrado como a/W_{delta} – uma variação percentual da previsão do tamanho instantâneo da trinca calculado da trinca tunelada em relação à previsão da trinca retilínea, ambos calculados a partir da flexibilidade normalizada. (equação 31). Com isso, busca-se uma constância da previsão do tamanho instantâneo de trinca independentemente do nível de tunelamento.

$$Erro = a/W_{\text{delta}} = \frac{(a/W_{T/B \neq 0} - a/W_{T/B=0})}{a/W_{T/B=0}} \cdot 100 . \quad (31)$$

A modificação que trouxe resultados mais promissores é a mostrada na equação 28 com $x=3$, com resultados mostrados na Tabela 11. Nesta são destacados em vermelho os erros na previsão de a/W superiores a 1% em módulo. Os maiores detectados são para casos de trinca rasa ($a/W=0,2$) e tunelamento elevado ($T=4$ e 6 mm), o que é uma situação altamente improvável em cenários práticos. Com isso, esta proposta se mostrou promissora e foi avaliada também para as demais proporções de corpos de prova SE(B) e SE(T)_c.

Tabela 11 - Comparação da previsão de a/W utilizando a flexibilidade normalizada convencional e modificada para SE(B), $W/B=2$

CP	W/B	a/W modelo	T/B	μ ASTM	a/W _{pre} visto	a/W delta	μ mod.	a/W _{pre} visto mod.	a/W delta mod.
	mm/ mm	mm/ mm	mm/ mm	-	mm/ mm	%	-	mm/ mm	%
SE(B)	2	0,2	0,000	0,276	0,187	0,0%	0,276	0,187	0,0%
			0,039	0,276	0,188	0,0%	0,276	0,188	0,1%
			0,079	0,276	0,187	-0,2%	0,276	0,187	-0,2%
			0,157	0,278	0,184	-2,0%	0,277	0,184	-1,6%
			0,236	0,281	0,177	-5,8%	0,280	0,179	-4,4%
		0,5	0,000	0,146	0,493	0,0%	0,146	0,493	0,0%
			0,039	0,146	0,493	0,0%	0,146	0,493	0,0%
			0,079	0,146	0,493	0,0%	0,146	0,493	0,0%
			0,157	0,147	0,491	-0,5%	0,146	0,491	-0,3%
			0,236	0,148	0,486	-1,4%	0,147	0,488	-0,9%
	0,7	0,000	0,083	0,693	0,0%	0,083	0,693	0,0%	
		0,039	0,083	0,693	0,0%	0,083	0,693	0,0%	
		0,079	0,083	0,693	0,0%	0,083	0,693	0,0%	
		0,079	0,083	0,693	0,0%	0,083	0,693	0,0%	

			0,157	0,084	0,691	-0,4%	0,083	0,691	-0,3%
			0,236	0,085	0,685	-1,2%	0,085	0,687	-0,9%

Fonte: Autor

Legenda: Modificação apresentada na equação 28, $x=3$.

Para o SE(B), $W/B = 1$ (Tabela 12) e $W/B = 4$ (Tabela 13), os resultados desta proposta estão mostrados abaixo. Observa-se que as previsões para os modelos mais espessos – $W/B = 1$ – não apresentaram mudanças significativas, enquanto para $W/B = 4$ melhoras relevantes podem ser detectadas.

Tabela 12 - Comparação da previsão de a/W utilizando a flexibilidade normalizada convencional e modificada para SE(B), $W/B=1$

CP	W/B	a/W modelo	T/B	μ ASTM	a/W _{pre} visto	a/W delta	μ mod.	a/W _{pre} visto mod.	a/W delta mod.
	mm/ mm	mm/ mm	mm/ mm	-	mm/ mm	%	-	mm/ mm	%
SE(B)	1	0,2	0,000	0,278	0,182	0,0%	0,278	0,182	0,0%
			0,020	0,278	0,182	-0,1%	0,278	0,182	-0,1%
			0,039	0,279	0,181	-0,4%	0,279	0,181	-0,4%
			0,079	0,280	0,179	-1,8%	0,280	0,179	-1,8%
			0,118	0,282	0,174	-4,4%	0,282	0,175	-4,2%
		0,5	0,000	0,147	0,488	0,0%	0,147	0,488	0,0%
			0,020	0,147	0,489	0,1%	0,147	0,489	0,1%
			0,039	0,147	0,489	0,1%	0,147	0,489	0,1%
			0,079	0,147	0,489	0,1%	0,147	0,489	0,1%
			0,118	0,148	0,487	-0,3%	0,148	0,487	-0,2%
		0,7	0,000	0,084	0,690	0,0%	0,084	0,690	0,0%
			0,020	0,084	0,690	0,1%	0,084	0,690	0,1%
			0,039	0,084	0,691	0,1%	0,084	0,691	0,1%
			0,079	0,084	0,690	0,0%	0,084	0,690	0,0%
			0,118	0,084	0,688	-0,3%	0,084	0,688	-0,3%

Fonte: Autor

Tabela 13 - Comparação da previsão de a/W utilizando a flexibilidade normalizada convencional e modificada para SE(B), $W/B=4$

CP	W/B	a/W modelo	T/B	μ ASTM	a/W _{pre} visto	a/W delta	μ mod.	a/W _{pre} visto mod.	a/W delta mod.
	mm/ mm	mm/ mm	mm/ mm	-	mm/ mm	%	-	mm/ mm	%
SE(B)	4	0,2	0,000	0,274	0,190	0,0%	0,274	0,190	0,0%
			0,079	0,274	0,190	-0,2%	0,274	0,190	-0,1%
			0,157	0,275	0,188	-1,0%	0,275	0,189	-0,6%

		0,315	0,279	0,181	-4,9%	0,276	0,187	-1,7%
		0,472	0,286	0,167	-12,4%	0,276	0,187	-1,8%
	0,5	0,000	0,145	0,495	0,0%	0,145	0,495	0,0%
		0,079	0,145	0,494	-0,1%	0,145	0,495	-0,1%
		0,157	0,146	0,493	-0,3%	0,146	0,494	-0,2%
		0,315	0,148	0,487	-1,6%	0,146	0,493	-0,4%
		0,472	0,151	0,477	-3,7%	0,145	0,495	0,0%
	0,7	0,000	0,082	0,696	0,0%	0,082	0,696	0,0%
		0,079	0,082	0,695	-0,1%	0,082	0,695	0,0%
		0,157	0,083	0,694	-0,3%	0,083	0,694	-0,2%
		0,315	0,085	0,687	-1,2%	0,083	0,691	-0,6%
		0,472	0,088	0,676	-2,8%	0,084	0,689	-0,9%

Fonte: Autor

Para a geometria $SE(T)_c$, a mesma metodologia é aplicada, com geometria de $W=50,8$, $W/B=2$, $a/W=0,2$, $0,5$ e $0,7$, $T=0, 1, 2, 4$ e 6 . A flexibilidade normalizada é dependente dos mesmos parâmetros dos $SE(B)$ excluindo a distância entre apoios (S). É chamada atenção aqui para o fato de, especificamente os $SE(T)_c$ (solicitado por garras), serem dependentes também da distância entre garras (H). No entanto, a flexibilidade elástica dessa geometria é costumeiramente calculada como a do $C(T)$, ou seja, sem nenhuma consideração de H no cálculo. Uma vez que nesta obra os $SE(T)_c$ estudados possuem a proporção $H=10W$ fixa, não será avaliado o impacto desta proporção no cálculo da flexibilidade normalizada, tornando isto uma sugestão para trabalhos futuros. Finalizando, a flexibilidade normalizada para o $SE(T)_c$ com as alterações propostas para consideração do tunelamento é mostrada na equação 32, também com $x=3$ proporcionando a maior redução de a/W_{delta} .

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{BEC \cdot \left[1 + \left(\frac{T}{B} \right)^x \right] + 1}} \quad (32)$$

Com isso, são mostrados abaixo os resultados para o $SE(T)_c$ $W/B=1$ (Tabela 14), $W/B=2$ (Tabela 15) e $W/B=4$ (Tabela 16).

Tabela 14 - Comparação da previsão de a/W utilizando a flexibilidade normalizada convencional e modificada para $SE(T)_c$, $W/B=1$

CP	W/B	a/W modelo	T/B	μ ASTM	a/W _{pre} visto	a/W delta	μ mod.	a/W _{pre} visto mod.	a/W delta mod.
	mm/ mm	mm/ mm	mm/ mm	-	mm/ mm	%	-	mm/ mm	%
SE(T) _c	1	0,2	0,000	0,464	0,202	0,0%	0,464	0,202	0,0%
			0,020	0,464	0,201	-0,1%	0,464	0,201	-0,1%
			0,039	0,465	0,201	-0,4%	0,465	0,201	-0,4%
			0,079	0,466	0,199	-1,3%	0,466	0,199	-1,3%
			0,118	0,469	0,196	-3,0%	0,469	0,196	-2,9%
		0,5	0,000	0,272	0,504	0,0%	0,272	0,504	0,0%
			0,020	0,272	0,504	0,1%	0,272	0,504	0,1%
			0,039	0,272	0,504	0,1%	0,272	0,504	0,1%
			0,079	0,272	0,504	0,1%	0,272	0,504	0,1%
			0,118	0,272	0,502	-0,2%	0,272	0,503	-0,2%
		0,7	0,000	0,181	0,714	0,0%	0,181	0,714	0,0%
			0,020	0,181	0,715	0,1%	0,181	0,715	0,1%
			0,039	0,181	0,715	0,1%	0,181	0,715	0,1%
			0,079	0,181	0,714	0,0%	0,181	0,715	0,0%
			0,118	0,182	0,712	-0,3%	0,182	0,713	-0,2%

Fonte: Autor

Tabela 15 - Comparação da previsão de a/W utilizando a flexibilidade normalizada convencional e modificada para $SE(T)_c$, $W/B=2$

CP	W/B	a/W modelo	T/B	μ ASTM	a/W _{pre} visto	a/W delta	μ mod.	a/W _{pre} visto mod.	a/W delta mod.
	mm/ mm	mm/ mm	mm/ mm	-	mm/ mm	%	-	mm/ mm	%
SE(T) _c	2	0,2	0,000	0,461	0,205	0,0%	0,461	0,205	0,0%
			0,039	0,461	0,205	0,0%	0,461	0,205	0,0%
			0,079	0,461	0,205	-0,2%	0,461	0,205	-0,1%
			0,157	0,463	0,202	-1,4%	0,463	0,203	-1,1%
			0,236	0,468	0,197	-4,0%	0,466	0,199	-3,0%
		0,5	0,000	0,270	0,507	0,0%	0,270	0,507	0,0%
			0,039	0,270	0,507	0,0%	0,270	0,507	0,0%
			0,079	0,270	0,507	0,0%	0,270	0,507	0,0%
			0,157	0,271	0,505	-0,4%	0,271	0,506	-0,3%
			0,236	0,273	0,500	-1,3%	0,272	0,503	-0,8%
		0,7	0,000	0,181	0,717	0,0%	0,181	0,717	0,0%
			0,039	0,181	0,717	0,0%	0,181	0,717	0,0%
			0,079	0,181	0,717	0,0%	0,181	0,717	0,0%
			0,157	0,182	0,714	-0,4%	0,181	0,715	-0,3%
			0,236	0,183	0,709	-1,1%	0,182	0,712	-0,7%

Fonte: Autor

Tabela 16 - Comparação da previsão de a/W utilizando a flexibilidade normalizada convencional e modificada para SE(T)_c, W/B=4

CP	W/B	a/W modelo	T/B	μ ASTM	a/W _{pre} visto	a/W delta	μ _{mod.}	a/W _{pre} visto mod.	a/W delta mod.
	mm/ mm	mm/ mm	mm/ mm	-	mm/ mm	%	-	mm/ mm	%
SE(T) _c	4	0,2	0,000	0,459	0,207	0,0%	0,459	0,207	0,0%
			0,079	0,460	0,207	-0,1%	0,460	0,207	-0,1%
			0,157	0,461	0,206	-0,7%	0,460	0,206	-0,5%
			0,315	0,465	0,200	-3,5%	0,462	0,204	-1,3%
			0,472	0,474	0,189	-8,5%	0,462	0,204	-1,5%
		0,5	0,000	0,269	0,509	0,0%	0,269	0,509	0,0%
			0,079	0,270	0,508	-0,1%	0,270	0,508	-0,1%
			0,157	0,270	0,507	-0,4%	0,270	0,508	-0,2%
			0,315	0,273	0,501	-1,6%	0,270	0,507	-0,4%
			0,472	0,279	0,490	-3,6%	0,269	0,510	0,3%
		0,7	0,000	0,180	0,719	0,0%	0,180	0,719	0,0%
			0,079	0,180	0,718	-0,1%	0,180	0,718	0,0%
			0,157	0,181	0,717	-0,2%	0,180	0,718	-0,1%
			0,315	0,183	0,711	-1,1%	0,181	0,717	-0,3%
			0,472	0,187	0,700	-2,7%	0,179	0,720	0,2%

Fonte: Autor

Interpretada como promissora, esta proposta será avaliada na seção de resultados numericamente em uma matriz de análise distinta da utilizada para desenvolver o aqui proposto. Resumindo, modelos de corpos de prova com W = 12,7, 25,4 e 50,8 mm serão considerados com variados T/B.

3.2.3.2 Proposta 2 – Segunda e terceira revisões da proposta de Andrade (2016)

A metodologia apresentada por Andrade (2016) se baseia na alteração do cálculo da trinca retilínea equivalente, buscando tornar a previsão deste valor pela metodologia EUC idealmente igual ao medido nos corpos de prova, tornando os coeficientes Φ definidos na seção 2.1.4 dependentes do nível de tunelamento T. Aqui é proposta uma segunda revisão da abordagem original, buscando torná-la independente de W/B e função do tunelamento relativo T/B (em detrimento puramente do nível de tunelamento T).

Destaca-se também que esta proposta não envolve nenhuma das premissas estipuladas pelas normas da ASTM. A única similaridade está na medição de 9 pontos

ao longo da frente de trinca, uma vez que é julgado pelo autor como um número suficiente de pontos para descrever a trinca curvilínea. Com isso, a segunda revisão da proposta envolveu os seguintes passos:

Para corpos de prova SE(B) e SE(T)_c, W/B=1, 2 e 4, a/W=0,2, 0,5 e 0,7 e considerando trinca simétrica:

1 – Gerar modelos contendo trincas retilíneas e determinar a sua flexibilidade.

2 – Gerar trincas com os diversos níveis de tunelamento considerados por Andrade (2016) (T=1, 2, 4 e 6 mm) fixando o a/W equivalente da ASTM.

3 – Gerar modelos variando a posição de cada uma das frentes de trinca tunelada. Buscar a posição da frente de trinca de modo que esta produza a mesma flexibilidade que os modelos com trinca retilínea.

4 – Sabendo a posição exata das trincas tuneladas que geram a mesma flexibilidade das retilíneas, é possível determinar os 9 pontos (5 para trinca simétrica) para calcular a/W equivalente de acordo com diretrizes da ASTM, determinando assim o erro de previsão.

5 – Concatenando todos os dados de posição da trinca tunelada para todos os casos estudados (W/B=1, 2 e 4, a/W=0,2, 0,5 e 0,7), é possível gerar coeficientes Φ similares aos propostos por Andrade (2016) por meio da redução simultânea dos erros de todos os casos.

Neste ponto, as propostas diferem uma vez que o quinto passo envolve **buscar um conjunto que minimize os erros de todos os casos** em detrimento de cada W/B isoladamente. Isto é possível com a utilização de um algoritmo genético (aplicado via Microsoft Excel[®]). A necessidade de utilização de uma técnica como esta está associada à quantidade de mínimos locais existentes no problema. O conjunto de coeficientes Φ desta proposta serão encontrados em um mínimo global.

Os coeficientes Φ são definidos aqui da seguinte maneira:

$$\Phi_i = a_i \cdot (T/B) + b_i , \quad (32)$$

onde a_i e b_i serão os parâmetros determinados pelo algoritmo genético. O índice i representa o ponto de medição da trinca, e quanto está é simétrica, $1 \leq i \leq 5$. Os principais parâmetros utilizados para condução do algoritmo genético estão mostrados abaixo. Estes formam o conjunto que melhor reduziu os erros para determinação dos coeficientes Φ .

- Convergência: 0,0001;
- Taxa de mutação: 0,15 (evitar mínimos locais);
- Tamanho da população: 100.000.
- $-1 \leq a_i, b_i \leq 1$ – Restrição imposta para promover a manutenção da interpretação de pesos para cada uma das medidas de a/W , não gerando distorções que priorizam um ponto de medição em relação a outro.
- $\sum_{i=1}^5 b_i = 1$ – Restrição imposta para não distorcer a previsão de tamanho instantâneo de trincas quando estas são ou se aproximam de trincas retilíneas (não tuneladas).

É então apresentado a seguir o desenvolvimento desta metodologia. São considerados corpos de prova SE(B) e SE(T)_c, com:

$W=50,8$ mm.

$W/B=1, 2$ e 4 .

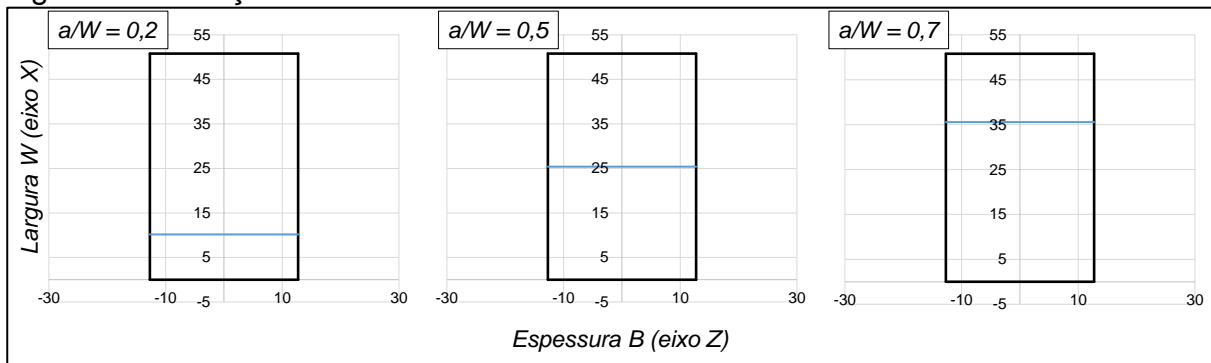
$a/W=0,2, 0,5$ e $0,7$.

$T=1, 2, 3, 4$ e 6 mm.

1 – Gerar modelos contendo trincas retilíneas e determinar a sua flexibilidade.

Como referência inicial, são gerados modelos sem tunelamento com os três níveis de profundidade de trinca considerados (Figura 30). Para os SE(B), $W=50,8$ mm e $W/B=2$, a flexibilidade de cada um dos três modelos é:

Figura 30 - Posição inicial das trincas retilíneas



Fonte: Autor

$a/W = 0,2$: $C = 1,38178 \cdot 10^{-6} \text{ N.mm}$

$a/W = 0,5$: $C = 6,91429 \cdot 10^{-6} \text{ N.mm}$

$a/W = 0,7$: $C = 2,4654 \cdot 10^{-5} \text{ N.mm}$

2 – Gerar trincas com os diversos níveis de tunelamento considerados por Andrade (2016) ($T=1, 2, 4$ e 6 mm) fixando o a/W equivalente da ASTM.

Promovendo a manutenção do a/W equivalente calculado pela ASTM, são criados modelos com trincas tuneladas ($T=1, 2, 4$ e 6 mm), mostrados na Figura 31. A flexibilidade de cada modelo é registrada. Para $a/W = 0,5$, as flexibilidades são:

$T=0 \text{ mm}$: $C = 6,91429 \cdot 10^{-6} \text{ N.mm}$

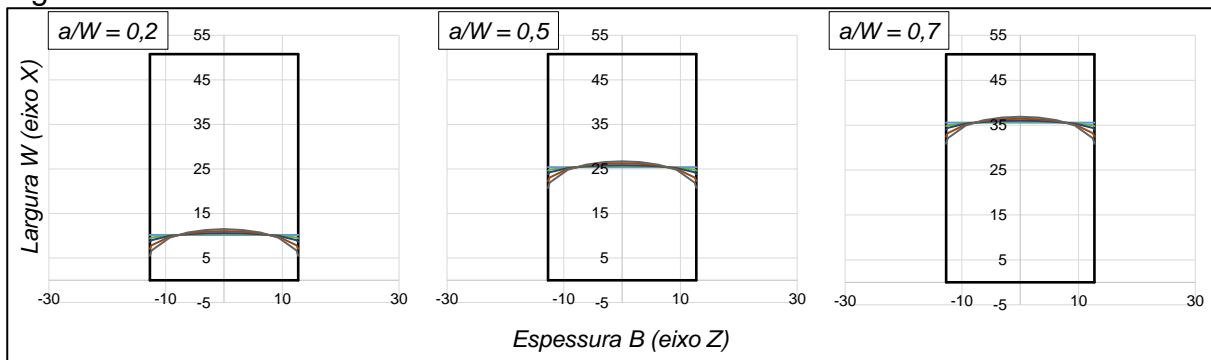
$T=1 \text{ mm}$: $C = 6,92084 \cdot 10^{-6} \text{ N.mm}$

$T=2 \text{ mm}$: $C = 6,90437 \cdot 10^{-6} \text{ N.mm}$

$T=4 \text{ mm}$: $C = 6,79597 \cdot 10^{-6} \text{ N.mm}$

$T=6 \text{ mm}$: $C = 6,51763 \cdot 10^{-6} \text{ N.mm}$

Figura 31 - Trincas tuneladas inicialmente consideradas



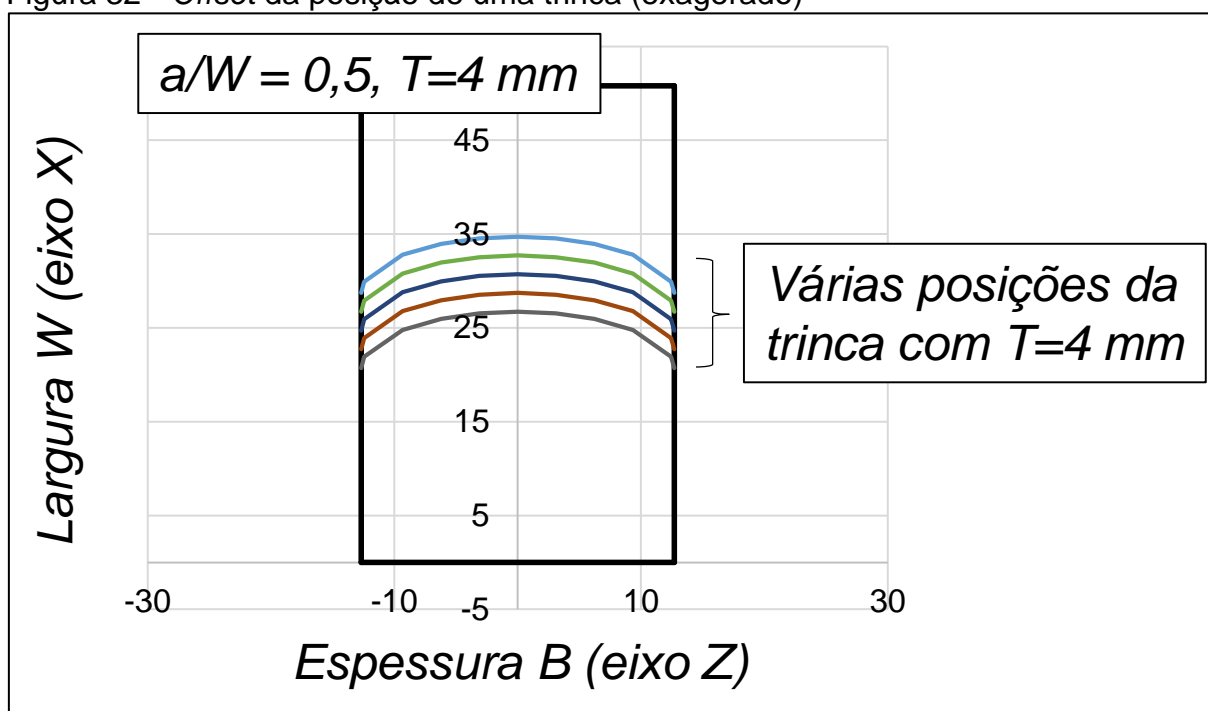
Fonte: Autor

Idealmente estes valores seriam idênticos, o que não é observado. Com isso, apesar de todas as trincas possuírem a/W equivalente calculado de 0,5, estas não possuem mesma flexibilidade, incorrendo em potenciais imprecisões nos ensaios experimentais de mecânica da fratura.

3 – Gerar modelos variando a posição de cada uma das frentes de trinca tunelada. Buscar a posição da frente de trinca de modo que esta produza a mesma flexibilidade que os modelos com trinca retilínea.

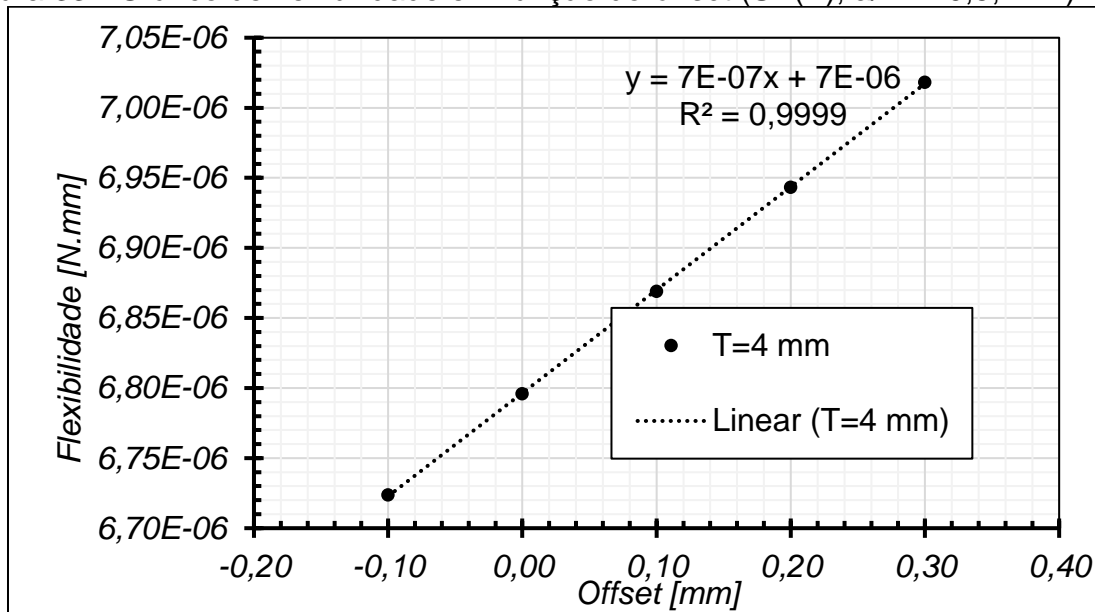
Determinada a flexibilidade elástica de cada modelo tunelado, é então buscada a posição para a qual este perfil de trinca gera a mesma flexibilidade da trinca retilínea. Exemplificando, para $T=4$ mm, são gerados *offsets* da posição original de -0,1, 0,1, 0,2 e 0,3 mm, mostrados de maneira exagerada na Figura 32. Um gráfico de flexibilidade em função de *offset* é então gerado (Figura 33), permitindo a determinação exata do *offset* que gera a exata flexibilidade equivalente à trinca retilínea.

Figura 32 - *Offset* da posição de uma trinca (exagerado)



Fonte: Autor

Legenda: É mostrado o caso $T=4$ mm como exemplo. *Offsets* típicos variam décimos de milímetros, o que atrapalharia a visualização correta. Por este motivo é mostrado de maneira exagerada na figura.

Figura 33 - Gráfico de flexibilidade em função do *offset* (SE(B), $a/W = 0,5$, $T=4$)

Fonte: Autor

Offset = -0,1 mm: $C = 6,72376 \cdot 10^{-6}$ N.mm

Offset = 0 mm: $C = 6,79597 \cdot 10^{-6}$ N.mm

Offset = 0,1 mm: $C = 6,86909 \cdot 10^{-6}$ N.mm

Offset = 0,2 mm: $C = 6,94314 \cdot 10^{-6}$ N.mm

Offset = 0,3 mm: $C = 7,01814 \cdot 10^{-6}$ N.mm

O *offset* que gera exatamente a flexibilidade da trinca retilínea ($6,91429 \cdot 10^{-6}$ N.mm) é determinado por meio da regressão linear mostrada na Figura 33, e para este caso é 0,160148 mm. Repetindo os passos 2 e 3, é possível gerar a Tabela 17, com os valores dos *offsets* para todos os casos de SE(B), $W/B=2$.

Tabela 17 - Tabela de *offsets* da posição das trincas para SE(B), $W/B=2$

a/W	T [mm]				
	0	1	2	4	6
0,2	0	-0,015241	-0,000648	0,128573	0,604352
0,5	0	-0,009331	0,012569	0,160148	0,662286
0,7	0	-0,008902	0,018072	0,193932	0,762585

Fonte: Autor

4 – Sabendo a posição exata das trincas tuneladas que geram a mesma flexibilidade das retilíneas, é possível **determinar os 9 pontos (5 para trinca simétrica) para calcular a/W equivalente** de acordo com diretrizes da ASTM, determinando assim o erro de previsão.

Prosseguindo utilizando o caso de $a/W = 0,5$, $T=4$ mm como exemplo, após a determinação do *offset* de 0,16 mm é possível determinar a posição exata da trinca que gera a mesma flexibilidade. A Tabela 18 e Figura 34 mostram a posição do eixo X dos pontos de medição da ASTM para a trinca retilínea, $T=4$ mm e $T=4$ mm com *offset*.

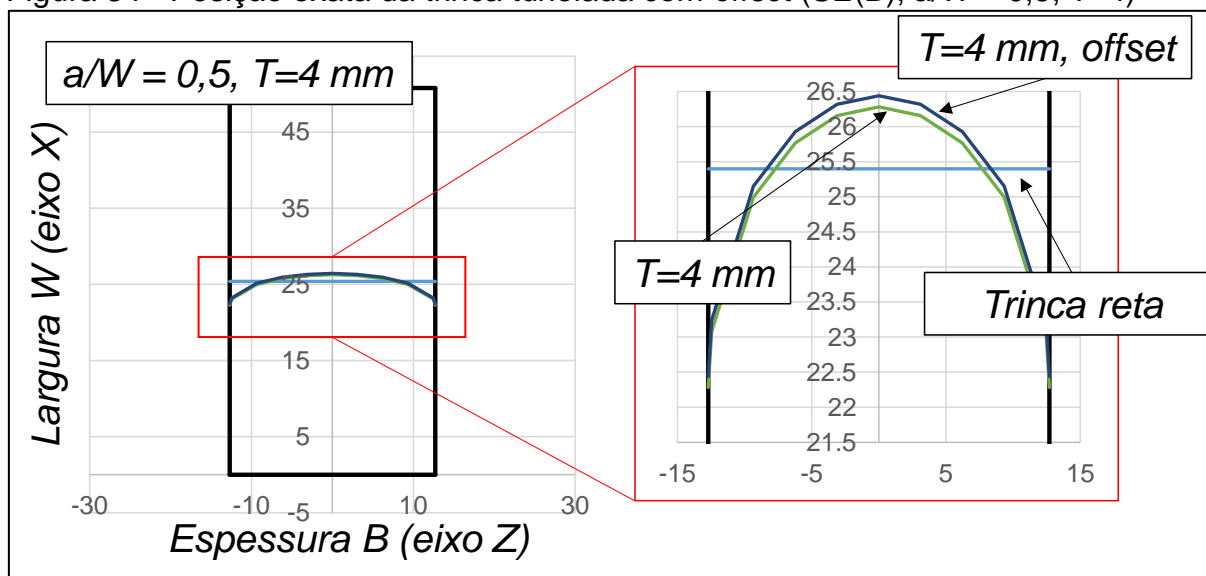
Tabela 18 - Posição exata da trinca tunelada com *offset* (SE(B), $a/W = 0,5$, $T=4$)

Posição no eixo Z (espessura)			Posição no eixo X (largura)			
			Trinca retilínea	$T=4$ mm	$T=4$ mm (<i>offset</i>)	
Borda	-z5	-12,7	25,4	22,281	22,441	
	B/2-(0,005*W)	-z4	-12,446	25,4	23,077	23,237
		-z3	-9,3345	25,4	24,993	25,154
		-z2	-6,223	25,4	25,768	25,928
		-z1	-3,1115	25,4	26,159	26,319
Centro	z0	0	25,4	26,281	26,441	
	z1	3,1115	25,4	26,159	26,319	
	z2	6,223	25,4	25,768	25,928	
	z3	9,3345	25,4	24,993	25,154	
	B/2-(0,005*W)	z4	12,446	25,4	23,077	23,237
Borda	z5	12,7	25,4	22,281	22,441	

Fonte: Autor

Legenda: São mostradas as coordenadas X (profundidade) das trincas retilínea, tunelada ($T=4$ mm) e com *offset*. Note que a último gera a mesma flexibilidade elástica da primeira.

Figura 34 - Posição exata da trinca tunelada com *offset* (SE(B), $a/W = 0,5$, $T=4$)



Fonte: Autor

Legenda: É mostrado uma aproximação (com proporções distorcidas) a fim de mostrar o deslocamento sutil da trinca para gerar mesma flexibilidade da retilínea.

A partir da curva tunelada com *offset*, esta que gera a mesma flexibilidade elástica da trinca retilínea no modelo do corpo de prova, é possível determinar qual o tamanho relativo de trinca previsto pela ASTM, valor que necessariamente será diferente de 0,5, permitindo o cálculo de um erro percentual, da seguinte maneira:

$$Erro = \left| \frac{a/W_{calculado} - a/W_{referência}}{a/W_{referência}} \right| \cdot 100 . \quad (32)$$

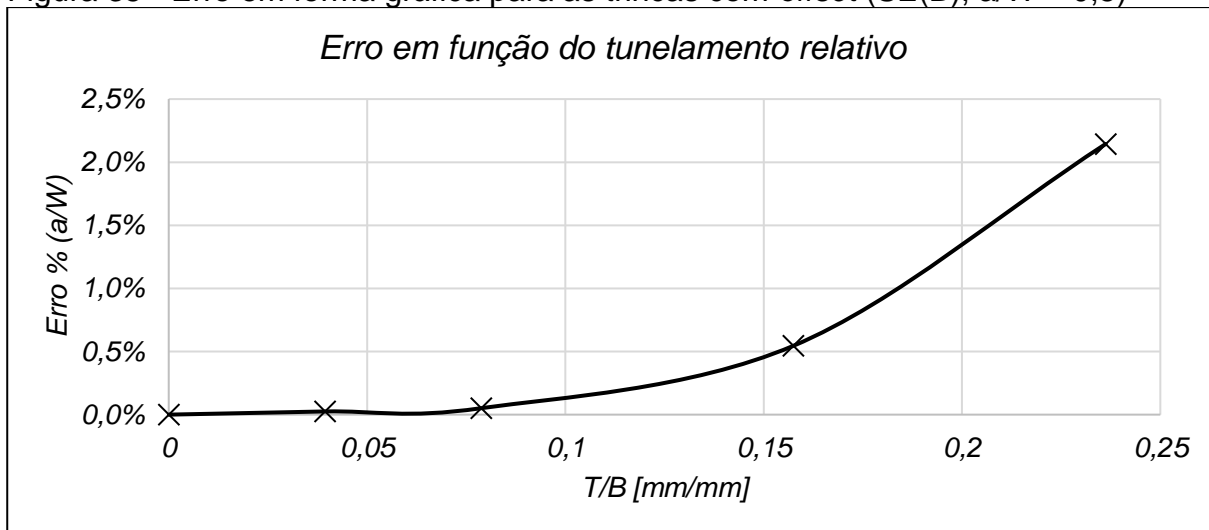
Para o SE(B), $W=50,8$ mm, $W/B=2$, $a/W=0,5$ e $T=0, 1, 2, 4$ e 6 mm, o erro calculado está mostrado na Tabela 19 e Figura 35.

Tabela 19 - Erro calculado para as trincas com *offset* (SE(B), $a/W = 0,5$)

T	0	1	2	4	6
T/B	0	0,039	0,079	0,157	0,236
$a_{calculado}$	25,4	25,391	25,413	25,560	26,062
$a/W_{calculado}$	0,5	0,4998	0,5002	0,5032	0,5130
Erro %	0,00%	0,04%	0,05%	0,63%	2,61%

Fonte: Autor

Figura 35 - Erro em forma gráfica para as trincas com *offset* (SE(B), $a/W = 0,5$)



Fonte: Autor

5 – Concatenando todos os dados de posição da trinca tunelada para todos os casos estudados ($W/B=1, 2$ e 4 , $a/W=0,2, 0,5$ e $0,7$), é possível **gerar coeficientes Φ similares aos propostos por Andrade (2016)** por meio da redução simultânea dos erros de todos os casos.

Nesta etapa a proposta de correção original de Andrade (2016) é modificada para atender as 3 proporções de W/B consideradas. Para contextualização, é inicialmente mostrado como Andrade (2016) realizou a primeira revisão, esta que também era função apenas do nível de tunelamento T, aqui mostrada em função de T/B. Prosseguindo com o exemplo de W/B=2, para os três níveis de profundidade relativa considerados, os gráficos de erro em função do tunelamento relativo são gerados (Figura 36 a-c). Adicionalmente, o conjunto de coeficientes Φ pode ser determinado (equação 32) e a trinca retilínea equivalente da proposta calculada (equação 17).

O conjunto de coeficientes Φ que reduzem o erro para SE(B), W/B=2 está mostrado abaixo na Tabela 20, com resultados mostrados de forma gráfica na Figura 36 (d-f). Estes estão mostrados em função de T/B e foram determinados por meio de uma metodologia de redução de erro GRG não linear (que não traz resultados satisfatórios quando se busca redução dos três W/B considerados simultaneamente). Destaca-se aqui o fato da impossibilidade de aplicar este conjunto de coeficientes Φ para as demais proporções de SE(B). Esta iteração da proposta é dependente de W/B.

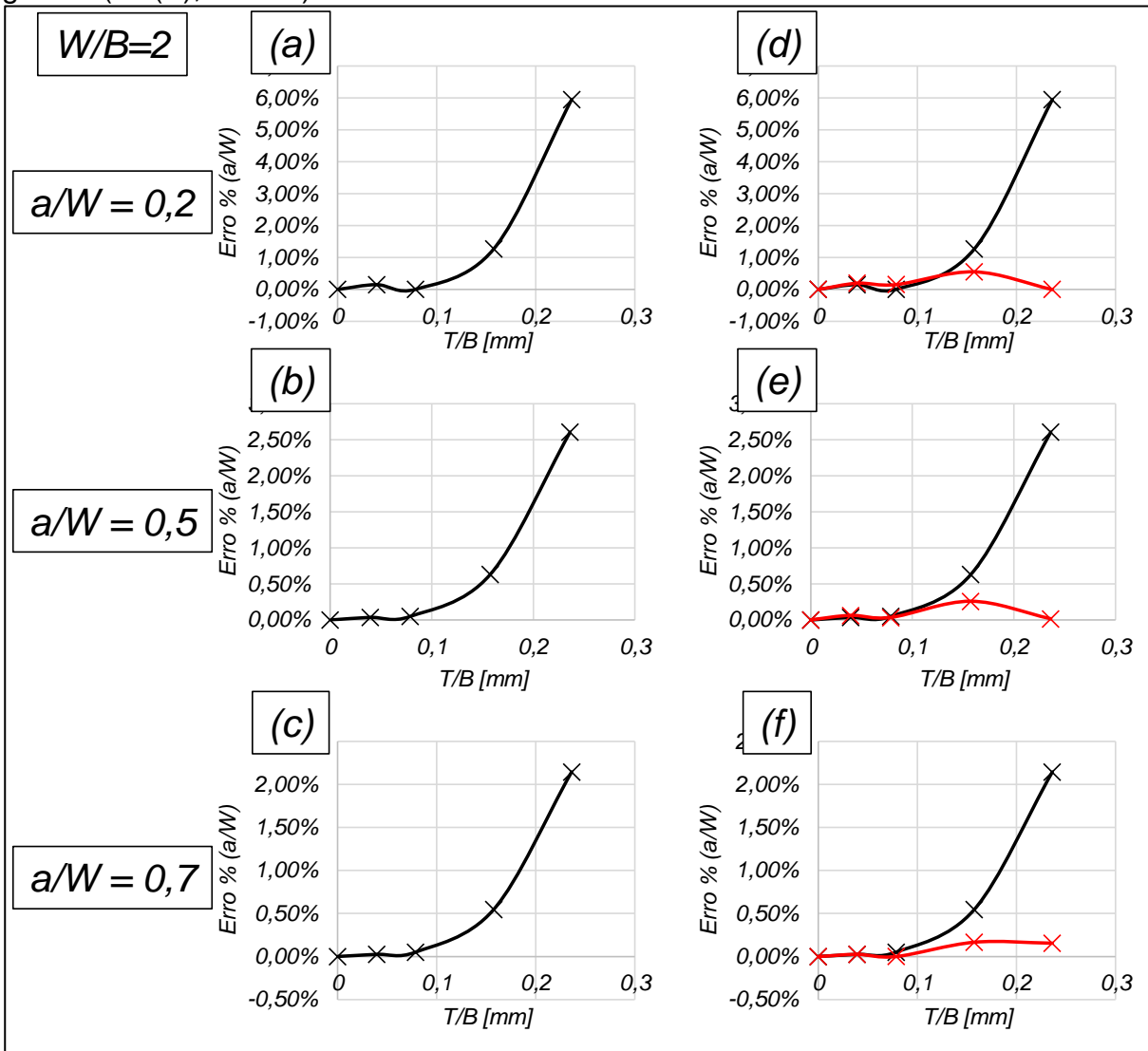
Tabela 20 - Conjunto de coeficientes Φ que reduzem os erros para SE(B), W/B=2 (Proposta inicial de Andrade (2016))

Coefficientes Φ, SE(B), W=50,8 mm, W/B=2	
$\Phi_1 = -0,4102(T/B)+0,1270$	(centro)
$\Phi_2 = -0,3619(T/B)+0,4137$	
$\Phi_3 = -0,2071(T/B)+0,2221$	
$\Phi_4 = 0,1001(T/B)+0,1671$	
$\Phi_5 = 0,8621(T/B)+0,0701$	(superfície)

Fonte: Autor

Legenda: Originalmente, Andrade (2016) apresenta estes coeficientes em função do nível de tunelamento. Aqui, estes são mostrados em função do tunelamento relativo T/B.

Figura 36 - Resultados da proposta inicial de Andrade (2016), apresentados de forma gráfica (SE(B), $W/B=2$)



Fonte: Autor

Legenda: a-c: Erros da previsão do tamanho de trinca da ASTM. d-f: Erros da proposta inicial de Andrade (2016) comparados com a ASTM.

Neste ponto a segunda revisão da proposta é definida. Os passos mostrados para $W/B=2$ são aplicados para $W/B=1$ e 4, gerando assim uma quantidade significativa de dados. A estratégia de minimização dos erros por meio da utilização de um algoritmo genético é aqui aplicada, permitindo a redução de erros de todas as configurações estudadas, gerando um conjunto de coeficientes Φ exclusivos da geometria SE(B) independentes de W/B . É então mostrada na Tabela 21 a segunda versão da proposta, para o corpo de prova SE(B). Os resultados da aplicação destes coeficientes nos modelos estudados estão mostrados graficamente na Figura 37 e em forma de tabela na Tabela 22.

Tabela 21 - Conjunto de coeficientes Φ que reduzem os erros para SE(B), todos os W/B (segunda versão da proposta)

Coeficientes Φ, SE(B), W=50,8 mm, todos W/B	
$\Phi_1 = -0,2737(T/B)+0,1261$	(centro)
$\Phi_2 = -0,2420(T/B)+0,3347$	
$\Phi_3 = -0,1399(T/B)+0,2359$	
$\Phi_4 = 0,0634(T/B)+0,2079$	
$\Phi_5 = 0,5813(T/B)+0,0953$	(superfície)

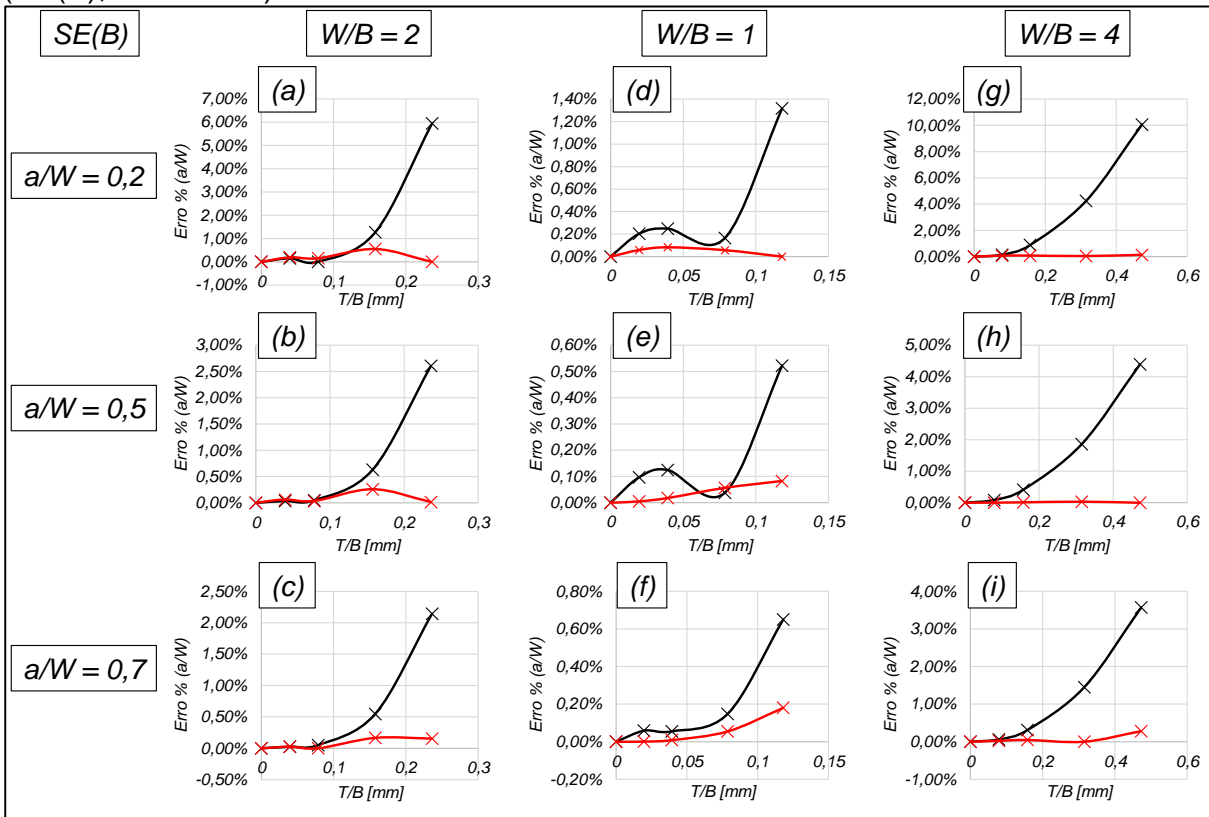
Fonte: Autor

Tabela 22 - Resultados da segunda versão da proposta, apresentados de forma de tabela (SE(B), todos W/B)

W/B	a/W	T [mm]	1	2	4	6
2	0,2	ASTM	0,15%	0,01%	1,27%	5,95%
		Proposta	0,01%	0,09%	0,34%	1,37%
	0,5	ASTM	0,04%	0,05%	0,63%	2,61%
		Proposta	0,01%	0,04%	0,12%	0,62%
	0,7	ASTM	0,03%	0,05%	0,55%	2,14%
		Proposta	0,02%	0,04%	0,04%	0,65%
1	0,2	ASTM	0,20%	0,25%	0,17%	1,32%
		Proposta	0,06%	0,08%	0,06%	0,00%
	0,5	ASTM	0,10%	0,12%	0,04%	0,52%
		Proposta	0,01%	0,02%	0,06%	0,08%
	0,7	ASTM	0,06%	0,06%	0,15%	0,65%
		Proposta	0,00%	0,01%	0,05%	0,18%
4	0,2	ASTM	0,15%	0,88%	4,24%	10,06%
		Proposta	0,07%	0,08%	0,04%	0,13%
	0,5	ASTM	0,09%	0,41%	1,86%	4,39%
		Proposta	0,00%	0,01%	0,03%	0,00%
	0,7	ASTM	0,06%	0,31%	1,45%	3,57%
		Proposta	0,02%	0,05%	0,00%	0,28%

Fonte: Autor

Figura 37 - Resultados da segunda versão da proposta, apresentados de forma gráfica (SE(B), todos W/B)



Fonte: Autor

Legenda: O eixo X dos gráficos é elaborado em T/B. Destaca-se o fato da escala se alterar nos diversos W/B considerados pois os modelos foram baseados no nível de tunelamento puro, T.

Os resultados corroboram as conclusões apresentadas por Andrade (2016) e são promissores. No entanto, é destacado aqui que os erros para $W/B=1, 2$ e 4 são substancialmente diferentes. Isso se dá pelo fato de que os níveis de tunelamento utilizados para gerar os modelos no passo 2 afetam de maneira distinta os modelos com proporções diferentes. Exemplificando, um nível de tunelamento de 6 mm afetará um corpo de prova $W=50,8$ mm, $W/B=1$ menos intensamente do que $W/B=4$, onde a espessura é apenas 12,7 mm e 6 mm de tunelamento é uma curvatura exagerada. Com isso, uma subsequente terceira iteração da proposta de Andrade (2016) foi realizada alterando o passo 2 descrito anteriormente. Nesta, são selecionados níveis de tunelamento relativo T/B em detrimento de considerar puramente níveis de tunelamento T, sendo estes $T/B=0,03, 0,06, 0,09$ e $0,12$ (o que equivale para $W=50,8$ mm, $W/B=2$ níveis de tunelamento $T=0,762, 1,524, 2,286$ e $3,048$ respectivamente). Todos os passos remanescentes foram mantidos. Com isso é mostrado abaixo o conjunto de coeficientes Φ que reduzem os erros na terceira revisão da proposta

(Tabela 23) e os respectivos resultados da terceira versão da proposta na Figura 38 e Tabela 24.

