CENTRO UNIVERSITÁRIO FEI
LEONARDO GIANGIULIO FERREIRA DE ANDRADE

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

São Bernardo do Campo
2016

LEONARDO GIANGIULIO FERREIRA DE ANDRADE

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 apresentada ao Centro Universitário FEI, como parte dos requisitos necessários para obtenção do título de Mestre em engenharia mecânica, orientado pelo Professor Doutor Gustavo Henrique Bolognesi Donato.

São Bernardo do Campo

2016

Andrade, Leonardo Giangiulio Ferreira de .

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 / Leonardo Giangiulio Ferreira de Andrade. São Bernardo do Campo, 2016.

228 p. : il.

Dissertação - Centro Universitário FEI.

Orientador: Prof. Dr. Gustavo Henrique Bolognesi Donato.

1. Flexibilidade Elástica. 2. Tunelamento. 3. Plasticidade. 4. C(T). 5. SE(B). I. Donato, Gustavo Henrique Bolognesi, orient. II. Título.

Elaborada pelo sistema de geração automática de ficha catalográfica da FEI com os dados fornecidos pelo(a) autor(a).

centro universitário FEI

APRESENTAÇÃO DE DISSERTAÇÃO
ATA DA BANCA EXAMINADORA

Programa de Pós-Graduação Stricto Sensu em Engenharia Mecânica

Mestrado

PGM-10

Aluno: Leonardo Giangiulio Ferreira de Andrade **Matrícula:** 214313-9

Título do Trabalho: 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.

Área de Concentração: Materiais e Processos

Orientador: Prof. Dr. Gustavo Henrique Bolognesi Donato

Data da realização da defesa: 25/08/2016

ORIGINAL ASSINADA

Avaliação da Banca Examinadora:

São Bernardo do Campo, 25 / 08 / 2016.

MEMBROS DA BANCA EXAMINADORA	
Prof. Dr. Gustavo Henrique Bolognesi Donato	Ass.: _____
Prof. Dr. Maurício de Carvalho Silva	Ass.: _____
Prof. Dr. Arnaldo Homobono Paes de Andrade	Ass.: _____

A Banca Julgadora acima-assinada atribuiu ao aluno o seguinte resultado:

APROVADO ☒ REPROVADO ☐

VERSÃO FINAL DA DISSERTAÇÃO

APROVO A VERSÃO FINAL DA DISSERTAÇÃO EM QUE FORAM INCLUÍDAS AS RECOMENDAÇÕES DA BANCA EXAMINADORA

_____

Aprovação do Coordenador do Programa de Pós-graduação

_____

Prof. Dr. Rodrigo Magnabosco

Aos meus pais Milton e Regina e minha irmã Marina. Sem seu contínuo apoio, esta jornada não seria possível.

AGRADECIMENTOS

Eu, Leonardo Giangiulio Ferreira de Andrade, presto meus agradecimentos:

À minha família, por todo apoio ao longo da jornada da execução deste trabalho.

Ao meu orientador e amigo Professor Doutor Gustavo Henrique Bolognesi Donato, pelos valiosos ensinamentos cruciais para minhas formações no âmbito profissional e pessoal.

Aos professores, técnicos e demais funcionários do Centro Universitário FEI por toda cooperação com a execução desse trabalho.

À CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior), patrocinadora da bolsa de estudos a mim concedida.

Aos professores que fizeram parte das minhas bancas de qualificação e defesa: Prof. Dr. Arnaldo Homobono Paes de Andrade (IPEN-USP), Prof. Dr. Júlio Cesar Dutra (FEI) e Prof. Dr. Maurício de Carvalho Silva (FEI).

Aos meus companheiros de pesquisa, que estão desenvolvendo ou desenvolveram seus trabalhos junto a mim, prestando apoio sempre que necessário.

Ao amigo Guilherme Rolim e Souza, por toda ajuda na área de programação.