Tabela 23 - Conjunto de coeficientes Φ que reduzem os erros para SE(B), todos os W/B (terceira versão da proposta)

Coeficientes Φ, SE(B), W=50,8 mm, todos W/B	
$\Phi_1 = -0,2451(T/B)+0,1261$	(centro)
$\Phi_2 = -0,2167(T/B)+0,3360$	
$\Phi_3 = -0,1255(T/B)+0,2356$	
$\Phi_4 = 0,0549(T/B)+0,2066$	
$\Phi_5 = 0,5211(T/B)+0,0957$	(superfície)

Fonte: Autor

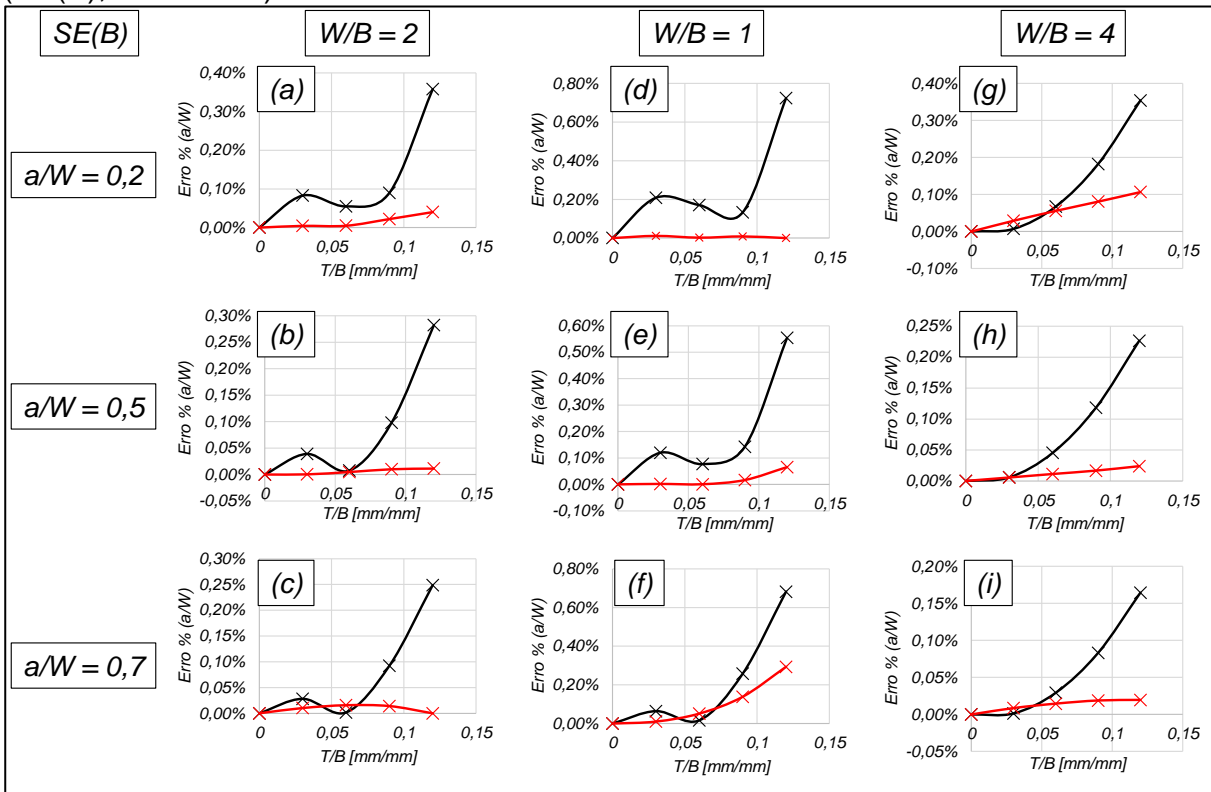
Tabela 24 - Resultados da terceira versão da proposta, apresentados de forma de tabela (SE(B), todos W/B)

W/B	a/W	T/B	0,030	0,060	0,090	0,120
2	0,3	ASTM	0,08%	0,05%	0,09%	0,36%
		Proposta	0,00%	0,00%	0,02%	0,04%
	0,5	ASTM	0,04%	0,01%	0,10%	0,28%
		Proposta	0,00%	0,00%	0,01%	0,01%
	0,7	ASTM	0,03%	0,00%	0,09%	0,25%
		Proposta	0,01%	0,02%	0,01%	0,00%
1	0,3	ASTM	0,21%	0,17%	0,13%	0,72%
		Proposta	0,01%	0,00%	0,01%	0,00%
	0,5	ASTM	0,12%	0,08%	0,14%	0,55%
		Proposta	0,00%	0,00%	0,02%	0,07%
	0,7	ASTM	0,06%	0,02%	0,26%	0,68%
		Proposta	0,01%	0,05%	0,14%	0,29%
4	0,3	ASTM	0,01%	0,07%	0,18%	0,35%
		Proposta	0,03%	0,06%	0,08%	0,11%
	0,5	ASTM	0,01%	0,05%	0,12%	0,23%
		Proposta	0,01%	0,01%	0,02%	0,02%
	0,7	ASTM	0,00%	0,03%	0,08%	0,16%
		Proposta	0,01%	0,01%	0,02%	0,02%

Fonte: Autor

Apesar de similares, os resultados da terceira proposta aparentemente têm melhor aplicabilidade pois utilizar T/B como referência elimina naturalmente da matriz de análise valores extremos de tunelamento como os mencionados anteriormente. Ambas as propostas serão avaliadas em uma matriz de análise de validação, a ser mostrada na seção de resultados dessa obra.

Figura 38 - Resultados da terceira versão da proposta, apresentados de forma gráfica (SE(B), todos W/B)



Fonte: Autor

Dando sequência, uma vez que os resultados da metodologia aplicada ao SE(B) se mostraram promissores, foi realizado o mesmo procedimento ao SE(T)_c, gerando duas versões da proposta, que também serão validadas posteriormente. Com isso, é mostrada a segunda versão da proposta (coeficientes Φ na Tabela 25 e resultados na Figura 39 e Tabela 26) e terceira versão da proposta

(coeficientes Φ na Tabela 27 e resultados na Figura 40 e Tabela 28).

Tabela 25 - Conjunto de coeficientes Φ que reduzem os erros para SE(T)_c, todos os W/B (segunda versão da proposta)

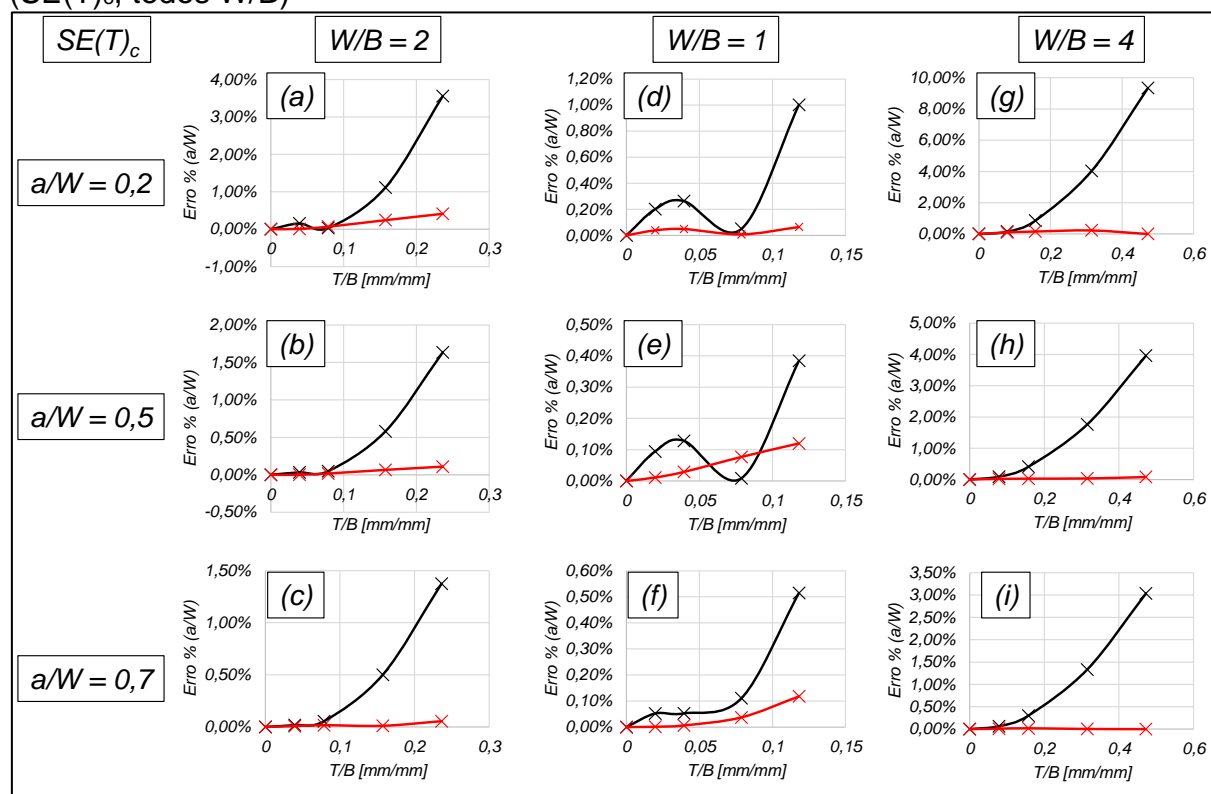
Coeficientes Φ, SE(T) _c , W=50,8 mm, todos W/B	
$\Phi_1 = -0,7248(T/B)+0,2839$	(centro)
$\Phi_2 = -0,5146(T/B)+0,2869$	
$\Phi_3 = -0,2009(T/B)+0,1869$	
$\Phi_4 = 0,8781(T/B)+0,0871$	
$\Phi_5 = 0,1496(T/B)+0,1551$	(superfície)

Fonte: Autor

Tabela 26 - Resultados da segunda versão da proposta, apresentados de forma de tabela ($SE(T)_c$, todos W/B)

W/B	a/W	T	1	2	4	6
2	0,2	ASTM	0,15%	0,03%	1,11%	3,56%
		Proposta	0,01%	0,07%	0,24%	0,41%
	0,5	ASTM	0,03%	0,05%	0,58%	1,64%
		Proposta	0,00%	0,02%	0,07%	0,11%
	0,7	ASTM	0,02%	0,05%	0,50%	1,37%
		Proposta	0,01%	0,02%	0,01%	0,05%
1	0,2	ASTM	0,20%	0,26%	0,05%	1,00%
		Proposta	0,04%	0,05%	0,01%	0,06%
	0,5	ASTM	0,09%	0,13%	0,01%	0,38%
		Proposta	0,01%	0,03%	0,08%	0,12%
	0,7	ASTM	0,05%	0,05%	0,11%	0,51%
		Proposta	0,00%	0,01%	0,04%	0,12%
4	0,2	ASTM	0,15%	0,85%	4,03%	9,34%
		Proposta	0,10%	0,16%	0,23%	0,00%
	0,5	ASTM	0,09%	0,41%	1,76%	3,96%
		Proposta	0,02%	0,03%	0,04%	0,08%
	0,7	ASTM	0,06%	0,30%	1,33%	3,04%
		Proposta	0,01%	0,02%	0,00%	0,00%

Fonte: Autor

Figura 39 - Resultados da segunda versão da proposta, apresentados de forma gráfica ($SE(T)_c$, todos W/B)

Fonte: Autor

Legenda: O eixo X dos gráficos é elaborado em T/B. Destaca-se o fato da escala se alterar nos diversos W/B considerados pois os modelos foram baseados no nível de tunelamento puro, T.

Tabela 27 - Conjunto de coeficientes Φ que reduzem os erros para $SE(T)_c$, todos os W/B (terceira versão da proposta)

Coeficientes Φ, $SE(T)_c$, $W=50,8$ mm, todos W/B	
$\Phi_1 = -0,2281(T/B)+0,1322$	(centro)
$\Phi_2 = -0,1479(T/B)+0,3810$	
$\Phi_3 = -0,1060(T/B)+0,1760$	
$\Phi_4 = 0,0041(T/B)+0,2071$	
$\Phi_5 = 0,4628(T/B)+0,1037$	(superfície)

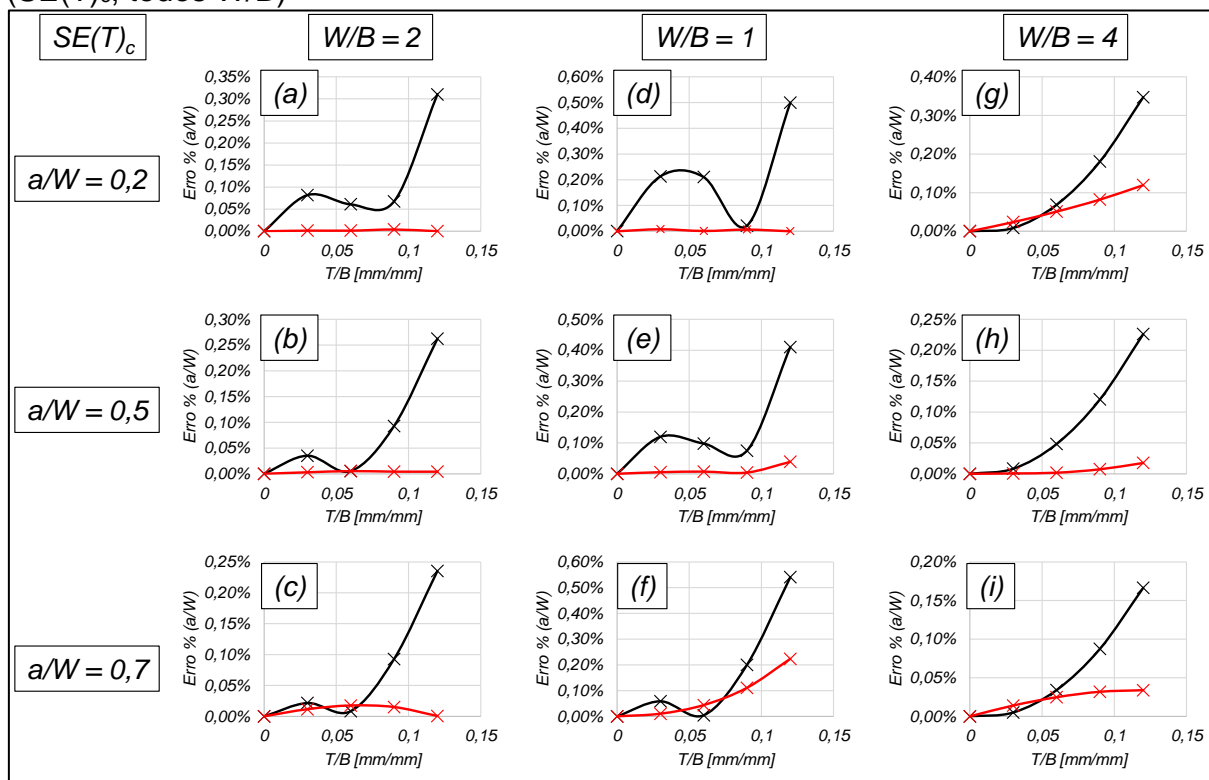
Fonte: Autor

Tabela 28 - Resultados da terceira versão da proposta, apresentados de forma de tabela ($SE(T)_c$, todos W/B)

W/B	a/W	T/B	0,030	0,060	0,090	0,120
2	0,3	ASTM	0,08%	0,06%	0,07%	0,31%
		Proposta	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
	0,5	ASTM	0,04%	0,01%	0,09%	0,26%
		Proposta	0,00%	0,01%	0,00%	0,00%
	0,7	ASTM	0,02%	0,01%	0,09%	0,24%
		Proposta	0,01%	0,02%	0,02%	0,00%
1	0,3	ASTM	0,21%	0,21%	0,02%	0,50%
		Proposta	0,01%	0,00%	0,01%	0,00%
	0,5	ASTM	0,12%	0,10%	0,07%	0,41%
		Proposta	0,01%	0,01%	0,00%	0,04%
	0,7	ASTM	0,06%	0,00%	0,20%	0,54%
		Proposta	0,01%	0,04%	0,11%	0,22%
4	0,3	ASTM	0,01%	0,07%	0,18%	0,35%
		Proposta	0,02%	0,05%	0,08%	0,12%
	0,5	ASTM	0,01%	0,05%	0,12%	0,23%
		Proposta	0,00%	0,00%	0,01%	0,02%
	0,7	ASTM	0,01%	0,03%	0,09%	0,17%
		Proposta	0,01%	0,02%	0,03%	0,03%

Fonte: Autor

Figura 40 - Resultados da terceira versão da proposta, apresentados de forma gráfica ($SE(T)_c$, todos W/B)



Fonte: Autor

Finalizando, uma solução apenas dependente do tipo de corpo de prova (assim como cálculo de força motriz de trinca, soluções de flexibilidade e fatores η) é julgada como razoável, e é considerado pelo Autor que a busca por uma proposta independente de tipo de corpo de prova não é razoável. A seção de resultados deste trabalho mostrará validações numéricas com matriz de validação distinta da matriz de elaboração da proposta e exploração experimental, mostrando a razoabilidade da adoção da metodologia aqui apresentada, assim como a recomendável sequência para trabalhos futuros de validação experimental.

3.2.4 Curvatura limite permitida pela ASTM

Esta seção é reservada para esclarecer a determinação da curvatura limite permitida pela ASTM, esta que será apresentada na seção de resultados para ajudar a tecer as conclusões deste trabalho. Conforme já abordado nesta obra, a ASTM limita a curvatura máxima de uma frente de trinca limitando a diferença entre a medição de qualquer um dos nove pontos de medição e a trinca média calculada em 5% da espessura do corpo de prova. Com a modelagem de trinca NV (NIKISHKOV et al.,

1999) ou SE (semielíptica), este ponto limítrofe sempre será o mais próximo da borda dos modelos (0,005W). Sabendo disso, é possível determinar para cada espessura de CP qual o máximo nível de tunelamento (e tunelamento relativo) permitido. No entanto, um ponto de atenção é necessário ao avaliar este parâmetro

Nas propostas revisadas de Andrade (2016), ao alterar como a trinca retilínea equivalente é calculada afetará a determinação da curvatura limite, pois como já citado, esta é baseada na diferença do ponto limítrofe com a média calculada. Será demonstrado este impacto adotando como exemplo o modelo $W=50,8$ mm, $W/B=2$, $a/W=0,5$ e $T=4$ mm.

É possível comparar o ponto limítrofe com o comprimento de trinca equivalente da ASTM. A Tabela 18 mostra o perfil desta trinca, permitindo avaliar se o limite da ASTM foi violado. Para o ponto z_4 (0,005W):

$$\left| \frac{a_{equivalente} - a_{z4}}{B} \right| \leq 0,05 , \quad (33)$$

$$\frac{25,4 - 23,007}{25,4} = 0,09144 \geq 0,05 , \quad (34)$$

concluindo que esta trinca viola o limite da ASTM. Ao alterar como a trinca equivalente é calculada por meio da segunda revisão de Andrade (2016), o comprimento equivalente passa de 25,4 mm para 25,33 mm, alterando a avaliação do limite de curvatura para 0,088870.

Concluindo, é admitido como razoável a não alteração do limite da ASTM devido ao fato da alteração do cálculo da trinca relativa equivalente pois o impacto é muito pequeno e os parâmetros da ASTM serão utilizados como forma de comparação dos resultados, não fazendo sentido comparar no mesmo gráfico dois limites de curvatura distintos. Em contrapartida, o limite da ASTM será alterado para os diferentes W e B considerados na matriz de análise. Utilizando a modelagem da trinca curvilínea de Nikishkov et al. (1999) é possível por meio de um algoritmo GRG não linear determinar exatamente qual o nível de tunelamento que gera o tunelamento máximo permitido para cada combinação utilizada neste trabalho. Os resultados estão mostrados na Tabela 29, onde é possível concluir que existe uma independência de W/B no tunelamento relativo limite.

Tabela 29 - Níveis de tunelamento e tunelamento relativo limítrofes para as diversas proporções de corpos de prova utilizados neste trabalho

W	W/B	T_{lim}	T/B_{lim}
50,8	1	4,0415	0,0796
	2	2,1870	0,0861
	4	1,2318	0,0970
25,4	1	2,0208	0,0796
	2	1,0935	0,0861
	4	0,6159	0,0970
12,7	1	1,0104	0,0796
	2	0,5467	0,0861
	4	0,3080	0,0970

Fonte: Autor

3.3 METODOLOGIA PARA O ESTUDO DA PLASTICIDADE

O principal objetivo do estudo do impacto da plasticidade na técnica EUC é o entendimento deste efeito e suas consequências para a medição instantânea do comprimento de trincas. Isto influencia diretamente na obtenção de curvas J-R pela metodologia mono espécime, esta que conta com ensaios no mesmo corpo de prova com diversos níveis de carregamentos. Andrade (2016) apresentou resultados e conclusões que corroboram com Verstraete et al. (2014) e Yan e Zhou (2015), mostrando que existe uma influência geométrica de redução da área do ligamento remanescente quando o carregamento era elevado, este não necessariamente correlacionado com aumento do comprimento da trinca, e que o maior impacto deste fenômeno era na geometria SE(T)_c. Esta etapa apresenta a metodologia de estudo para verificar este efeito nas geometrias SE(B) e SE(T)_c, esta que contou com a verificação complementar do possível efeito geométrico, a reprodução da estratégia de medição de trincas de Verstraete et al. (2014), a metodologia de análise das propriedades geométricas do ligamento remanescente e ensaios JR para calibrar modelos de dano GTN.

3.3.1 Verificação do efeito geométrico da plasticidade

Uma vez que vários efeitos geométricos afetam simultaneamente a técnica EUC quando um corpo de prova é carregado, existe a necessidade de realizar uma tentativa de entendimento individual de cada um destes. Descartando o tunelamento que está sendo estudado de maneira independente, destacam-se aqui como efeitos

geométricos: *blunting* (arredondamento da ponta da trinca), rotação de corpos de prova e redução de área do ligamento remanescente. Aponta-se também o principal efeito de material, sendo este a plastificação do material ao longo do ligamento remanescente.

Para melhor entendimento do ponto de vista numérico destes efeitos, simulações de $SE(T)_c$ contendo trinca estacionária foram conduzidas com o objetivo da obtenção da curva de flexibilidade em função do CMOD. Apenas esta geometria foi selecionada para estudos iniciais pois, segundo Andrade (2016), estas são as que mais apresentariam um detrimento da aplicabilidade da EUC devido à plastificação do material. As análises contemplam o impacto da utilização de não linearidades típicas de material elasto-plástico e de variação geométrica devido a grandes deslocamentos (atualização da geometria a cada incremento da análise), com detalhamento mostrado na Tabela 30 (EL – material Elástico Linear, EP – material Elasto-Plástico, LGEOM – pequenos deslocamentos, do inglês “*linear geometry*” e NLGEOM – grandes deslocamentos, do inglês “*non-linear geometry*”). Esta etapa foi realizada pois imagina-se que a utilização da combinação EL+LGEOM deverá apresentar flexibilidade independente do carregamento, pois não possui nenhum tipo de não linearidade imposta no modelo. Ativando grandes deslocamentos (EL+NLGEOM), busca-se isoladamente entender os efeitos geométricos, enquanto a ativação da não linearidade de material (EP+LGEOM) busca entender os efeitos exclusivos de material, sem permitir nenhum efeito de geometria. Finalmente, a análise completa mais representativa é a EP+NLGEOM, onde todas as não linearidades são permitidas, analisando a combinação de todos os efeitos.

É destacado aqui que, idealmente, nenhuma destas análises deveria apresentar variação de flexibilidade, pois a trinca está em estado estacionário. No entanto, isso não é observado e a possível razoabilidade e potenciais causas serão discutidas.

Tabela 30 - Detalhamento das condições de análises para verificação da flexibilidade de corpo de prova $SE(T)_c$

Análise	Material	Geometria	Comentários
1	EL	LGEOM	Análise básica
2	EL	NLGEOM	Efeito isolado da geometria
3	EP	LGEOM	Efeito isolado do material
4	EP	NLGEOM	Comportamento completo

Fonte: Autor

Para realização destas análises foram desenvolvidos modelos numéricos similares aos mostrados em 3.2.2 com poucas diferenças, sendo a principal relacionada ao refinamento da malha de elementos finitos. Foi realizada uma redução no número de elementos que descrevem a metade da espessura para 10 elementos, totalizando para um $SE(T)_c$ típico um número aproximado de 25000 elementos e nós. Esta alteração foi realizada pois não existe a necessidade de caracterização da frente de trinca na direção da espessura de maneira tão refinada e a redução no número total de elementos promove uma redução no custo computacional envolvido neste tipo de análise. Um exemplo de malha de corpo de prova $SE(T)_c$ está mostrado na Figura 41.

O carregamento dos modelos foi realizado de maneira análoga ao explicado em 3.2.2. A principal diferença reside na necessidade de se calcular a flexibilidade do modelo em diversos níveis de carregamento (plasticidade). Para tal, foi elaborada uma rotina de carregamentos e descarregamentos segundo a Tabela 31. É executada a etapa inicial seguida pela etapa de descarregamento. Subseqüentes carregamentos e descarregamentos são realizados em função do número de pontos de medição de flexibilidade e níveis de deslocamento (e conseqüentemente CMOD) a serem obtidos da análise. Finalmente, o tratamento de dados das análises de flexibilidade elástica é automatizado com uma rotina de tratamento de dados em Matlab.

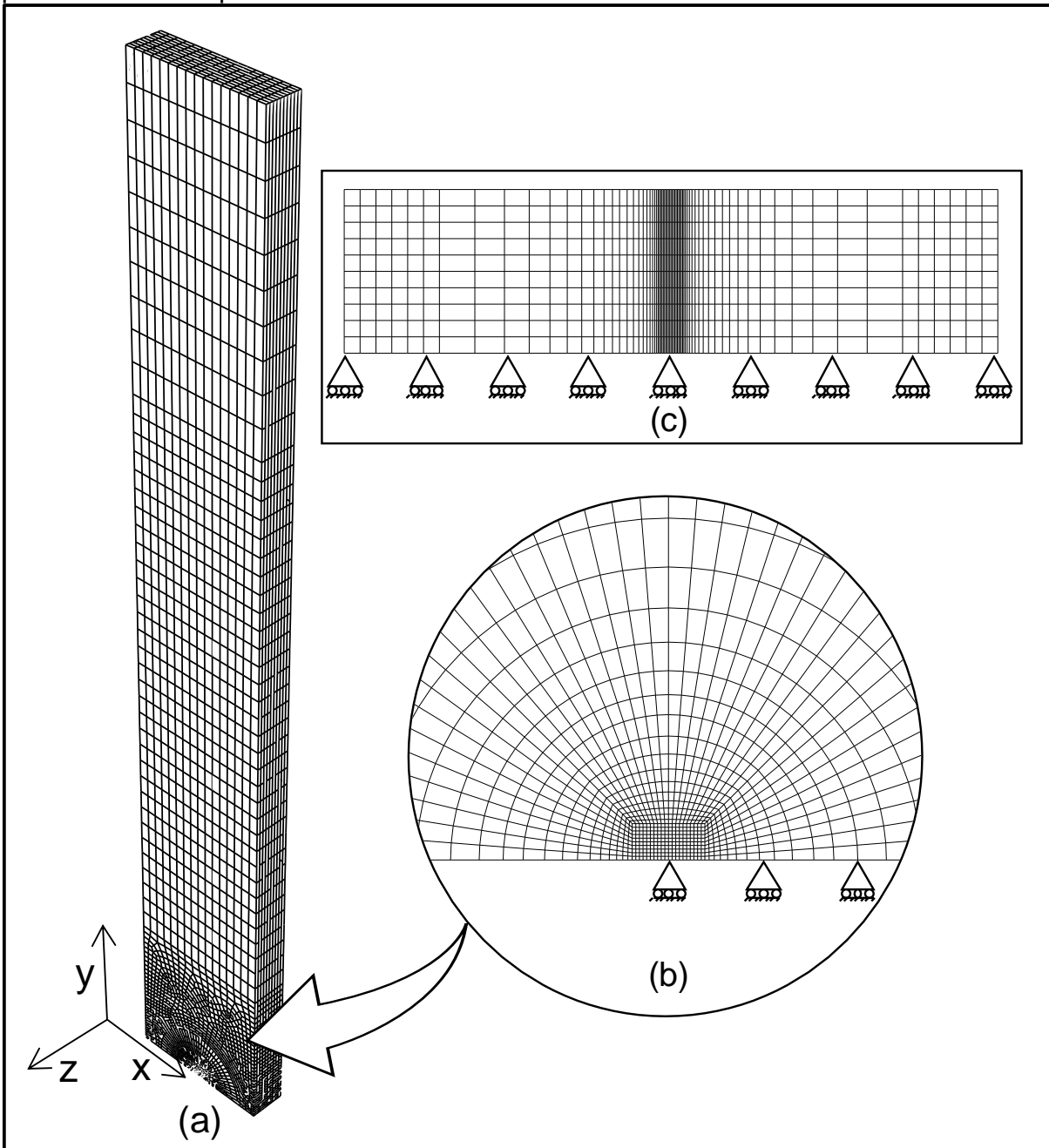
Tabela 31 - Esquema de carregamento de modelos para estudo da plasticidade

Etapa	Deslocamento total	Número de incrementos	Deslocamento por incremento
	[mm]		[mm/incremento]
Inicial	0,2	100	0,002
Descarregamento	-0,1	100	-0,001
Carregamento	0,2	100	0,002

Fonte: Autor

Finalizando, nesta etapa também será realizada uma avaliação da proposta de correção por rotação do $SE(T)_c$ proposta por Shen e Tyson (2009), mostrada na seção 2.1.3. Aqui espera-se que a queda de flexibilidade inicialmente detectada nas simulações e ensaios desta geometria, apontada como sendo oriunda principalmente de *blunting* e rotação, seja minimizada.

Figura 41 - Exemplo de malha de elementos finitos de corpo de prova SE(T)_c utilizada para o estudo da plasticidade



Fonte: Autor

Legenda: (a) malha do corpo de prova. (b) ponta da trinca. (c) ponta da trinca.

3.3.2 Reprodução da metodologia de Verstraete et al. (2014)

Para fins comparativos, será reproduzida estratégia similar à de Verstraete et al. (2014) neste trabalho (seção 2.1.5). Nesta serão realizadas simulações de SE(B) e SE(T)_c nas mesmas condições da análise 4 mostrada na Tabela 30 contendo trinca estacionária com profundidade relativa de trinca a/W variando de 0,2 a 0,8, com

incrementos de 0,1. Verstraete et al. (2014) mostram com estas simulações que existe uma variação de flexibilidade para estes modelos função do nível de CMOD (e, portanto, carregamento) que estas foram calculadas, e mostra que o cálculo da trinca retilínea equivalente de ensaios reais poderiam ser calculadas com precisão de 5% realizando uma comparação entre simulação e resultado experimental como mostrado na Figura 13.

Neste trabalho será realizada estratégia similar, mas a comparação será realizada com ensaios contendo o modelo de dano GTN, com trinca não estacionária. A medição da trinca retilínea equivalente por este método será comparada com a medição da flexibilidade, bem como a proveniente da medição física da trinca (medindo a trinca nos nove pontos recomendados pela ASTM ao longo da simulação) e com a calculada com base na área do ligamento remanescente, ambas apresentadas a seguir.

3.3.3 Avaliação de propriedades do ligamento remanescente

A fim de se avaliar a tese que a plasticidade causa principalmente um efeito geométrico de redução do ligamento remanescente e com isso um aumento de flexibilidade, foi elaborada uma metodologia para determinação de propriedades geométricas e físicas do ligamento remanescente. As análises para análise da plasticidade realizadas no Abaqus 2022 contaram com a extração de algumas variáveis adicionais para permitir a determinação dos seguintes parâmetros:

1. Área do ligamento remanescente A_{LR} .
2. Posição do centroide do ligamento remanescente.
3. Momento de inércia do ligamento remanescente em relação ao centroide.
4. Coordenadas da frente de trinca.
5. Calcular a trinca retilínea equivalente a partir da relação da área da seção transversal do CP com a área do ligamento remanescente:

$$a/W_{LR} = \frac{A_{LR}}{B \cdot W} \cdot \quad (35)$$

As variáveis extraídas das análises foram:

- Coordenada X (direção da largura) e Z (direção da espessura) dos nós do ligamento remanescente.
- Matriz de incidências do ligamento remanescente (elementos e nós que pertencem a estes).
- Para as análises com modelo de dano GTN: Variável STATUS (que mostra se o elemento foi ou não excluído da simulação).

Isto permite o cálculo dos parâmetros apresentados acima para cada instante da simulação. Resumidamente, o cálculo segue a seguinte estratégia:

1. Para cada elemento do ligamento remanescente, determinar quais nós fazem parte do plano de simetria (plano da trinca);
2. Determinar quais nós fazem parte da frente da trinca (para cálculo do a/W 9 pontos);
3. Determinar a área deste elemento;
4. Determinar o momento de inércia e centroide deste elemento. Repetir para todos os elementos do ligamento remanescente;
5. Determinar o momento de inércia em relação a um eixo de referência (adotado aqui como eixo Z, que representa a frente de trinca do modelo no instante zero);
6. Determinar a posição do centroide do ligamento remanescente;
7. Determinar o momento de inércia do ligamento remanescente.

Para as análises com modelo de dano, a análise é similar. A variável STATUS permite a determinação dos nós presentes no ligamento remanescente bem como a posição instantânea dos nós que fazem parte da frente de trinca.

3.3.4 Ensaios J-R para calibrar modelos de dano GTN

A condução de ensaios J-R de corpos de prova SE(B) e SE(T)_c foi realizada a fim de se obter curvas força em função do CMOD representativas para estes corpos de prova fabricados com o aço X65MS. A partir destas, foi possível realizar a calibração dos modelos de dano GTN, gerando simulações o mais próximas possível

da realidade e permitindo comparações da estratégia de Verstraete et al. (2014) com a metodologia da flexibilidade elástica, a frente de trinca medida de acordo com orientações da ASTM bem como a previsão pela área do ligamento remanescente.

Os ensaios foram conduzidos com base nas orientações previstas na norma ASTM E1820 (2022), inclusive para a geometria SE(T)_c. O fator de intensidade de tensões K_I e os fatores η e γ utilizados no tratamento de dados dos SE(T)_c foram extraídos da obra de Cravero e Ruggieri (2007):

$$\eta_{J,C}^{CMOD} = 1,0398 - 0,6870(a/W) , \quad (36)$$

$$\gamma_{J,C}^{CMOD} = 0,0398 - 0,6870(a/W) + \frac{0,6870(1 - a/W)}{1,0398 - 0,6870(a/W)} , \quad (37)$$

onde o sobrescrito CMOD indica que os parâmetros são válidos para este deslocamento de referência (em detrimento do LLD) e os subscritos J,C indicam que são adequados para a determinação da taxa de liberação de energia para os corpos de prova solicitados por garras (C, do inglês “clamped”).

Ao todo foram realizados 22 ensaios, sendo 12 SE(B) e 10 SE(T)_c, com configurações geométricas mostradas na Tabela 32. A largura de referência dos corpos de prova foi mantida em 25,4 mm. Para os SE(B), S=4W e para SE(T)_c H=10W.

Tabela 32 - Configurações geométricas e quantidade dos corpos de prova para ensaios J-R

Geometria	W/B	Tipo de trinca	Profundidade do entalhe	Profundidade alvo da pré trinca de fadiga	Quantidade
			[mm]	[mm]	
SE(B)	2	Rasa	9,2	11,2	6
		Profunda	14,2	16,0	6
SE(T) _c		Rasa	9,2	11,2	5
		Profunda	14,2	16,0	5

Fonte: Autor

3.3.5 Modelos GTN

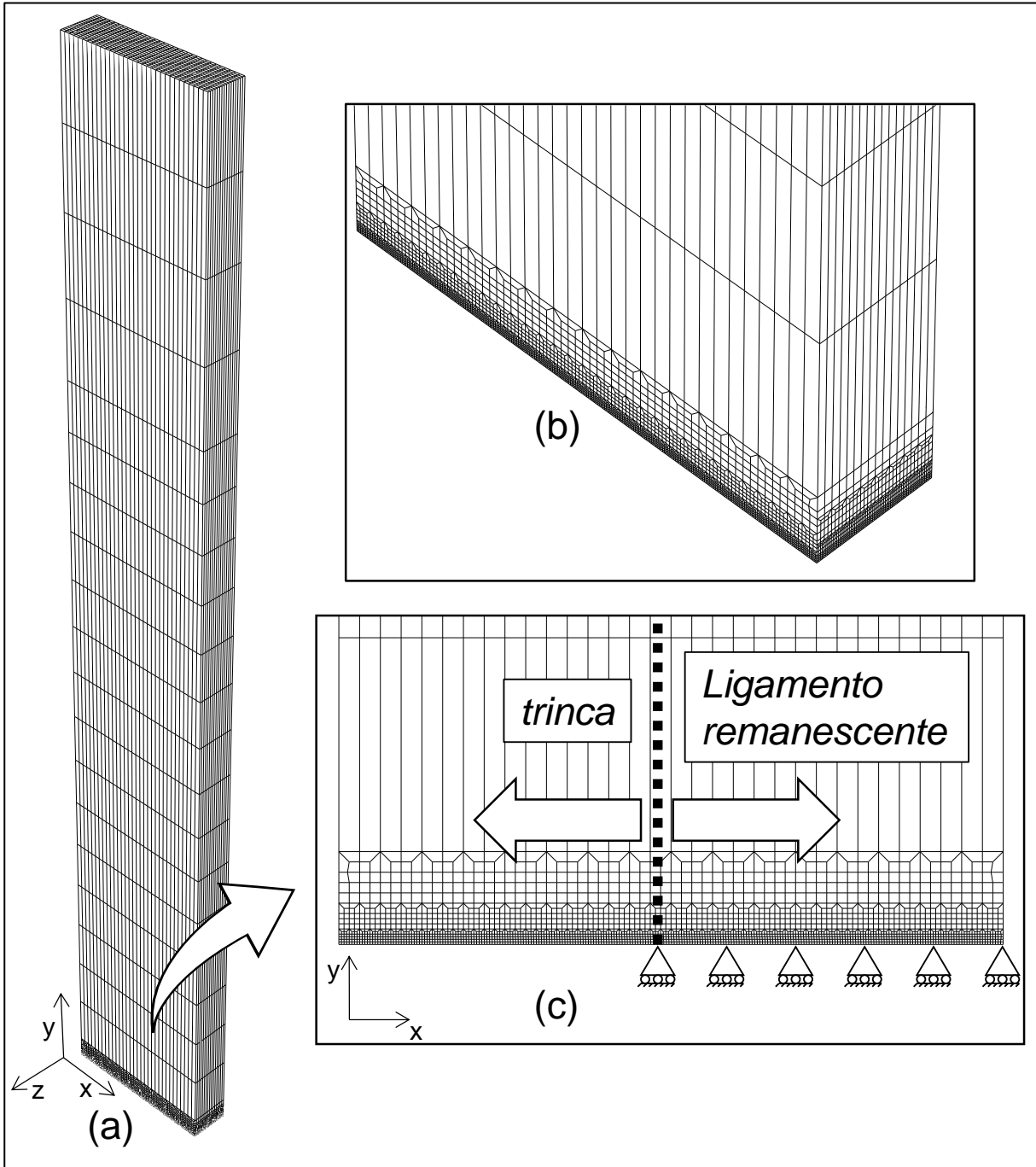
Ponto chave desta etapa do trabalho, a determinação de modelos GTN que sejam representativos do material em estudo será abordada nesta seção. A elaboração destes envolve a criação de malha de elementos finitos que seja adequada do ponto de vista de tamanho de elemento bem como a calibração dos parâmetros.

O modelo GTN, abreviação de Gurson-Tvegaard-Needleman, é um dos modelos de dano mais utilizados disponíveis na literatura. Este modela a propagação de trinca por meio da nucleação, crescimento e coalescimento de vazios (do inglês, “voids”), estes existentes em partículas duas ou de segunda fase, característicos da fratura dúctil (GURSON, 1977; TVERGAARD, 1982; TVERGAARD; NEEDLEMAN, 1984). Este modelo contém um conjunto de nove parâmetros que modificam o escoamento do material por meio de adição de vazios, taxa de nucleação e coalescimento de vazios, fatores estatísticos e parâmetros empíricos. Estes são determinados por meio de calibrações de ensaios reais de corpos de prova e posterior reprodução destes em ambiente computacional. Teoricamente, é possível a determinação de um conjunto de parâmetros que seja representativo do material em estudo, tornando estes independentes de geometria. No entanto, existe uma dependência do tamanho de malha de elementos finitos na região do processo de fratura bem como tornar os parâmetros independentes de geometria é uma tarefa de extrema dificuldade (NONN; KALWA, 2013; SCHEIDER et al., 2014; SARZOSA et al., 2016). Mais detalhes sobre esta metodologia podem ser encontrados na literatura citada bem como nas dissertações de mestrado de outros membros do grupo de pesquisa onde este trabalho se insere (MOÇO, 2017; SILVA, 2019).

Para a criação da malha, foi utilizado como referência o trabalho de Ruggieri et al. (1996). Neste é apontada a dependência dos parâmetros GTN do tamanho de elemento da célula computacional (terminologia relativa à camada de elementos onde a modelagem de dano é inserida), enquanto o tamanho de elemento utilizado variou entre 50 a 200 micrometros e será utilizado como referência no presente trabalho. Os modelos criados para calibração dos modelos foram baseados nos corpos de prova mencionados na seção anterior, ou seja, com $W=25,4$ mm e $W/B=2$. O tamanho de elemento utilizado na célula computacional foi $l_{ces}=W/256=0,01$ mm, dentro da faixa adotada por Ruggieri et al. (1996). Como referência, para um modelo com $a/W=0,5$, o número de elementos que descreve a largura do ligamento remanescente é 128

enquanto o que descreve a metade da espessura (condições de simetria) é 64, totalizando 8192 elementos no plano da trinca. Para evitar um número impeditivo de elementos no modelo, uma rotina em Python foi elaborada para gerar progressões típicas de malha para aumentar significativamente o tamanho de elementos longe da trinca. Com isso, foram gerados modelos tipicamente com aproximadamente 150 mil elementos e nós para gerar 1/4 do modelo. Nenhuma configuração de progressão de tamanho de elemento da ponta trinca foi utilizada (*“spider web mesh”*) pois esta não é estacionária. Com isso, um exemplo de malha utilizada para as análises com modelo de dano está mostrado na Figura 42. Modelos SE(B) são similares e não serão mostrados aqui.

Figura 42 - Exemplo de malha de elementos finitos de corpo de prova SE(T)_c contendo modelo de dano GTN



Fonte: Autor

Legenda: (a) malha do corpo de prova. (b) progressão de malha na largura e espessura. (c) ponta da trinca.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 Tunelamento

4.1.1 Validação da proposta de trinca semielíptica

A validação da proposta de modelagem de frente de trinca por meio de uma semi elipse é um processo crucial para a sequência deste trabalho, uma vez que este é continuação da obra original de Andrade (2016), que parte dessa premissa. Neste é citado de maneira qualitativa que o comportamento da flexibilidade elástica para uma trinca semielíptica é análogo a modelos de trinca propostos por Nikishkov et al. (1999) observados na literatura (YAN e ZHOU, 2014). Neste momento é proposta uma validação deste modelo do ponto de vista de flexibilidade elástica e de força motriz de trinca.

Quanto à flexibilidade elástica, a validação foi realizada modelando um SE(B) com:

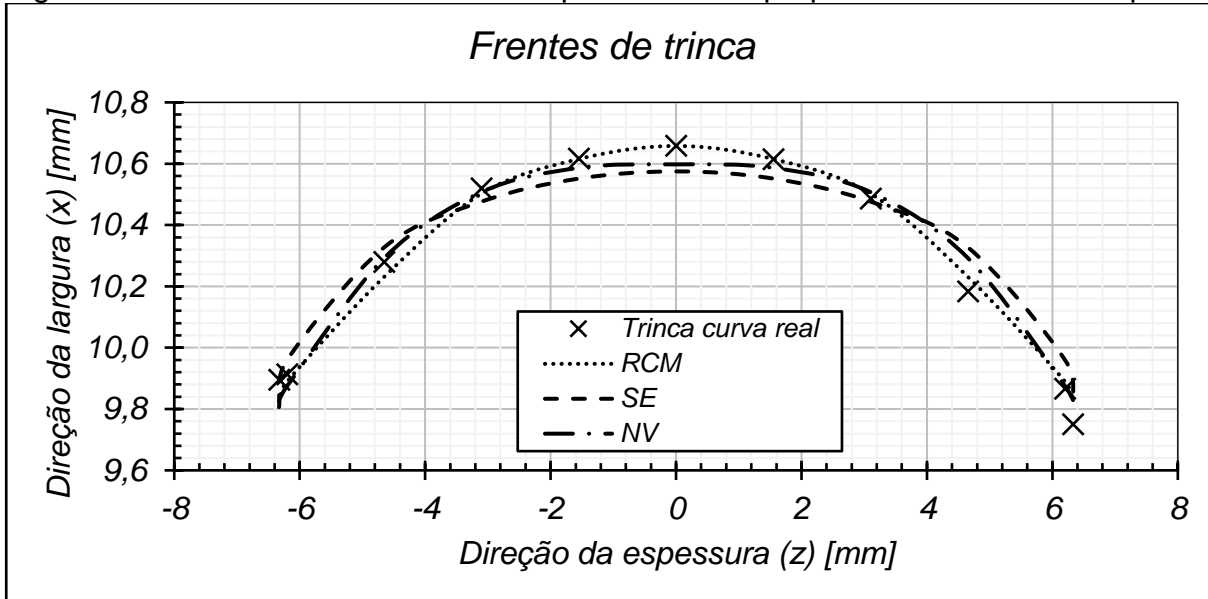
1. Trinca curva semi elíptica – SE;
2. Trinca curva segundo a proposta de Nikishkov et al. (1999) – NV;
3. Trinca curva real simétrica – RCM (do inglês, “*Real Crack Model*”).

Os modelos são elaborados de modo a garantir a mesma profundidade relativa de trinca de uma trinca curva real obtida em laboratório presente em um corpo de prova SE(B), com $B=12,66$ mm, $W=25,4$ mm e $S=101,6$ mm. A modelagem da trinca RCM é baseada em uma frente de trinca real medida em laboratório segundo o procedimento mostrado em 3.2.1.4. Adotando como referência o centro do corpo de prova, é calculada a média de pontos opostos garantindo assim a simetria. Considerar a trinca simétrica é razoável uma vez que a ASTM, ao calcular a trinca retilínea equivalente, implicitamente considera simetria entre os pontos.

A configuração geométrica das trincas está mostrada em forma gráfica (fora de escala) na Figura 43. As três modelagens aparentemente descrevem de maneira similar a trinca real. Para confirmar esta afirmação, validações numéricas de flexibilidade e força motriz são apresentadas a seguir.

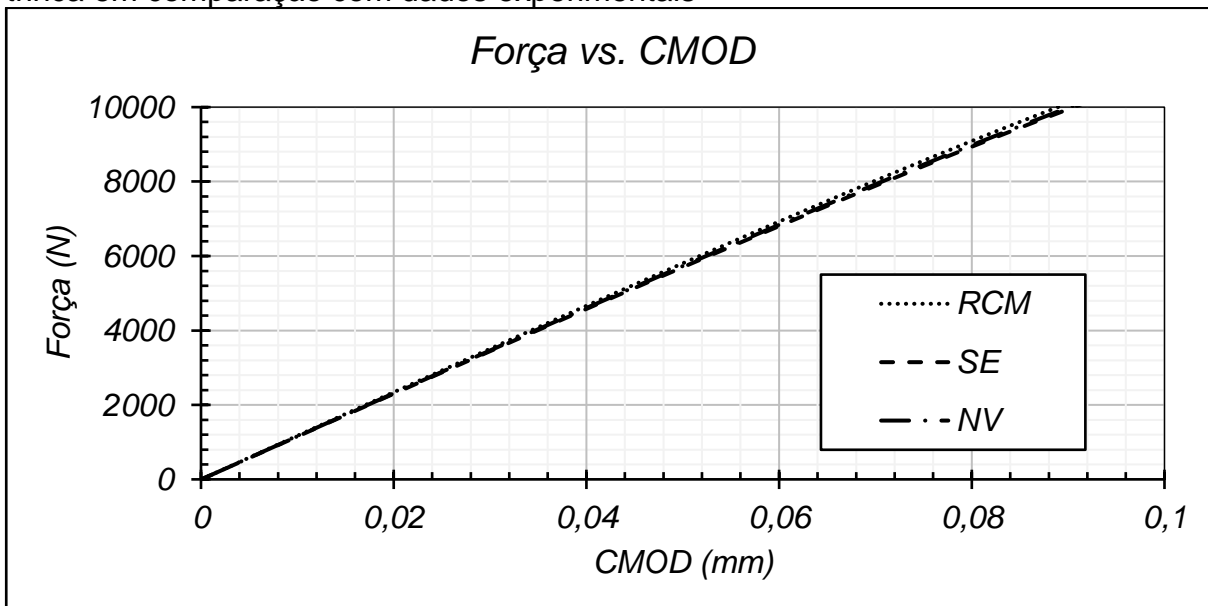
A primeira validação é quando à flexibilidade. Abaixo estão mostradas na Figura 44 as curvas de força em função do CMOD para as três modelagens. Na sequência, é mostrada na Tabela 33 a profundidade da trinca real medida nos nove pontos de medição. Considerando trinca simétrica, esta possui profundidade relativa $a/W_{Real_medida}=0,4096$.

Figura 43 - Frentes de trinca utilizadas para validar a proposta de trinca semielíptica



Fonte: Autor

Figura 44 - Comparação da curva de força vs. CMOD para as três modelagens de trinca em comparação com dados experimentais



Fonte: Autor

Tabela 33 - Profundidade da trinca real nos nove pontos de medição sugeridos pela ASTM

Dimensões da trinca real, mm									
Borda						Centro			Borda
a ₁	a ₂	a ₃	a ₄	a ₅	a ₆	a ₇	a ₈	a ₉	
9,913	10,280	10,519	10,616	10,658	10,615	10,486	10,183	9,866	

Fonte: Autor

Finalmente, são realizadas simulações de modelos do corpo de prova utilizado como referência com as três modelagens de trinca consideradas. Os resultados obtidos, mostrados na Tabela 34, mostram uma boa concordância das três modelagens uma vez que a maior variação de previsão de a/W foi de 1,52%. Destaca-se aqui também o fato da grande similaridade da modelagem SE e NV, trazendo assim maior robustez e coerência com a literatura para as conclusões obtidas por Andrade (2016).

Tabela 34 - Variação da profundidade relativa de trinca para as três modelagens

Modelo	Flexibilidade	Flexibilidade normalizada	Previsão de a/W (ASTM)	Variação a/W_{Real_medida}
	[mm/N]		[mm/mm]	%
SE	$8,876 \cdot 10^{-06}$	0,1771	0,4069	-0,69
NV	$8,831 \cdot 10^{-06}$	0,1775	0,4059	-0,92
RCM	$8,718 \cdot 10^{-06}$	0,1784	0,4034	-1,52

Fonte: Autor

Complementando, é então realizada uma verificação em termos de força motriz de trinca. Uma vez que para o estudo do tunelamento é admitido que não existe plasticidade e os carregamentos são no regime linear elástico, é feita uma verificação inicial do fator de intensidade de tensões K no centro do modelo do corpo de prova das três modelagens no mesmo CMOD. Esta comparação é mostrada abaixo na Tabela 35, e os resultados mostram grande coerência das três modelagens.

Tabela 35 – Comparação de carga e fator de intensidade de tensões nos modelos.

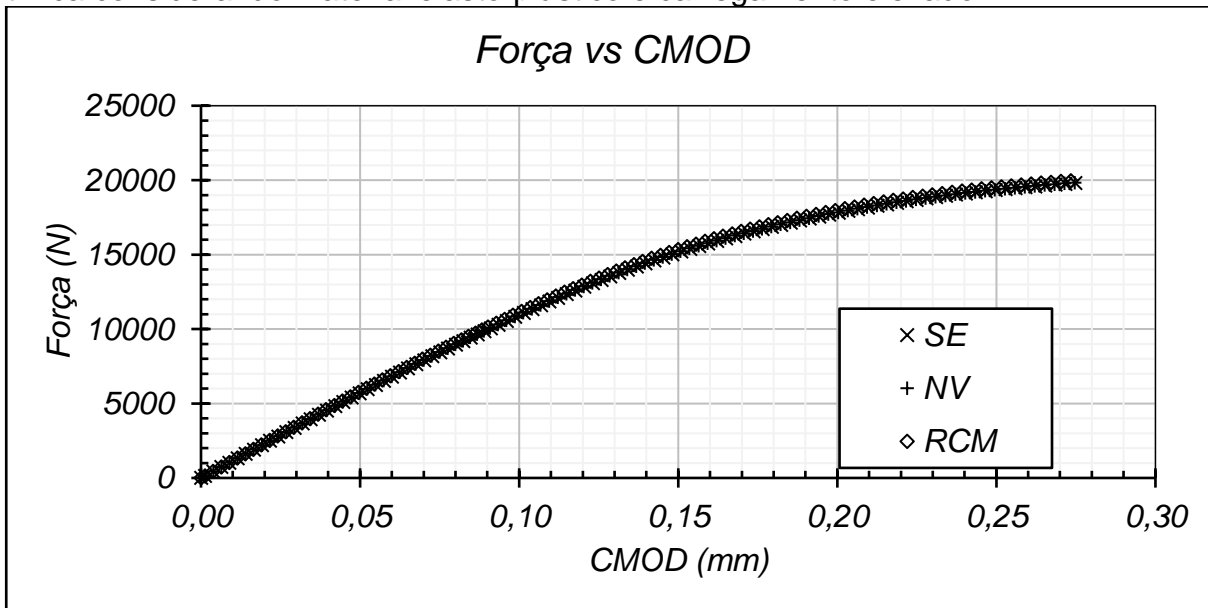
Modelo	CMOD	Carga	K
	[mm]	[N]	[N/mm ^{1,5}]
SE	0,06	6801	857
NV	0,06	6821	858
RCM	0,06	6872	858

Fonte: Autor

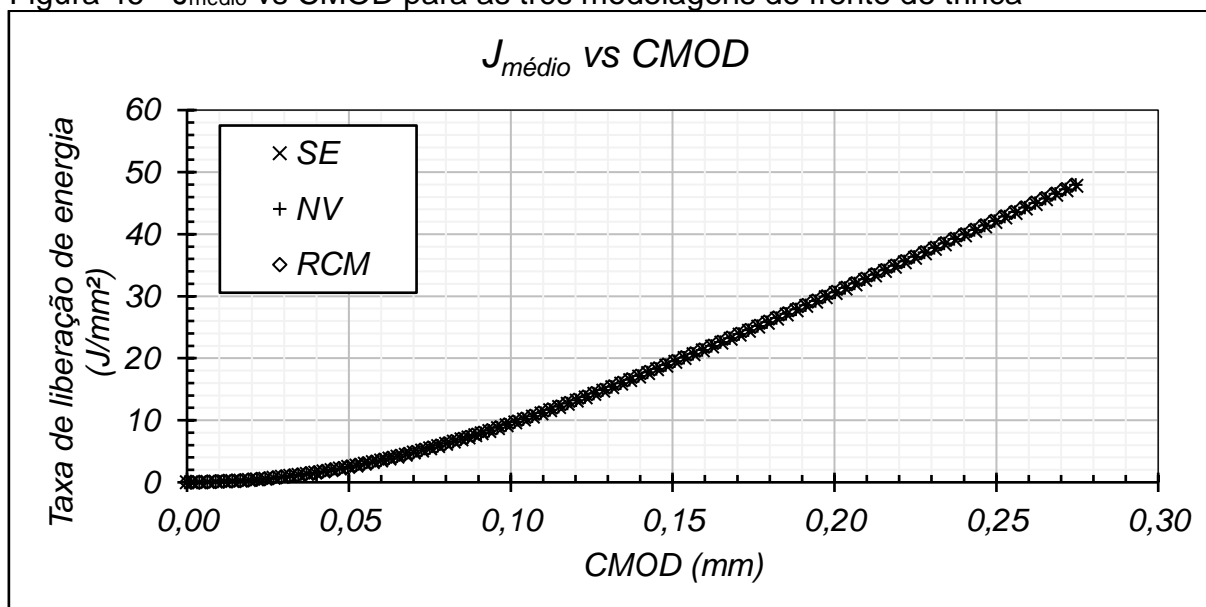
Complementando esta análise, também foi conduzida uma verificação da força motriz de trinca ao longo da frente de trinca tunelada considerando o modelo de material elasto-plástico, onde analisar a taxa de liberação de energia não linear – integral J – é mais adequado. Esta comparação foi realizada com um carregamento elevado (20000 N) sem considerar crescimento de trinca.

A taxa de liberação de energia é calculada no quinto contorno de elementos em relação à ponta da trinca e em todos os planos de nós que descrevem a espessura do modelo. É então calculado um $J_{\text{médio}}$, utilizado como referência nesta análise. São mostrados na Figura 45 a curva força em função do CMOD e Figura 46 o $J_{\text{médio}}$ em função do CMOD para as três modelagens de trinca, mostrando que as três modelagens são essencialmente similares.

Figura 45 - Comparação da curva de força vs. CMOD para as três modelagens de trinca considerando material elasto-plástico e carregamento elevado

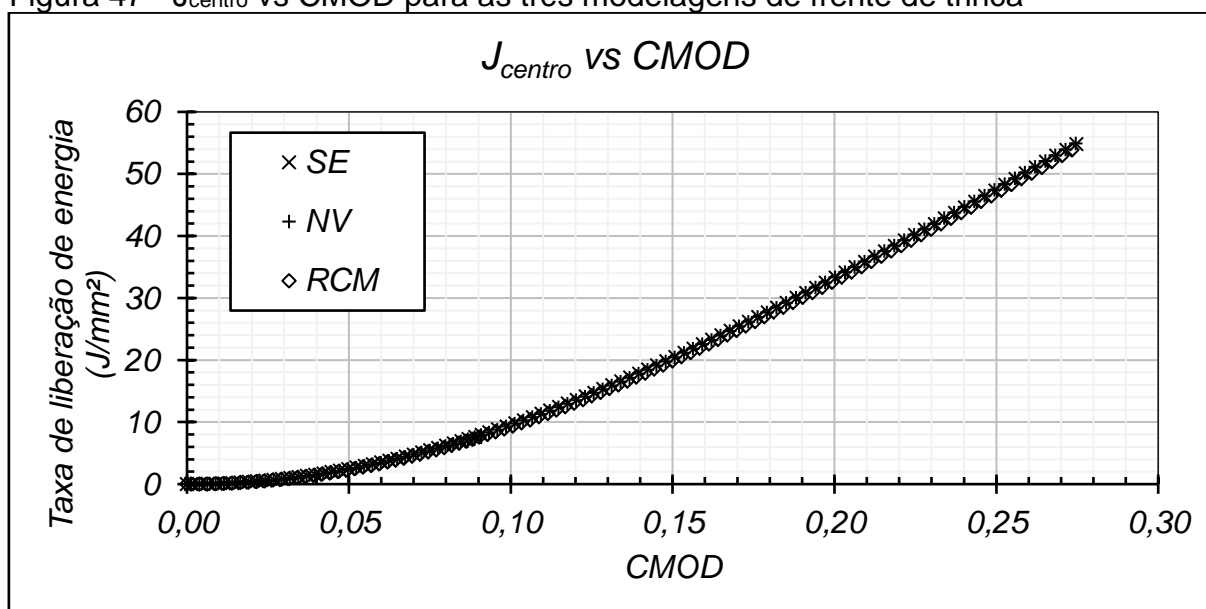


Fonte: Autor

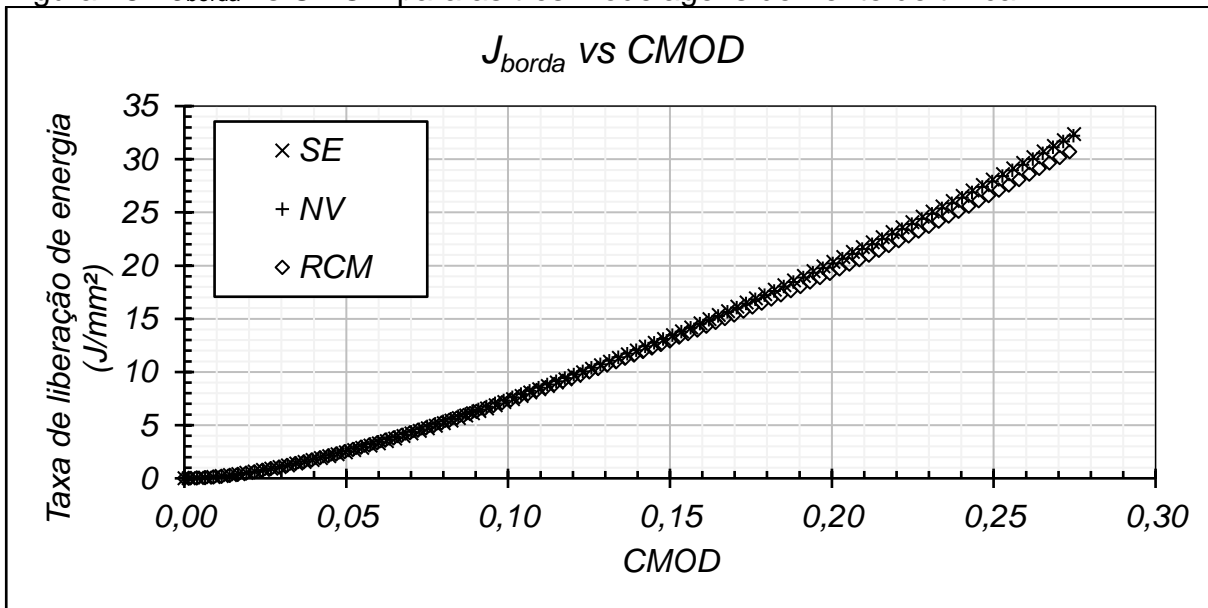
Figura 46 - $J_{\text{médio}}$ vs CMOD para as três modelagens de frente de trinca

Fonte: Autor

Para complementar a análise, é também avaliada a evolução de J em função do CMOD para o centro (J_{centro} , Figura 47) e borda (J_{borda} , Figura 48) do modelo, com conclusões similares às tecidas acima.

Figura 47 - J_{centro} vs CMOD para as três modelagens de frente de trinca

Fonte: Autor

Figura 48 - J_{borda} vs CMOD para as três modelagens de frente de trinca

Fonte: Autor

Nota-se que as três modelagens descrevem de maneira similar a média da taxa de liberação de energia, com diferenças máximas abaixo de 5%. Concluindo é possível afirmar que as três modelagens possuem o mesmo impacto nos modelos, validando a proposta de trinca semi elíptica de Andrade (2016) e trazendo robustez para a modelagem de Nikishkov et al. (1999), utilizada neste trabalho.

4.1.2 Validação numérica das propostas – Premissas

Nesta seção serão apresentadas as validações numéricas das propostas de correção do tunelamento elaboradas neste trabalho. Antes da apresentação dos resultados será apresentada a matriz de análise de verificação bem como a definição do erro de maneira detalhada para cada uma das propostas.

- 1 – Modificação do cálculo da flexibilidade normalizada;
- 2 – Segunda revisão de Andrade (2016);
- 3 – Terceira revisão de Andrade (2016).

4.1.2.1 Matriz de análise

Para a concepção das propostas mostradas neste trabalho na seção de metodologia, foi adotada uma matriz de análise baseada em uma diversidade de configurações de proporções de corpos de prova, níveis de profundidade relativa de trinca e níveis de curvatura de trinca. No entanto, foi definida a largura dos modelos como imutável, sendo esta $W=50,8$ mm, referenciando os típicos corpos de prova 1T. Para a validação numérica das propostas aqui elaboradas, são gerados modelos de corpos de prova com outros níveis de espessura e com níveis de tunelamento não considerados para elaboração da proposta. A matriz de análise considerada está listada abaixo, totalizando 216 modelos de SE(B) e SE(T)_c. A geração destes modelos bem como tratamento de dados foi facilitada por meio da geração de um algoritmo em Python para automatizar a simulação e aquisição de dados destas no software Abaqus 2022.

Largura $W = 50,8, 25,4$ e $12,7$ mm;

Proporção $W/B = 1, 2$ e 4 ;

Tamanho relativo de trinca $a/W = 0,3, 0,5$ e $0,7$;

Tunelamento relativo $T/B = 0, 0,02, 0,04, 0,06, 0,08, 0,1, 0,2$ e $0,3$.

É chamada a atenção para o fato da segunda revisão da proposta de Andrade (2016) considerar níveis de tunelamento $T/B=0,472$ ($T=6$ mm, $B=12,7$ mm) para os modelos menos espessos enquanto a terceira revisão limitar este valor para $T/B=0,12$ em todos os modelos estudados. O valor máximo considerado na matriz de validação $T/B=0,3$ já é considerado excessivo e viola de maneira significativa os limites da ASTM (Tabela 29).

4.1.2.2 Definição do erro

Para se determinar a assertividade das propostas mostradas nesta obra é preciso ter o entendimento da definição do erro de ambas, e para isso entender o cerne do objetivo destas é de suma importância. Para as duas metodologias, seguem os comentários acerca deste assunto:

1 – Modificação da flexibilidade normalizada. Esta abordagem prevê a modificação do cálculo da flexibilidade normalizada, incluindo nesta o parâmetro T/B. Com isso, espera-se que para trincas retilíneas e tuneladas a flexibilidade normalizada seja idealmente a mesma. Desta maneira, a profundidade relativa de trinca calculada deverá ser o mais constante possível independentemente de T/B. Com isso, aqui o erro é calculado com base no a/W_{delta} :

$$\text{Erro}\% = \frac{(a/W_{T/B \neq 0} - a/W_{T/B=0})}{a/W_{T/B=0}} \cdot 100 . \quad (38)$$

2 – Modificação do cálculo da trinca retilínea equivalente (segunda e terceira revisões de Andrade (2016)). Esta abordagem prevê uma alteração do cálculo da trinca retilínea equivalente de modo que esta seja idealmente coincidente com a previsão pelo método da flexibilidade elástica. A sua fundamentação é a determinação de qual posição da trinca tunelada possui a mesma flexibilidade da trinca retilínea, ou seja, medição física comparada com previsão pela flexibilidade. Com isso, o erro aqui é definido como:

$$\text{Erro}\% = \frac{a/W_{\text{físico (ASTM ou proposta)}} - a/W_{\text{flexibilidade}}}{a/W_{\text{flexibilidade}}} \cdot 100 . \quad (39)$$

Não é utilizado módulo (erro absoluto) nesta seção, com isso erro negativo implica previsão de trinca mais profunda do que a previsão pela flexibilidade.

4.1.3 Validação numérica das propostas – Resultados

Os resultados obtidos da matriz de análise serão apresentados e discutidos a seguir. Dos modelos e simulações, são extraídas ou calculadas as seguintes informações listadas abaixo. Os fatores de intensidade de tensões são extraídos para enriquecer as discussões.

- Largura
- Espessura
- Profundidade relativa de trinca inserida nos modelos a/W_{modelo}

- Nível de tunelamento T
- Tunelamento relativo T/B
- Flexibilidade
- Flexibilidade normalizada
- Previsão de profundidade relativa pela flexibilidade a/W_{previsto}
- Cálculo da profundidade relativa pela ASTM a/W_{ASTM}
- K_I calculado
- $K_{I\ 5^{\text{th}}}$ no quinto contorno de elementos
- $K_{I\ 10^{\text{th}}}$ no décimo contorno de elementos
- $K_{I\ 15^{\text{th}}}$ no décimo quinto contorno de elementos

Especificamente para a proposta de alteração da flexibilidade normalizada, é adicionado a este conjunto:

- Erro% da previsão de trinca pela ASTM (equação 38)
- Flexibilidade normalizada modificada
- Previsão da profundidade relativa de trinca pela flexibilidade modificada $a/W_{\text{previsto mod.}}$
- Erro% da previsão de trinca pela Proposta (equação 38)

Especificamente para a proposta de alteração do cálculo da trinca retilínea equivalente, é adicionado a este conjunto:

- Erro% da previsão de trinca pela ASTM (equação 39)
- Profundidade relativa de trinca calculada pela proposta
- Erro% da previsão de profundidade relativa de trinca pela proposta (equação 39)

Todos os modelos contendo T/B diferente de zero foram elaborados de modo a manter constante o a/W físico previsto pela ASTM.

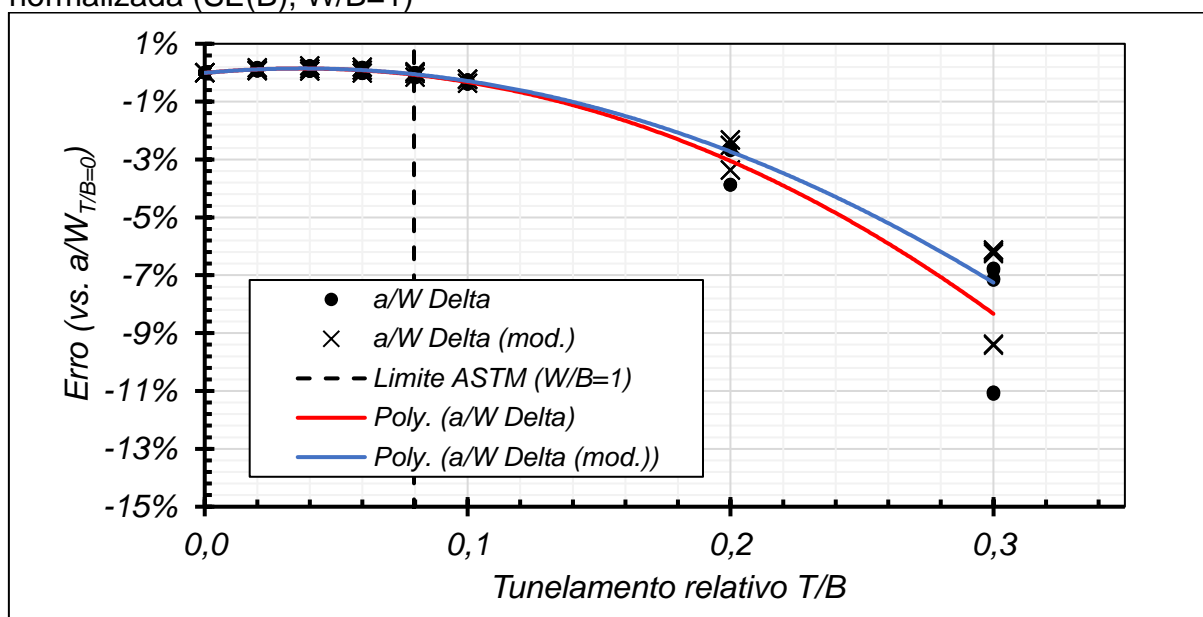
4.1.3.1 Resultados numéricos da proposta de alteração da flexibilidade normalizada

Esta seção apresenta o resultado da validação numérica da proposta de alteração da flexibilidade normalizada considerando o parâmetro T/B no cálculo. Para ambas as geometrias estudadas serão apresentados três gráficos, sendo cada um para uma proporção W/B distinta. Nestes são mostrados:

1. Pontos circulares: Erro utilizando a flexibilidade normalizada da ASTM;
2. Linha vermelha: Linha de tendência do erro da flexibilidade normalizada da ASTM;
3. Cruzes: Erro utilizando a flexibilidade normalizada modificada;
4. Linha azul: Linha de tendência do erro da flexibilidade normalizada modificada;
5. Linha tracejada vertical: T/B limite da ASTM.

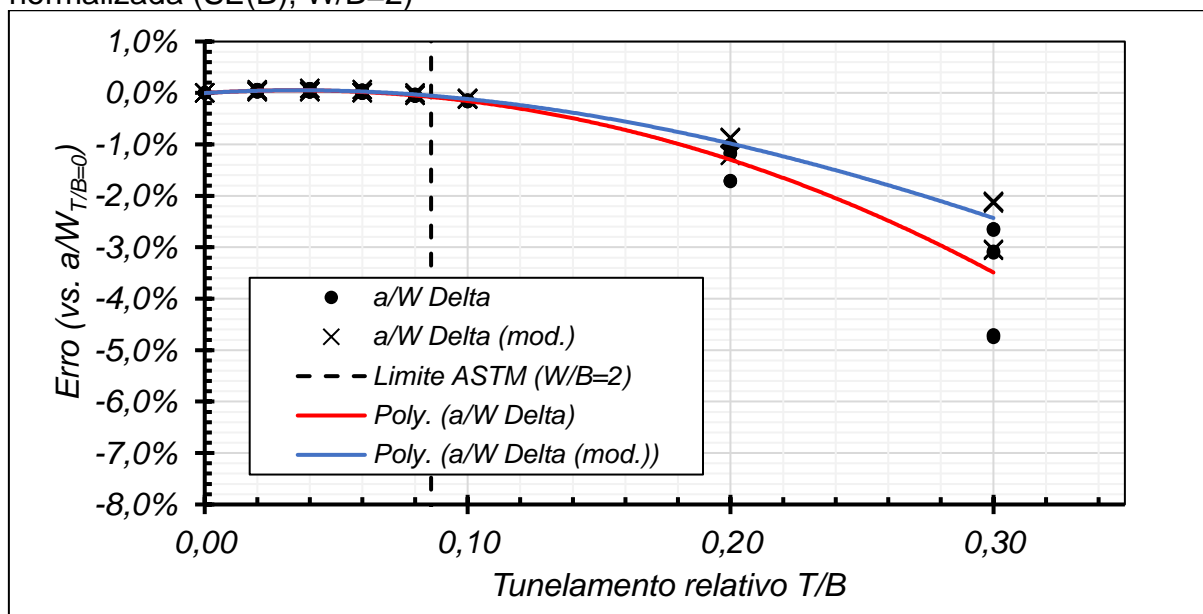
Nota: Ao aplicar a equação 31, o a/W utilizado como referência será o a/W determinado pela técnica da flexibilidade elástica para $T/B=0$. Com isso, o erro calculado no gráfico indica o quão constante é a flexibilidade normalizada – e portando a previsão de a/W – em função de T/B . Outra opção de referência aqui seria a utilização do a/W real inserido no modelo, mas a quantidade de erro obtida captaria o erro natural da previsão de a/W pela EUC proveniente dos típicos polinômios de quinto grau, o que não está sendo avaliado aqui. Com isso, é mostrado na Figura 49 os resultados para $SE(B)$ $W/B=1$, na Figura 50 os resultados para $SE(B)$ $W/B=2$ e na Figura 51 os resultados para $SE(B)$ $W/B=4$. Cada figura contém os resultados de um total de 72 simulações.

Figura 49 - Erro em função de T/B para a proposta de alteração da flexibilidade normalizada (SE(B), W/B=1)



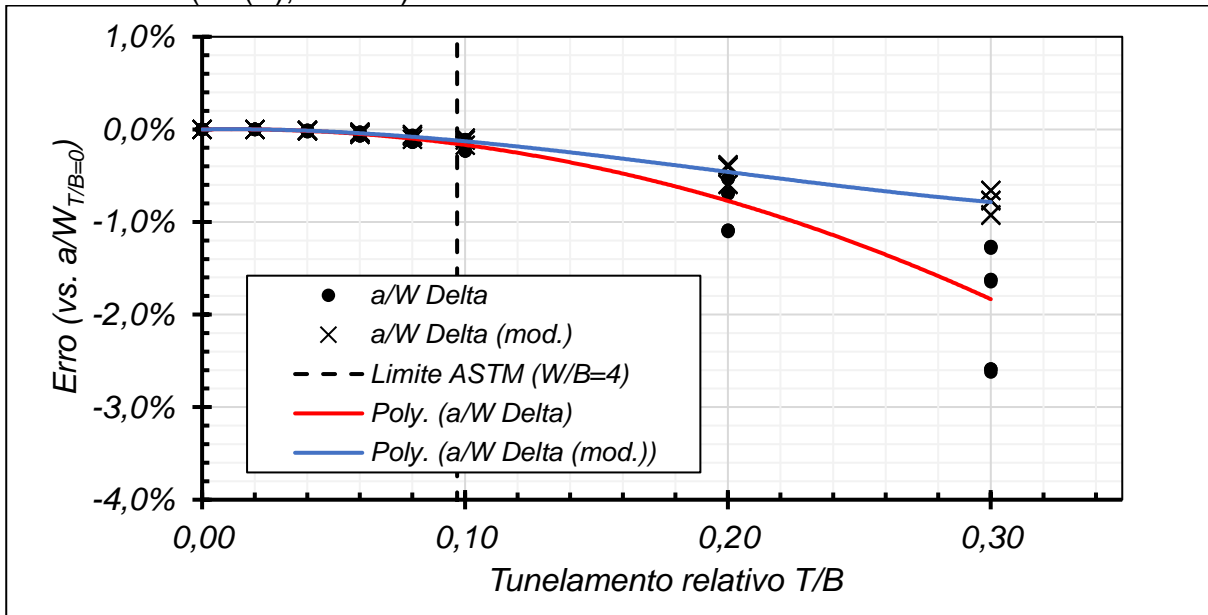
Fonte: Autor

Figura 50 - Erro em função de T/B para a proposta de alteração da flexibilidade normalizada (SE(B), W/B=2)



Fonte: Autor

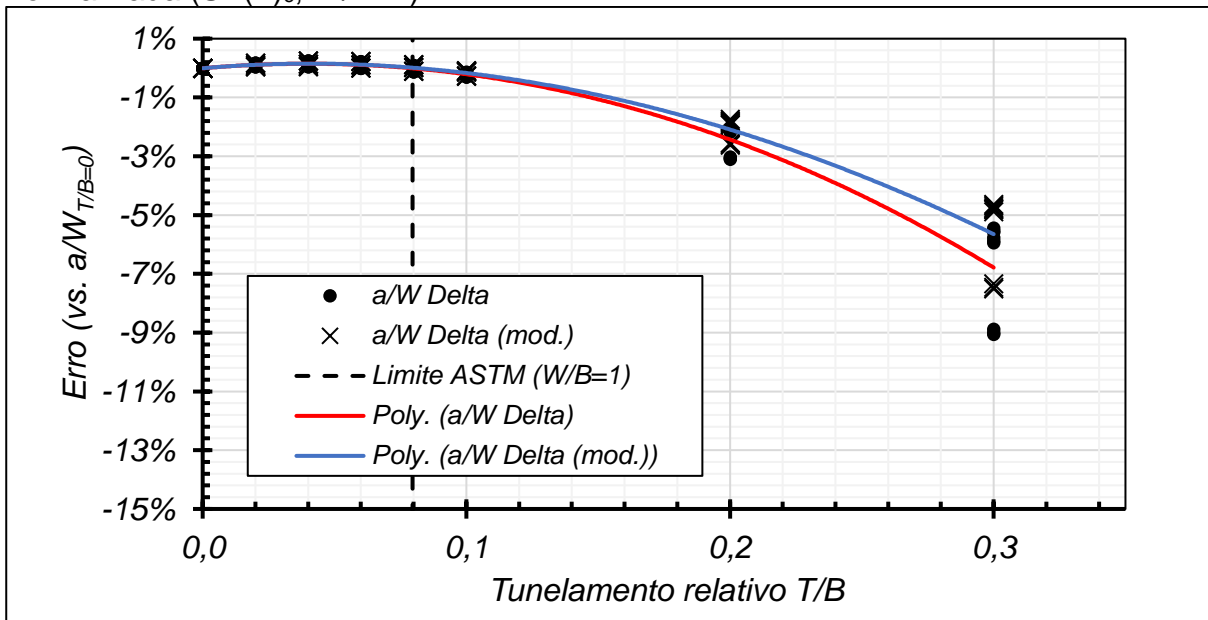
Figura 51 - Erro em função de T/B para a proposta de alteração da flexibilidade normalizada (SE(B), W/B=4)



Fonte: Autor

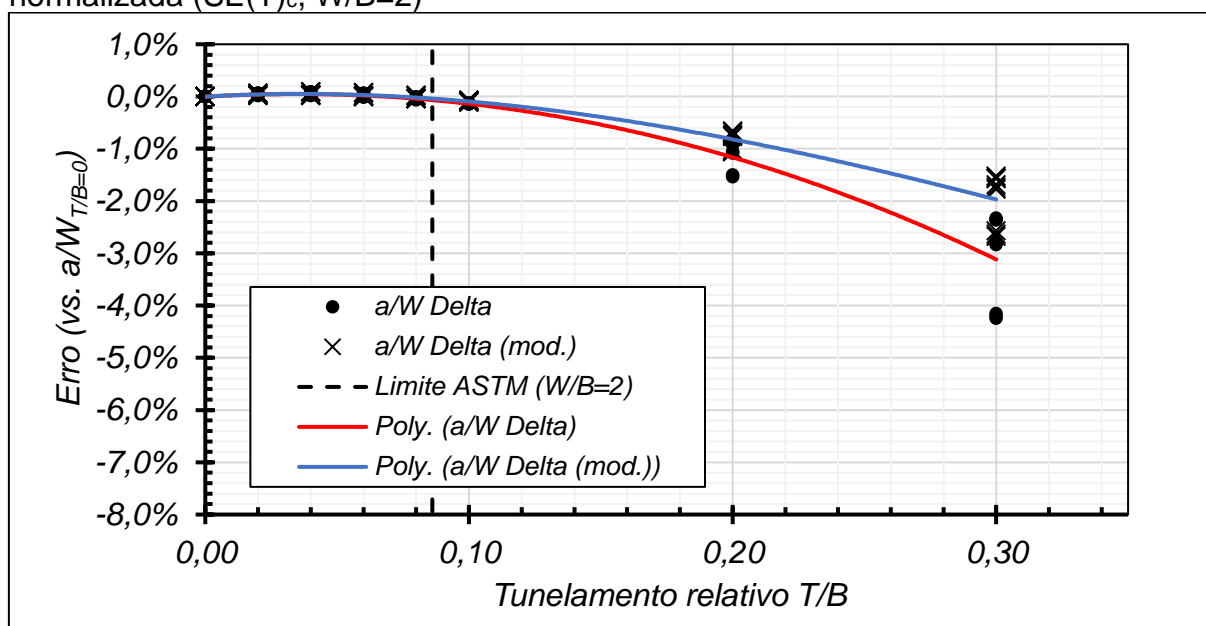
Analogamente são mostradas as mesmas figuras para os $SE(T)_c$ (Figuras 50 a 52).

Figura 52 - Erro em função de T/B para a proposta de alteração da flexibilidade normalizada ($SE(T)_c$, W/B=1)



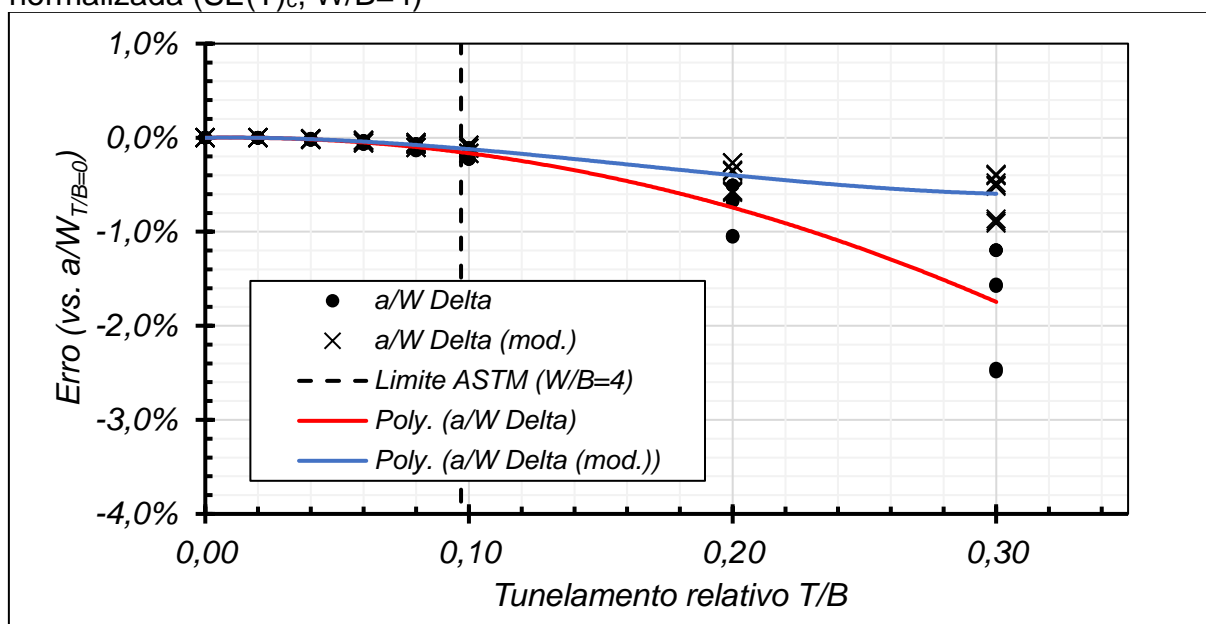
Fonte: Autor

Figura 53 - Erro em função de T/B para a proposta de alteração da flexibilidade normalizada ($SE(T)_c$, $W/B=2$)



Fonte: Autor

Figura 54 - Erro em função de T/B para a proposta de alteração da flexibilidade normalizada ($SE(T)_c$, $W/B=4$)



Fonte: Autor

Para todas as condições estudadas, as possíveis conclusões a serem extraídas são as mesmas, a saber:

- Uma vez que os gráficos mostram o impacto de T/B na previsão da flexibilidade normalizada e no a/W previsto, é possível concluir que dentro do limite de validade da ASTM ambas as abordagens possuem resultados similares e com

impacto negligenciável de T/B . Com isso, as previsões de a/W não são afetadas. É novamente destacado aqui que erros de medição podem existir devido a imprecisões na correlação entre flexibilidade normalizada e a/W .

- Ao violar o limite da ASTM, a inserção do tunelamento relativo no cálculo da flexibilidade normalizada sistematicamente tornou a previsão desta mais constante. No entanto, fica evidente que existe clara possibilidade de melhorias na formulação, uma vez que a melhoria não é expressiva ao ponto de garantir erros de T/B maiores (0,2 e 0,3) na mesma ordem de grandeza de T/B dentro do limite de validade da ASTM.

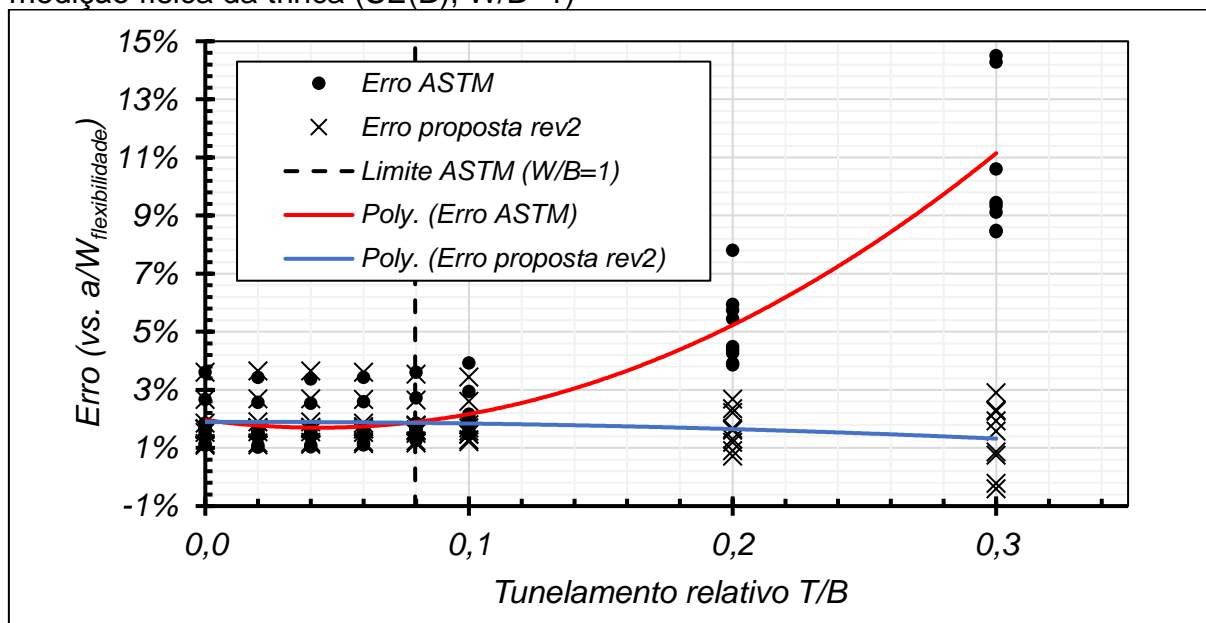
Finalizando, a proposta de incorporação de T/B na flexibilidade normalizada pode ser viável mediante a realização de estudos subsequentes a fim de se determinar, se possível, qual formulação de incorporação da curvatura de frente de trinca gera maior constância das previsões de a/W .

4.1.3.2 Resultados numéricos das propostas de alteração do cálculo da trinca retilínea equivalente

Esta seção apresenta a validação numérica da segunda e terceiras revisões da proposta de alteração do cálculo da trinca retilínea equivalente proposta inicialmente por Andrade (2016). Novamente serão apresentados conjuntos de dados exclusivos para cada W/B estudado. O erro é aqui definido segundo a equação 39, ou seja, a quão próxima a previsão da trinca pela técnica EUC é da medição física, seja esta calculada com os coeficientes Φ da ASTM (equação 12) ou com os das propostas, estes que incorporam o parâmetro T/B nas formulações (seção 3.2.3.2). Os gráficos apresentados mostram:

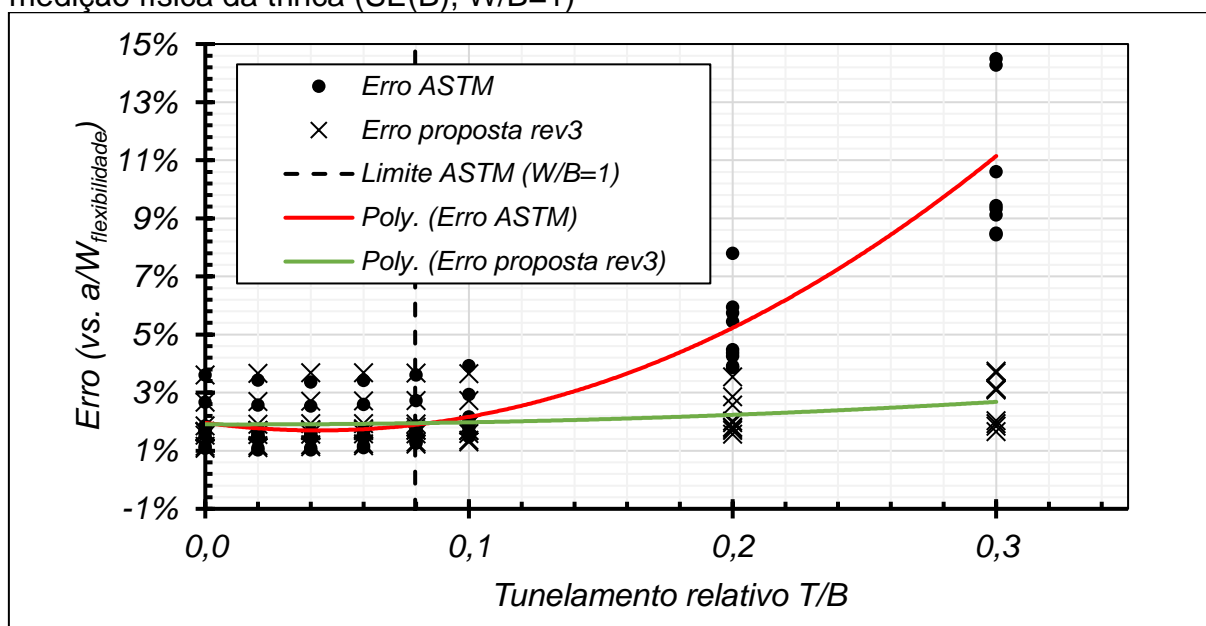
- 1 – Pontos circulares: Erro utilizando a medição proposta pela ASTM.
- 2 – Linha vermelha: Linha de tendência do erro da proposta da ASTM.
- 3 – Cruzes: Erro utilizando as propostas de medição.
- 4 – Linha azul: Linha de tendência do erro da segunda revisão da proposta.
- 4 – Linha verde: Linha de tendência do erro da terceira revisão da proposta.
- 5 – Linha tracejada vertical: T/B limite da ASTM.

Figura 55 - Erro em função de T/B da segunda revisão da proposta de alteração da medição física da trinca (SE(B), W/B=1)



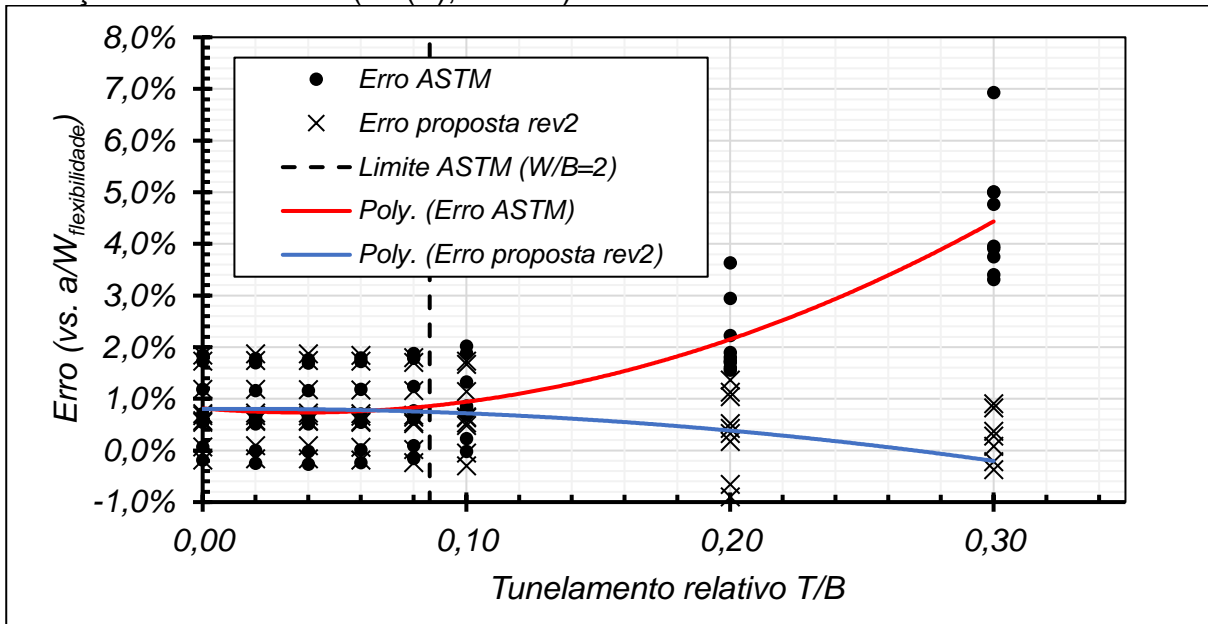
Fonte: Autor

Figura 56 - Erro em função de T/B da terceira revisão da proposta de alteração da medição física da trinca (SE(B), W/B=1)



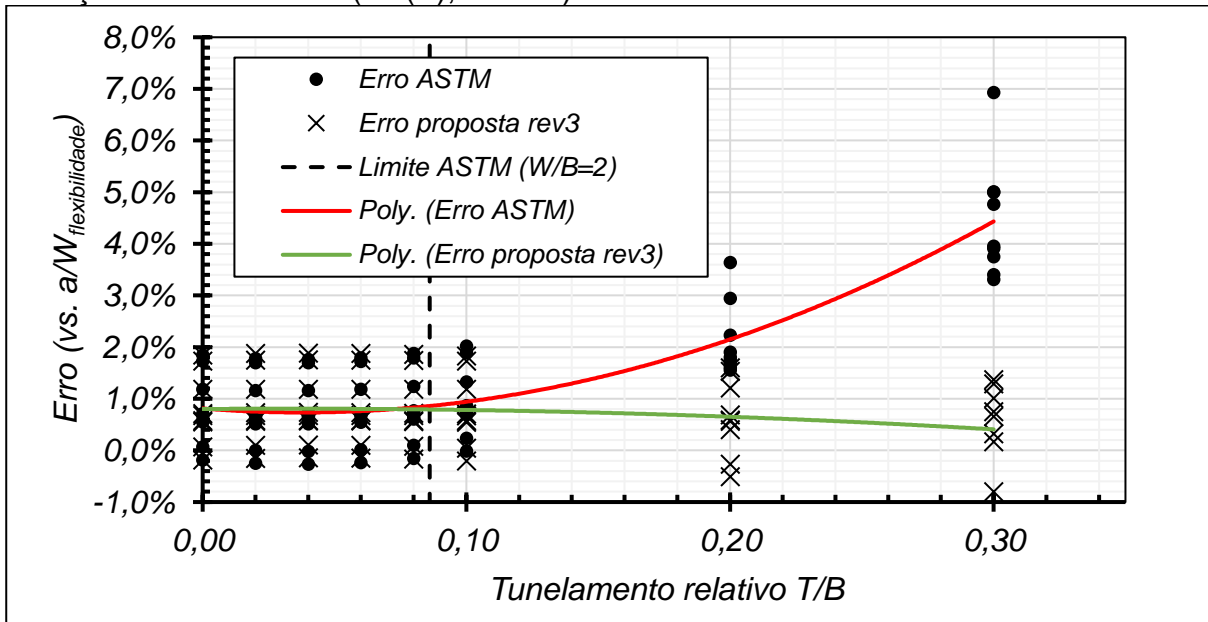
Fonte: Autor

Figura 57 - Erro em função de T/B da segunda revisão da proposta de alteração da medição física da trinca (SE(B), W/B=2)



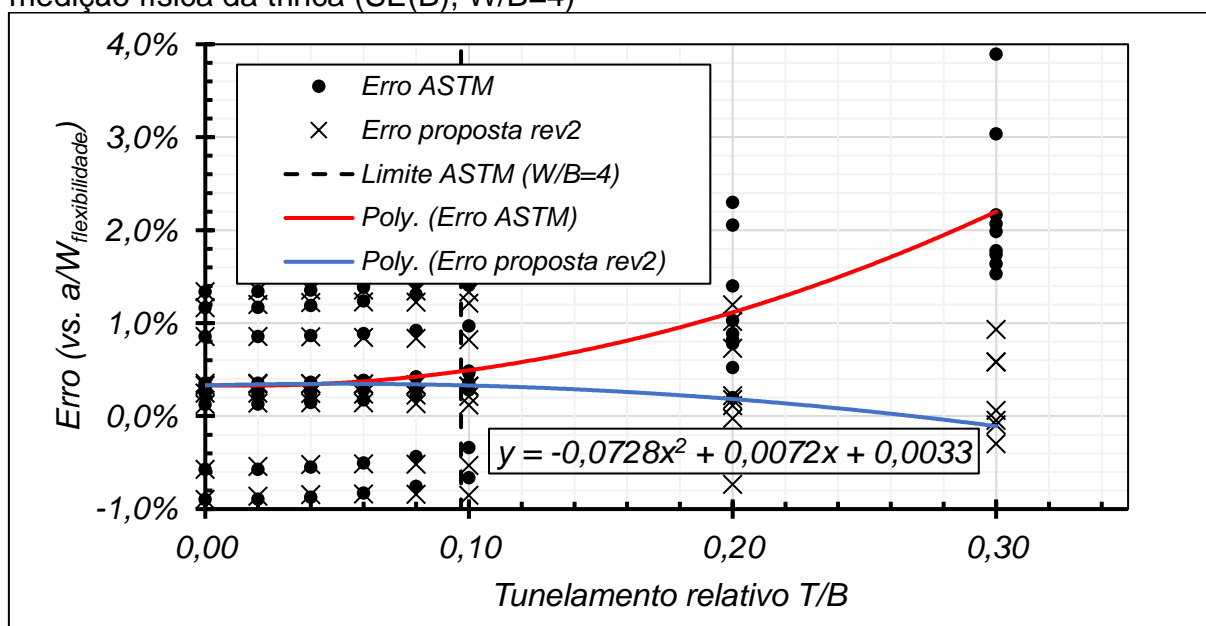
Fonte: Autor

Figura 58 - Erro em função de T/B da terceira revisão da proposta de alteração da medição física da trinca (SE(B), W/B=2)



Fonte: Autor

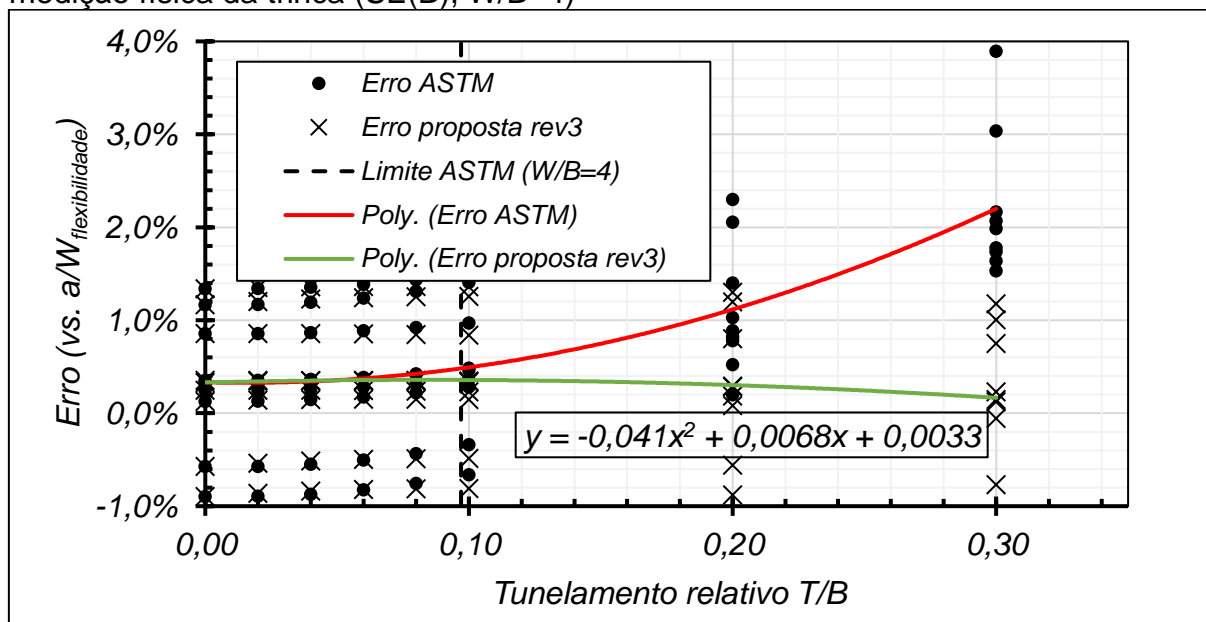
Figura 59 - Erro em função de T/B da segunda revisão da proposta de alteração da medição física da trinca (SE(B), W/B=4)



Fonte: Autor

Legenda: É mostrada a equação de segundo grau que descreve a evolução do erro em função de T/B para a proposta de correção.