“Mystery creates wonder and wonder is the basis of man's desire to understand”
- Neil Armstrong

RESUMO

Avanços em ciência dos materiais vêm expondo ao mundo novos produtos com alta resistência e alta capacidade de absorção de energia. Entender integralmente como estes materiais se comportam é crucial para a sua aplicação com o máximo de segurança e confiabilidade, especialmente em um cenário de crescente otimização das aplicações. Para tal, é imprescindível saber como estruturas respondem sob a presença de trincas, fazendo com que a utilização das teorias de mecânica da fratura seja mandatória. Sabendo disto, este trabalho investiga como os efeitos de tunelamento e plasticidade localizada à frente de trincas impactam nas soluções de flexibilidade elástica no descarregamento. As geometrias de corpos de prova investigadas foram $SE(T)$ solicitado por garras, $C(T)$ e $SE(B)$. O principal objetivo é a previsão de maneira mais precisa do tamanho instantâneo de trincas nos corpos de prova ao longo do ensaio, o que por sua vez suporta a descrição de maneira mais realista de curvas de resistência (curvas R), crescimento de trinca por fadiga ($da/dN - \Delta K$) e outros esnsaios que possam se beneficiar dessa técnica. No estudo do efeito do tunelamento, foi observado que dentro dos limites impostos pela ASTM E1820 (2013) para curvatura máxima da frente de trinca e consideração de trinca retilínea equivalente, o erro na flexibilidade elástica no descarregamento é pequeno, podendo ser desprezado. Para curvaturas que violam os limites impostos pela norma citada o erro é maior e considerável. Foi então elaborada uma proposta de trinca retilínea equivalente, pendente de validação experimental, com principal objetivo de garantir mesma flexibilidade elástica com o aumento da curvatura da trinca. Para a plasticidade, observou-se que para as geometrias de corpos de prova estudados existiu uma tendência de queda e posterior aumento da flexibilidade quando a zona plástica era maior e maiores cargas eram impostas nos corpos de prova. Possívelmente este comportamento é resultado da somatória de três efeitos, sendo estes rotação (queda de flexibilidade), arredondamento da ponta da trinca (queda de flexibilidade) e plasticidade (aumento de flexibilidade).

Palavras-chave: Flexibilidade elástica. Tunelamento. Plasticidade. $C(T)$. $SE(B)$. $SE(T)$ solicitado por garras.

ABSTRACT

Advances in materials science are bringing to the world new products with both high strength and energy absorption. To fully understand how these materials behave is crucial for their application with maximum security and reliability, especially in a growing scenario of application optimization. To ensure that, it is important to know how structures behave in the presence of cracks and the use of fracture mechanics theories are mandatory. With that in mind, this study investigates how tunneling effects and localized plasticity in front of cracks impacts in elastic unloading compliance solutions. The specimen geometries addressed in this study are clamped $SE(T)$, $C(T)$ and $SE(B)$. The main objective is to increase the accuracy for predicting instantaneous crack size during laboratory tests, supporting more realistic description of resistance curves (R curves), fatigue crack growth curves ($da/dN - \Delta K$) and other tests that may benefit from this technique. For the study of crack tunneling, it was observed that within the ASTM E1820 (2013) limits for equivalent straight crack and maximum crack curvature that the error generated in the compliance was minimun, therefore, could be negleted. For higher values that violate that limit, the error is much higher. With that in mind, a proposal of a new equivalent straight crack was developed (pending experimental validation), with the main objective to keep the compliance the same with increasing crack curvature. For plasticity, all the studied specimen geometries suffered of a compliance trend of decrease followed by a increase with the increase of the plastic zone size and higher loads imposed to the specimen. This behavior may be the result of three effects together, being rotation (decrease in compliance), crack blunting (decrease in compliance) and plasticity (increase in compliance).