Figura 60 - Erro em função de T/B da terceira revisão da proposta de alteração da medição física da trinca (SE(B), W/B=4)

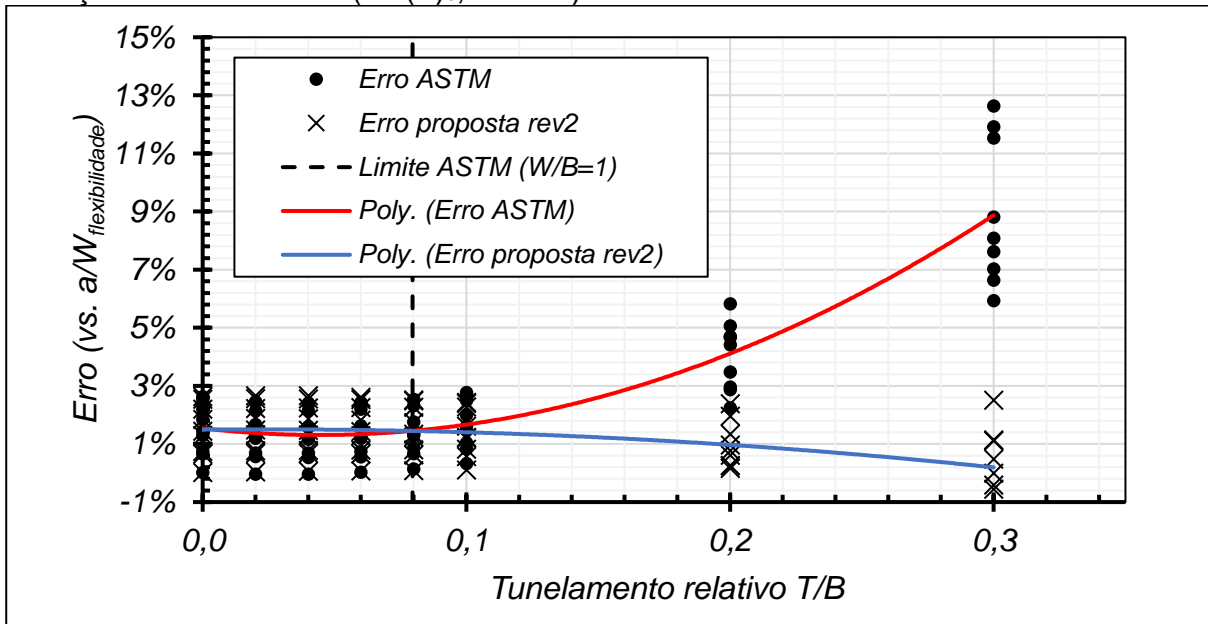


Fonte: Autor

Legenda: É mostrada a equação de segundo grau que descreve a evolução do erro em função de T/B para a proposta de correção.

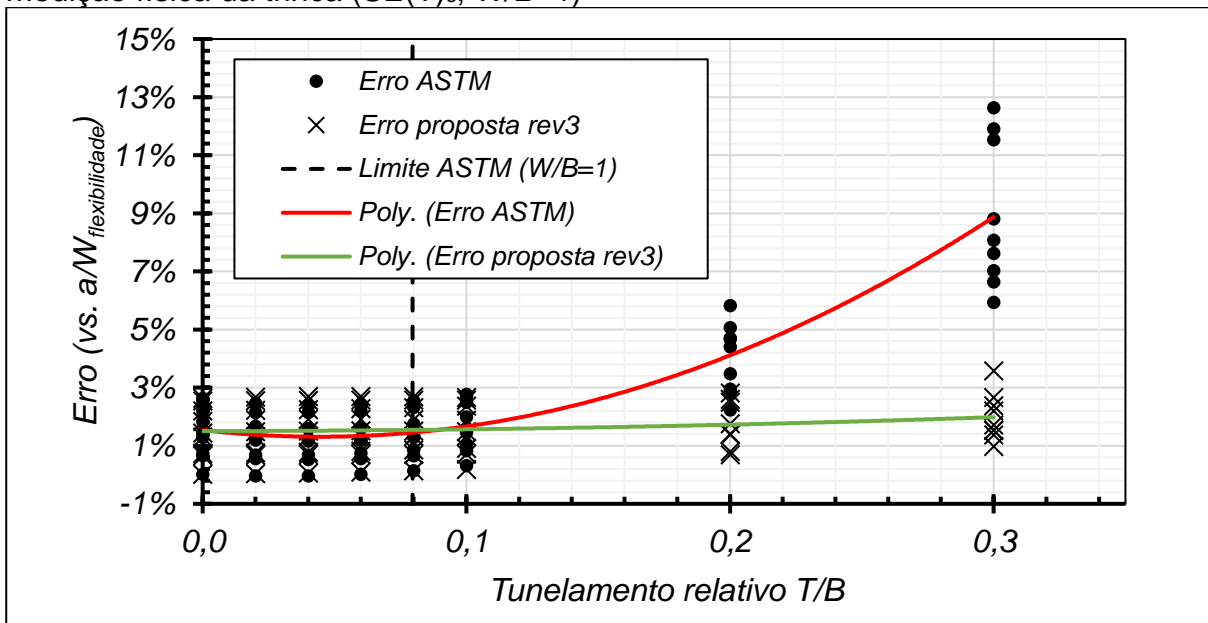
Analogamente, os mesmos resultados são mostrados para os SE(T)_c nas Figuras 59 a 64.

Figura 61 - Erro em função de T/B da segunda revisão da proposta de alteração da medição física da trinca ($SE(T)_c$, $W/B=1$)



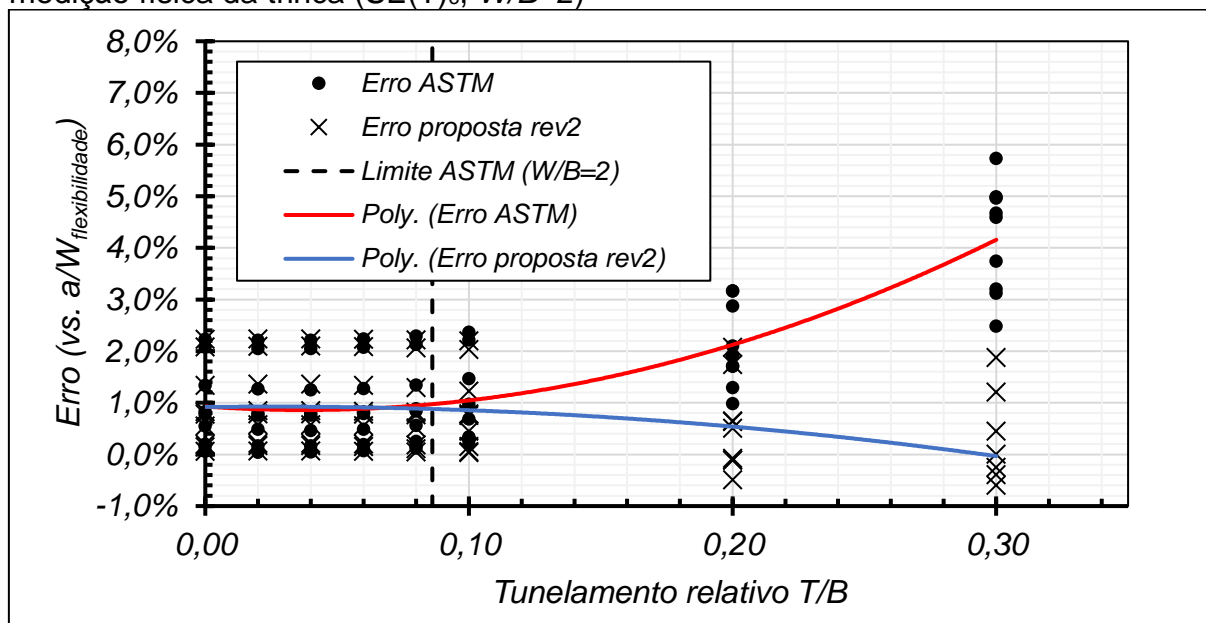
Fonte: Autor

Figura 62 - Erro em função de T/B da terceira revisão da proposta de alteração da medição física da trinca ($SE(T)_c$, $W/B=1$)



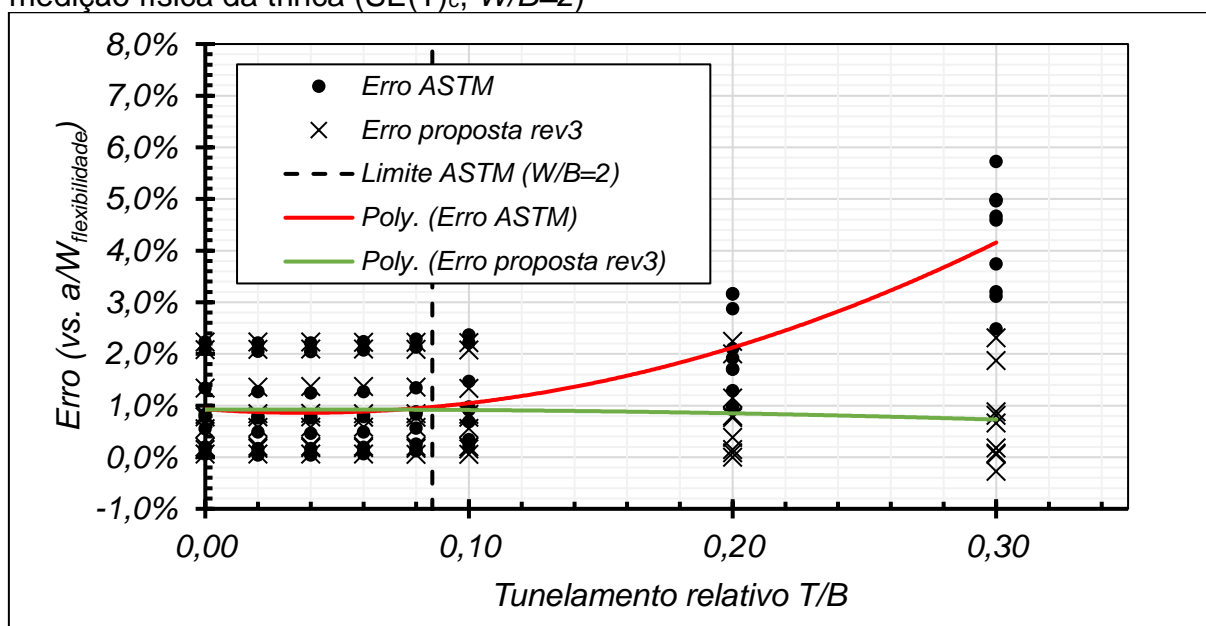
Fonte: Autor

Figura 63 - Erro em função de T/B da segunda revisão da proposta de alteração da medição física da trinca ($SE(T)_c$, $W/B=2$)



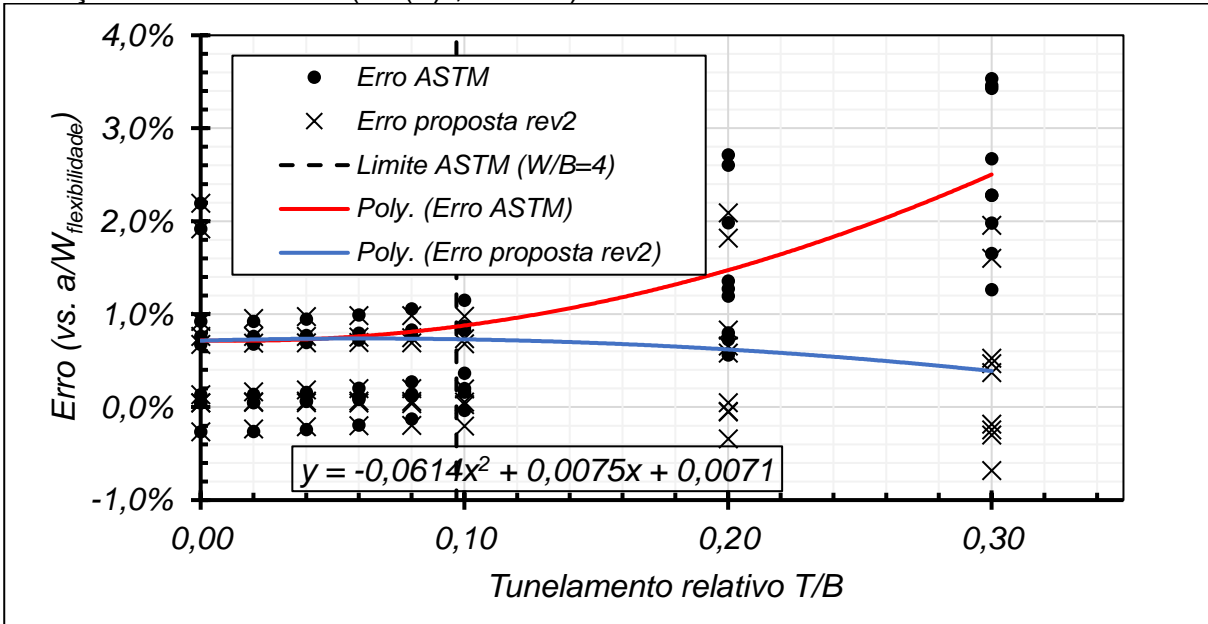
Fonte: Autor

Figura 64 - Erro em função de T/B da terceira revisão da proposta de alteração da medição física da trinca ($SE(T)_c$, $W/B=2$)



Fonte: Autor

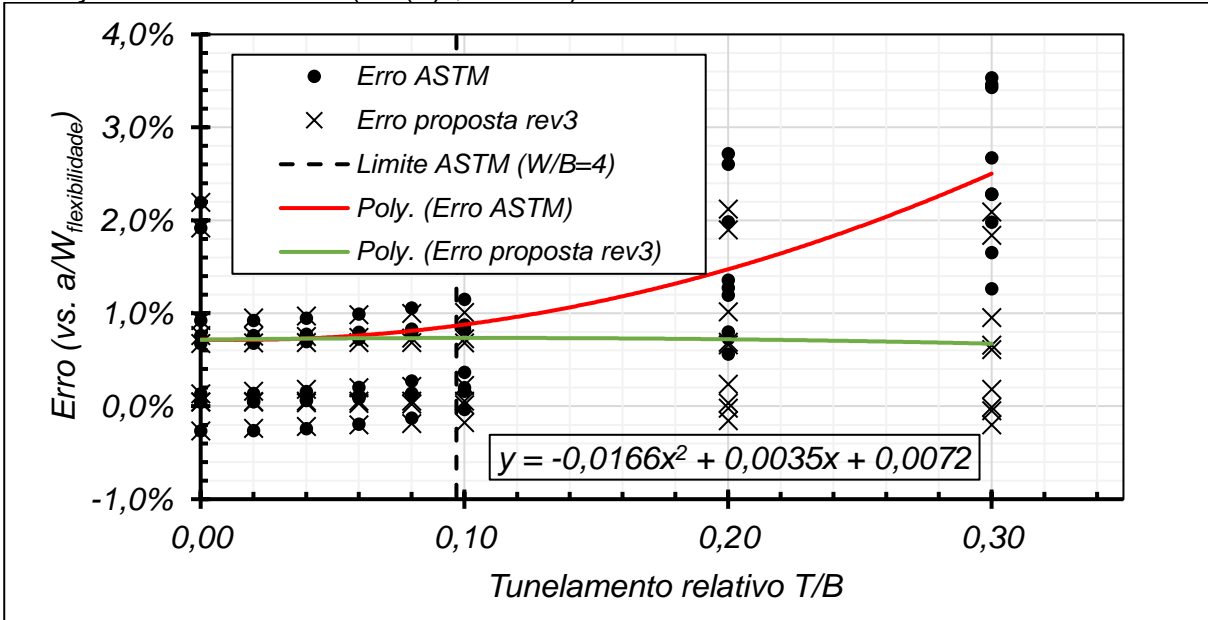
Figura 65 - Erro em função de T/B da segunda revisão da proposta de alteração da medição física da trinca ($SE(T)_c$, $W/B=4$)



Fonte: Autor

Legenda: É mostrada a equação de segundo grau que descreve a evolução do erro em função de T/B para a proposta de correção.

Figura 66 - Erro em função de T/B da terceira revisão da proposta de alteração da medição física da trinca ($SE(T)_c$, $W/B=4$)



Fonte: Autor

Legenda: É mostrada a equação de segundo grau que descreve a evolução do erro em função de T/B para a proposta de correção.

Da mesma maneira como o observado na seção anterior, os resultados para todos os cenários estudados são similares e permitem as seguintes conclusões e considerações:

- De maneira sistemática, observa-se que os erros do cálculo de a/W dentro do limite de validade da ASTM possuem diferenças negligenciáveis entre a ASTM e propostas de medição, revelando a robustez para as normas vigentes.
- Quando os limites são violados, observa-se clara tendência de aumento significativo dos erros quando a proposta de medição da ASTM é utilizada, o que é substancialmente melhorado quando as propostas aqui estudadas são aplicadas.
- Destaca-se aqui que erros de mesma intensidade (e diferentes de zero) são observados dentro do limite da ASTM pois diferentemente da proposta de alteração da flexibilidade normalizada, aqui está sendo comparado medição física da trinca com a previsão pela técnica da EUC, ou seja, naturalmente os erros da utilização do polinômio de quinto grau estão incorporados nos gráficos. Sabendo disso, novamente é importante observar a constância das medições em função de T/B , e com isso a terceira revisão da proposta de Andrade (2016) apresenta uma pequena melhora em relação à segunda revisão.
- A Figura 59 mostra a equação que descreve o erro da segunda proposta em função de T/B para o $SE(B)$, $W/B=4$. O coeficiente que descreve a intensidade da curvatura para esta é $-0,0728$, e quando comparado com o mostrado na Figura 60 (da terceira revisão da proposta), com o valor de $-0,041$, verifica-se que este possui módulo maior, indicando uma maior curvatura. O mesmo comportamento é observado comparando os mesmos valores para o $SE(T)_c$, $W/B=4$, nas Figuras 63 e 64, com valores respectivamente $-0,0614$ e $-0,0166$. Essa conclusão se estende também aos demais casos, não mostrados aqui.

Finalizando, existe uma evidente melhoria na utilização da segunda e da terceira revisões da proposta de medição apresentadas neste trabalho. Apesar da terceira revisão ser matematicamente superior, as diferenças entre as versões são pequenas e oriundas apenas dos dados inicialmente utilizados para desenvolver as propostas, e não de metodologia para desenvolvê-las. Abaixo é apresentado um estudo sobre a constância da determinação do fator de intensidade de tensões K_I ao longo das frentes de trinca tuneladas para enriquecer as conclusões a serem formuladas.

Para a realização deste estudo, foi comparado o K_I proveniente das simulações com o K_I calculado a partir de força, deslocamento e tamanho de trinca. Este foi

determinado utilizando o a/W equivalente da ASTM (pontos circulares nos gráficos) e utilizando o a/W equivalente da terceira revisão da proposta (cruzes nos gráficos).

Nas simulações, o K_I foi extraído no quinto contorno de elementos para os SE(B) e décimo contorno de elementos para os SE(T)_c, e uma média foi calculada em todos os planos de elementos que descrevem a espessura dos modelos. Quando ao cálculo analítico deste valor, para o SE(B), este foi realizado segundo a equação mostrada na ASTM E1820 (2022):

$$K_I = \frac{P.S}{B\sqrt{W}} \cdot f\left(\frac{a}{W}\right), \quad (40)$$

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{3\left(\frac{a}{W}\right)^{0,5} \left[\left(1,99 - \left(\frac{a}{W}\right)\right) \cdot \left(1 - \frac{a}{W}\right) \cdot \left(2,15 - \left(3,93 \frac{a}{W}\right) + \left(2,7 \left(\frac{a}{W^2}\right)\right)\right) \right]}{2 \cdot \left(1 + 2 \frac{a}{W}\right) \cdot \left(1 - \frac{a}{W}\right)^{1,5}}. \quad (41)$$

E para o SE(T)_c, o mostrado em Cravero e Ruggieri (2007):

$$K_I = \frac{P}{B\sqrt{W}} \cdot f\left(\frac{a}{W}\right), \quad (42)$$

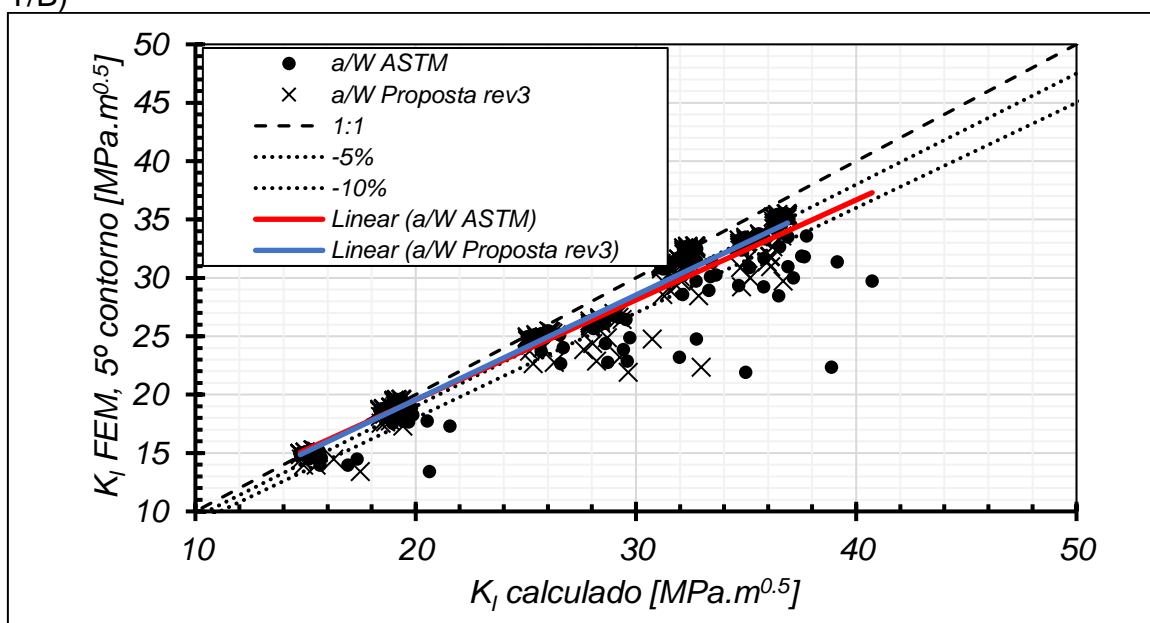
$$f\left(\frac{a}{W}\right) = 0,2832 + 3,8497\left(\frac{a}{W}\right) - 1,4885\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 4,1716\left(\frac{a}{W}\right)^3 + 9,9094\left(\frac{a}{W}\right)^4 - 7,4188\left(\frac{a}{W}\right)^5. \quad (43)$$

São apresentados três gráficos para ambas as geometrias, listados abaixo. Estes também contam com uma linha de proporcionalidade de 1:1, indicando a idealidade (simulações e cálculos sem divergência) e duas linhas adicionais apontando uma diferença de -5% e -10%. Uma divergência negativa indica que o K_I calculado é maior do que o previsto pela simulação e vice-versa.

1. Todas as 216 condições estudadas – Figura 67 para SE(B) e Figura 70 para SE(T)_c;

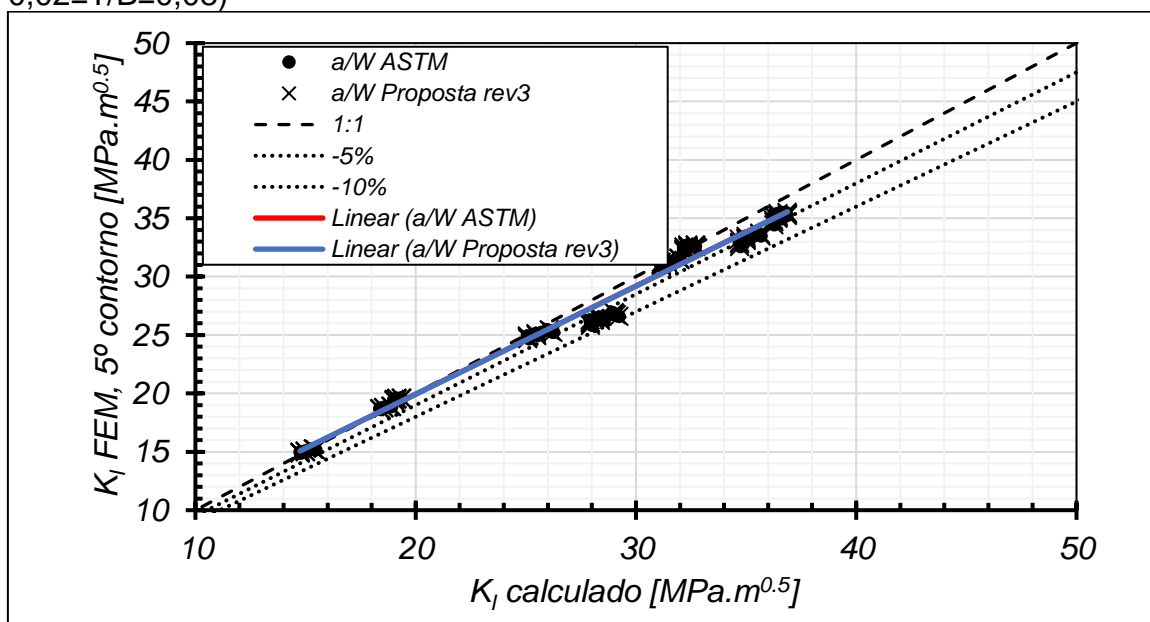
2. Dentro do escopo de validade da ASTM – $0,02 \leq T/B \leq 0,08$. Lembrando, este limite varia em função de W/B , e $T/B=0,08$ viola levemente o limite para $W/B=1$ ($T/B=0,0796$) – Figura 68 para SE(B) e Figura 71 para SE(T)_c;
3. Fora do campo e validade da ASTM – $0,1 \leq T/B \leq 0,3$ – Figura 69 para SE(B) e Figura 72 para SE(T)_c.

Figura 67 - K_I proveniente das simulações em função do K_I calculado (SE(B), todos os T/B)



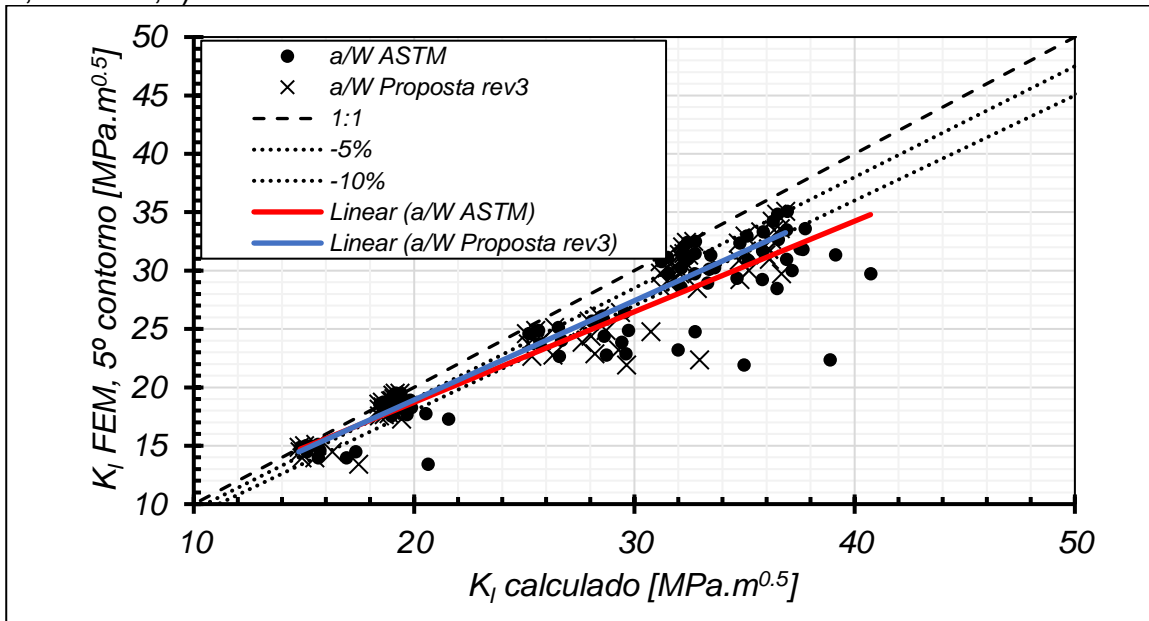
Fonte: Autor

Figura 68 - K_I proveniente das simulações em função do K_I calculado (SE(B), $0,02 \leq T/B \leq 0,08$)



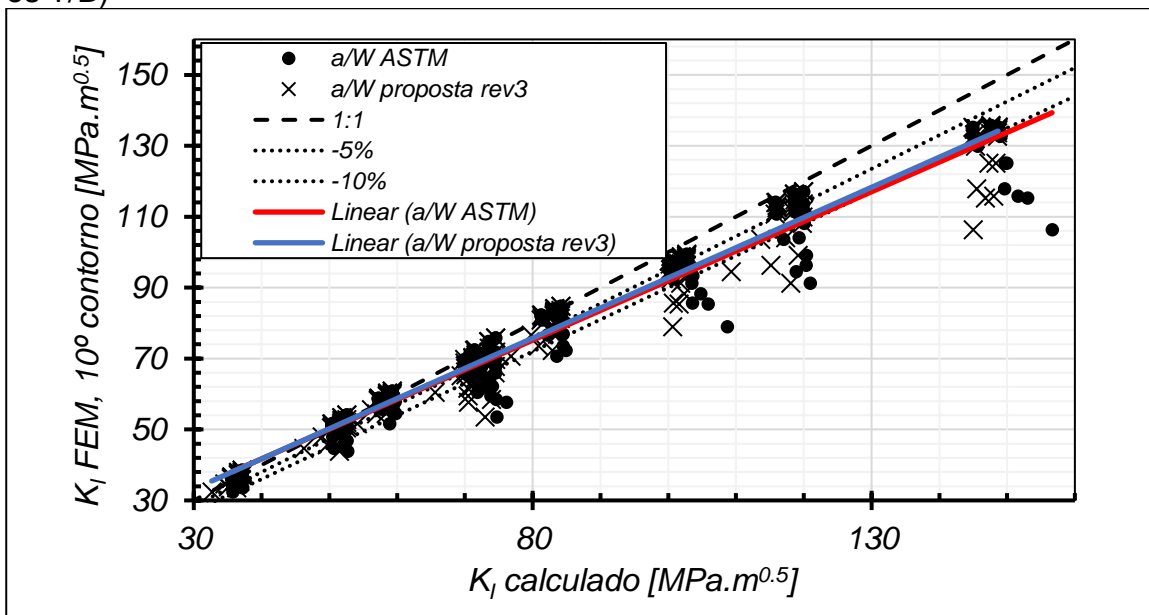
Fonte: Autor

Figura 69 - K_I proveniente das simulações em função do K_I calculado (SE(B), $0,1 \leq T/B \leq 0,3$)



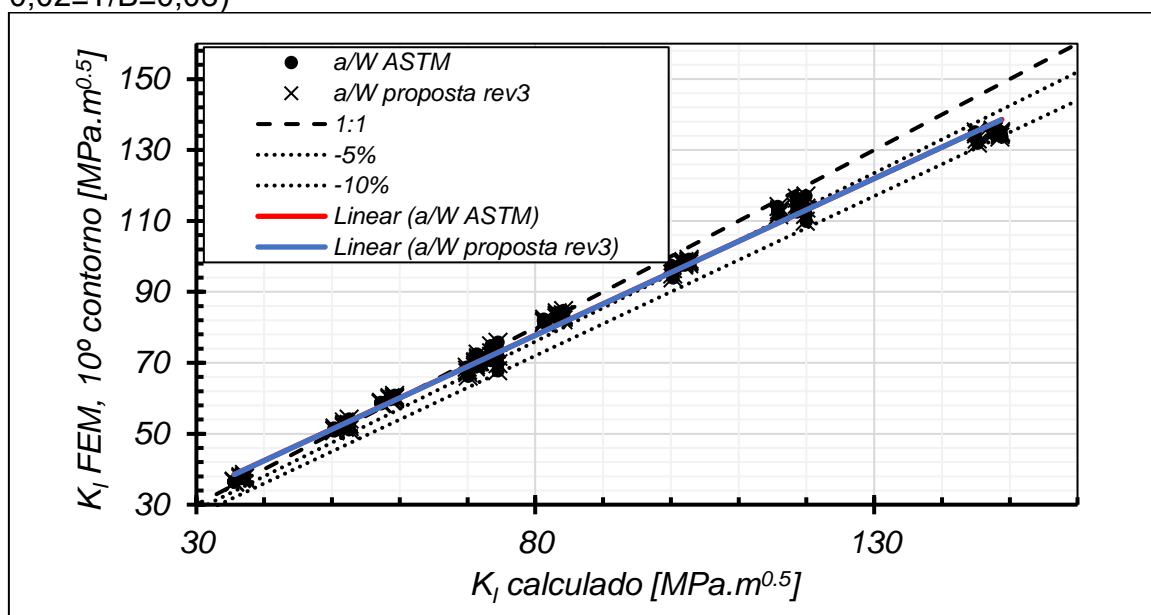
Fonte: Autor

Figura 70 - K_I proveniente das simulações em função do K_I calculado (SE(T)_c, todos os T/B)



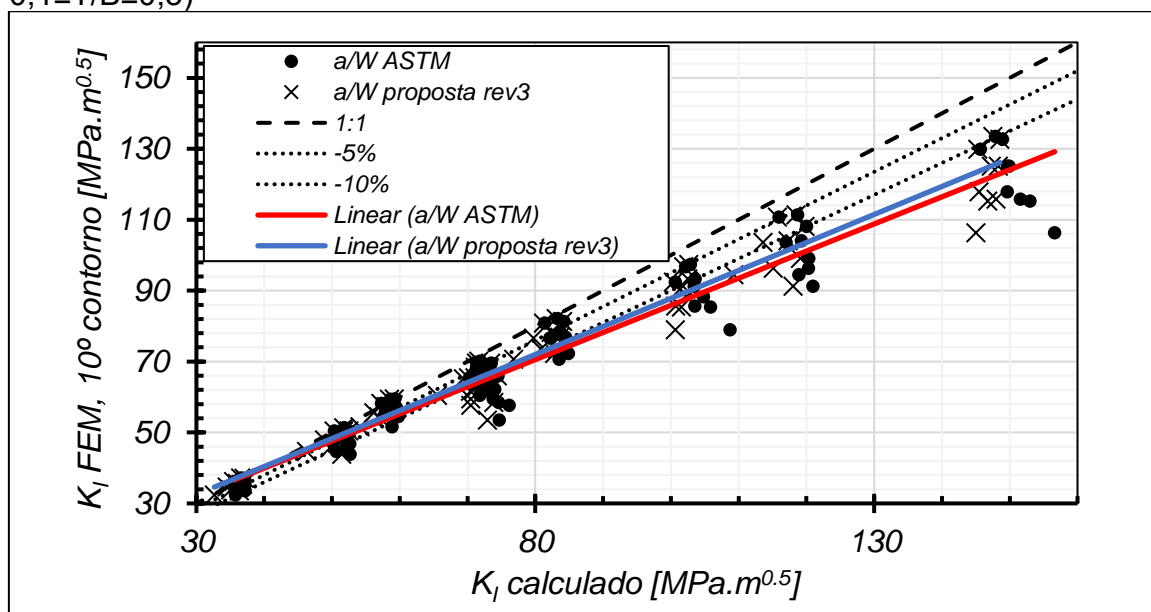
Fonte: Autor

Figura 71 - K_I proveniente das simulações em função do K_I calculado ($SE(T)_c$, $0,02 \leq T/B \leq 0,08$)



Fonte: Autor

Figura 72 - K_I proveniente das simulações em função do K_I calculado ($SE(T)_c$, $0,1 \leq T/B \leq 0,3$)



Fonte: Autor

Novamente, as conclusões podem ser traçadas igualmente para ambas as geometrias. Dentro do limite de validade da ASTM (Figuras 66 e 69) a proposta e a ASTM possuem comportamento similar, e quando este for violado, a proposta claramente apresenta uma vantagem sutil na previsão de K_I . Destaca-se aqui que apesar da divergência maior do que 10% em alguns casos, o K_I calculado é maior do

que o previsto pelas simulações, indicando um possível erro superestimando o fator de intensidade de tensões, favorecendo a segurança. Apesar de não ser ideal, é menos crítico do que o contrário. Um estudo subsequente desta obra reside na determinação de $f(a/W)$ considerando o efeito do tunelamento e é sugestão de trabalho futuro.

Finalizando esta seção, é possível concluir que a terceira revisão da proposta é aqui apontada como a melhor solução dentre as sugeridas nesta obra, uma vez que possui a melhor constância de previsão de a/W em relação à segunda revisão e não afetará de forma prejudicial à segurança a previsão do fator de intensidade de tensões. É recomendação do Autor a utilização desta com cautela, uma vez que validações experimentais ainda estão pendentes e apenas uma exploração é apresentada na seção seguinte.

4.1.4 Exploração experimental

Na sequência, são mostrados os resultados da aplicação das propostas em corpos de prova reais ensaiados.

4.1.4.1 Matriz de análise

A exploração experimental aqui realizada foi realizada com corpos de prova SE(B) e SE(T)_c com $W/B = 2$. É mostrado abaixo (Tabela 36 para SE(B) e Tabela 37 para SE(T)_c) o dimensional dos corpos de prova, a quantidade de frentes de trinca obtidas e observações. As Figuras 71 e 72 mostram, respectivamente, fotos *post-mortem* do plano da trinca dos SE(B) e SE(T)_c ensaiados.

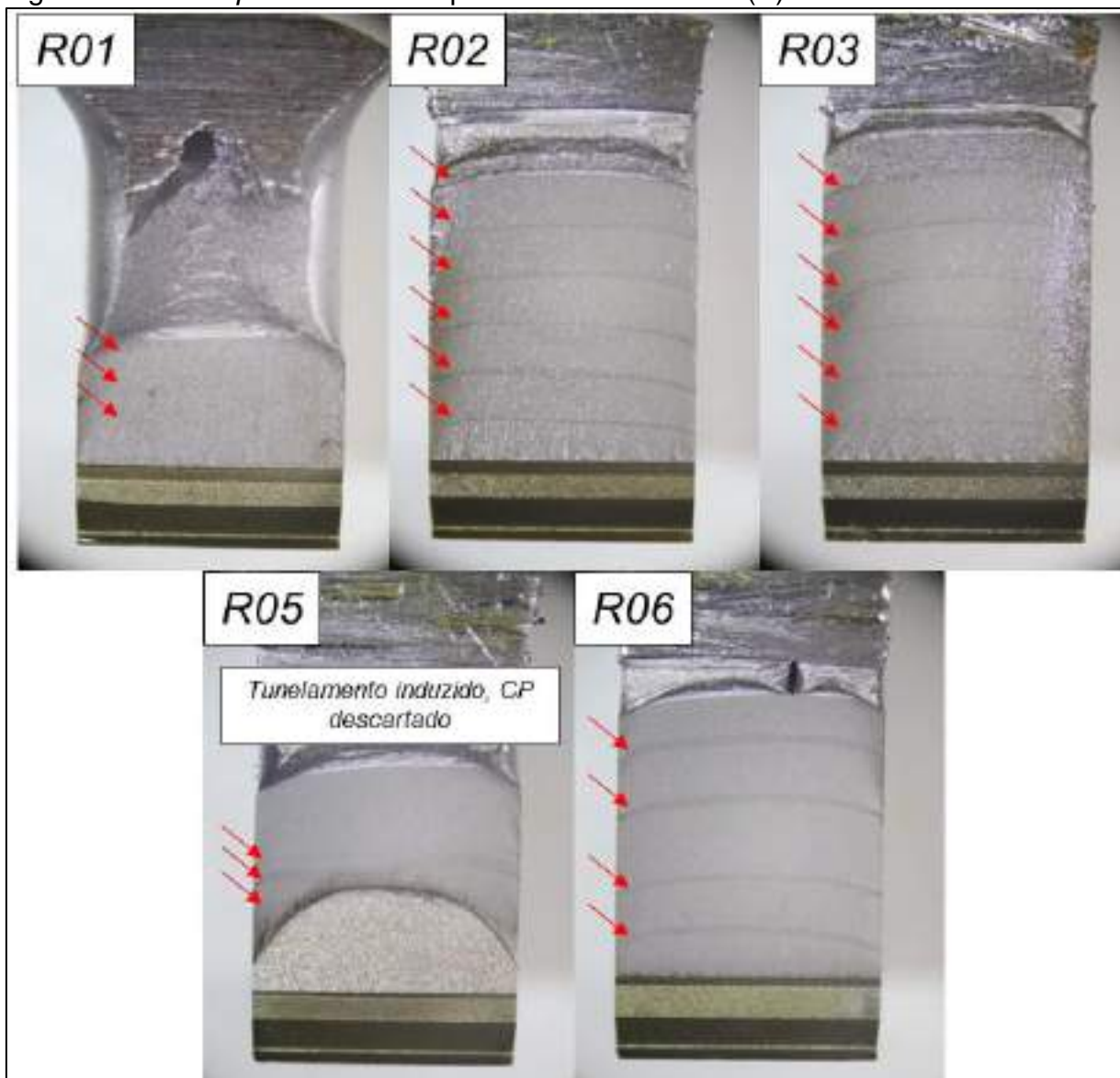
Tabela 36 - Corpos de prova SE(B) utilizados na exploração experimental do tunelamento

Código	W/B	W	B	S	a0	Qty de frentes de trinca	Observações
	[mm/mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]		
R01	2	25,30	12,69	100,96	4,13	3	Utilizado heat-tinting. Medição não foi possível de ser realizada, espécime perdido
R02		25,27	12,80	100,96	4,11	6	OK
R03		25,40	12,66	101,20	4,08	6	OK
R04		25,35	12,58	101,20	4,09	0	Espécime perdido por excesso de carregamento do equipamento de ensaios

R05		25,36	12,59	101,40	4,14	1	Experimento com indução de tunelamento não sucedido, espécime perdido
R06		25,32	12,68	101,40	4,27	4	OK

Fonte: Autor

Figura 73 - Fotos *post-mortem* do plano da trinca dos SE(B) ensaiados.



Fonte: Autor

Legenda: As setas vermelhas indicam as frentes de trinca consideradas.

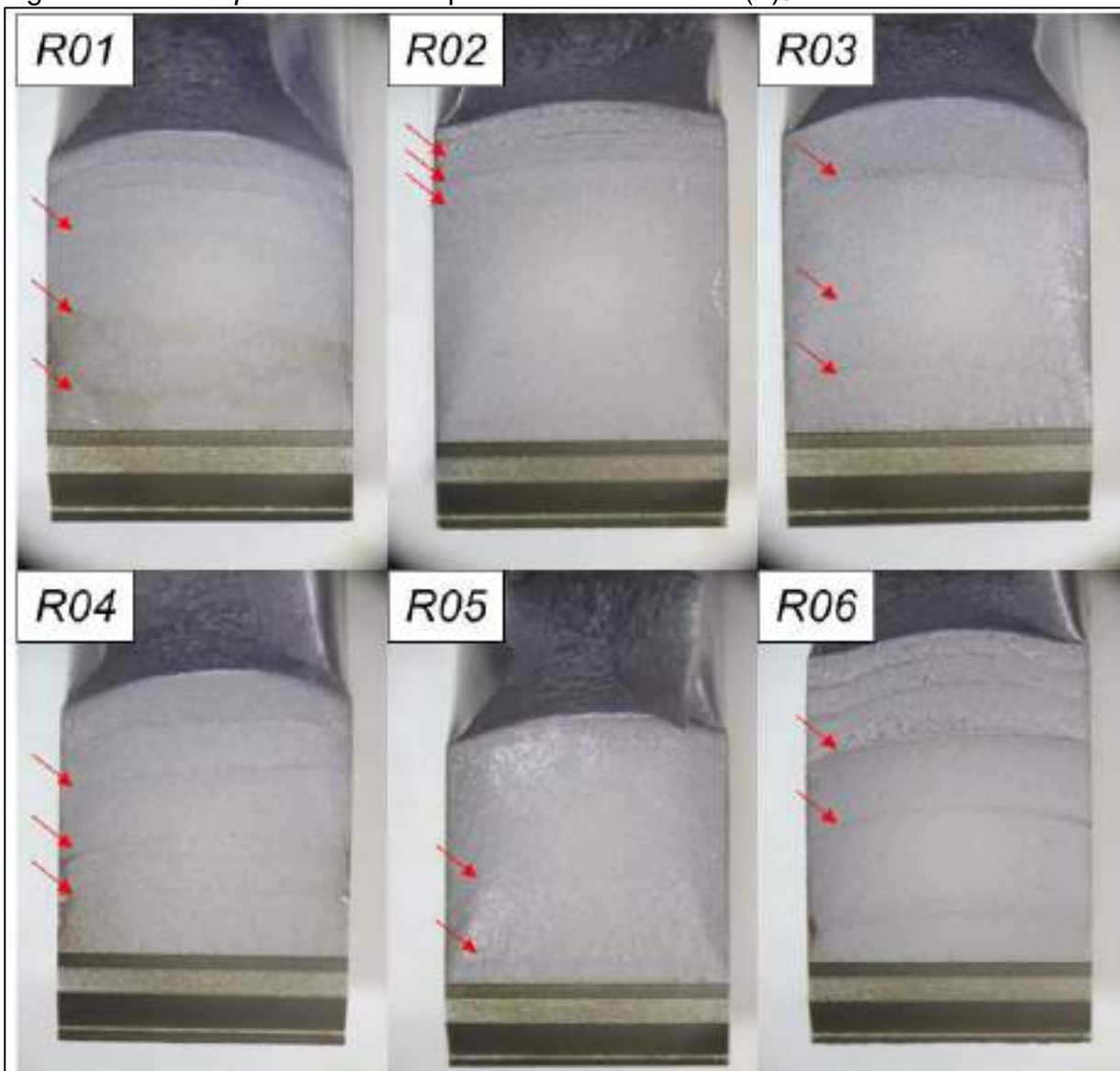
Tabela 37 - Corpos de prova SE(T)_c utilizados na exploração experimental do tunelamento

Código	W/B	W	B	H	a0	Qtd de frentes de trinca	Observações
	[mm/mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]		
R01	2	25,41	12,93	254	4,05	3	Dados tratados com base no calculado pelo equipamento de ensaios, não permitindo a análise dos dados crus e

							avaliação da proposta da flexibilidade normalizada
R02	25,46	12,92	254	4,12	3		Dados tratados com base no calculado pelo equipamento de ensaios, não permitindo a análise dos dados crus e avaliação da proposta da flexibilidade normalizada
R03	25,43	12,89	254	4,10	3		OK
R04	25,45	12,91	254	4,11	3		OK
R05	25,35	12,86	254	4,01	2		OK
R06	25,30	12,83	254	3,94	2		OK

Fonte: Autor

Figura 74 - Fotos *post-mortem* do plano da trinca dos SE(T)_c ensaiados.



Fonte: Autor

Legenda: As setas vermelhas indicam as frentes de trinca consideradas.

As observações estão comentadas abaixo:

1 – O corpo de prova SE(B) R01 teve suas trincas marcadas pela técnica de *heat-tinting*, estas que foram apagadas após pouco tempo, não permitindo a medição das frentes pelo microscópio de medição. Para não contaminar os resultados com informações oriundas de outra metodologia de marcação de frente de trinca, este foi descartado.

2 – O SE(B) R04 foi descartado devido a uma falha do equipamento de ensaios, esta a qual causou uma sobrecarga e deformações excessivas.

3 – O SE(B) R05 foi um experimento para indução de um nível de tunelamento elevado, por meio de eletroerosão de penetração, esta que não foi bem-sucedida e será omitida deste trabalho.

4 – Os SE(T)_c R01 e R02 não tiveram seus dados salvos no equipamento de ensaios, não permitindo um pós-tratamento para obtenção da flexibilidade. O comprimento de trinca utilizado para verificação das propostas de alteração de $a/W_{\text{equivalente}}$ foi automaticamente calculado pelo equipamento de ensaios e não pela rotina de tratamento elaborada.

Abaixo estão mostrados os resultados das medições físicas das trincas presentes no corpo de prova SE(B) R02, que será utilizado para embasar a explicação dos resultados na seção seguinte. Os resultados de medições dos demais corpos de prova serão suprimidos aqui para facilitar a leitura do texto. Com isso, para as 6 frentes de trinca do corpo de prova mencionado, é mostrado na Tabela 38 e na Tabela 39 as medições de ambos os lados deste. A Tabela 40 mostra a média destes pontos.

Tabela 38 - Medições das frentes de trinca do SE(B) R02, lado A

Ponto	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Z (mm)	0,126	1,695	3,263	4,832	6,400	7,968	9,537	11,105	12,674
Descrição	0,005.W				Centro				0,005.W
Frente 1	5,62	5,931	5,984	5,965	5,904	5,831	5,783	5,685	5,303
Frente 2	7,812	8,134	8,224	8,177	8,113	8,068	7,936	7,737	7,313
Frente 3	10,123	10,452	10,552	10,605	10,541	10,477	10,296	10,059	9,53
Frente 4	12,115	12,531	12,734	12,811	12,835	12,804	12,728	12,532	11,978
Frente 5	14,410	14,877	15,066	15,122	15,177	15,170	15,137	14,995	14,446
Frente 6	16,716	17,137	17,371	17,521	17,587	17,569	17,511	17,308	16,824

Fonte: Autor

Tabela 39 - Medições das frentes de trinca do SE(B) R02, lado B

Ponto	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Z (mm)	0,126	1,695	3,263	4,832	6,400	7,968	9,537	11,105	12,674
Descrição	0,005.W				Centro				0,005.W
Frente 1	5,42	5,769	5,857	5,895	5,937	6,021	6,044	5,937	5,622
Frente 2	7,357	7,849	8,017	8,102	8,154	8,213	8,244	8,125	7,89
Frente 3	9,635	10,136	10,365	10,508	10,583	10,628	10,592	10,479	10,124
Frente 4	12,075	12,630	12,814	12,870	12,879	12,852	12,773	12,571	12,113
Frente 5	14,535	15,072	15,215	15,215	15,212	15,168	15,108	14,921	14,455
Frente 6	16,889	17,369	17,554	17,540	17,598	17,555	17,422	17,182	16,746

Fonte: Autor

Tabela 40 - Medições das frentes de trinca do SE(B) R02, média

Ponto	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Z (mm)	0,126	1,695	3,263	4,832	6,400	7,968	9,537	11,105	12,674
Descrição	0,005.W				Centro				0,005.W
Frente 1	5,52	5,85	5,9205	5,93	5,9205	5,926	5,9135	5,811	5,4625
Frente 2	7,5845	7,9915	8,1205	8,1395	8,1335	8,1405	8,09	7,931	7,6015
Frente 3	9,879	10,294	10,459	10,557	10,562	10,5525	10,444	10,269	9,827
Frente 4	12,095	12,581	12,774	12,841	12,857	12,828	12,751	12,552	12,046
Frente 5	14,473	14,975	15,141	15,169	15,195	15,169	15,123	14,958	14,451
Frente 6	16,803	17,253	17,463	17,531	17,593	17,562	17,467	17,245	16,785

Fonte: Autor

A partir das medições físicas da frente da trinca, viabiliza-se a determinação do a/W equivalente da ASTM, do nível de tunelamento e tunelamento relativo (Tabela 41).

Tabela 41 – Conclusões das medições físicas das trincas do SE(B) R02

ASTM		T	T/B
a	a/W		
5,85	0,231	0,707	0,055
8,02	0,317	0,962	0,075
10,37	0,411	1,103	0,086
12,66	0,501	0,887	0,069
15,02	0,595	0,813	0,064
17,36	0,687	0,931	0,073

Fonte: Autor

4.1.4.2 Resultados experimentais da proposta de alteração da flexibilidade normalizada

Com as conclusões das medições físicas apresentadas para o SE(B) R02, é possível gerar uma tabela com dados para cada frente de trinca contendo a flexibilidade, flexibilidade normalizada, previsão de a/W pela flexibilidade, a flexibilidade normalizada modificada e finalmente a previsão de a/W pela flexibilidade modificada (Tabela 42).

Tabela 42 - Previsões de a/W pelas flexibilidades normalizada e normalizada modificada. CP SE(B), R02.

Frente	T/B	Flexibilidade	Flex. Norm	Previsão de a/W pela flexibilidade	Flex. Norm. mod	Previsão de a/W pela flexibilidade modificada
1	0,055	3,12E-06	0,256	0,229	0,256	0,229
2	0,075	5,02E-06	0,211	0,317	0,214	0,317
3	0,086	8,10E-06	0,176	0,409	0,176	0,409
4	0,069	1,30E-05	0,143	0,496	0,145	0,496
5	0,064	2,22E-05	0,112	0,588	0,115	0,588
6	0,073	4,10E-05	0,086	0,679	0,087	0,679

Fonte: Autor

Com os dados de previsão de a/W pela flexibilidade utilizando a flexibilidade normalizada e a flexibilidade normalizada modificada é possível comparar estes resultados com as medições físicas da ASTM, calculando o erro pela equação 38 (Tabela 43).

Tabela 43 - Erros das previsões de a/W em relação às medições físicas. CP SE(B), R02.

Frente	T/B	a/W ASTM	Previsão de a/W pela flexibilidade	Erro	Previsão de a/W pela flexibilidade modificada	Erro
1	0,055	0,231	0,229	0,8%	0,229	0,8%
2	0,075	0,317	0,317	0,1%	0,317	0,1%
3	0,086	0,411	0,409	0,5%	0,409	0,4%
4	0,069	0,501	0,496	0,9%	0,496	0,9%
5	0,064	0,595	0,588	1,1%	0,588	1,1%
6	0,073	0,687	0,679	1,2%	0,679	1,2%

Fonte: Autor

Nota-se que para as condições apresentadas no corpo de prova analisado a diferença é sutil e negligenciável. O mesmo pode ser observado para os SE(B)s R03 (Tabela 44 e Tabela 45) e R06 (Tabela 46 e Tabela 47). Isto não necessariamente invalida a proposta, apenas aponta a necessidade de expansão da matriz de análise (que será comentada na seção seguinte).

Tabela 44 - Previsões de a/W pelas flexibilidades normalizada e normalizada modificada. CP SE(B), R03.

Frente	T/B	Flexibilidade	Flex. Norm	Previsão de a/W pela flexibilidade	Flex. Norm. mod	Previsão de a/W pela flexibilidade modificada
1	0,058	3,14E-06	0,257	0,229	0,257	0,229
2	0,065	5,08E-06	0,214	0,318	0,214	0,318
3	0,071	8,07E-06	0,177	0,406	0,177	0,406
4	0,103	1,27E-05	0,147	0,491	0,146	0,491
5	0,126	2,29E-05	0,113	0,592	0,113	0,592
6	0,095	4,27E-05	0,086	0,684	0,086	0,684

Fonte: Autor

Tabela 45 - Erros das previsões de a/W em relação às medições físicas. CP SE(B), R03.

Frente	T/B	a/W ASTM	Previsão de a/W pela flexibilidade	Erro	Previsão de a/W pela flexibilidade modificada	Erro
1	0,058	0,230	0,229	0,2%	0,229	0,2%
2	0,065	0,317	0,318	0,1%	0,318	0,1%
3	0,071	0,408	0,406	0,5%	0,406	0,5%
4	0,103	0,497	0,491	1,2%	0,491	1,2%
5	0,126	0,600	0,592	1,4%	0,592	1,3%
6	0,095	0,690	0,684	0,9%	0,684	0,9%

Fonte: Autor

Tabela 46 - Previsões de a/W pelas flexibilidades normalizada e normalizada modificada. CP SE(B), R06.

Frente	T/B	Flexibilidade	Flex. Norm	Previsão de a/W pela flexibilidade	Flex. Norm. mod	Previsão de a/W pela flexibilidade modificada
1	0,076	3,65E-06	0,243	0,255	0,243	0,255
2	0,064	6,08E-06	0,199	0,352	0,199	0,352
3	0,072	1,31E-05	0,145	0,496	0,145	0,496
4	0,082	2,54E-05	0,109	0,607	0,109	0,607

Fonte: Autor

Tabela 47 - Erros das previsões de a/W em relação às medições físicas. CP SE(B), R06.

Frente	T/B	a/W ASTM	Previsão de a/W pela flexibilidade	Erro	Previsão de a/W pela flexibilidade modificada	Erro
1	0,076	0,244	0,255	4,3%	0,255	4,4%
2	0,064	0,343	0,352	2,5%	0,352	2,6%
3	0,072	0,488	0,496	1,7%	0,496	1,8%
4	0,082	0,600	0,607	1,3%	0,607	1,3%

Fonte: Autor

Para os SE(T)_c, os resultados foram similares, com diferenças entre a previsão de a/W pela flexibilidade normalizada e modificada com diferenças negligenciáveis. Destaca-se aqui o CP SE(T)_c R05, que apresentou erros excessivos. São tecidos comentários sobre isto na seção seguinte deste trabalho. Os resultados estão apresentados nas Tabelas 48 a 55.

Tabela 48 - Previsões de a/W pelas flexibilidades normalizada e normalizada modificada. CP SE(T)_c, R03.

Frente	T/B	Flexibilidade	Flex. Norm	Previsão de a/W pela flexibilidade	Flex. Norm. mod	Previsão de a/W pela flexibilidade modificada
1	0,048	6,75E-07	0,425	0,246	0,425	0,246
2	0,081	1,38E-06	0,341	0,374	0,341	0,374
3	0,065	4,03E-06	0,232	0,587	0,232	0,587

Fonte: Autor

Tabela 49 - Erros das previsões de a/W em relação às medições físicas. CP SE(T)_c, R03.

Frente	T/B	a/W ASTM	Previsão de a/W pela flexibilidade	Erro	Previsão de a/W pela flexibilidade modificada	Erro
1	0,048	0,248	0,246	0,8%	0,246	0,8%
2	0,081	0,371	0,374	0,7%	0,374	0,8%
3	0,065	0,577	0,587	1,7%	0,587	1,8%

Fonte: Autor

Tabela 50 - Previsões de a/W pelas flexibilidades normalizada e normalizada modificada. CP SE(T)_c, R04.

Frente	T/B	Flexibilidade	Flex. Norm	Previsão de a/W pela flexibilidade	Flex. Norm. mod	Previsão de a/W pela flexibilidade modificada
1	0,068	7,80E-07	0,408	0,270	0,407	0,270
2	0,102	1,20E-06	0,357	0,347	0,357	0,348
3	0,105	2,38E-06	0,283	0,481	0,282	0,481

Fonte: Autor

Tabela 51 - Erros das previsões de a/W em relação às medições físicas. CP SE(T)_c, R04.

Frente	T/B	a/W ASTM	Previsão de a/W pela flexibilidade	Erro	Previsão de a/W pela flexibilidade modificada	Erro
1	0,068	0,271	0,270	0,6%	0,270	0,5%
2	0,102	0,350	0,347	0,7%	0,348	0,5%
3	0,105	0,479	0,481	0,4%	0,481	0,6%

Fonte: Autor

Tabela 52 - Previsões de a/W pelas flexibilidades normalizada e normalizada modificada. CP SE(T)_c, R05.

Frente	T/B	Flexibilidade	Flex. Norm	Previsão de a/W pela flexibilidade	Flex. Norm. mod	Previsão de a/W pela flexibilidade modificada
1	0,090	1,66E-06	0,320	0,410	0,320	0,410
2	0,091	5,64E-06	0,204	0,655	0,204	0,655

Fonte: Autor

Tabela 53 - Erros das previsões de a/W em relação às medições físicas. CP SE(T)_c, R05.

Frente	T/B	a/W ASTM	Previsão de a/W pela flexibilidade	Erro	Previsão de a/W pela flexibilidade modificada	Erro
1	0,090	0,336	0,410	22,0%	0,410	22,1%
2	0,091	0,580	0,655	13,0%	0,655	13,0%

Fonte: Autor

Tabela 54 - Previsões de a/W pelas flexibilidades normalizada e normalizada modificada. CP SE(T)_c, R06.

Frente	T/B	Flexibilidade	Flex. Norm	Previsão de a/W pela flexibilidade	Flex. Norm. mod	Previsão de a/W pela flexibilidade modificada
1	0,097	2,09E-06	0,296	0,455	0,296	0,455
2	0,097	4,33E-06	0,226	0,600	0,226	0,600

Fonte: Autor

Tabela 55 - Erros das previsões de a/W em relação às medições físicas. CP SE(T)_c, R06.

Frente	T/B	a/W ASTM	Previsão de a/W pela flexibilidade	Erro	Previsão de a/W pela flexibilidade modificada	Erro
1	0,097	0,409	0,455	11,2%	0,455	11,2%
2	0,097	0,549	0,600	9,4%	0,600	9,3%

Fonte: Autor

4.1.4.3 Resultados experimentais das propostas de alteração do cálculo da trinca retilínea equivalente

O procedimento de avaliação dos resultados será mostrado de forma detalhada para o SE(B) R02. Os demais serão suprimidos para facilitar a leitura do texto. Dos dados coletados do ensaio, se extrai o ciclo do início da marcação da frente de trinca. Após a conclusão, os dados de carga, CMOD e ciclo de ocorrência são coletados, permitindo o cálculo da flexibilidade e previsão de a/W pela flexibilidade por meio de rotina em Matlab. Estas informações estão mostradas na Tabela 56.

Tabela 56 - Ciclo de marcação de frente de trinca e previsão de a/W pela flexibilidade. CP SE(B), R02.

Frente	Ciclo de marcação de frente de trinca	Previsão de a/W pela flexibilidade
1	53482	0,229
2	123060	0,317
3	220797	0,409
4	292034	0,496
5	363037	0,588
6	455518	0,679

Fonte: Autor

Finalizando, a partir das medições das frentes de trinca calcula-se a trinca retilínea equivalente da ASTM, da segunda e terceira versões da proposta de Andrade (2016) bem como os erros (Tabela 57). Destaca-se aqui que o tunelamento limite para este corpo de prova (aproximadamente $W=25,4$ mm e $B=12,7$ mm) é $T/B = 0,0861$, invalidando pela ASTM a terceira frente de trinca de forma sutil. O erro aqui é calculado como mostrado na equação 39.

Tabela 57 - Comparação de erros da ASTM e propostas. CP SE(B), R02.

Frente	T	T/B	a/W ASTM		a/W proposta rev2		a/W proposta rev3	
			a/W	Erro	a/W	Erro	a/W	Erro
1	0,71	0,055	0,231	0,81%	0,231	0,81%	0,231	0,83%
2	0,96	0,075	0,317	0,12%	0,317	0,04%	0,317	0,07%
3	1,10	0,086	0,411	0,45%	0,410	0,34%	0,410	0,37%
4	0,89	0,069	0,501	0,90%	0,501	0,85%	0,501	0,88%
5	0,81	0,064	0,595	1,08%	0,594	1,03%	0,594	1,05%
6	0,93	0,073	0,687	1,18%	0,687	1,11%	0,687	1,13%

Fonte: Autor

Na sequência serão apresentados os resultados dos SE(B) R03 e R06. Para o SE(B) R03, as trincas 4, 5 e 6 violaram o limite da ASTM. Os resultados da tabela de ciclo de início de marcação (Tabela 58) e previsão de a/W pela flexibilidade e tabela de comparação de erros (Tabela 59) estão mostradas abaixo.

Tabela 58 - Ciclo de marcação de frente de trinca e previsão de a/W pela flexibilidade. CP SE(B), R03.

Frente	Ciclo de marcação de frente de trinca	Previsão de a/W pela flexibilidade
1	33402	0,229
2	81500	0,318
3	125356	0,406
4	176240	0,491
5	248013	0,592
6	328068	0,684

Fonte: Autor

Tabela 59 - Comparação de erros da ASTM e propostas. CP SE(B), R03.

Frente	T	T/B	a/W ASTM		a/W proposta rev2		a/W proposta rev3	
			a/W	Erro	a/W	Erro	a/W	Erro
1	0,73	0,058	0,230	0,23%	0,230	0,27%	0,230	0,31%
2	0,82	0,065	0,317	-0,09%	0,318	-0,06%	0,318	-0,02%
3	0,90	0,071	0,408	0,50%	0,408	0,48%	0,408	0,51%
4	1,30	0,103	0,497	1,21%	0,496	1,03%	0,496	1,07%
5	1,59	0,126	0,600	1,38%	0,598	1,09%	0,598	1,13%
6	1,20	0,095	0,690	0,94%	0,689	0,80%	0,689	0,83%

Fonte: Autor

Finalizando os resultados dos SE(B), no SE(B) R06, as trincas 1, 3 e 4 violaram o limite da ASTM. Os resultados da tabela de ciclo de início de marcação (Tabela 60) e previsão de a/W pela flexibilidade e tabela de comparação de erros (Tabela 61) estão mostradas abaixo.

Tabela 60 - Ciclo de marcação de frente de trinca e previsão de a/W pela flexibilidade. CP SE(B), R06.

Frente	Ciclo de marcação de frente de trinca	Previsão de a/W pela flexibilidade
1	60666	0,229
2	90692	0,317
3	144175	0,409
4	185290	0,496

Fonte: Autor

Tabela 61 - Comparação de erros da ASTM e propostas. CP SE(B), R06.

Frente	T	T/B	a/W ASTM		a/W proposta rev2		a/W proposta rev3	
			a/W	Erro	a/W	Erro	a/W	Erro
1	0,96	0,076	0,244	-4,16%	0,244	-4,20%	0,244	-4,14%
2	0,81	0,064	0,343	-2,48%	0,343	-2,45%	0,343	-2,42%
3	0,92	0,072	0,488	-1,72%	0,488	-1,75%	0,488	-1,73%
4	1,04	0,082	0,600	-1,24%	0,599	-1,34%	0,599	-1,32%

Fonte: Autor

Os resultados aqui apresentados mostram que ambas as revisões da proposta de Andrade (2016) preveem resultados similares à ASTM. Destaca-se que dentro dos limites de validade da norma, questão que é validada na maioria das trincas avaliadas, isto já era previsto, e a melhoria se tornaria significativa a partir de níveis de

tunelamento mais intensos. No entanto, as trincas que ultrapassaram os limites de validade não apresentaram níveis de tunelamento mais pronunciados e que se distanciassem relevantemente dos limites da ASTM, impedindo uma validação experimental da propostas. Com isso, se torna ainda necessária a validação experimental por meio de uma gama de ensaios maior e considerando outras proporções de corpos de prova. Uma matriz de análise revisada para validação experimental desta proposta seria mais bem elaborada com corpos de prova extraídos de chapas orientados com a direção de laminação ou simplesmente isotrópicos.

Seguindo a estratégia de exploração experimental, os SE(T)_c são abordados. Novamente, o limite da ASTM para estes corpos de prova (aproximadamente W=25,4 mm e B=12,7 mm) é também T/B = 0,0861, uma vez que este não depende da geometria do corpo de prova. Para o SE(T)_c R01, todas as trincas violaram o limite da ASTM. Os resultados estão mostrados na Tabela 62 e Tabela 63.

Tabela 62 - Ciclo de marcação de frente de trinca e previsão de a/W pela flexibilidade. CP SE(T)_c, R01.

Frente	Ciclo de marcação de frente de trinca	Previsão de a/W pela flexibilidade
1	49258	0,242
2	107145	0,309
3	168284	0,363

Fonte: Autor

Tabela 63 - Comparação de erros da ASTM e propostas. CP SE(T)_c, R01.

Frente	T	T/B	a/W ASTM		a/W proposta rev2		a/W proposta rev3	
			a/W	Erro	a/W	Erro	a/W	Erro
1	1,13	0,087	0,272	12,24%	0,272	12,18%	0,272	12,21%
2	1,54	0,119	0,382	23,55%	0,381	23,29%	0,381	23,31%
3	1,51	0,117	0,432	18,95%	0,431	18,74%	0,431	18,76%

Fonte: Autor

Para o SE(T)_c R02, novamente todas as trincas violaram o limite da ASTM. Os resultados estão mostrados na Tabela 64 e Tabela 65.

Tabela 64 - Ciclo de marcação de frente de trinca e previsão de a/W pela flexibilidade. CP SE(T)_c, R02.

Frente	Ciclo de marcação de frente de trinca	Previsão de a/W pela flexibilidade
1	75489	0,522
2	160749	0,621
3	279930	0,713

Fonte: Autor

Tabela 65 - Comparação de erros da ASTM e propostas. CP SE(T)_c, R02.

Frente	T	T/B	a/W ASTM		a/W proposta rev2		a/W proposta rev3	
			a/W	Erro	a/W	Erro	a/W	Erro
1	1,26	0,098	0,602	15,34%	0,601	15,23%	0,601	15,21%
2	1,26	0,098	0,637	2,55%	0,636	2,44%	0,636	2,42%
3	1,33	0,103	0,659	-7,53%	0,658	-7,64%	0,658	-7,66%

Fonte: Autor

Para o SE(T)_c R03, apenas a primeira trinca está no campo de validade da norma, enquanto as demais violaram o limite da ASTM. Os resultados estão mostrados na Tabela 66 e Tabela 67.

Tabela 66 - Ciclo de marcação de frente de trinca e previsão de a/W pela flexibilidade. CP SE(T)_c, R03.

Frente	Ciclo de marcação de frente de trinca	Previsão de a/W pela flexibilidade
1	150842	0,246
2	267133	0,374
3	392725	0,587

Fonte: Autor

Tabela 67 - Comparação de erros da ASTM e propostas. CP SE(T)_c, R03.

Frente	T	T/B	a/W ASTM		a/W proposta rev2		a/W proposta rev3	
			a/W	Erro	a/W	Erro	a/W	Erro
1	0,62	0,048	0,248	0,84%	0,248	0,95%	0,248	0,96%
2	1,04	0,081	0,371	-0,70%	0,371	-0,76%	0,371	-0,74%
3	0,84	0,065	0,577	-1,70%	0,577	-1,68%	0,577	-1,70%

Fonte: Autor

Para o SE(T)_c R04, novamente, apenas a primeira trinca está no campo de validade da norma, enquanto as demais violaram o limite da ASTM. Os resultados estão mostrados na Tabela 68 e Tabela 69.

Tabela 68 - Ciclo de marcação de frente de trinca e previsão de a/W pela flexibilidade. CP SE(T)_c, R04.

Frente	Ciclo de marcação de frente de trinca	Previsão de a/W pela flexibilidade
1	108920	0,270
2	248312	0,347
3	350785	0,481

Fonte: Autor

Tabela 69 - Comparação de erros da ASTM e propostas. CP SE(T)_c, R04.

Frente	T	T/B	a/W ASTM		a/W proposta rev2		a/W proposta rev3	
			a/W	Erro	a/W	Erro	a/W	Erro
1	0,88	0,068	0,271	0,61%	0,272	0,68%	0,272	0,68%
2	1,31	0,102	0,350	0,66%	0,349	0,48%	0,349	0,52%
3	1,35	0,105	0,479	-0,44%	0,478	-0,62%	0,478	-0,62%

Fonte: Autor

Para o SE(T)_c R05, pela terceira vez, todas as trincas violaram o limite da ASTM. Os resultados estão mostrados na Tabela 70 e Tabela 71.

Tabela 70 - Ciclo de marcação de frente de trinca e previsão de a/W pela flexibilidade. CP SE(T)_c, R05.

Frente	Ciclo de marcação de frente de trinca	Previsão de a/W pela flexibilidade
1	41143	0,410
2	90449	0,655

Fonte: Autor

Tabela 71 - Comparação de erros da ASTM e propostas. CP SE(T)_c, R05.

Frente	T	T/B	a/W ASTM		a/W proposta rev2		a/W proposta rev3	
			a/W	Erro	a/W	Erro	a/W	Erro
1	1,16	0,090	0,336	-18,02%	0,336	-18,07%	0,336	-18,05%
2	1,17	0,091	0,580	-11,47%	0,579	-11,49%	0,579	-11,51%

Fonte: Autor

Para o SE(T)_c R06, pela terceira vez, todas as trincas violaram o limite da ASTM. Os resultados estão mostrados na Tabela 72 e Tabela 73.

Tabela 72 - Ciclo de marcação de frente de trinca e previsão de a/W pela flexibilidade. CP SE(T)_c, R06.

Frente	Ciclo de marcação de frente de trinca	Previsão de a/W pela flexibilidade
1	69017	0,455
2	133488	0,600

Fonte: Autor

Tabela 73 - Comparação de erros da ASTM e propostas. CP SE(T)_c, R06.

Frente	T	T/B	a/W ASTM		a/W proposta rev2		a/W proposta rev3	
			a/W	Erro	a/W	Erro	a/W	Erro
1	1,24	0,097	0,409	-10,11%	0,409	-10,18%	0,409	-10,15%
2	1,24	0,097	0,549	-8,56%	0,549	-8,63%	0,549	-8,64%

Fonte: Autor

As conclusões tecidas para o SE(T)_c são as mesmas dos SE(B). Ambas as propostas produzem erros similares aos da ASTM, provavelmente relacionado com o nível de curvatura não ser elevado o suficiente para gerar erros mais acentuados. As sugestões de matriz de análise para trabalhos futuros para o SE(B) se mantém para esta geometria. No entanto, vale a pena ressaltar mais um ponto. Várias frentes de trinca apresentaram erros superiores à 10% para as propostas e para a norma. Isso provavelmente está relacionado com assentamento do corpo de prova no equipamento de ensaios. Em alguns testes, principalmente quando a trinca estava rasa e portando a força elevada para garantir a manutenção do fator de intensidade de tensões desejado, foi observado escorregamento do corpo de prova no equipamento de ensaio, validado pelos riscos causados pelas garras nas extremidades dos corpos de prova. Isso se deve a uma conjuntura de fatores, todos colaborando em maior ou menor intensidade:

- Garras com ranhuras não profundas o suficiente;
- Pressão de fechamento de garras insuficiente;
- Corpo de prova foi retificado, reduzindo a rugosidade dos pontos de fixação.

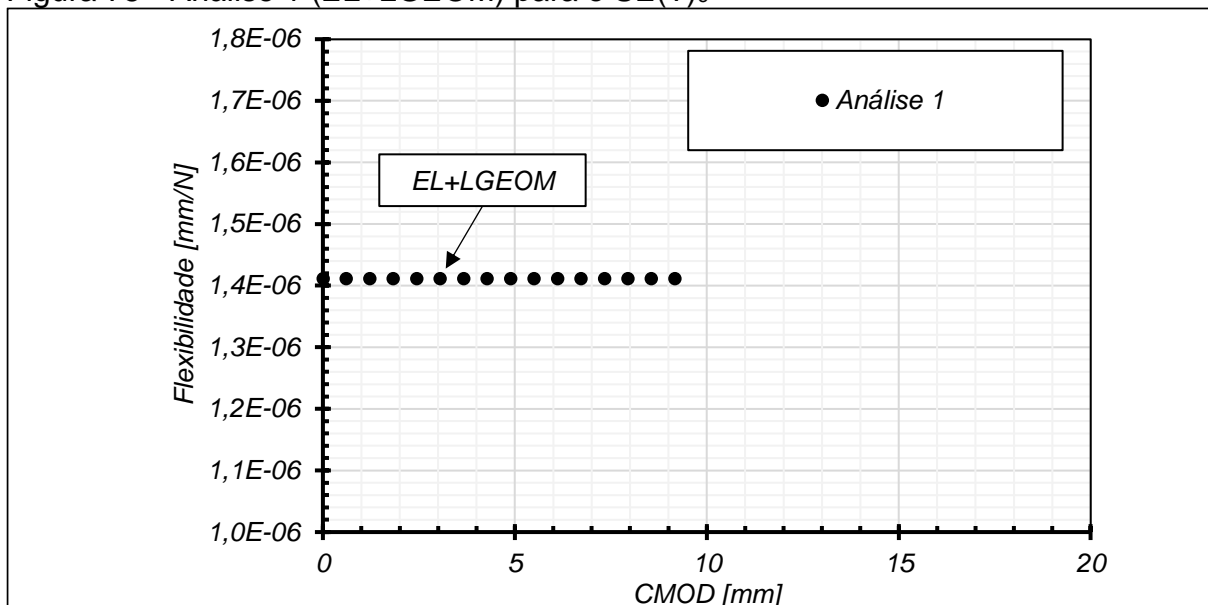
Com isso, sugere-se também a adoção de corpos de prova com profundidade de entalhe inicial mais profunda, naturalmente evitando situações de carregamento elevados para o $SE(T)_c$.

4.2 PLASTICIDADE

4.2.1 Verificação dos efeitos geométricos da plasticidade

Nesta seção a matriz de análise mostrada na Tabela 30 é executada inicialmente para os $SE(T)_c$ e posteriormente para os $SE(B)$. São utilizados como referência modelos com $W=50,8$ mm, $W/B=2$ e $a/W=0,5$. A primeira análise, com flexibilidade em função do CMOD mostrada na Figura 75, mostra o comportamento idealizado. Esta não conta com nenhuma não linearidade de material ou geometria, e o resultado é uma linha paralela ao eixo das abscissas, ou seja, a flexibilidade do modelo não muda com o aumento do CMOD em que esta é medida.

Figura 75 - Análise 1 (EL+LGEOM) para o $SE(T)_c$

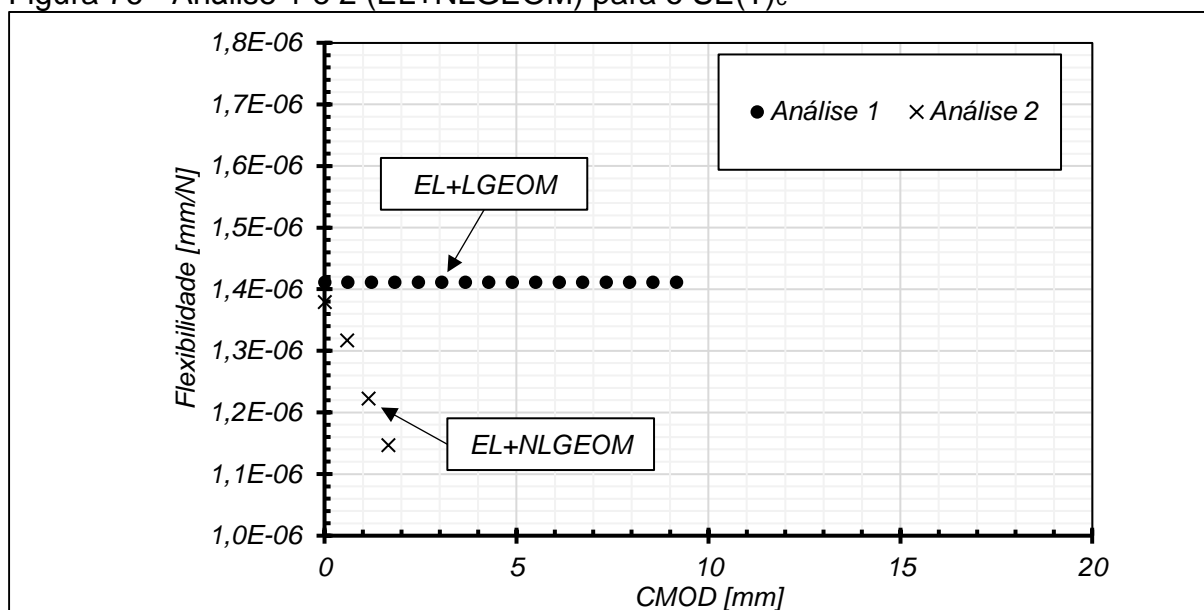


Fonte: Autor

Dando sequência, a segunda análise é realizada com material elástico linear permitindo grandes deslocamentos (Figura 76). É uma tentativa de entendimento do efeito de variações geométricas aparte das causadas pela utilização de material elasto-plástico. Aqui entende-se que mesmo utilizando material elástico linear existe

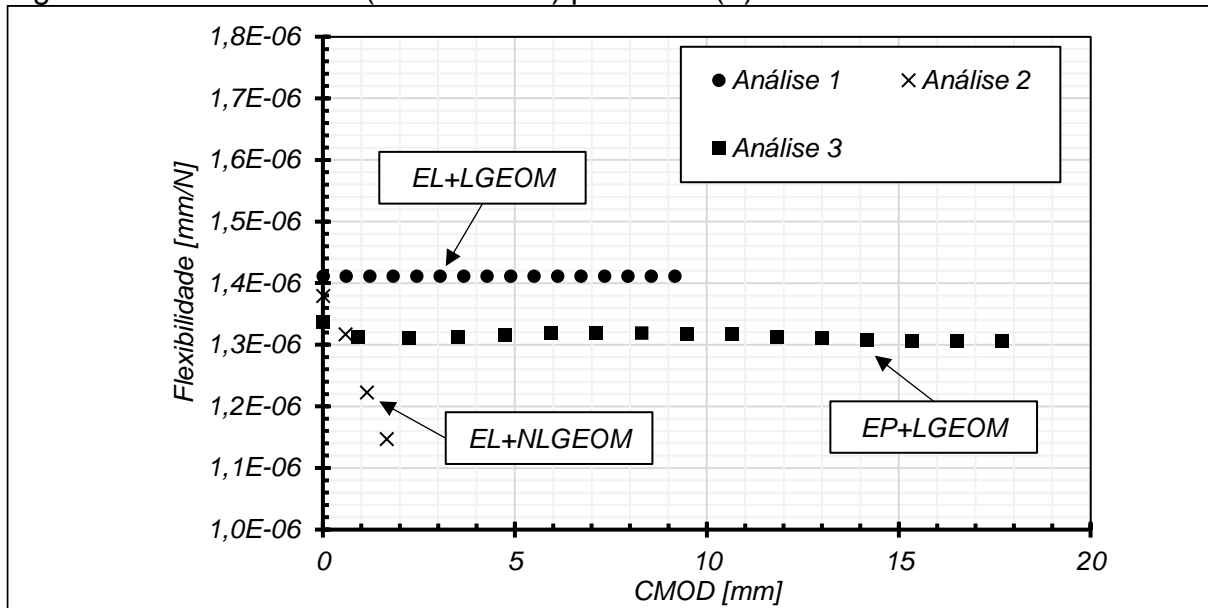
uma queda expressiva da flexibilidade. Este fenômeno provavelmente está relacionado com efeitos geométricos advindos de rotação (seção 2.1.3) e possivelmente de redução da área do LR (efeito este que será desconsiderado na sequência deste estudo pois não faz parte do escopo).

Figura 76 - Análise 1 e 2 (EL+NLGEOM) para o $SE(T)_c$



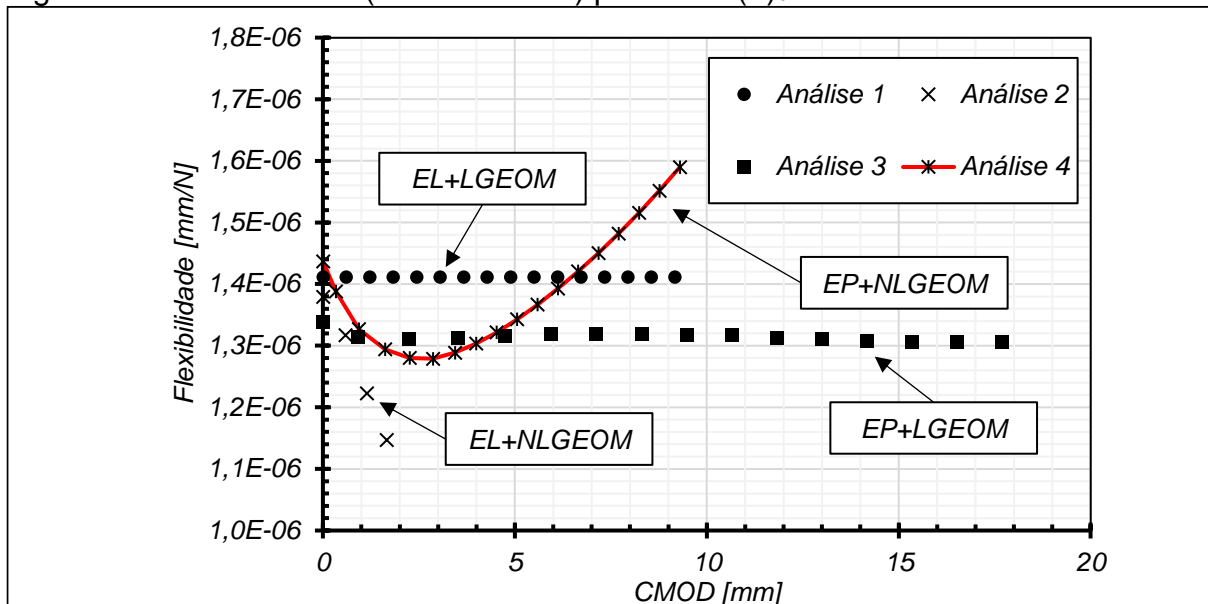
Fonte: Autor

A terceira análise é realizada com material elasto-plástico mantendo a condição de pequenos deslocamentos (Figura 77). Neste ponto é realizada uma tentativa de isolamento do efeito de material elasto-plástico do restante dos efeitos geométricos. É observada grande similaridade do comportamento linear observado na análise 1, com flexibilidade 5% mais baixa.

Figura 77 - Análise 1 a 3 (EP+LGEOM) para o SE(T)_c

Fonte: Autor

Finalmente, é mostrada a quarta análise com ambas as não linearidades inseridas no modelo (Figura 78).

Figura 78 - Análise 1 a 4 (EP+NLGEOM) para o SE(T)_c

Fonte: Autor

As observações sobre esta estão mostradas abaixo:

- A queda de flexibilidade observada na análise 3 não é observada aqui. Para CMOD = 0, ou seja, flexibilidade do modelo inicial, é mostrado na Tabela 74 a flexibilidade e previsão de a/W para as 4 análises.

- É observada uma queda de flexibilidade menos intensa do que a análise 2. Isto evidencia a existência de um efeito concorrente causando aumento da flexibilidade, este não existente anteriormente.
- É a única análise que apresenta aumento significativo da flexibilidade após certo ponto.

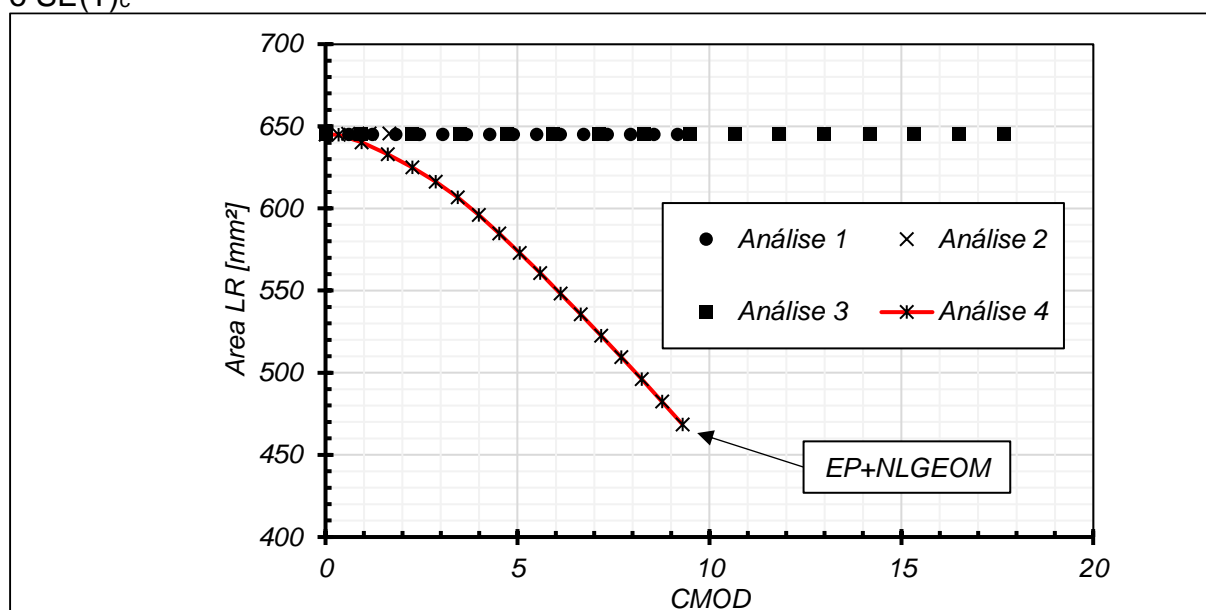
Tabela 74 - Flexibilidade para CMOD=0 das 4 análises dos SE(T)_c

Análise	Flexibilidade	Variação de flexibilidade	a/W	Variação de a/W
	[mm/N]			
1	1,411E-06	0,0%	0,502	0,0%
2	1,411E-06	0,0%	0,502	0,0%
3	1,338E-06	-5,2%	0,491	-2,1%
4	1,437E-06	1,8%	0,506	0,7%

Fonte: Autor

É aqui postulado que existe uma variação geométrica do ligamento remanescente que causaria esta variação detectada. Para esta avaliação inicial, é mostrado na Figura 79 a variação da área do ligamento remanescente em função do CMOD para as quatro análises. Nota-se que a análise 4 é a única que apresenta uma queda expressiva deste valor, trazendo robustez para a premissa que o efeito da plasticidade na EUC é principalmente de natureza geométrica.

Figura 79 – Área do ligamento remanescente das análises 1 a 4 (EP+NLGEOM) para o SE(T)_c



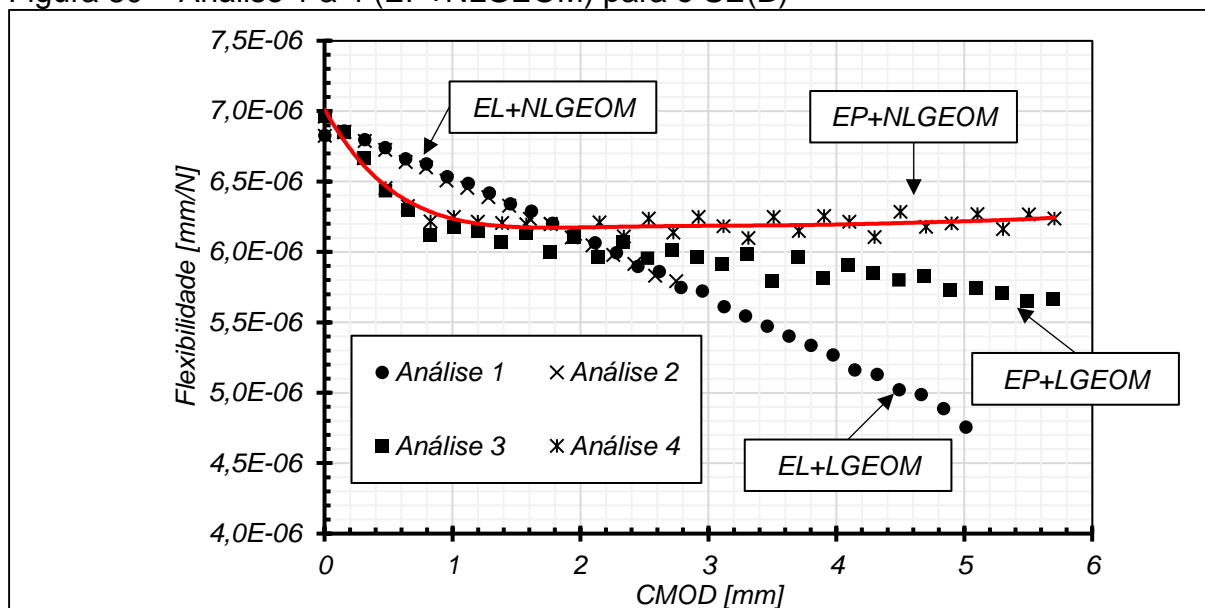
Fonte: Autor

Resumindo, avalia-se aqui que para o $SE(T)_c$ a queda de flexibilidade seja governada por *blunting* e rotação, sendo este último expressivamente mais relevante, enquanto o aumento desta seja causado por redução de área e respectiva redução de momento de inércia do ligamento remanescente.

O mesmo estudo é repetido para o $SE(B)$, com flexibilidade em função do CMOD mostrado na Figura 80 e área do ligamento remanescente em função do CMOD na Figura 81 (com mesma escala no eixo Y da Figura 79). Seguem as observações:

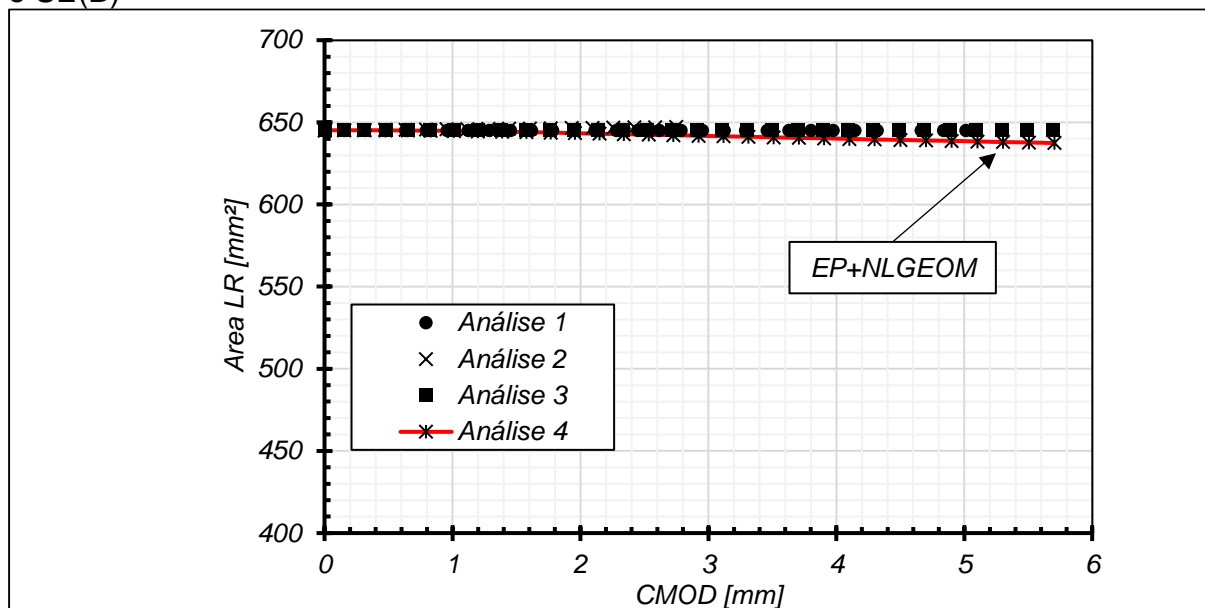
- As análises 1 e 2 apresentaram mesmo comportamento, apontando efeitos negligenciáveis de geometria. Provavelmente a queda observada está relacionada com: 1 – a alteração do perfil de carregamento quando o CMOD é mais elevado. O $SE(B)$, na sua condição inicial, sofre puramente flexão. No entanto, com o aumento do LLD e conseqüente deformação do $SE(B)$, uma parte do carregamento se torna de tração, reduzindo a flexibilidade do corpo de prova (similar à queda de flexibilidade proveniente do efeito de rotação dos $SE(T)_c$). 2 – Com o aumento da distância efetiva entre apoios. Uma vez que o $SE(B)$ não é fixo (engastado) nos apoios, ao longo do carregamento, este escorregará efetivamente aumentando a porção do espécime que sofre algum tipo de carregamento, reduzindo sua flexibilidade.
- As análises 3 e 4 também apresentaram comportamentos similares, com queda inicial da flexibilidade seguida por um platô, sendo que existe uma leve tendência de aumento para a análise 4. Isto pode estar relacionado com a leve queda da área do ligamento remanescente observada nesta análise (Figura 81).
- A diferença de comportamento da queda da área do ligamento remanescente entre os $SE(T)_c$ e $SE(B)$ está relacionada com o nível de plastificação da região. Nas Figuras 85 e 86 estão mostradas fotos *post mortem* de $SE(T)_c$, e quando comparado com as fotos dos $SE(B)$ (Figura 91) nota-se clara diferença. Análises de elementos finitos também suportam essa conclusão (Figura 98 para $SE(T)_c$ e Figura 103 para $SE(B)$).

Figura 80 – Análise 1 a 4 (EP+NLGEOM) para o SE(B)



Fonte: Autor

Figura 81 - Área do ligamento remanescente das análises 1 a 4 (EP+NLGEOM) para o SE(B)



Fonte: Autor

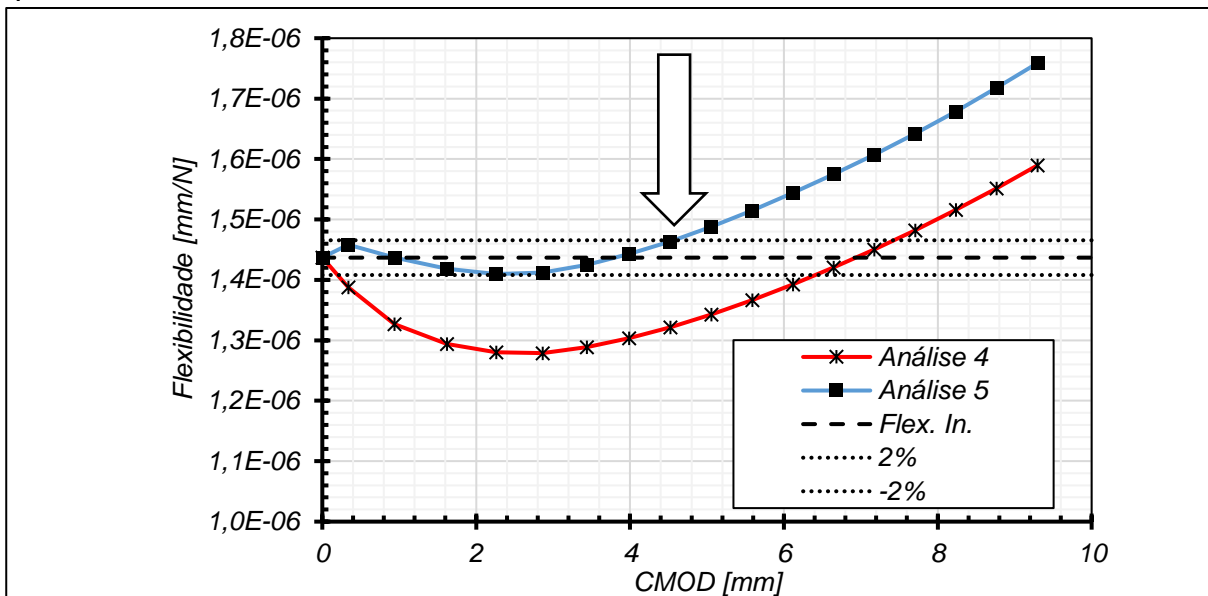
É possível então concluir que, apesar de existirem outros efeitos concorrentes, a queda da área do ligamento remanescente possivelmente causa um aumento de flexibilidade também nos SE(B)s.

4.2.1.1 Correção por rotação de Shen e Tyson (2009)

Como explicado em 2.1.3, Shen e Tyson (2009) desenvolveram um modelo de correção de rotação de corpos de prova $SE(T)_c$. A aplicação desta correção para a análise 4 resulta na análise 5, mostrada abaixo na Figura 82, onde a linha tracejada é a flexibilidade inicial e as linhas pontilhadas indicam uma faixa de variação de 2%.

Apesar desta correção não ser elaborada em um modelo de rotação de corpo rígido como as demais mostradas neste trabalho, o resultado obtido é capaz de reduzir significativamente a queda na flexibilidade do modelo de $SE(T)_c$ estudado, permitindo para este caso a determinação da flexibilidade até o $CMOD=4,5$ mm dentro da margem de 2% de variação, implicando de maneira negligenciável na previsão do tamanho da trinca (<1% de erro). Destaca-se aqui o fato de a correção não contemplar questões geométricas do ligamento remanescente, isto que pode suportar futuras pesquisas de rotação deste tipo de corpo de prova. Conclusões similares podem ser traçadas para outros modelos de $SE(T)_c$, não mostrados aqui.

Figura 82 – Correção de rotação proposta por Shen e Tyson (2009) aplicada à análise 4



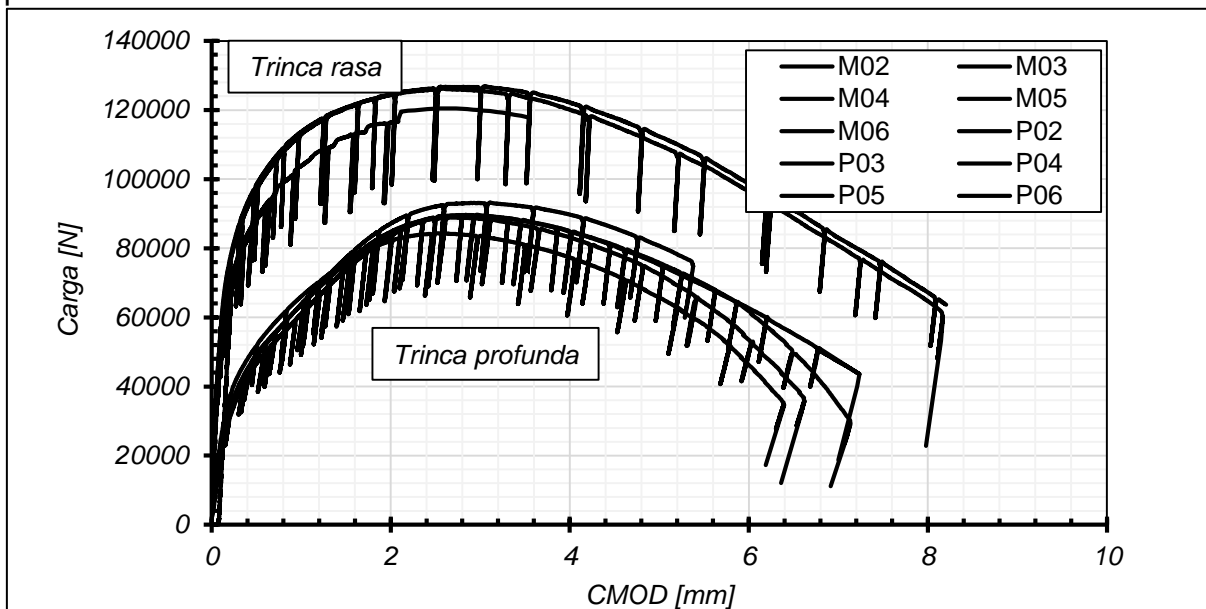
Fonte: Autor

Legenda: A seta mostra o ponto onde o $CMOD=4,5$ mm.

4.2.2 Calibração do modelo GTN

A seguir será mostrada a rotina de calibração dos modelos GTN utilizados na seção seguinte. Para tal, ensaios J-R de corpos de prova SE(B) (Figura 83) e SE(T)_c (Figura 84) foram conduzidos e a curva resultante de força em função do CMOD foi utilizada como referência para calibração do modelo. Nota-se que o conjunto de dados do SE(B) trinca rasa não apresentou uma boa repetibilidade dos dados, provavelmente proveniente de problemas no sistema de controle da máquina que foram endereçados ao ensaiar as demais geometrias. Destaca-se aqui que alguns SE(T)_c trinca rasa também foram ensaiados na condição errada, com gráficos encerrando muito antes de um nível de CMOD mais elevado. Para fins práticos, foi adotada como referência para calibração dos modelos uma curva representativa de cada grupo (SE(T)_c e SE(B), trinca rasa e profunda), excluindo apenas os SE(B) trinca rasa pelos motivos citados acima.

Figura 83 - Curvas de carga em função de CMOD para os SE(T)_c, trinca rasa e trinca profunda

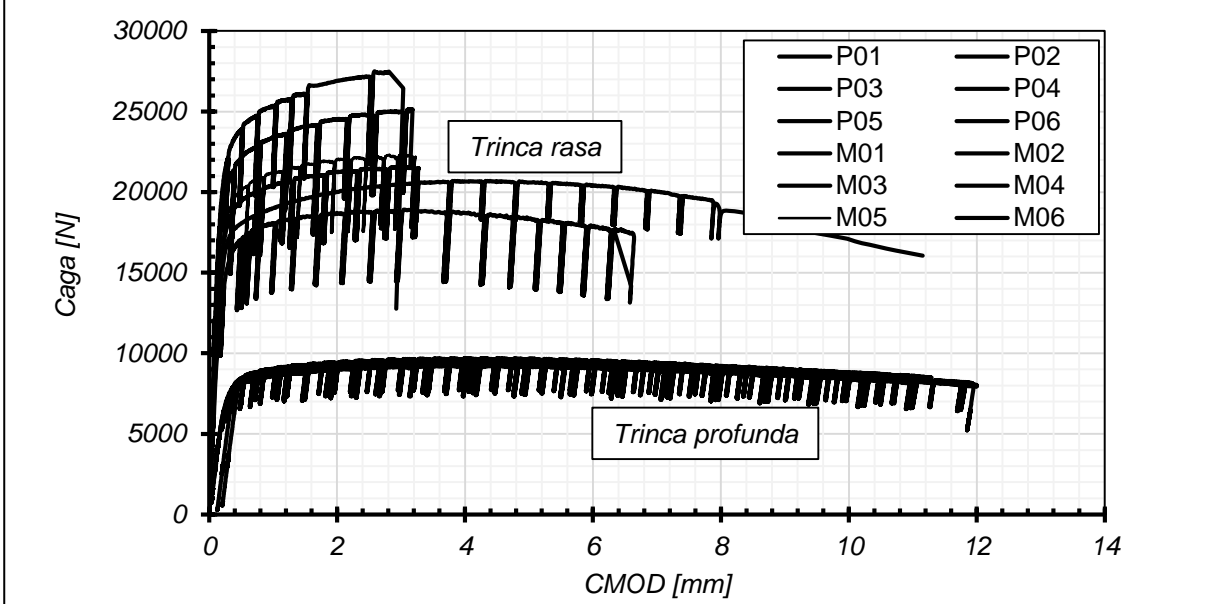


Fonte: Autor

Na sequência são mostradas as curvas J-R, carga em função do CMOD e fotos *post mortem* dos corpos de prova SE(T)_c M03 e P02 (Figuras 83 a 86), bem como do SE(B) P01 (Figuras 87 a 89) utilizados para calibração dos modelos GTN. A Figura 89 mostra também a curva J-R do SE(B) P03, apenas para mostrar a boa repetibilidade dos dados coletados. Destaca-se aqui o grande “crescimento negativo de trinca”

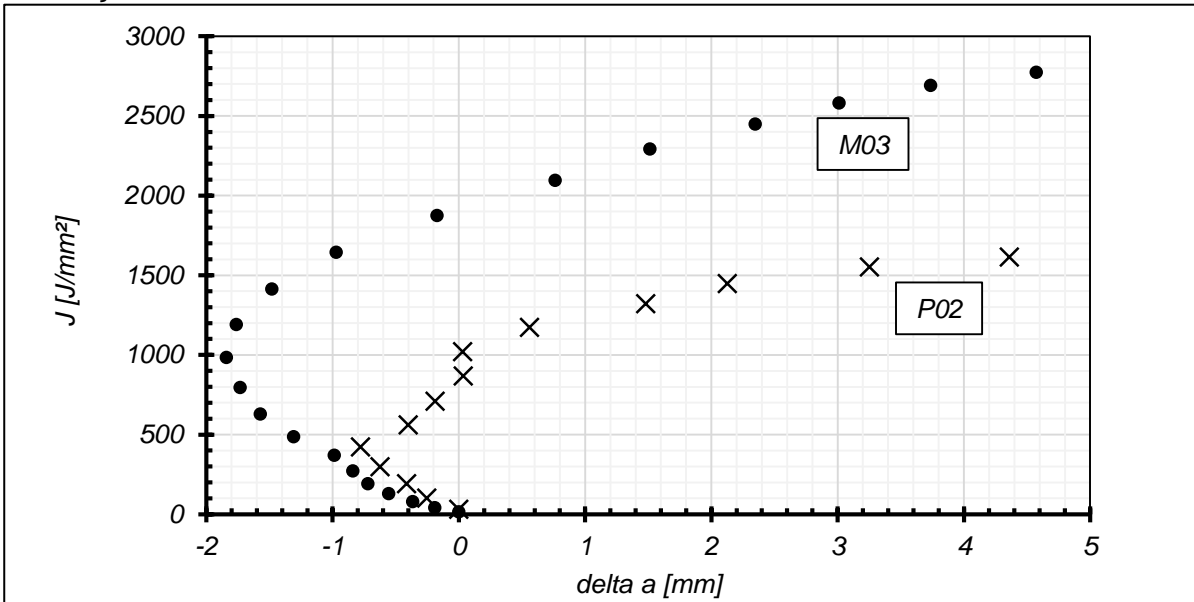
observado nos $SE(T)_c$, o que não é fisicamente e nem fenomenologicamente possível. Isto não ocorre nos $SE(B)$.

Figura 84 - Curvas de carga em função de CMOD para os $SE(B)$, trinca rasa e trinca profunda



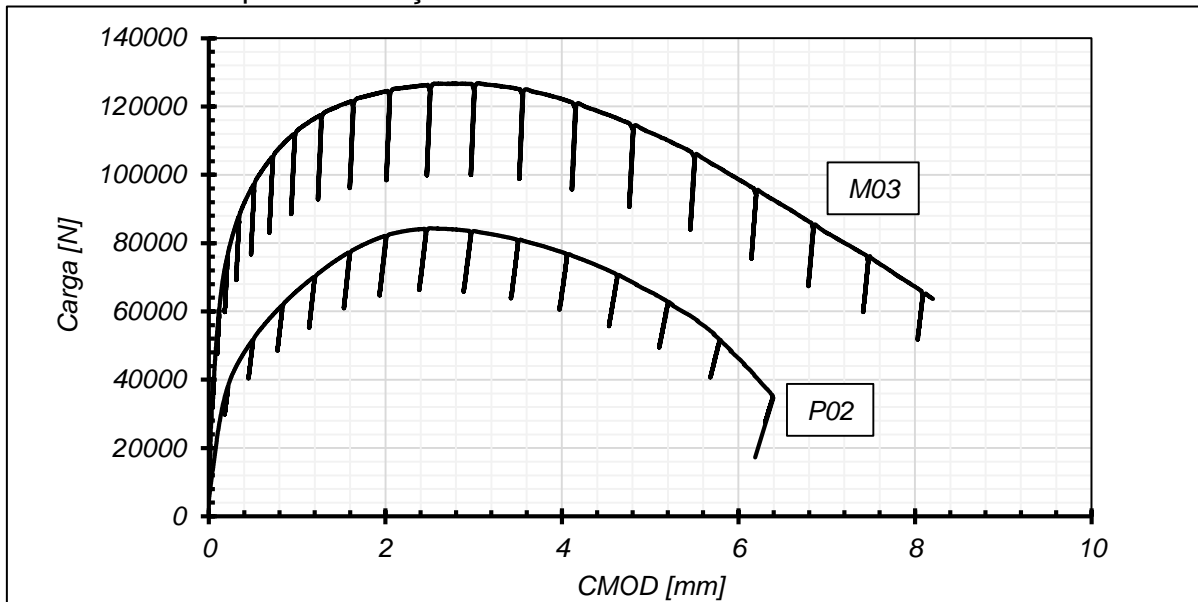
Fonte: Autor

Figura 85 - Curvas J-R dos $SE(T)_c$ M03 e P02, utilizados como referência para calibração dos modelos GTN



Fonte: Autor

Figura 86 - Curvas de carga em função de CMOD para os SE(T)_c M03 e P02, utilizados como referência para calibração dos modelos GTN



Fonte: Autor

Figura 87 - Fotos *post mortem* do SE(T)_c M03



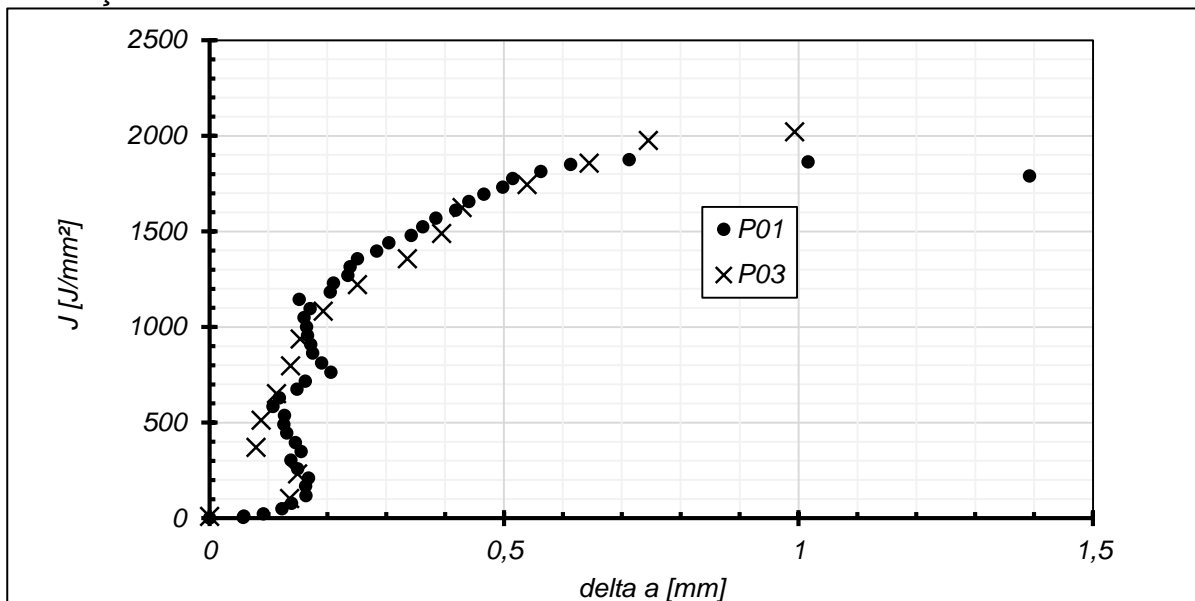
Fonte: Autor

Figura 88 - Fotos *post mortem* do SE(T)_c P02

Fonte: Autor

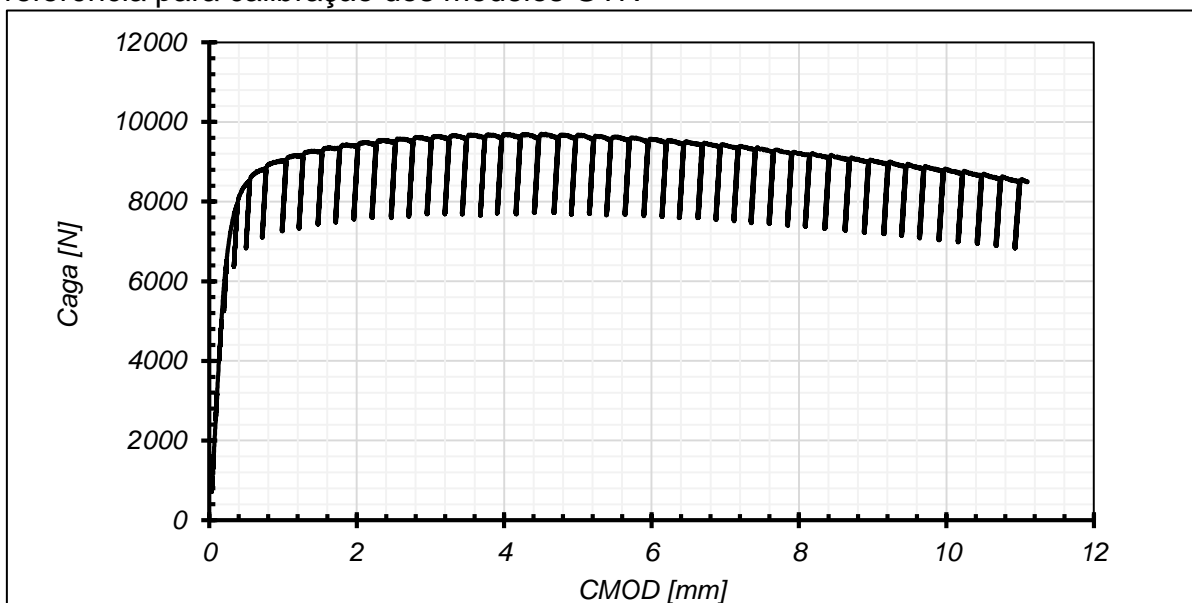
Destaca-se aqui o grande nível de plastificação observado em ambos os corpos de prova SE(T)_c. Em ambos é claramente possível distinguir entre região usinada por eletroerosão à fio, pré-trinca de fadiga e região de crescimento de trinca, esta que apresenta um nível de plastificação muito elevado. Em análise similar, os SE(B) não apresentaram este nível de plastificação. Isso se dá pelo modo de carregamento do corpo de prova e o nível de triaxialidade (*constraint*) das duas geometrias.

Figura 89 - Curvas J-R dos SE(B) P01 e P03, utilizados como referência para calibração dos modelos GTN



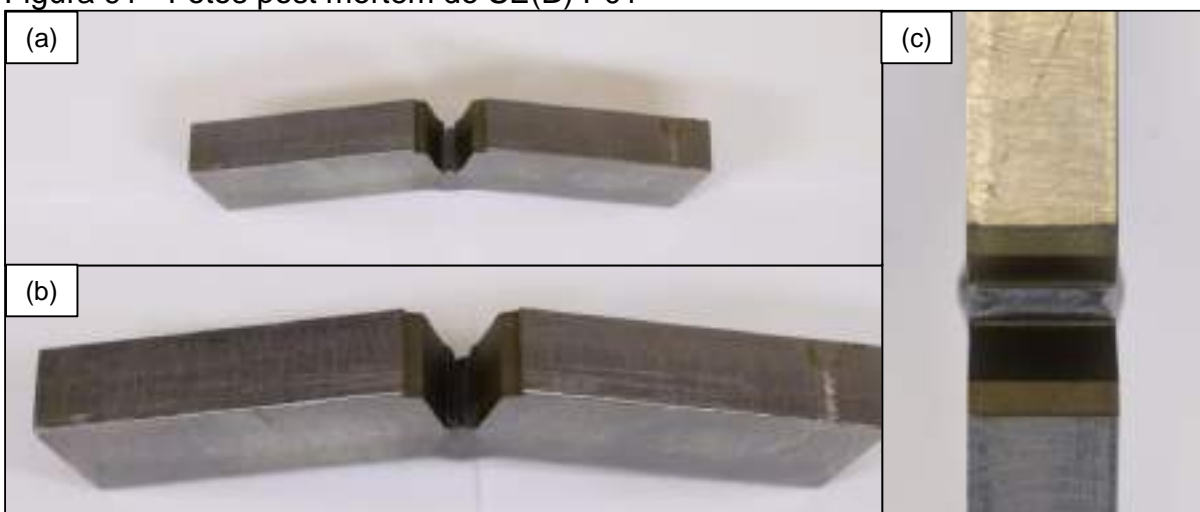
Fonte: Autor

Figura 90 - Curva de carga em função de CMOD para o SE(B) P01, utilizado como referência para calibração dos modelos GTN



Fonte: Autor

Figura 91 - Fotos post mortem do SE(B) P01



Fonte: Autor

A condução da calibração em si utilizou como referência inicial os parâmetros mostrados na Tabela 75, apresentados em Paermentier et al. (2020) para o aço X70, similar ao utilizado neste trabalho.

Tabela 75 - Parâmetros GTN para o aço X70 estudado por Paermentier et al. (2020)

Material	q_1	q_2	q_3	e_n	s_n	f_n	f	f_f	f_c
X70	1,5	1	2,25	0,8	0,1	0,067143	0,000401	0,5	0,001517

Fonte: Paermentier et al. (2020)

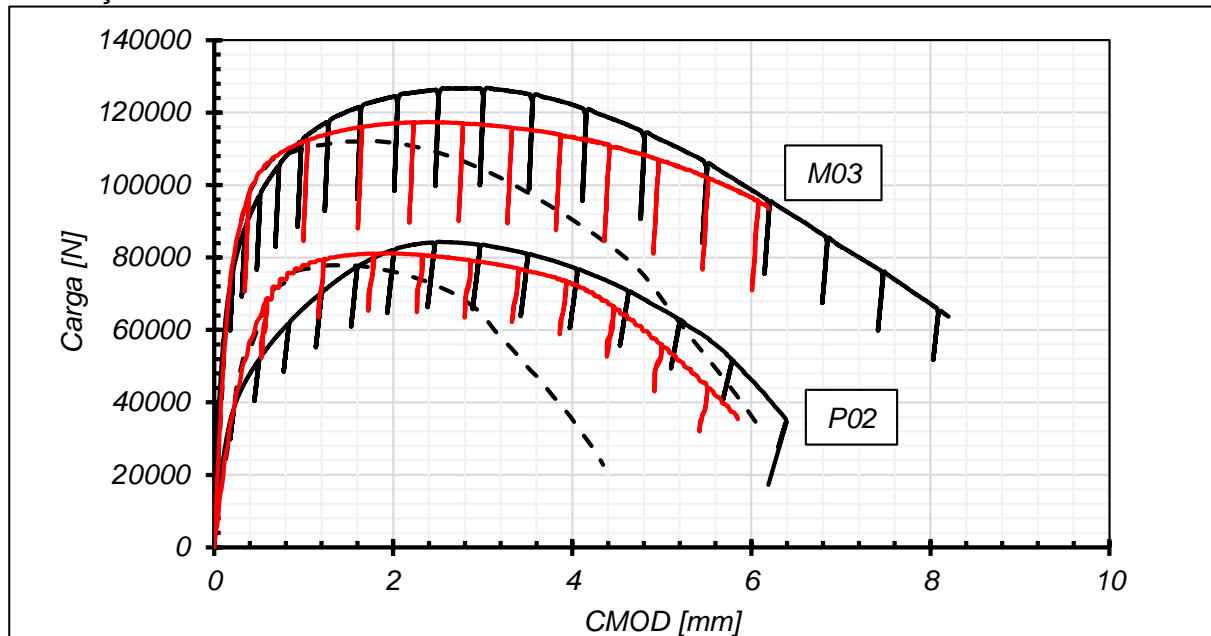
Uma série de simulações foi conduzida para se determinar o melhor conjunto de parâmetros que melhor reproduziria as curvas utilizadas como referência. O melhor conjunto de dados obtido está mostrado na Tabela 76, e é mostrado como exemplo o impacto do conjunto de parâmetros de Paermentier et al. (2020) e dos parâmetros calibrados para o SE(T)_c na Figura 92 e para o SE(B) na Figura 93.

Tabela 76 - Parâmetros GTN calibrados para o X65MS

Material	q_1	q_2	q_3	e_n	s_n	f_n	f	f_f	f_c
X65MS	1,5	0,5	2,25	0,7	0,1	0,067143	0,000401	0,5	0,001517

Fonte: Autor

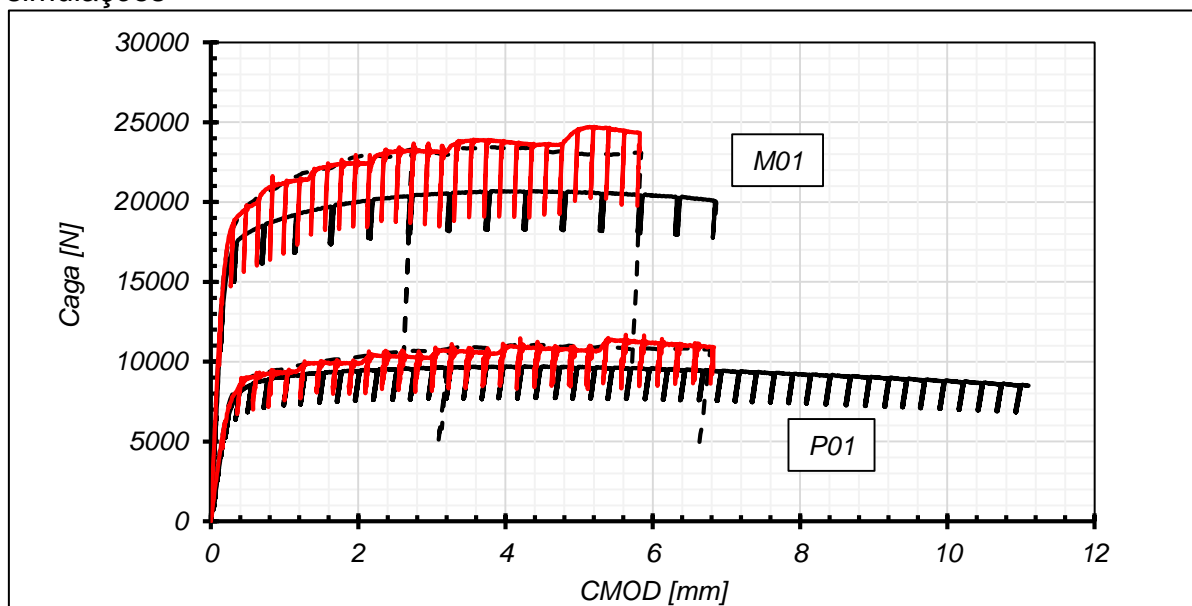
Figura 92 - Comparação dos dados experimentais do SE(T)_c M03 e P02 com as simulações



Fonte: Autor

Legenda: Linha preta: Laboratório. Tracejado: Parâmetros de Paermentier et al. (2020). Vermelho: Parâmetros calibrados. Obs.: Ao tratar os dados calibrados, estes são suavizados, reduzindo o ruído observado.

Figura 93 - Comparação dos dados experimentais do SE(B) M01 e P01 com as simulações



Fonte: Autor

Legenda: Linha preta: Laboratório. Tracejado: Parâmetros de Paermentier et al. (2020). Vermelho: Parâmetros calibrados. Obs.: Ao tratar os dados calibrados, estes são suavizados, reduzindo o ruído observado.

4.2.3 Comparação de modelos com trinca estacionária e não estacionária e propriedades do ligamento remanescente

Nesta seção serão apresentadas comparações dos resultados das simulações contendo trinca estacionária e modelo de dano GTN para SE(T)_c e SE(B). Estes serão primariamente apresentados de forma gráfica, da seguinte maneira:

1. Flexibilidade em função do CMOD.
2. Área do Ligamento Remanescente (LR) em função do CMOD.
3. Momento de inércia em relação ao centroide do ligamento remanescente em função do CMOD.
4. Posição do centroide em função do CMOD.
5. Imagem comparando o ligamento remanescente no instante zero e no instante final. Nota: É utilizado como instante zero o segundo ponto de dados da análise (deslocamento de 0,002 mm) para permitir visualização do LR pela distribuição de tensões nesta região. O instante final representa o ponto de máximo carregamento antes de iniciar o último descarregamento.

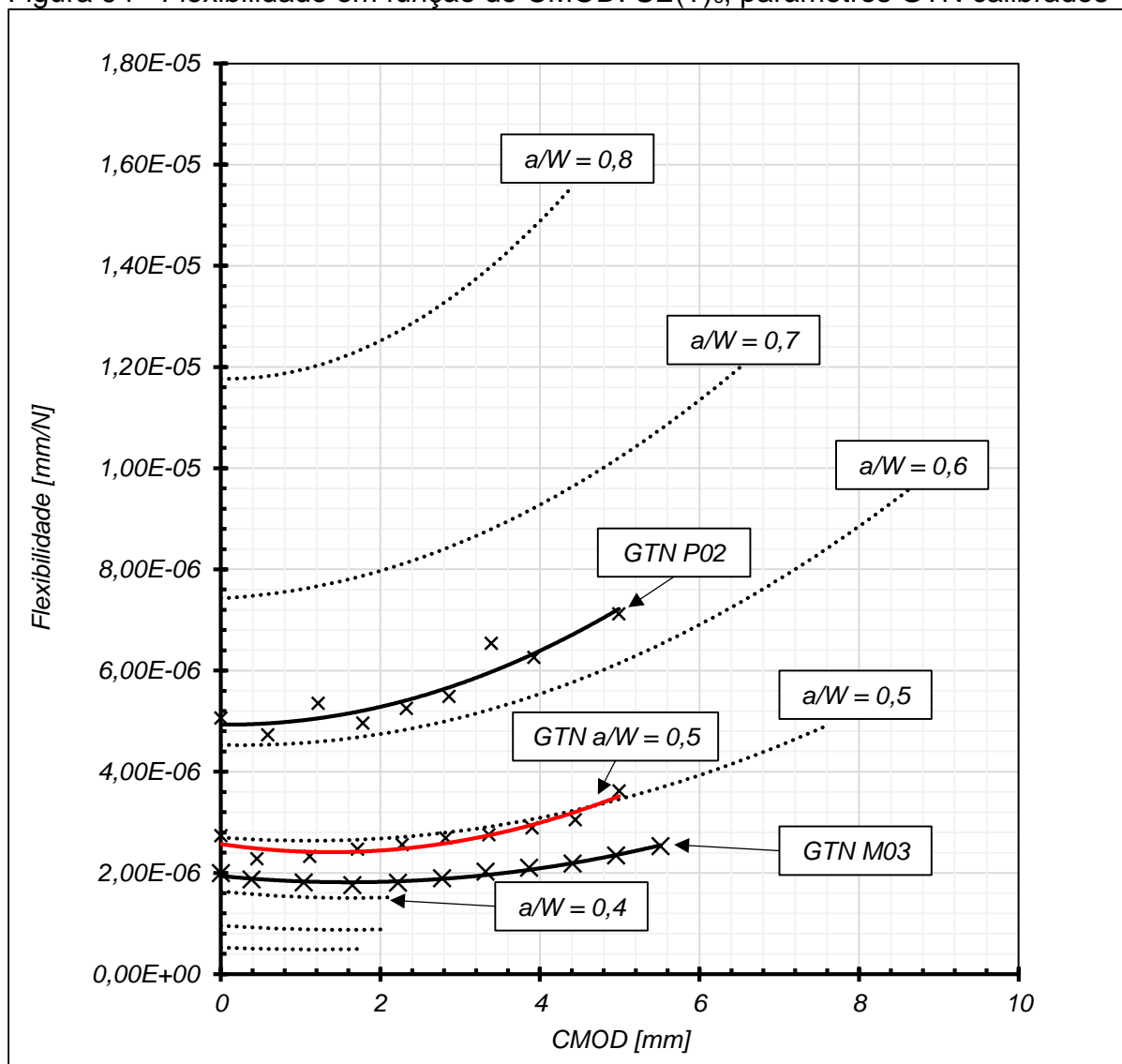
Em todos os gráficos, as linhas tracejadas representam simulações com trinca estacionária enquanto marcadores e linhas contínuas mostram as simulações GTN. Objetiva-se aqui principalmente estudar a representatividade do cálculo de a/W pelo método da flexibilidade elástica. Para tal, serão apresentadas tabelas contendo dados de CMOD, flexibilidade elástica, área do ligamento remanescente, status e a/W , sendo este último:

1. Físico (a/W Físico) – Proveniente das simulações com modelo de dano, determinado pela média ponderada recomendada pela ASTM (9 pontos).
2. Flexibilidade (a/W Flex.) – Estimado pela técnica da EUC (polinômio de quinto grau).
3. Flexibilidade corrigida por rotação (somente $SE(T)_c$) (a/W Flex. Rot.) – Estimado pela técnica da EUC, corrigida por rotação segundo Shen e Tyson (2009).
4. Verstraete (a/W Vers.) – Estimado pela interpolação linear de dados provenientes de simulações contendo trinca estacionária.
5. Ligamento remanescente (a/W LR) – Calculado pela relação da área do ligamento remanescente pela área da seção transversal do CP ($B \times W$).

São também apresentados erros percentuais em relação ao a/W físico, uma vez que se entende que este é o valor de referência a ser estimado pelos demais. A variável status é binária (0 ou 1), indicando 0 para o ligamento remanescente íntegro e 1 para presença de crescimento de trinca.

4.2.3.1 $SE(T)_c$

Iniciando pelo $SE(T)_c$, é mostrado na Figura 94 o gráfico de flexibilidade em função do CMOD. É observado aqui que para as trincas estacionárias a flexibilidade em função do CMOD não é constante, corroborando o observado na literatura (VERSTRAETE et al., 2014 e ANDRADE, 2016). Isto é premissa do presente trabalho, uma vez que se verifica que em CMODs elevados a flexibilidade também é maior, representando um tamanho de trinca previsto pela EUC também mais elevado, o que não é verdadeiro dado o fato que os modelos contêm trincas estacionárias.

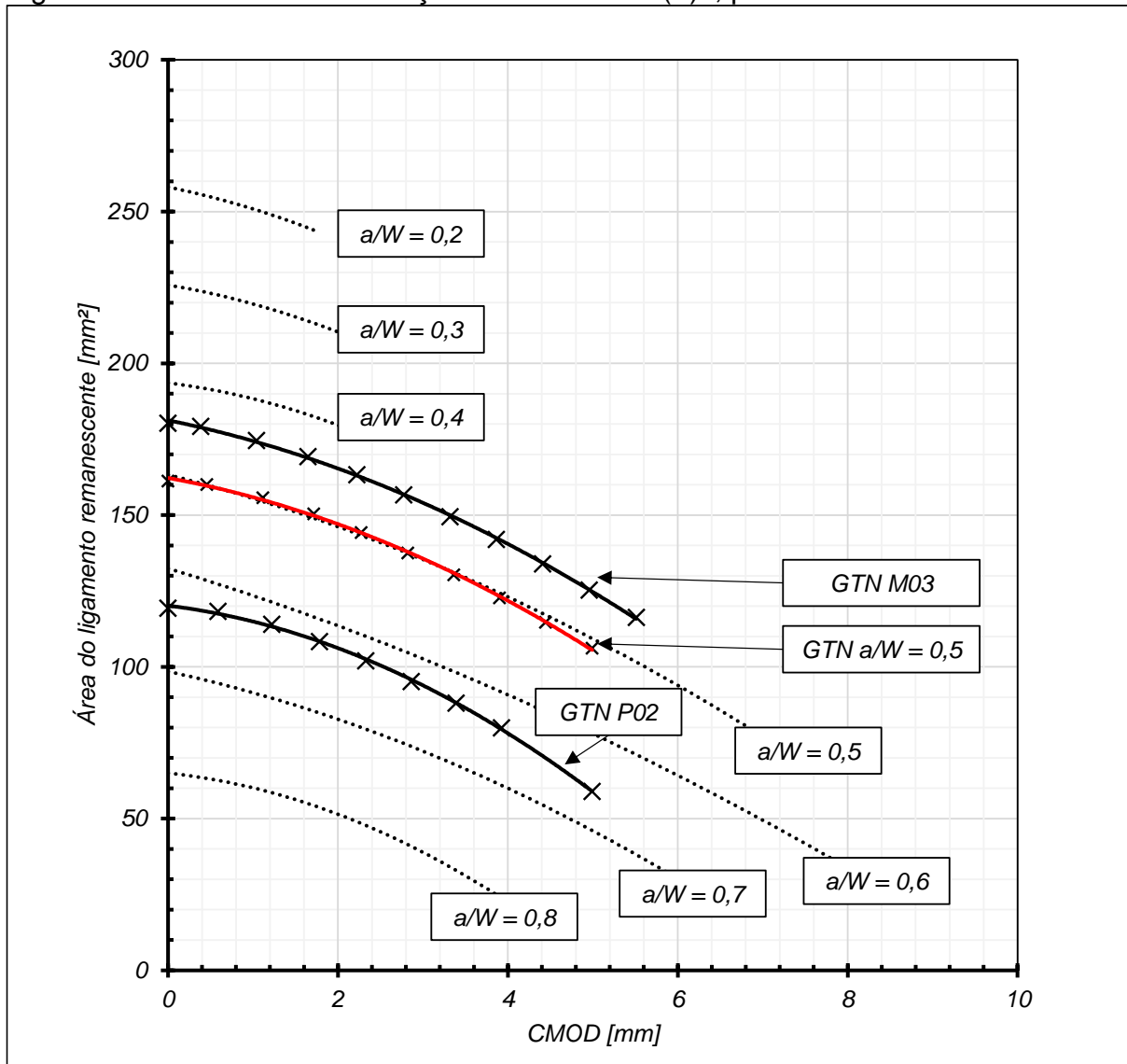
Figura 94 - Flexibilidade em função do CMOD. $SE(T)_c$, parâmetros GTN calibrados

Fonte: Autor

Legenda: Tracejado: Trinca estacionária. Linha preta: GTN utilizado para calibração. Linha vermelha: GTN $a/W=0,5$.

Para todos os gráficos mostrados são também apresentadas as simulações com GTN dos modelos utilizados para calibração dos parâmetros (M03 e P02) bem como um modelo alternativo com $a/W=0,5$, este que será utilizado como referência para tecer as conclusões. Nota-se aqui que esta curva se confunde com o modelo de trinca estacionária, indicando que praticamente não existe crescimento de trinca, o que é verificado pela variável status mostrada na Tabela 77. Conclui-se que apenas os dois últimos pontos ($CMOD > 3,9$ mm) apresentam leve dano, o que não é suficiente para desviar a curva GTN de maneira significativa da curva com trinca estacionária. Na sequência são mostrados a evolução da área do ligamento remanescente (Figura 95) e momento de inércia em relação ao centroide (Figura 96) em função do CMOD.

Figura 95 – Área do LR em função do CMOD. SE(T)c, parâmetros GTN calibrados

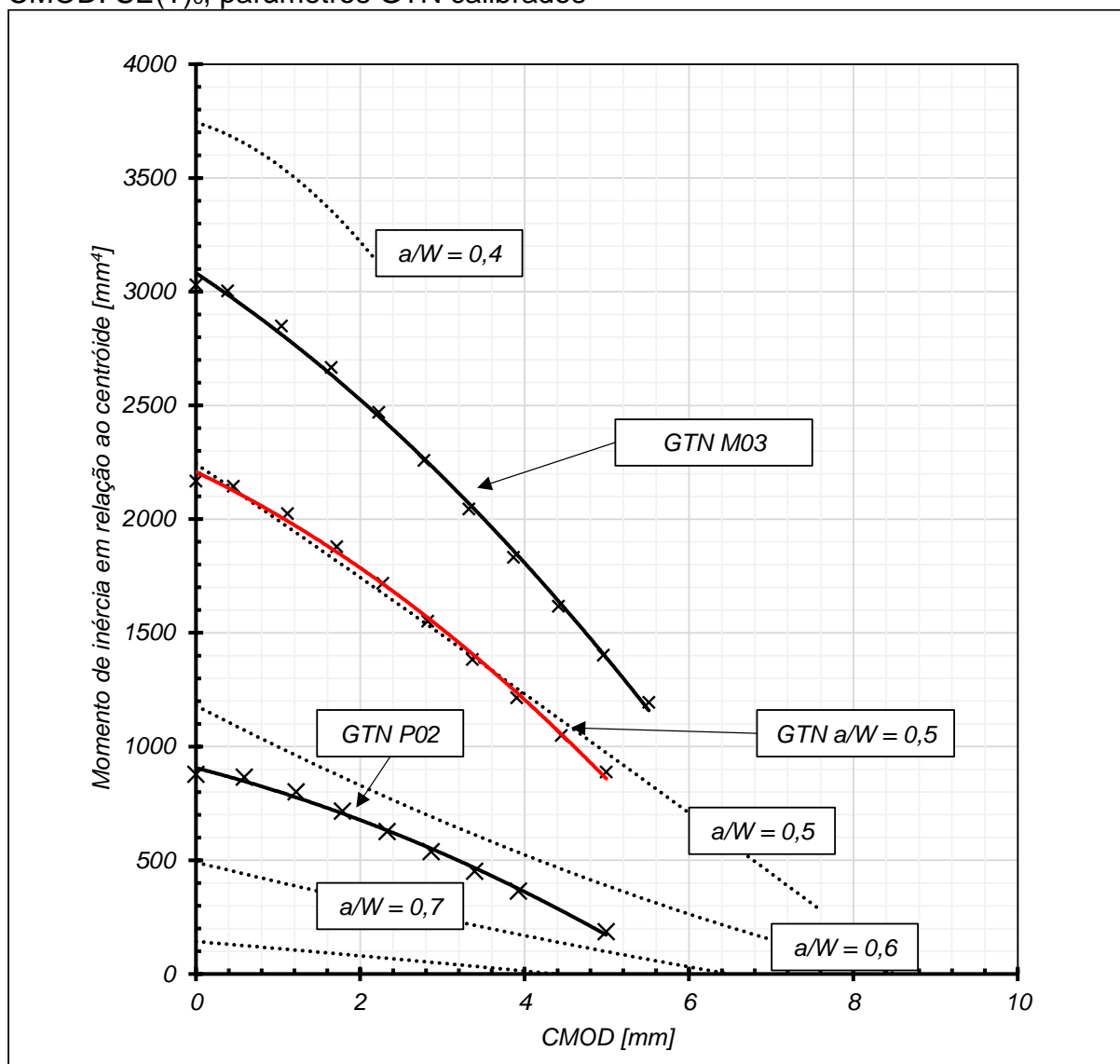


Fonte: Autor

Legenda: Tracejado: Trinca estacionária. Linha preta: GTN utilizado para calibração. Linha vermelha: GTN $a/W = 0,5$.

Ambos os gráficos permitem tecer conclusão similar. A área do LR e momento de inércia em relação ao centroide do LR decrescem com o aumento do CMOD, ambos afetados praticamente exclusivamente pela deformação do LR. Novamente, é destacado aqui que existe apenas crescimento de trinca nos dois últimos pontos extraídos da simulação ($CMOD > 3,9 \text{ mm}$), onde é possível detectar um leve desvio em ambos os gráficos da curva de trinca estacionária.

Figura 96 – Momento de inércia do LR em relação ao centroide em função do CMOD. $SE(T)_c$, parâmetros GTN calibrados



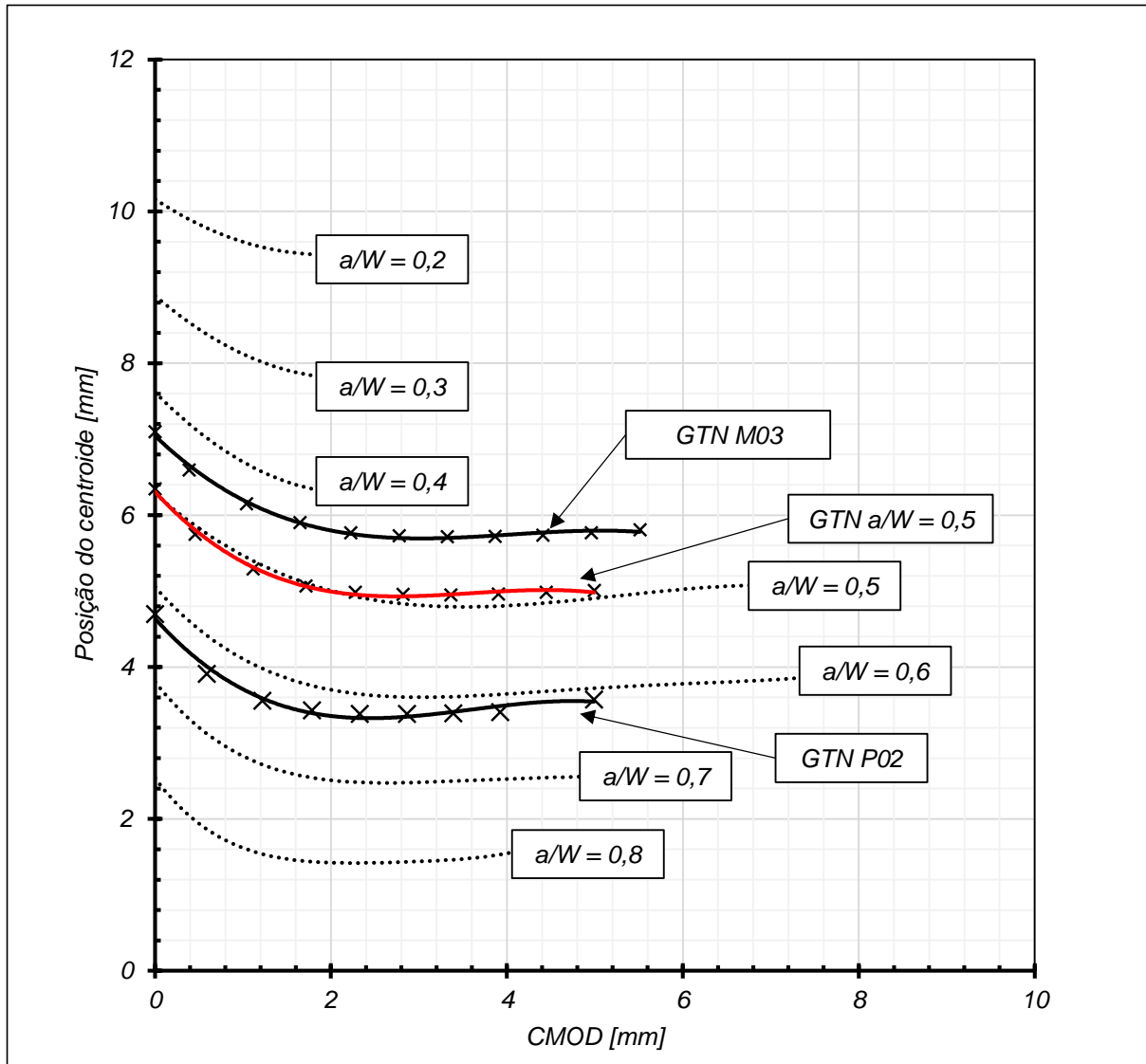
Fonte: Autor

Legenda: Tracejado: Trinca estacionária. Linha preta: GTN utilizado para calibração. Linha vermelha: GTN $a/W = 0,5$.

A seguir é mostrado o gráfico de posição do centróide em função do CMOD (Figura 97). É lembrado aqui que em todos os modelos, a ponta da trinca no plano de simetria do CP no instante inicial da simulação representa a origem de coordenadas. Com isso, o centróide do ligamento remanescente para simulações com trinca mais rasas aparece no gráfico como em posição mais profunda (coordenada X). Nota-se aqui que para todas as simulações (trinca estacionária e GTN) este valor inicialmente cai abruptamente e após aproximadamente $CMOD = 2$ mm busca uma razoável estabilidade, o que pode indicar um equilíbrio de carregamento flexional, trativo e posição instantânea da frente de trinca. Novamente, praticamente nenhum

crescimento de trinca é observado, ou seja, é esperada a curva de ambas as simulações com $a/W=0,5$ coincidirem.

Figura 97 – Posição do centroide em função do CMOD. $SE(T)_c$, parâmetros GTN calibrados



Fonte: Autor

Legenda: Tracejado: Trinca estacionária. Linha preta: GTN utilizado para calibração. Linha vermelha: GTN $a/W=0,5$.

É chamada atenção aqui para o fato de o estudo da posição do centroide poder suportar pesquisas na área do efeito de rotação do $SE(T)_c$, o que não é escopo deste trabalho. Finalizando são apresentadas as tabelas de valores extraídos (Tabela 77) e calculados (Tabela 78) da simulação GTN. Focando na última, as três metodologias de estimativa da profundidade de trinca são comparadas com a medição física. É mostrado também uma imagem comparando o ligamento remanescente no instante

inicial (carregamento próximo à zero) com o instante final do último carregamento (Figura 98).

Tabela 77 - Valores extraídos da simulação GTN. $SE(T)_c$, $a/W=0,5$, parâmetros calibrados

CMOD	Flexibilidade	Area LR	Status	a/W Físico
[mm]	[mm/N]	[mm²]	-	[mm/mm]
0,00	2,73E-06	161,3	0	0,500
0,45	2,28E-06	160,1	0	0,500
1,12	2,32E-06	155,7	0	0,504
1,71	2,47E-06	150,4	0	0,509
2,27	2,56E-06	144,3	0	0,514
2,82	2,69E-06	137,5	0	0,520
3,36	2,75E-06	130,4	0	0,526
3,90	2,89E-06	122,8	0	0,535
4,44	3,05E-06	114,7	1	0,545
4,99	3,62E-06	106,2	1	0,557

Fonte: Autor

Tabela 78 - Valores calculados a partir dos dados da simulação GTN. $SE(T)_c$, $a/W=0,5$, parâmetros calibrados

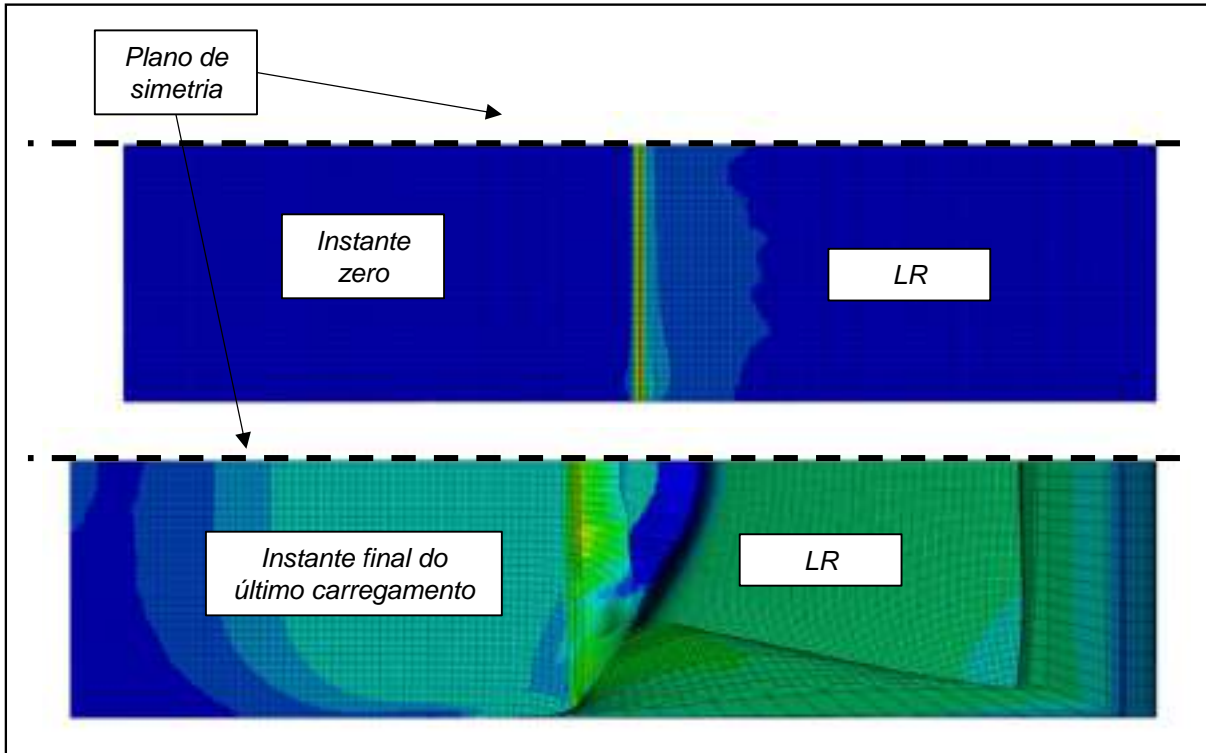
CMOD	a/W Físico	a/W Flex.	Erro (Flex.)	a/W Flex. Rot.	Erro (Flex. Rot.)	a/W Vers.	Erro (Vers.)	a/W LR	Erro (LR)
[mm]	[mm/mm]	[mm/mm]	[%]	[mm/mm]	[%]	[mm/mm]	[%]	[mm/mm]	[%]
0,00	0,500	0,505	1,1%	0,505	1,1%	0,502	0,3%	0,500	0,0%
0,45	0,500	0,469	-6,3%	0,486	-2,9%	0,465	-7,1%	0,504	0,6%
1,12	0,504	0,473	-6,2%	0,493	-2,3%	0,472	-6,4%	0,517	2,6%
1,71	0,509	0,485	-4,6%	0,506	-0,6%	0,484	-4,9%	0,534	4,9%
2,27	0,514	0,492	-4,2%	0,513	-0,2%	0,487	-5,2%	0,553	7,6%
2,82	0,520	0,502	-3,4%	0,522	0,5%	0,491	-5,5%	0,574	10,4%
3,36	0,526	0,507	-3,7%	0,527	0,1%	0,487	-7,4%	0,596	13,2%
3,90	0,535	0,516	-3,4%	0,536	0,3%	0,487	-8,9%	0,619	15,9%
4,44	0,545	0,527	-3,2%	0,546	0,3%	0,486	-10,8%	0,645	18,3%
4,99	0,557	0,562	0,9%	0,580	4,2%	0,506	-9,0%	0,671	20,5%

Fonte: Autor

Aqui nota-se que a metodologia da flexibilidade elástica retornou menores erros, principalmente quando esta é corrigida por rotação. A metodologia utilizada por Verstraete et al. (2014) em sua obra, que consiste em interpolar os pontos de na curva de flexibilidade em função do CMOD com simulações de trinca estacionária bem como

a medição pela área do ligamento remanescente apresentaram erros substancialmente maiores. Com essas informações as seguintes observações são destacadas:

Figura 98 - Comparação do ligamento remanescente no instante inicial e final. $SE(T)_c$, $a/W=0,5$, parâmetros calibrados



Fonte: Autor

- Uma vez que crescimento de trinca foi detectado apenas no final da simulação GTN, faz sentido conduzir uma análise com os parâmetros originais de Parmentier et al. (2020). Estes claramente apresentam uma maior severidade do dano nos modelos, o que pode ser observado na Figura 92. Estas análises representarão um material alternativo ao estudado nesta obra.
- Até $CMOD=3,9$ mm, apesar de ser detectada uma queda de 24% na área do ligamento remanescente sem nenhum dano no modelo (161,3 para 122,8 mm²), a flexibilidade do modelo aumentou apenas 6%, o que efetivamente produz um efeito de aumento de previsão de a/W de 0,2% (0,505 para 0,516). Quando levada em conta a correção do efeito de rotação, este valor é de 6% (0,505 para 0,536). Destaca-se aqui para o fato do cálculo do a/W físico apresentar também uma alteração de 6% nesta faixa (0,500 para 0,535),

oriundo de plastificação na ponta da trinca. Com isso, nota-se que neste caso a técnica da EUC corrigida por rotação foi capaz de estimar suficientemente bem a profundidade de trinca – mesmo que esta seja apenas aparente – produzindo divergências com a medição física abaixo de 5%.

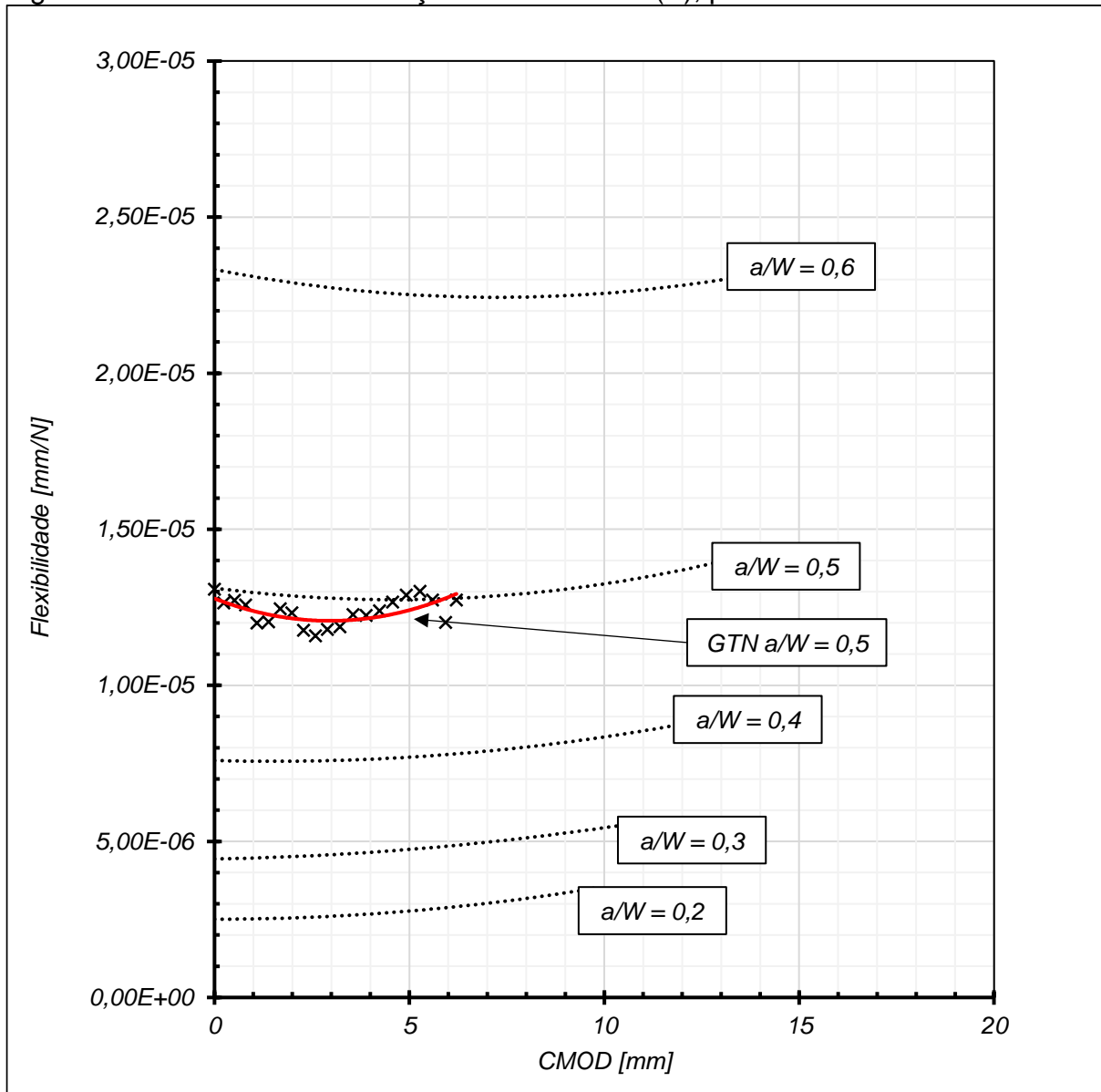
- O crescimento de trinca aparente favorece a segurança, pois é prevista uma trinca mais profunda do que de fato existe no corpo de prova. Apesar disso, buscar soluções que corrigem este fenômeno é de suma importância para obtenção de propriedades de mecânica da fratura – como por exemplo curvas J-R (mono e multi espécime) – as mais precisas possíveis, evitando assim superdimensionamento desnecessário de estruturas por meio de subestimação de propriedades da mecânica da fratura.

4.2.3.2 SE(B)

Abordando neste momento o SE(B) com os parâmetros calibrados para o x65, são apresentados nos gráficos apenas as simulações com trinca estacionária e GTN para $a/W=0,5$. O início da análise desta seção se dá pela Tabela 79, onde a variável status mostra que não houve nenhum crescimento de trinca nesta simulação. Partindo disso, é apresentado na Figura 99 a flexibilidade em função do CMOD.

Nota-se que a flexibilidade da curva GTN acompanhou de maneira satisfatória a curva de trinca estacionária, como o observado no $SE(T)_c$. Pequenas divergências são esperadas devido alterações de malha dos modelos com trinca estacionária e GTN. Dito isso, a evolução da flexibilidade com o CMOD apresentou leve tendência de queda seguida por uma tendência de aumento, similar às curvas de trinca estacionária. Isso pode ser proveniente das alterações geométricas do ligamento remanescente, mas não são suficientes para causar uma alteração substancial na previsão da trinca retilínea equivalente pela EUC (que pode ser verificado pela constância dos dados na terceira coluna da Tabela 80). Este comportamento é menos intenso do que o observado no $SE(T)_c$ pois neste último exista uma alteração de como o corpo de prova é carregado devido o efeito de rotação deste. Para o SE(B), principalmente em carregamentos pequenos, o modo de carregamento nem a geometria do corpo de prova mudam substancialmente.

Figura 99 - Flexibilidade em função do CMOD. SE(B), parâmetros GTN calibrados

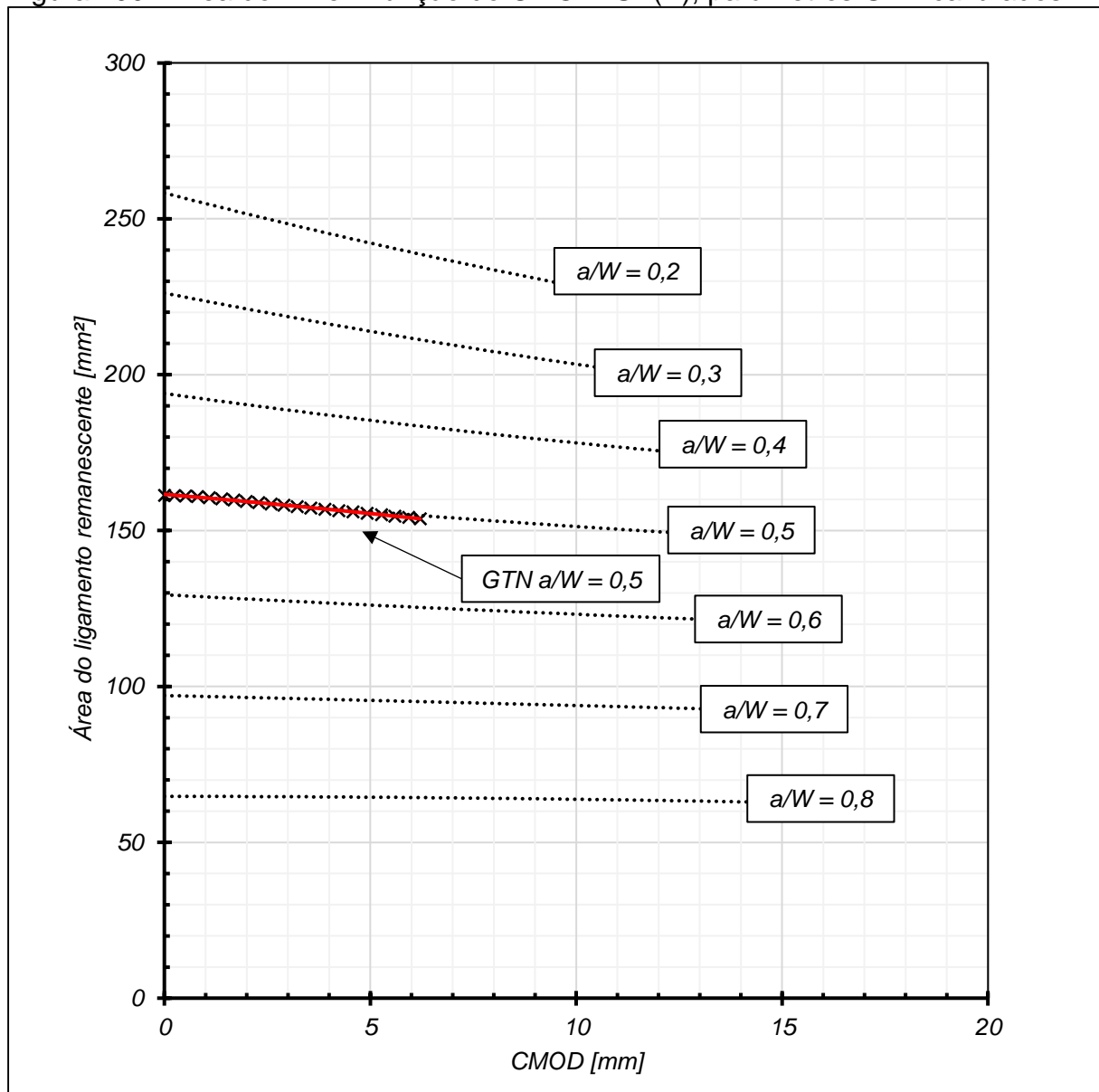


Fonte: Autor

Legenda: Tracejado: Trinca estacionária. Linha vermelha: GTN $a/W=0,5$.

Na sequência, são mostradas as curvas de área do LR (Figura 100), momento de inércia em relação ao centroide (Figura 101) e posição do centroide em função do CMOD (Figura 102). Uma vez que não existe dano detectado no modelo GTN, todas as propriedades geométricas do ligamento remanescente se confundem com as de trinca estacionária dada a proximidade dos valores. Destaca-se aqui o fato do modelo com $a/W=0,5$ possuir apenas uma queda ligeira da área do ligamento remanescente (161,3 para 154,3 mm², 4,3%, visto na Tabela 79). Maiores quedas são vistas em simulações com trincas estacionárias mais rasas, o que é resultado de uma maior distribuição de plasticidade ao longo do ligamento remanescente.

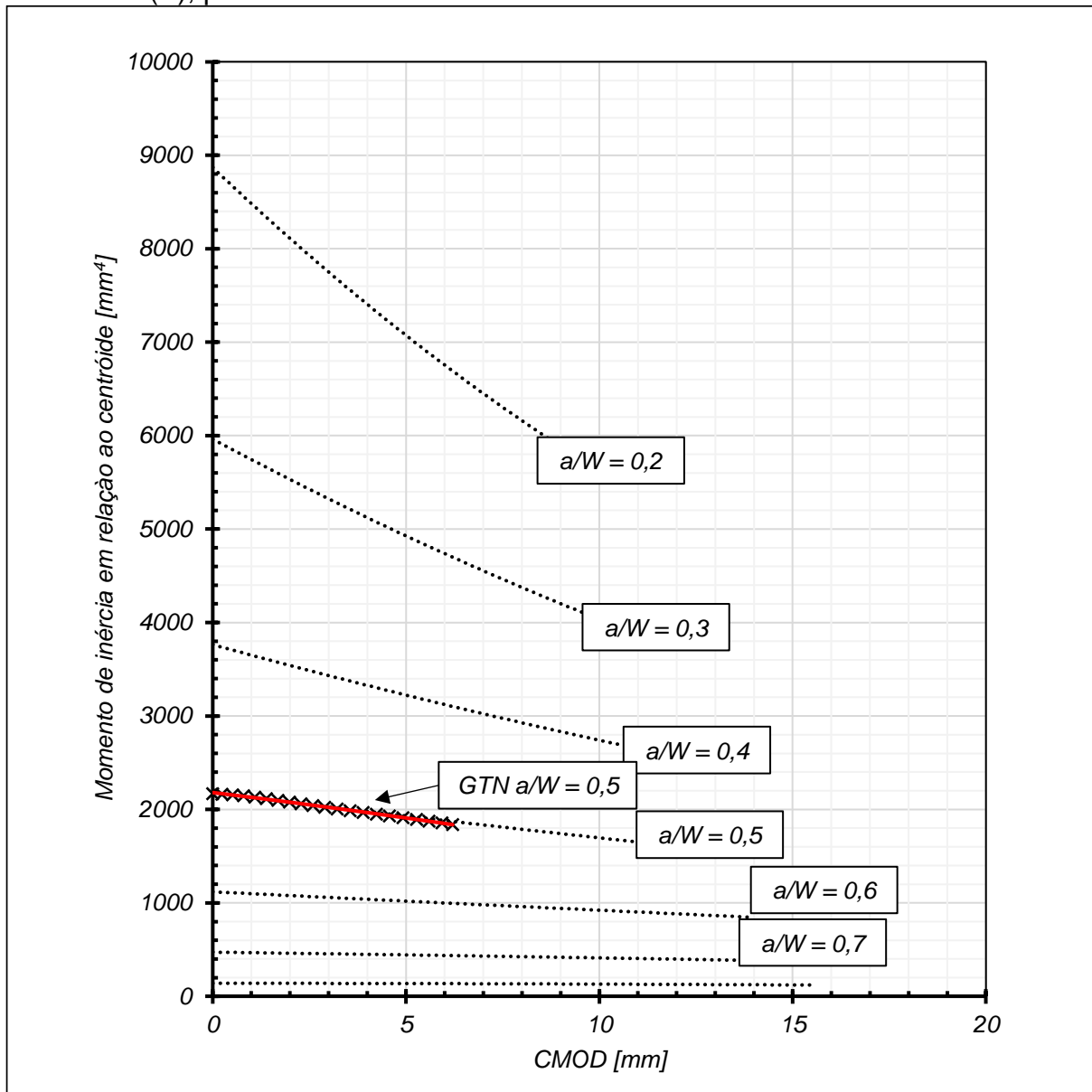
Figura 100 - Área do LR em função do CMOD. SE(B), parâmetros GTN calibrados



Fonte: Autor

Legenda: Tracejado: Trinca estacionária. Linha vermelha: GTN $a/W=0,5$.

Figura 101 - Momento de inércia do LR em relação ao centroide em função do CMOD. SE(B), parâmetros GTN calibrados

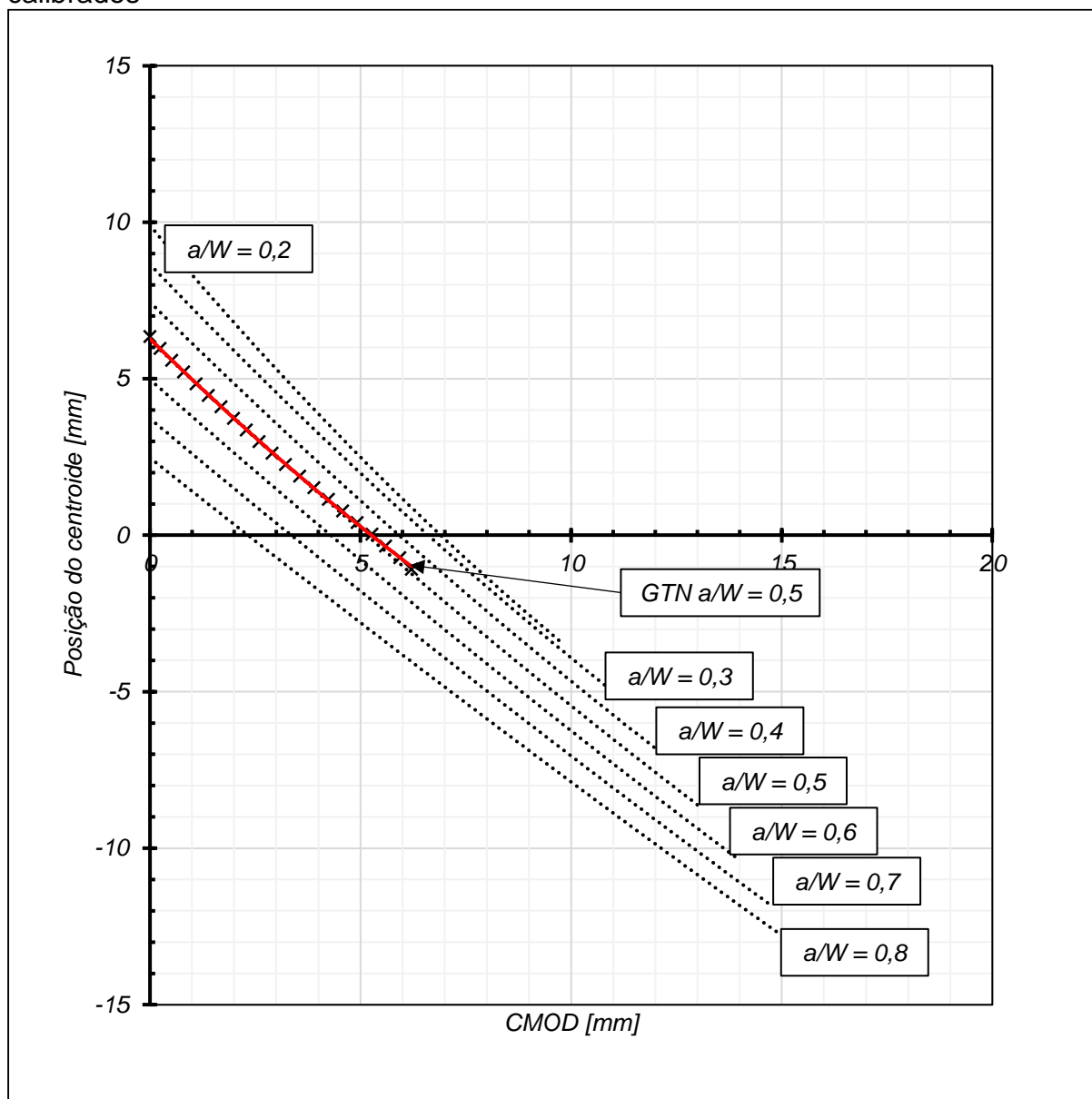


Fonte: Autor

Legenda: Tracejado: Trinca estacionária. Linha vermelha: GTN a/W=0,5.

Quanto à posição do centroide (Figura 102), novamente os dados se confundem com os de trinca estacionária. Isso ocorre dado o fato de não existir dano na simulação. No entanto, observa-se aqui uma queda constante da coordenada X do centroide, o que não é visto nos SE(T)_c, onde um patamar razoavelmente constante é obtido, o que é previsto dado a natureza do carregamento dos SE(B). Conclui-se aqui que é justificável reconduzir as simulações com os parâmetros GTN de Parmentier et al. (2020), estes que são mais severos, causando assim algum crescimento de trinca e permitindo uma análise mais profunda do efeito de plasticidade na previsão de a/W.

Figura 102 - Posição do centroide em função do CMOD. SE(B), parâmetros GTN calibrados



Fonte: Autor

Legenda: Tracejado: Trinça estacionária. Linha vermelha: GTN $a/W=0,5$.

Finalizando é apresentada a análise dos dados obtidos da simulação (Tabela 79) e calculados a partir desta (Tabela 80) e a comparação do ligamento remanescente no instante inicial e instante final (Figura 103). A flexibilidade calculada, apresentou certa constância de valor, permitindo determinar a profundidade relativa de trinca de modo razoavelmente constante (maioria dos valores entre 0,45 e 0,47).

Tabela 79 - Valores extraídos da simulação GTN. SE(B), $a/W=0,5$, parâmetros calibrados

CMOD	Flexibilidade	Area LR	Status	a/W Físico
[mm]	[mm/N]	[mm²]	-	[mm/mm]
0,00	1,31E-05	161,3	0	0,500
0,24	1,26E-05	161,2	0	0,500
0,52	1,27E-05	161,1	0	0,500
0,80	1,26E-05	160,9	0	0,501
1,09	1,20E-05	160,6	0	0,501
1,39	1,20E-05	160,2	0	0,502
1,69	1,25E-05	159,8	0	0,503
1,99	1,23E-05	159,4	0	0,504
2,29	1,18E-05	159,0	0	0,505
2,59	1,16E-05	158,5	0	0,505
2,90	1,18E-05	158,1	0	0,506
3,22	1,19E-05	157,7	0	0,507
3,55	1,23E-05	157,3	0	0,508
3,89	1,22E-05	156,8	0	0,509
4,24	1,24E-05	156,4	0	0,510
4,57	1,27E-05	156,0	0	0,511
4,92	1,29E-05	155,6	0	0,512
5,27	1,30E-05	155,1	0	0,513
5,59	1,27E-05	154,7	0	0,514
5,93	1,20E-05	154,3	0	0,516

Fonte: Autor

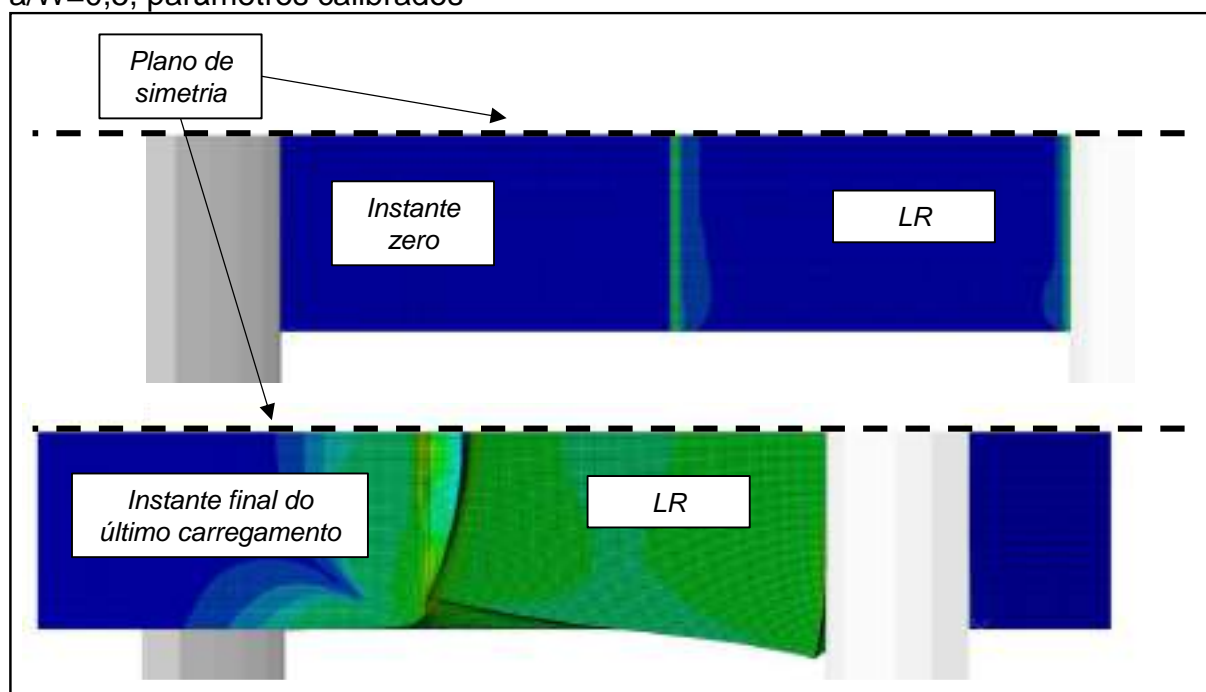
Tabela 80 - Valores calculados a partir dos dados da simulação GTN. SE(B), $a/W=0,5$, parâmetros calibrados

CMOD	a/W Físico	a/W Flex.	Erro (Flex.)	a/W Vers.	Erro (Vers.)	a/W LR	Erro (LR)
[mm]	[mm/m m]	[mm/m m]	[%]	[mm/m m]	[%]	[mm/m m]	[%]
0,00	0,500	0,487	-2,6%	0,499	-0,2%	0,500	0,0%
0,24	0,500	0,481	-3,9%	0,492	-1,6%	0,500	0,0%
0,52	0,500	0,482	-3,7%	0,494	-1,2%	0,501	0,0%
0,80	0,501	0,480	-4,2%	0,492	-1,7%	0,501	0,1%
1,09	0,501	0,471	-6,0%	0,482	-3,8%	0,502	0,2%

1,39	0,502	0,472	-6,0%	0,483	-3,7%	0,503	0,3%
1,69	0,503	0,478	-4,9%	0,492	-2,2%	0,505	0,3%
1,99	0,504	0,476	-5,4%	0,490	-2,8%	0,506	0,4%
2,29	0,505	0,468	-7,3%	0,479	-5,0%	0,507	0,5%
2,59	0,505	0,465	-8,0%	0,476	-5,7%	0,509	0,6%
2,90	0,506	0,468	-7,6%	0,481	-5,1%	0,510	0,7%
3,22	0,507	0,469	-7,5%	0,482	-4,9%	0,511	0,8%
3,55	0,508	0,475	-6,5%	0,490	-3,5%	0,512	0,8%
3,89	0,509	0,475	-6,7%	0,490	-3,8%	0,514	0,9%
4,24	0,510	0,477	-6,5%	0,493	-3,4%	0,515	1,0%
4,57	0,511	0,481	-5,9%	0,498	-2,5%	0,516	1,0%
4,92	0,512	0,484	-5,5%	0,503	-1,9%	0,518	1,0%
5,27	0,513	0,486	-5,3%	0,505	-1,6%	0,519	1,1%
5,59	0,514	0,482	-6,3%	0,499	-3,0%	0,521	1,2%
5,93	0,516	0,472	-8,5%	0,485	-6,0%	0,522	1,2%

Fonte: Autor

Figura 103 - Comparação do ligamento remanescente no instante inicial e final. SE(B), $a/W=0,5$, parâmetros calibrados



Fonte: Autor

Concluindo, aponta-se:

- A flexibilidade do modelo GTN é razoavelmente constante. Isso é adequado para aplicação da técnica EUC, indicando uma previsão estável de a/W para um modelo onde não ocorreu nenhum dano.

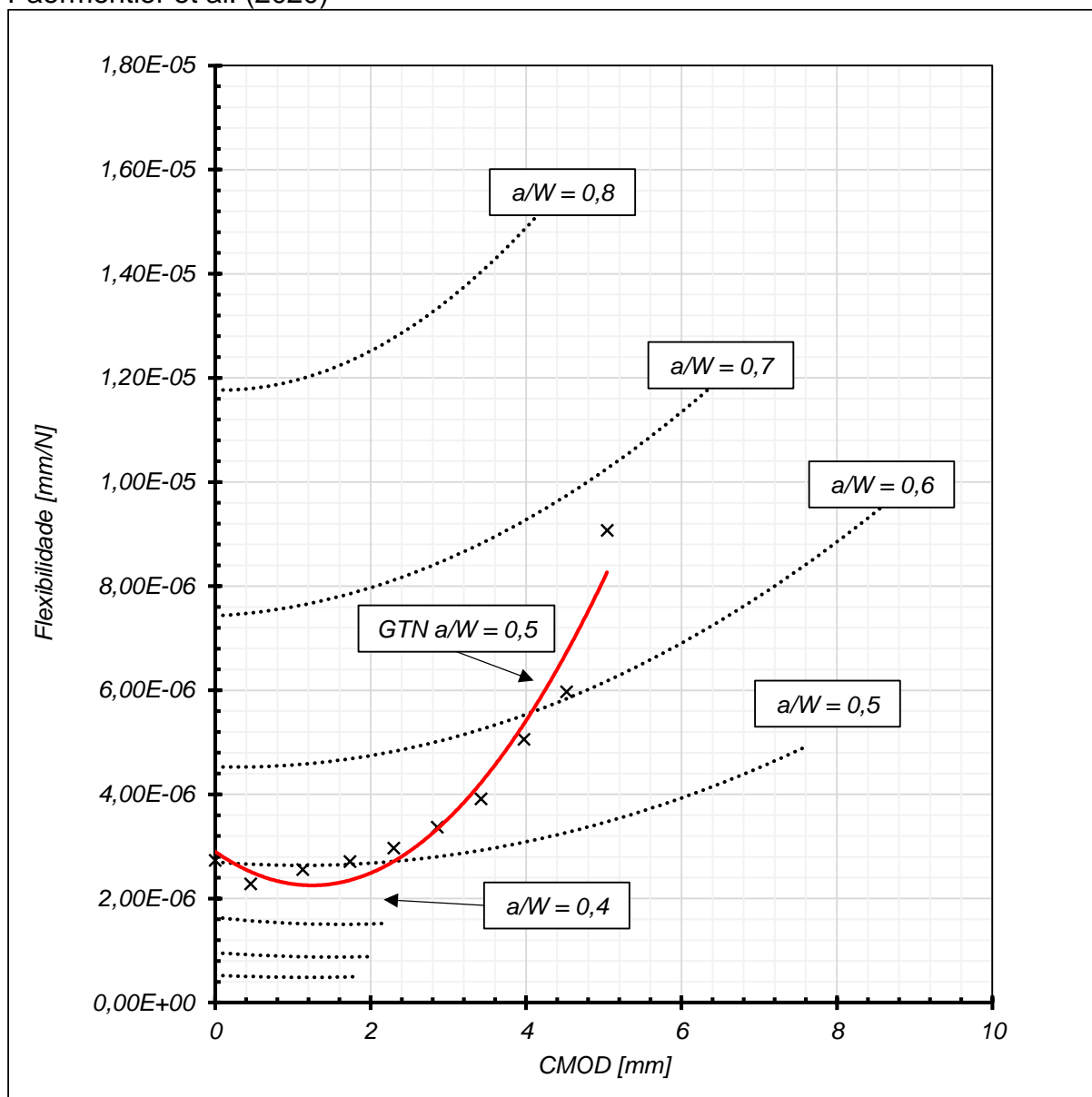
- Área do ligamento remanescente apresenta decaimento reduzido quando comparado ao $SE(T)_c$, apontando uma menor plastificação desta região.
- É possível que as três metodologias de medição do comprimento de trinca equivalente aqui apresentadas sejam suficientemente robustas para determinar a profundidade relativa de trincas para este modelo de $SE(B)$. Isto não é necessariamente uma conclusão sistemática deste trabalho, sendo apenas um comentário de natureza exploratória e válido apenas para este caso estudado.

4.2.3.3 $SE(T)_c$ com parâmetros de Paermentier et al. (2020)

Os resultados apresentados até o momento corroboram com a necessidade de se executar as simulações com os parâmetros mais severos utilizados no trabalho de Paermentier et al. (2020). Adicionalmente, ao comparar o resultado do ligamento remanescente dos ensaios (Figura 87) e simulações (Figura 98) fica claro que o modelo GTN nas condições utilizadas neste trabalho não foi capaz de reproduzir o processo de falha dos $SE(T)_c$. Destaca-se aqui que isto não inviabiliza o trabalho, uma vez que as simulações com estes parâmetros representariam um material alternativo. Esta alteração ajuda na clareza do entendimento dos fenômenos e conclusões.

A Figura 104 mostra a flexibilidade em função do CMOD desta análise com perfil bastante distinto do mostrado anteriormente para os parâmetros calibrados para o x65. Uma queda inicial seguida por um claro aumento de flexibilidade é observado, sendo este comportamento confirmado pelo crescimento de trinca (variável status, Tabela 81).

Figura 104 - Flexibilidade em função do CMOD. $SE(T)_c$, parâmetros GTN Paermentier et al. (2020)



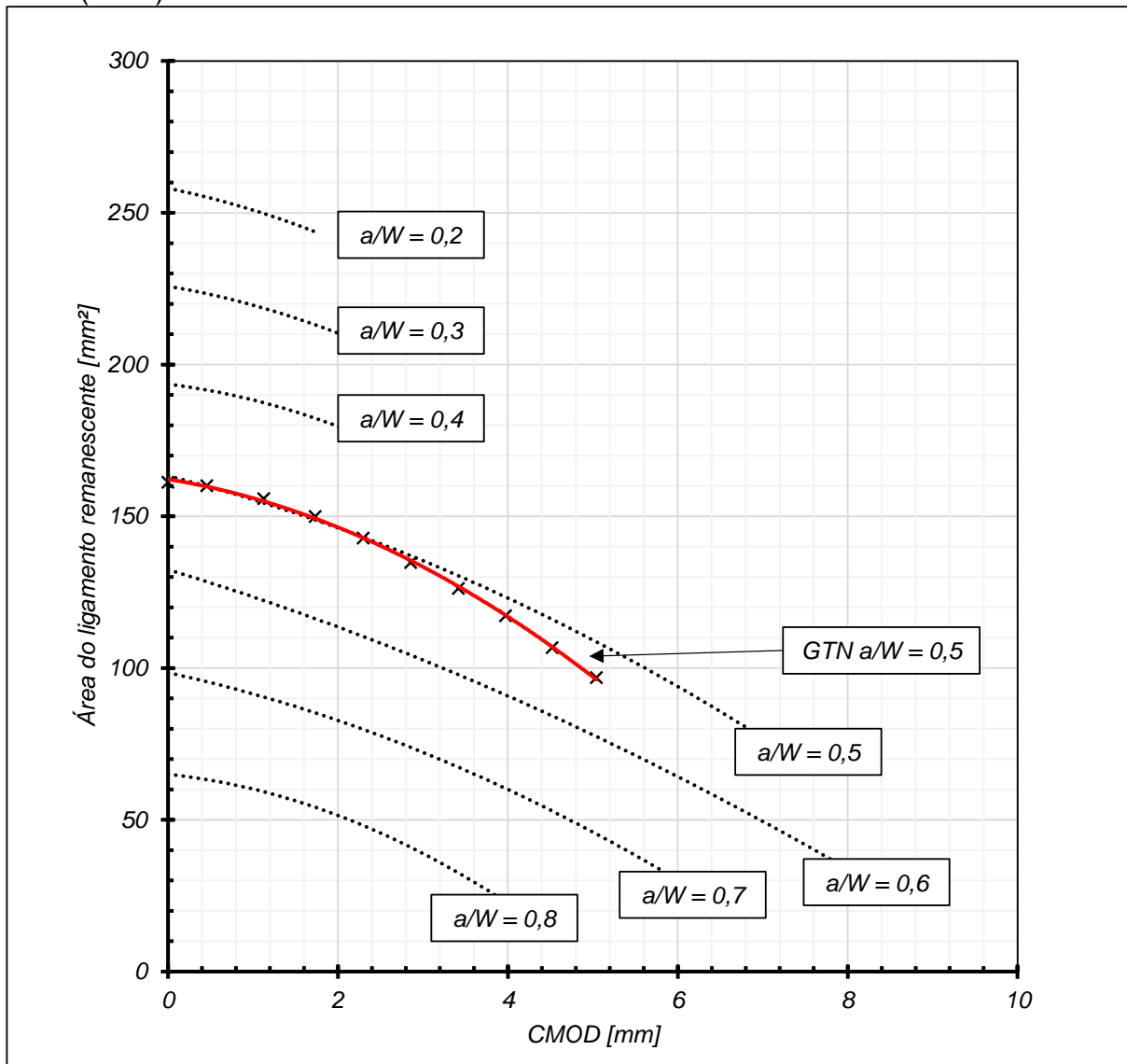
Fonte: Autor

Legenda: Tracejado: Trinca estacionária. Linha vermelha: GTN $a/W=0,5$.

As análises da área (Figura 105), momento de inércia em relação ao centroide (Figura 106) do ligamento remanescente, posição do centroide (Figura 107) e comparação do ligamento remanescente no instante inicial e instante final (Figura 108) mostram comportamento aqui não esperado. Enquanto a área claramente se descola da curva com trinca estacionária, o momento de inércia e posição do centroide se mantiveram praticamente aderentes. Isso pode ser explicado por:

- Área reduziu devido a existência de dano e a trinca está mais profunda.
- Posição do centroide se manteve mesmo com a trinca mais profunda, indicando que possivelmente o CP rotacionou mais.
- Momento de inércia em relação ao centroide se manteve praticamente o mesmo da análise sem dano mesmo com a área do LR caindo. Isso possivelmente indica um maior afinamento do corpo de prova na região do LR, possivelmente aumentando o comprimento do LR e causando aumento do momento de inércia, o que compensaria o decréscimo deste valor devido ao aumento da profundidade de trinca.

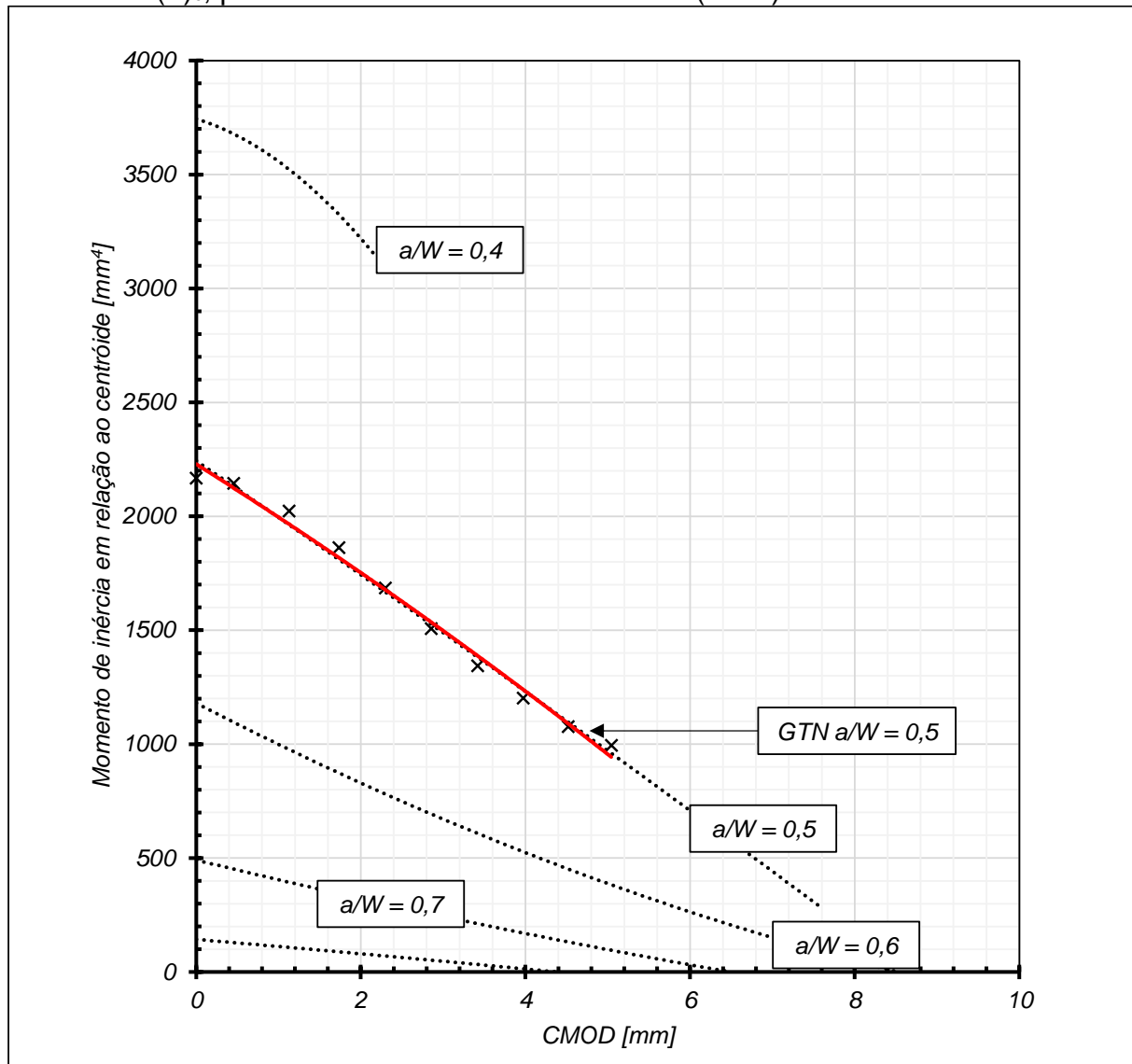
Figura 105 - Área do LR em função do CMOD. $SE(T)_c$, parâmetros GTN Paermentier et al. (2020)



Fonte: Autor

Legenda: Tracejado: Trinca estacionária. Linha vermelha: GTN $a/W=0,5$.

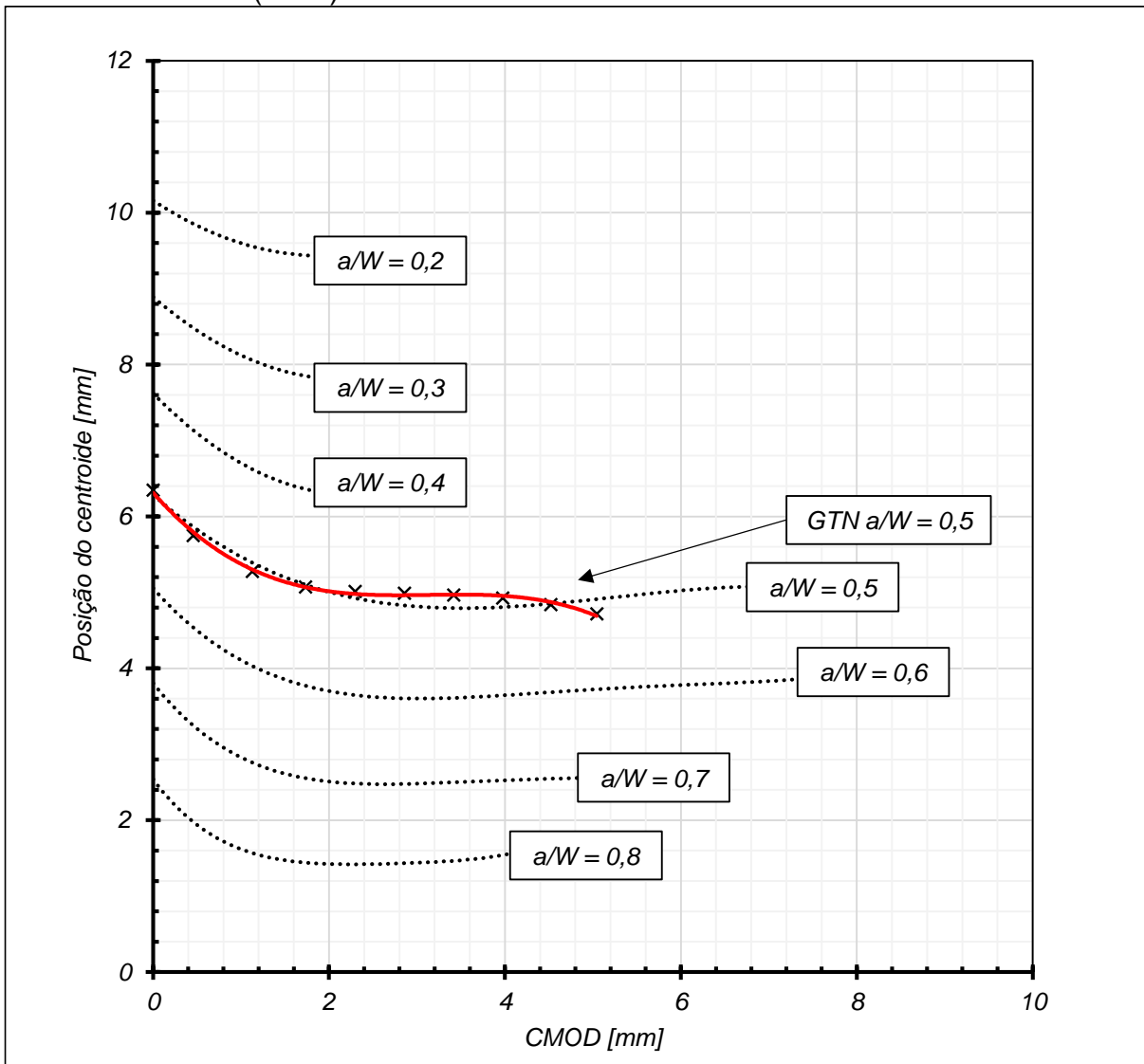
Figura 106 - Momento de inércia do LR em relação ao centroide em função do CMOD. $SE(T)_c$, parâmetros GTN Paermentier et al. (2020)



Fonte: Autor

Legenda: Tracejado: Trinca estacionária. Linha vermelha: GTN $a/W=0,5$.

Figura 107 - Posição do centroide em função do CMOD. SE(T)_c, parâmetros GTN Paermentier et al. (2020)



Fonte: Autor

Legenda: Tracejado: Trinca estacionária. Linha vermelha: GTN $a/W=0,5$.

Finalizando, as tabelas de valores extraídos (Tabela 81) e calculados (Tabela 82) da simulação são apresentados.

Tabela 81 - Valores extraídos da simulação GTN. $SE(T)_c$, parâmetros GTN Paermentier et al. (2020)

CMOD	Flexibilidade	Area LR	Status	a/W Físico
[mm]	[mm/N]	[mm²]	-	[mm/mm]
0,00	2,73E-06	161,3	0	0,500
0,45	2,28E-06	160,1	0	0,500
1,13	2,56E-06	155,8	1	0,509
1,73	2,71E-06	150,0	1	0,522
2,30	2,97E-06	142,9	1	0,539
2,86	3,37E-06	134,8	1	0,561
3,42	3,92E-06	126,3	1	0,588
3,97	5,06E-06	117,3	1	0,623
4,52	5,97E-06	106,8	1	0,671
5,04	9,07E-06	96,9	1	0,729

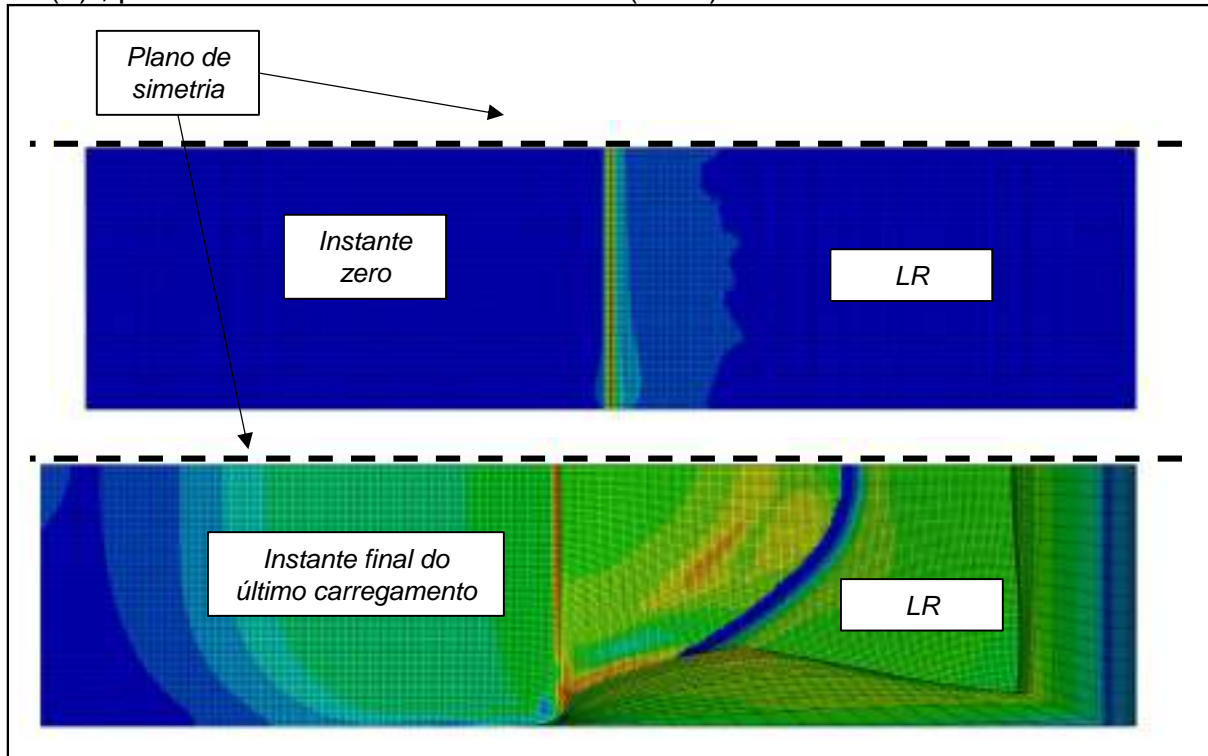
Fonte: Autor

Tabela 82 - Valores calculados a partir dos dados da simulação GTN. $SE(T)_c$, parâmetros GTN Paermentier et al. (2020)

CMOD	a/W Físico	a/W Flex.	Erro (Flex.)	a/W Flex. Rot.	Erro (Flex. Rot.)	a/W Vers.	Erro (Vers.)	a/W LR	Erro (LR)
[mm]	[mm/mm]	[mm/mm]	[%]	[mm/mm]	[%]	[mm/mm]	[%]	[mm/mm]	[%]
0,00	0,500	0,505	1,1%	0,505	1,1%	0,502	0,3%	0,500	0,0%
0,45	0,500	0,469	-6,3%	0,486	-2,9%	0,465	-7,1%	0,504	0,6%
1,13	0,509	0,492	-3,3%	0,511	0,5%	0,496	-2,5%	0,517	1,6%
1,73	0,522	0,504	-3,5%	0,523	0,3%	0,503	-3,7%	0,535	2,5%
2,30	0,539	0,522	-3,1%	0,541	0,4%	0,512	-4,9%	0,557	3,4%
2,86	0,561	0,547	-2,5%	0,565	0,8%	0,526	-6,3%	0,582	3,7%
3,42	0,588	0,578	-1,8%	0,594	1,1%	0,543	-7,7%	0,608	3,5%
3,97	0,623	0,629	1,1%	0,645	3,5%	0,581	-6,7%	0,637	2,2%
4,52	0,671	0,664	-1,1%	0,676	0,7%	0,603	-10,1%	0,669	-0,3%
5,04	0,729	0,751	3,0%	0,760	4,2%	0,671	-8,0%	0,700	-4,0%

Fonte: Autor

Figura 108 - Comparação do ligamento remanescente no instante inicial e final. SE(T)_c, parâmetros GTN Paermentier et al. (2020)



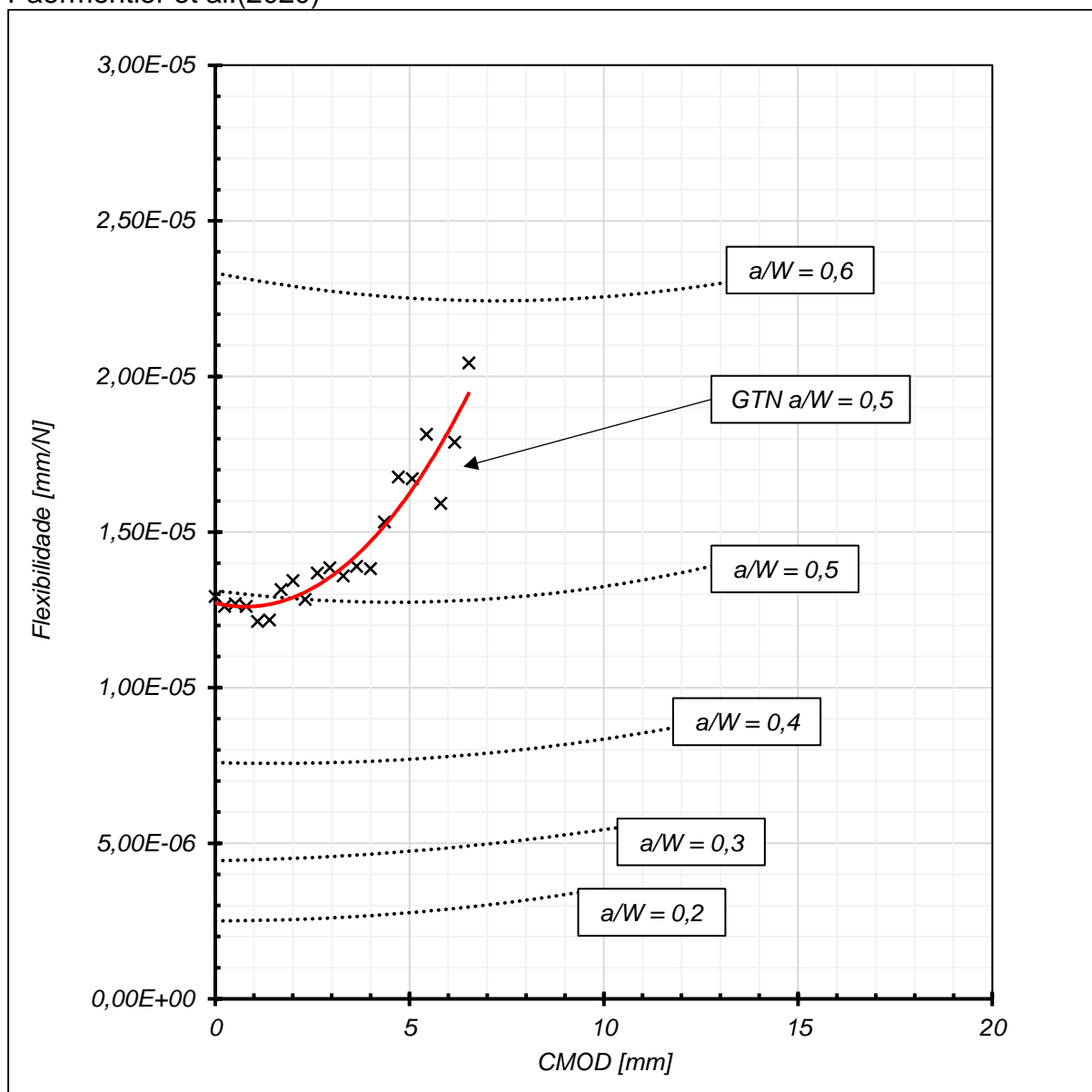
Fonte: Autor

Observa-se aqui erros na mesma ordem de grandeza dos observados nas simulações GTN com parâmetros calibrados. Chama-se atenção para o fato de o cálculo de a/W pelo ligamento remanescente apresentar erros abaixo de 5%, mas que isso não necessariamente viabiliza a técnica. Claramente quando o nível de plastificação do LR é maior (parâmetros calibrados para o x65) esta apresenta erros que, neste trabalho, chegaram à 20,5% (Tabela 78). Dito isso, a técnica da EUC foi robusta e quando corrigida por rotação também manteve o nível de erro dentro dos 5%.

4.2.3.4 SE(B) com parâmetros de Paermentier et al. (2020)

Ao analisar o SE(B) com parâmetros GTN de Paermentier et al. (2020), dano é finalmente detectado em $CMOD=1,39$ mm (Tabela 83). Finalmente é observado para o SE(B) o aumento de flexibilidade devido ao crescimento de trinca (Figura 109).

Figura 109 - Flexibilidade em função do CMOD. SE(B), parâmetros GTN
Paermentier et al.(2020)



Fonte: Autor

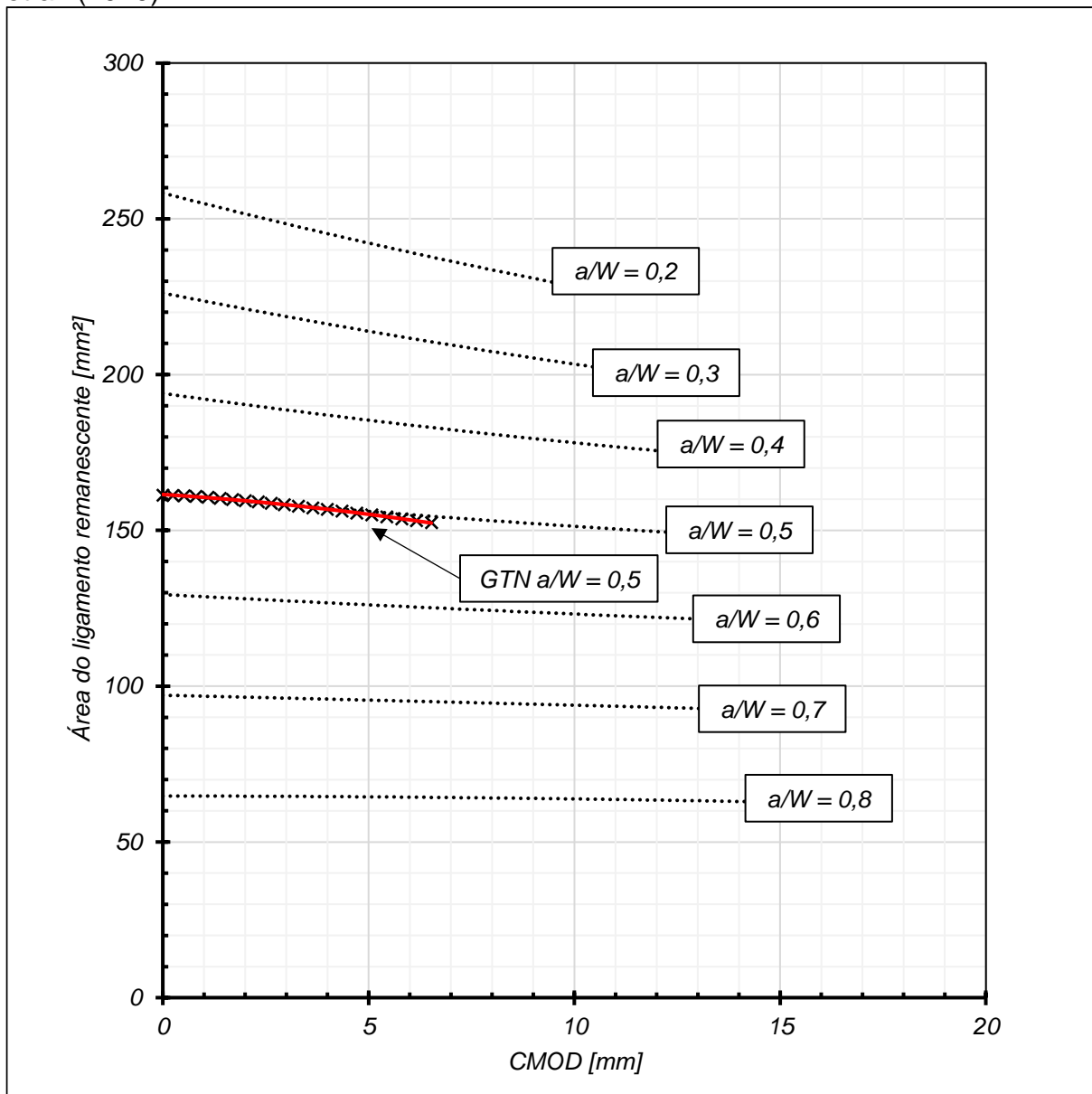
Legenda: Tracejado: Trinca estacionária. Linha vermelha: GTN a/W=0,5.

Quanto a análise da área (Figura 110), momento de inércia em relação ao centroide (Figura 111), posição do centroide (Figura 112) e comparação do ligamento remanescente no instante inicial e instante final (Figura 113), de maneira claramente distinta do SE(T)_c mostrado na seção anterior, é detectada uma leve redução da área, redução mais intensa do momento de inércia e aumento da posição do centroide.

Entende-se como possível razão: A trinca necessariamente está correndo pois foi detectado dano, o que causa redução de área do ligamento remanescente. No entanto, de maneira concorrente, existe uma plastificação intensa da extremidade do

CP que está em contato com o rolete (Figura 113), que pode causar um aumento da área por aumento de espessura na região. Esses dois efeitos concorrentes fazem com que a área decresça apenas ligeiramente, mas o momento de inércia em relação ao centroide reduza substancialmente dado do fato que a massa estará mais concentrada em região mais próxima ao eixo de referência, contribuindo negativamente para o momento de inércia.

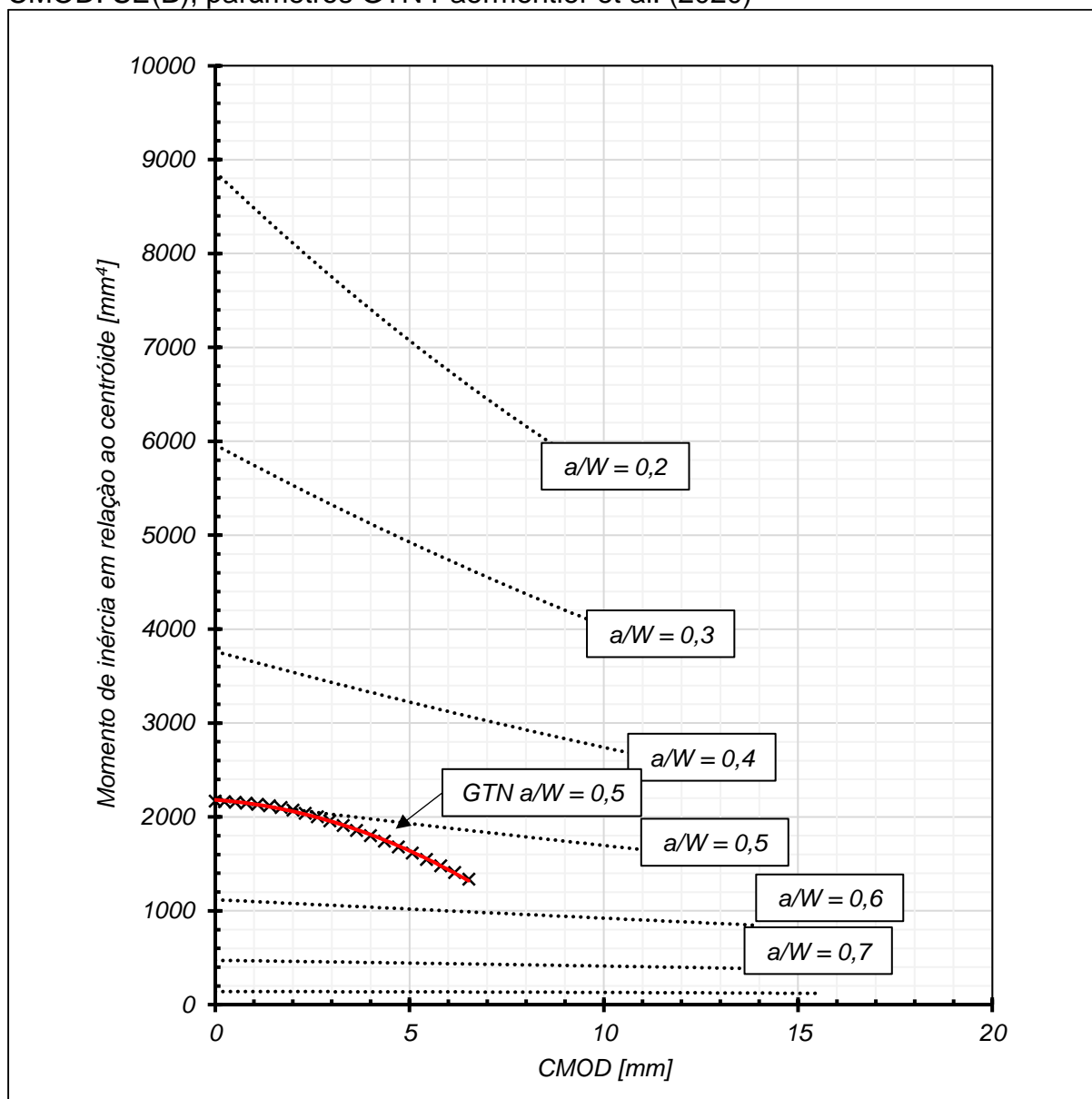
Figura 110 - Área do LR em função do CMOD. SE(B), parâmetros GTN Paermentier et al. (2020)



Fonte: Autor

Legenda: Tracejado: Trinca estacionária. Linha vermelha: GTN $a/W=0,5$.

Figura 111 - Momento de inércia do LR em relação ao centroide em função do CMOD. SE(B), parâmetros GTN Paermentier et al. (2020)

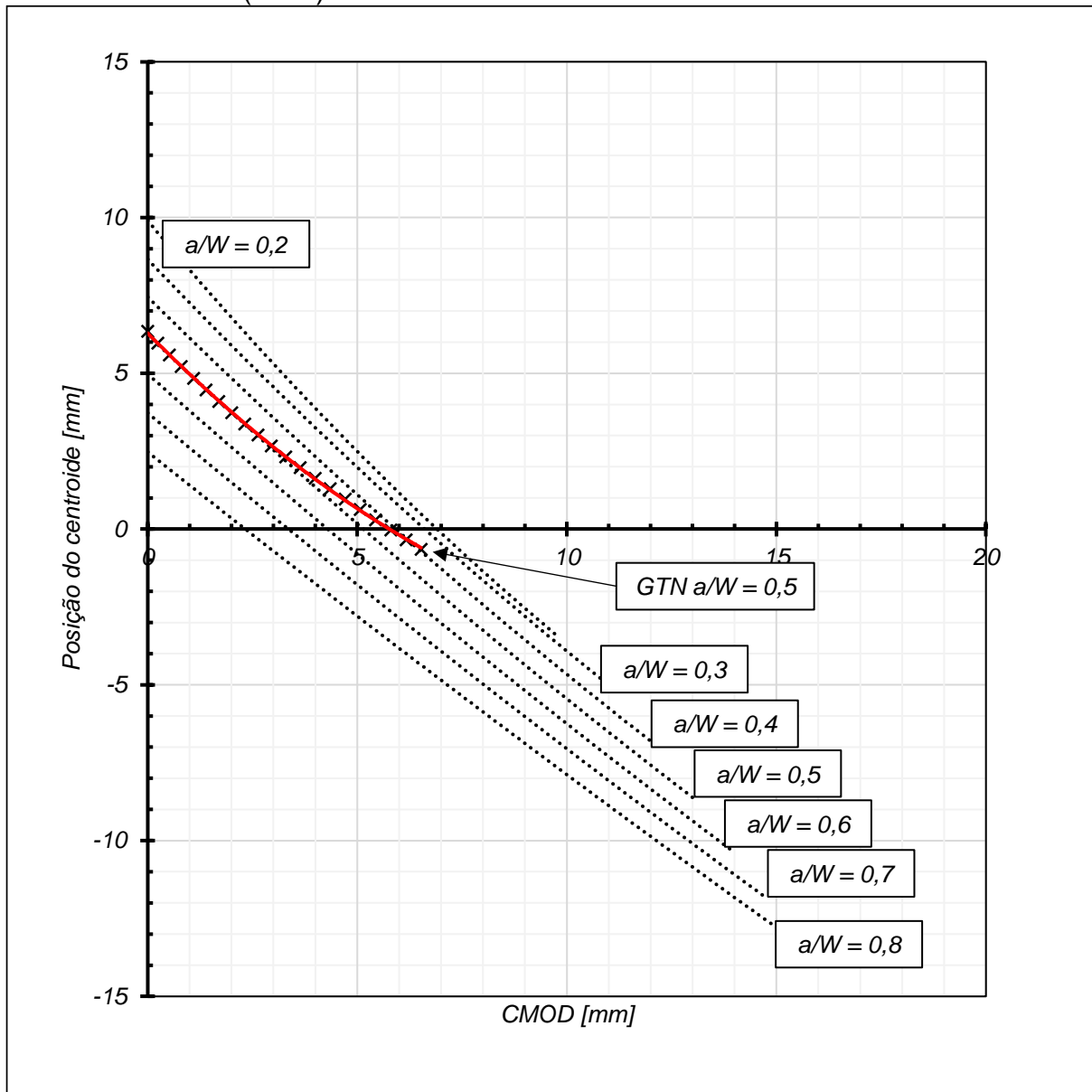


Fonte: Autor

Legenda: Tracejado: Trinca estacionária. Linha vermelha: GTN $a/W=0,5$.

Encerrando novamente com a análise dos dados extraídos (Tabela 83) e calculados (Tabela 84) da simulação GTN, conclusões similares às obtidas com os parâmetros calibrados são obtidas. As três metodologias aqui apresentadas são potencialmente robustas para determinação de a/W nos SE(B). Os erros entre as três técnicas apresentadas foram comparáveis, novamente trazendo robustez para a técnica EUC.

Figura 112 - Posição do centroide em função do CMOD. SE(B), parâmetros GTN Paermentier et al. (2020)



Fonte: Autor

Legenda: Tracejado: Trinça estacionária. Linha vermelha: GTN $a/W=0,5$.

Tabela 83 - Valores extraídos da simulação GTN. SE(B), parâmetros GTN Paermentier et al. (2020)

CMOD	Flexibilidade	Area LR	Status	a/W Físico
[mm]	[mm/N]	[mm²]	-	[mm/mm]
0,00	1,29E-05	161,3	0	0,500
0,24	1,26E-05	161,2	0	0,500
0,52	1,27E-05	161,1	0	0,500
0,80	1,26E-05	160,9	0	0,501

1,09	1,21E-05	160,6	0	0,501
1,39	1,22E-05	160,3	1	0,502
1,69	1,31E-05	160,0	1	0,504
2,00	1,34E-05	159,6	1	0,507
2,32	1,28E-05	159,2	1	0,511
2,63	1,37E-05	158,7	1	0,515
2,95	1,38E-05	158,3	1	0,518
3,29	1,36E-05	157,8	1	0,522
3,64	1,39E-05	157,3	1	0,526
3,99	1,38E-05	156,7	1	0,529
4,35	1,53E-05	156,2	1	0,533
4,71	1,68E-05	155,6	1	0,537
5,07	1,67E-05	155,0	1	0,542
5,44	1,81E-05	154,4	1	0,546
5,80	1,59E-05	153,7	1	0,550
6,16	1,79E-05	153,1	1	0,555
6,52	2,04E-05	152,5	1	0,558

Fonte: Autor

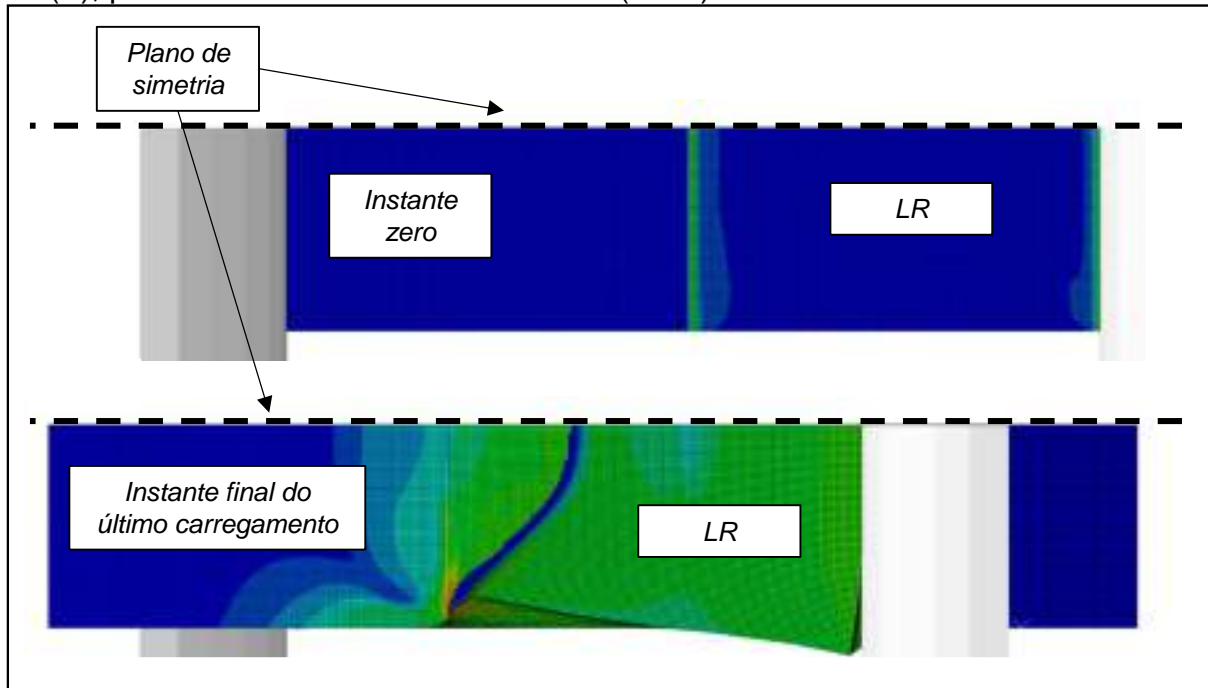
Tabela 84 - Valores calculados a partir dos dados da simulação GTN. SE(B), parâmetros GTN Paermentier et al. (2020)

CMO D	a/W Físico	a/W Flex.	Erro (Flex.)	a/W Vers.	Erro (Vers.)	a/W LR	Erro (LR)
[mm]	[mm/m m]	[mm/m m]	[%]	[mm/m m]	[%]	[mm/m m]	[%]
0,00	0,500	0,485	-3,0%	0,497	-0,7%	0,500	0,0%
0,24	0,500	0,480	-3,9%	0,491	-1,7%	0,500	0,0%
0,52	0,500	0,482	-3,7%	0,494	-1,3%	0,501	0,0%
0,80	0,501	0,480	-4,0%	0,493	-1,6%	0,501	0,1%
1,09	0,501	0,473	-5,6%	0,485	-3,3%	0,502	0,2%
1,39	0,502	0,474	-5,6%	0,486	-3,3%	0,503	0,1%
1,69	0,504	0,488	-3,2%	0,505	0,1%	0,504	0,0%
2,00	0,507	0,492	-3,0%	0,511	0,7%	0,505	-0,4%
2,32	0,511	0,484	-5,3%	0,500	-2,2%	0,507	-0,8%
2,63	0,515	0,495	-3,8%	0,516	0,3%	0,508	-1,4%
2,95	0,518	0,497	-4,0%	0,520	0,4%	0,509	-1,7%
3,29	0,522	0,494	-5,3%	0,516	-1,2%	0,511	-2,1%
3,64	0,526	0,498	-5,3%	0,522	-0,7%	0,512	-2,5%
3,99	0,529	0,497	-6,1%	0,521	-1,6%	0,514	-2,9%
4,35	0,533	0,516	-3,3%	0,551	3,3%	0,516	-3,2%
4,71	0,537	0,531	-1,1%	0,579	7,9%	0,518	-3,6%
5,07	0,542	0,531	-2,1%	0,579	6,7%	0,520	-4,2%
5,44	0,546	0,545	-0,2%	0,607	11,1%	0,521	-4,5%
5,80	0,550	0,522	-5,1%	0,563	2,3%	0,523	-4,9%

6,16	0,555	0,543	-2,2%	0,602	8,5%	0,525	-5,3%
6,52	0,558	0,565	1,2%	0,653	17,0%	0,527	-5,6%

Fonte: Autor

Figura 113 - Comparação do ligamento remanescente no instante inicial e final. SE(B), parâmetros GTN Paermentier et al. (2020)



Fonte: Autor

Concluindo, aponta-se:

- A técnica da flexibilidade elástica no descarregamento sistematicamente apresentou erros máximos na ordem de 4% e 6% respectivamente para o SE(T)_c e SE(B), o que não é observado pelas técnicas de Verstraete e área do ligamento remanescente.
- Os erros mais elevados da técnica de Verstraete et al. (2014) podem estar associados com um baixo número de análises com trincas estacionárias. A interpolação linear dos dados pode não ser a melhor opção dado o fato da técnica EUC utilizar um polinômio de quinto grau para correlacionar a flexibilidade normalizada com o comprimento instantâneo de trinca (seção 2.1.6). Dito isso, um maior número de simulações com trinca estacionária deverá mitigar os erros maiores.
- A técnica da área do ligamento remanescente apresentou erros comparáveis à EUC quando o nível de plastificação é relativamente pequeno (SE(T)_c com parâmetros de Paermentier et al. (2020) e ambos SE(B)). No entanto, erros na

ordem de 20% foram detectados quando o nível de plastificação foi maior $(SE(T))_c$ com parâmetros calibrados para o x65), o que mostra que esta técnica não é a princípio robusta e, portanto, ainda não recomendável para determinação do comprimento relativo de trinca. Adicionalmente, a determinação deste parâmetro exigiria um acompanhamento do ensaio por instrumentos de medição óptica tridimensionais aliado com marcações de frente de trinca por fadiga, o que aumentaria substancialmente a complexidade dos testes.

- É recomendação do Autor a utilização da técnica EUC com as devidas técnicas de correção dos efeitos mencionados nesse trabalho, principalmente tunelamento e rotação.

5 CONCLUSÕES

5.1 Tunelamento

Considerando os níveis de tunelamento obtidos experimentalmente até o momento, a proposta de modelagem de trinca semi-elíptica utilizada por Andrade (2016) é razoável quando comparada com as modelagens NV e RCM, produzindo resultados à luz da flexibilidade elástica e da força motriz de trinca comparáveis.

Duas propostas inovadoras para correção do efeito de tunelamento na flexibilidade elástica no descarregamento foram apresentadas, sendo a primeira: a modificação do cálculo da flexibilidade normalizada, considerando nesta o adimensional T/B determinado pelo Teorema de Buckingham.

O estudo de ambas as propostas aqui elaboradas conclui que dentro do limite de validade da ASTM o erro causado por T/B na previsão do comprimento relativo de trinca é negligenciável, corroborando o que é observado na literatura (ANDRADE, 2016, HUANG e ZHOU, 2015 e YAN e ZHOU, 2014).

Para a proposta de alteração da flexibilidade normalizada, ao violar o limite da ASTM, a inserção do tunelamento relativo no cálculo da flexibilidade normalizada sistematicamente tornou a previsão desta mais constante. No entanto, fica evidente que existe clara possibilidade de melhorias na formulação, uma vez que a esta não é expressiva ao ponto de garantir erros de T/B maiores (0,2 e 0,3) na mesma ordem de grandeza de T/B dentro do limite de validade da ASTM.

Para a proposta de alteração do cálculo da trinca retilínea equivalente (terceira revisão), quando os limites da ASTM são violados, observa-se clara tendência de aumento significativo dos erros de previsão de a/W quando a proposta de medição da ASTM é utilizada, o que é substancialmente melhorado quando a proposta aqui estudada é aplicada. Quanto ao fator de intensidade de tensões, esta proposta também apresentou sutil melhora em relação à ASTM, com potencial de melhora subsequente a partir da realização de estudos para incorporar T/B no cálculo de

$f(a/W)$. Isto claramente mostra grande potencial de aplicação desta em ensaios da mecânica da fratura e pode vir a embasar modificações em normas vigentes.

A exploração experimental conduzida neste trabalho não foi suficiente para obter níveis de tunelamento representativos ao ponto de as propostas de correção aqui elaboradas divergirem de maneira significativa da ASTM. Sugere-se como trabalho futuro uma validação experimental complementar que amplie a matriz de análise aqui utilizada.

5.2 Plasticidade

Pela verificação dos efeitos geométricos da plasticidade dos corpos de prova $SE(T)_c$ é possível concluir que o aumento da flexibilidade observado em uma análise com trinca estacionária (Figura 78) poderia estar fortemente ligado ao efeito da redução de área e momento de inércia do ligamento remanescente (Figura 79). Finalizando, avalia-se aqui que para o $SE(T)_c$ a queda de flexibilidade seja governada por *blunting* e rotação (Figura 82), sendo este último expressivamente mais relevante, enquanto o aumento desta seja causado por redução de área e respectiva redução de momento de inércia do ligamento remanescente.

A calibração dos modelos GTN para o X65MS utilizado neste trabalho gerou parâmetros que, ao serem utilizados nas simulações contendo dano, não apresentaram crescimento de trinca substancial e com isso, grande plastificação da região do ligamento remanescente. Adicionalmente, apesar do modelo de dano ser aplicado na célula computacional de 10 elementos de espessura, apenas os primeiros elementos falharam, apontando pouca representatividade do modelo com os corpos de prova ensaiados (comparar CPs das Figuras 85, 86 e 89 com simulações nas Figuras 96 e 101). Para dar sequência ao trabalho, parâmetros utilizados por Paermentier et al. (2020), mais severos, foram utilizados.

A comparação dos modelos contendo trinca estacionária com os modelos GTN permite concluir que a utilização da técnica EUC, apesar de existir clara possibilidade de melhorias, foi a que melhor estimou o comprimento equivalente de trinca nas simulações contendo dano. Para o $SE(T)_c$ foram obtidos erros máximos na ordem de

4% quando a correção por rotação de Shen e Tyson (2009) foi aplicada (Tabelas 78 e 82), enquanto para o SE(B) os erros foram na ordem de 6% (Tabelas 80 e 86). É recomendação do Autor a utilização desta técnica em sinergia com as demais correções mostradas neste trabalho (rotação e tunelamento)

Os erros mais elevados da técnica de Verstraete et al. (2014) podem estar associados com um baixo número de análises com trincas estacionárias. A interpolação linear dos dados pode não ser a melhor opção dado o fato da técnica EUC utilizar um polinômio de quinto grau para correlacionar a flexibilidade normalizada com o comprimento instantâneo de trinca (seção 2.1.6). Dito isso, um maior número de simulações com trinca estacionária deverá mitigar os erros maiores.

A técnica do cálculo da trinca retilínea equivalente a partir da área do ligamento remanescente apresentou erros comparáveis à EUC quando o nível de plastificação é relativamente pequeno ($SE(T)_c$ com parâmetros de Paermentier et al. (2020) e ambos SE(B)). No entanto, erros na ordem de 20% foram detectados quando o nível de plastificação foi maior ($SE(T)_c$ com parâmetros calibrados para o x65), o que mostra que esta técnica não é a princípio robusta e, portanto, ainda não recomendável para determinação do comprimento relativo de trinca. Provavelmente, uma vez que o ligamento remanescente apresenta maior resistência à propagação de trinca, uma porção substancialmente maior do corpo de prova plastificará, e com isso afetar a flexibilidade do corpo de prova – efeito que aparentemente é capturado pela técnica da flexibilidade elástica no descarregamento.

Finalizando, após extensiva aplicação da técnica de medição do comprimento relativo de trinca a partir de configurações geométricas do ligamento remanescente, o autor conclui que esta abordagem inovadora (e promissora) ainda carece de mais investigação. Com isso, é recomendação técnica desta obra a utilização da técnica EUC em detrimento de alternativas aqui citadas.

6 SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS

Realizar subsequentes estudos para avaliar a melhor forma de incorporar T/B no cálculo da flexibilidade normalizada de corpos de prova da mecânica da fratura. Este trabalho claramente apontou um potencial ainda a ser explorado neste tópico.

Determinação de flexibilidade normalizada para corpos de prova $SE(T)_c$ que englobem, além do parâmetro T/B, a proporção H/W, de modo que exista uma independência destes para a determinação do comprimento relativo de trinca na técnica da flexibilidade elástica no descarregamento.

Validação experimental das propostas de correção de tunelamento. Nesta, é sugerida a utilização de matriz de análise com representatividade estatística bem como diversos materiais e dimensional de corpos de prova. Com isso, será possível maior assertividade das conclusões tecidas neste trabalho.

Buscar incorporação do tunelamento relativo T/B no cálculo de $f(a/W)$ para determinação do fator de intensidade de tensões para o $SE(B)$ e $SE(T)_c$. Neste trabalho foram detectados desvios de K_I do calculado para o obtido nas simulações, desvio que sistematicamente aumentou com o incremento de T/B. O Autor enxerga como potencial trabalho futuro o ajuste no parâmetro $f(a/W)$ para endereçar este efeito. Inclui-se aqui também o estudo de fatores η e γ para determinação adequada da integral J e curvas J-R.

Incorporação das propostas de correção do tunelamento no estudo de plasticidade. Foram observadas nas análises GTN uma curvatura expressiva da frente de trinca, mostrando sinergia entre as duas frentes estudadas nesta obra. Buscar correlacionar ambas com o objetivo de aumentar a representatividade dos ensaios de mecânica da fratura.

Buscar maior representatividade de aços estruturais de alta resistência e alta tenacidade (como o x65MS) por modelos de dano em simulações de elementos finitos.

REFERÊNCIAS

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API-5L**: Specification for line pipe. [S.l.]: [s.n.], 2013.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **E647**: Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates. Filadélfia: [s.n.], 2015.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **E1820**: Standard test method for measurement of fracture toughness. Filadélfia: [s.n.], 2022.

ANDERSON, T. L. **Fracture mechanics**. 3^a. ed. Nova Iorque: Taylor & Francis group, 2005.

ANDRADE, L. G. F. Avaliação numérica dos efeitos de tunelamento e plasticidade na flexibilidade elástica no descarregamento de geometrias C(T), SE(B) e SE(T) solicitado por garras. **Dissertação de mestrado**, São Bernardo do Campo, 2016.

ANDRADE, L. G. F.; DONATO, G. H. B. Effects of crack tunneling and plasticity on the elastic unloading compliance technique for SE(B) – current limitations and proposals. **Procedia Structural Integrity**, 2018.

ANDRADE, L. G. F.; DONATO, G. H. B.; MATTAR NETO, M. Effect of mounting orientation on testing equipment on elastic compliance of clamped SE(T) specimens: an exploration. **Brazilian journal of Radiation Sciences**, v. 10, 2022.

BARROS, R. M. C. Validação experimental de propostas de flexibilidade elástica aplicáveis a espécimes de fratura C(T). **Dissertação de mestrado**, São Bernardo do Campo, 2016.

BRIDGMAN, P. W. Studies in large plastic flow and fracture: with special emphasis on the effects of hydrostatic pressure. **Metallurgy and metallurgical engineering series**, 1952.

BRITISH STANDARDS INSTITUTION. **BS 8571**: Method of test for determination of fracture toughness in metallic materials using single edge notched tension (SENT) specimens. [S.l.]: [s.n.], 2018.

CANMET MATERIALS TECHNOLOGY LABORATORY. **Recommended practice: fracture tough-ness testing using SE(T) samples with fixed-grip loading.** Ottawa: [s.n.], 2010.

CLARKE, G. A. et al. Single specimen tests for J_{ic} determination. **ASTM STP 590: Mechanics of crack growth**, p. 27-42, 1976.

CRAVERO, S.; RUGGIERI, C. Estimation procedure of J-resistance curves for SE(T) fracture specimens using unloading compliance. **Engineering fracture mechanics**, n. 74, Janeiro 2007.

DA VINCI, L. **Trattato della Pittura**. Roma: [s.n.], 1792.

DET NORSKE VERITAS. **DNV-RP-F108: Fracture control for pipeline installation methods introducing cyclic plastic strain.** Høvik: [s.n.], 2006.

EXXON MOBIL UPSTREAM RESEARCH COMPANY. **Measurement of crack tip opening displacement (CTOD) – fracture resistance curves using single-edge notched tension (SENT) specimens.** Houston: [s.n.], 2010.

GRIFFITH, A. A. The phenomena of rupture and flow in solids. **Philosophical transactions of the Royal Society of London**, Londres, v. 221, p. 163-198, 1920.

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 Technology**, v. 99, p. 2-15, 1977.

HUANG, Y.; ZHOU, W. Effects of crack front curvature on J-R curve testing using clamped SE(T) specimens of homogeneous materials. **International journal of pressure vessels and piping**, p. 1-16, 2015.

IRWIN, G. R. Plastic zone near a crack and fracture toughness. **Sagamore research conference proceedings**, v. 4, p. 63-78, 1961.

JIANG, F. et al. Crack length calculation for bend specimens under static and dynamic loading. **Engineering fracture mechanics**, v. 71, p. 1971-1985, 2004.

JOYCE, J. A. J resistance curve testing of short crack bend specimens using unloading compliance. **ASTM STP 1131: Fracture mechanics twenty-second symposium**, v. I, p. 904-926, 1992.

JOYCE, J. A.; LINK, R. E. Effects of constraint on upper shelf fracture toughness. **ASTM STP 1256: Fracture mechanics** , Filadélfia, p. 142-177, 1995.

LOSS, F. J.; GRAY, R. A.; MENKE, B. H. J integral characterization of low upper shelf A302-B steel plate. **Structural integrity of water reactor pressure boundary components. Progress report ending 30 November 1977**, Washington, p. 18-34, Maio 1978.

MOÇO, R. F. Correlação da fenomenologia da fratura dúctil de gasodutos e corpos de prova dinâmicos charpy e DWTT empregando o modelo GTN a aços avançados classe API. **Dissertação de Mestrado**, São Bernardo do Campo, 2017.

MOREIRA, F. C. Determinação numérica de limites de deformação e flexibilidades elásticas aplicáveis a geometrias C(T), SE(B) e SE(T). **Dissertação de Mestrado**, São Bernardo do Campo, 2014.

NAKAI, Y.; HIRAI, T.; KIKUCHI, S. Compliance method to measure crack length and crack closure for automated fatigue crack propagation test of nanocrystalline nickel film. **Engineering Fracture Mechanics**, 2021.

NIKISHKOV, G. P.; HEERENS, J.; HELLMANN, D. Effect of crack front curvature and side grooving on CTOD. **Journal of Testing and evaluation**, v. 27, n. 5, p. 312-319, Setembro 1999.

NONN, A.; KAWLA, C. Analysis of dynamic ductile fracture propagation in pipeline steels: a damage-mechanics' approach. **6th INTERNATIONAL PIPELINE TECHNOLOGY**, Ostend, Belgium, p. 1419-1438, 2013.

PAERMENTIER, B.; DEBRUYNE, D.; TALEMI, R. Numerical modelling of dynamic ductile fracture propagation in different lab-scale experiments using GTN damage model. **Frattura ed Integrità Strutturale**, v. 52, p. 105-112, 2020.

RUGGIERI, C.; PANONTIN, T. L.; DODDS, JR., R. H. Numerical modeling of ductile crack growth in 3-D using computational cell elements. **International Journal of Fracture**, 1996.

SARZOSA, D. F. B. et al. 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.

SAXENA, A.; HUDAK, S. J. Review and extension of compliance information for common crack growth specimens. **International journal of fracture**, v. 14, p. 453-468, 1978.

SCHEIDER, I. et al. A damage mechanics based evaluation of dynamic fracture resistance in pipelines. **Journal of Materials Science**, v. 3, p. 1956-1964, 2014.

SCHWALBE, K. H. et al. Measurement of stable crack growth including detection of initiation of growth using the DC potential drop and the partial unloading methods. **ASTM STP 856: Elastic-Plastic Fracture Test Methods**, Filadélfia, p. 338-362, 1985.

SHEN, G.; TYSON, W. R. Crack size evaluation using unloading compliance in single-specimen single-edge-notched tension fracture toughness testing. **Journal of testing and evaluation**, n. 37, 2009.

SILVA, L. N. G. Avaliação numérico-experimental do comportamento mecânico de aços API X80 e investigação das variáveis mecânicas e microestruturais envolvidas no crack arrest. **Dissertação de Mestrado**, São Bernardo do Campo, 2019.

SNARTLAND, B. D.; THAULOW, C. Fracture toughness testing at the micro-scale – the effect of the unloading compliance method. **Engineering Fracture Mechanics**, 2020.

SOUZA, R. F.; RUGGIERI, C. Revised wide range compliance solutions for selected standard and non-standard fracture test specimens based on crack mouth opening displacement. **Engineering Fracture Mechanics**, 2017.

STEENKAMP, P. A. J. M. Jr-Curve testing of three-point bend specimens by the unloading compliance method. **ASTM STP 945: Fracture mechanics eighteenth symposium**, Filadélfia, p. 583-610, 1988.

TARNOWSKI, K. M. et al. The influence of plasticity on crack length measurements using the potential drop technique. **ASTM STP1584: Evaluation of existing and new sensor technologies for fatigue, fracture and mechanical testing**, Filadélfia, p. 73-96, 2015.

TOBLER, R. L.; CARPENTER, W. C. A numerical and experimental verification of compliance functions for compact specimens. **Engineering fracture mechanics**, v. 21, n. 3, p. 547-556, 1985.

TVERGAARD, V. Ductile fracture by cavity nucleation between larger voids. **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, v. 30, p. 265-286, 1982.

TVERGAARD, V.; NEEDLEMAN, A. Analysis of the cup cone fracture in a round tensile bar. **Acta Metallurgica Journal**, v. 32, p. 157-169, 1984.

VERSTRAETE, M. A. et al. Evaluation and interpretation of ductile crack extension in SENT specimens using unloading compliance technique. **Engineering fracture mechanics**, v. 115, p. 190-203, 2014.

WALLIN, K. Rotation and bending corrections for the SE(B) specimen. **Materials performance and characterization**, v. 3, p. 144-156, 2014.

WELLS, A. A. Unstable crack propagation in metals: cleavage and fast fracture. **Proceedings of the Crack Propagation Symposium**, Cranfield, UK, v. 1, 1961.

WU, S. X. crack length calculation formula for three point bend specimens. **International journal of fracture**, v. 24, 1984.

XU, S.; SHEN, G.; TYSON, W. R. Effect of crack-tip plasticity on crack length estimation methods for SENB sample. **Engineering fracture mechanics**, v. 72, p. 1454-1459, 2005.

YAN, Z.; ZHOU, W. Effect of crack front curvature on CMOD compliance and crack length evaluation for single-edge bend specimens. **Proceedings of the Canadian society for mechanical engineering international congress**, Toronto, Junho 2014.

INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
Diretoria de Pesquisa, Desenvolvimento e Ensino
Av. Prof. Lineu Prestes, 2242 – Cidade Universitária CEP: 05508-000
Fone/Fax(0XX11) 3133-8908
SÃO PAULO – São Paulo – Brasil
<http://www.ipen.br>

O IPEN é uma Autarquia vinculada à Secretaria de Desenvolvimento, associada à Universidade de São Paulo e gerida técnica e administrativamente pela Comissão Nacional de Energia Nuclear, órgão do Ministério da Ciência, Tecnologia, Inovações e Comunicações.