Key-words: Elastic unloading compliance. Tunneling. Plasticity. $C(T)$. $SE(B)$. Clamped $SE(T)$.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Região do acidente em San Bruno, Califórnia 28
Figura 2 - Foto aérea do acidente do acidente de San Bruno, Califórnia 29
Figura 3 - Exemplo de curva J-R com comportamento anormal 30
Figura 4 - Desenho esquemático de uma estrutura contendo um concentrador de tensões 33
Figura 5 - Desenho esquemático de uma estrutura contendo uma trinca 34
Figura 6 - Desenho esquemático exemplificando os três modos de carregamento de trincas 36
Figura 7 - Curva de resistência esquemática 39
Figura 8 - Desenho esquemático de um corpo de prova $C(T)$ segundo ASTM E1820 (2013) 42
Figura 9 - Dimensões principais do corpo de prova $C(T)$ segundo ASTM E1820 (2013) 42
Figura 10 - Desenho esquemático de um corpo de prova $SE(B)$ segundo ASTM E1820 (2013) 43
Figura 11 - Dimensões principais do corpo de prova $SE(B)$ segundo ASTM E1820 (2013) 44
Figura 12 - Desenho esquemático de corpo de prova $SE(T)$ 45
Figura 13 - Dimensões principais do corpo de prova $SE(T)$ solicitado por garras 46
Figura 14 - Curva de resistência esquemática destacando a dependência do tamanho de trinca em curvas de resistência 47
Figura 15 - Curva de propagação de trinca em fadiga destacando a dependência do tamanho de trinca em curva $da/dN - \Delta K$ 48
Figura 16 - Curvas esquemáticas para a determinação da flexibilidade elástica no descarregamento em corpos de prova ao longo do ensaio 51
Figura 17 - Exemplo de curva carga x deslocamento de ensaio mono-espécime para posterior determinação de curva de resistência mostrada no trabalho de Clarke (1976) 51
Figura 18 - Esquemático da correção do efeito de rotação presente nas normas ASTM vigentes (2013) para geometria $C(T)$ 55
Figura 19 - Esquemático da proposta de correção da flexibilidade de corpos de prova $C(T)$ por rotação por Bao e Cai (2011) 56
Figura 20 - Entalhes laterais ilustrativos em corpo de prova $C(T)$ 57

Figura 21 - Divergências causadas por entalhes laterais para geometria $C(T)$. 58
Figura 22 - Divergências causadas por entalhes laterais para geometria $SE(B)$ 59
Figura 23 - Flexibilidade normalizada para várias dimensões de entalhes laterais em corpo de prova $C(T)$ 60
Figura 24 - Ajuste polinomial para geometria $SETp$ incluindo análises 2D e 3D 61
Figura 25 - Exemplo de tunelamento de trinca ao longo da espessura em corpo de prova de geometria $SE(B)$ 62
Figura 26 - Pontos de medição para cálculo de trinca retilínea equivalente segundo ASTM E1820 (2013) 63
Figura 27 - Variação da relação da flexibilidade de trinca curva pela flexibilidade da trinca retilínea com o nível de tunelamento relativo para geometria $SE(B)$ 65
Figura 28 - Gráfico mostrando a variação de flexibilidade correlacionada com o tamanho da zona plástica mostrado no trabalho de Tobler e Carpenter (1985) 67
Figura 29 - Modelos bidimensionais utilizados na obra de Tobler e Carpenter (1985) 68
Figura 30 - Comparação de modelos 2D em EPT e EPD com valores experimentais 69
Figura 31 - Dois exemplos de resultados experimentais obtidos por Verstraete et al. (2013) 70
Figura 32 - Detalhamento da malha na ponta da trinca dos modelos de Verstraete et al. (2013) 71
Figura 33 - Detalhamento da malha na região da trinca dos modelos de Verstraete et al. (2013) 71
Figura 34 - Resultados dos modelos e ensaio experimental de Verstraete et al. (2013) 72
Figura 35 - Comparação de evolução da flexibilidade de modelos $SE(T)$ e $DE(T)$ 73
Figura 36 - Curvas tensão-deformação dos materiais utilizados neste trabalho 81
Figura 37 - Desenho esquemático de malha “teia de aranha” para modelagem da ponta da trinca 84
Figura 38 - Desenho esquemático de malha retilínea para modelagem da ponta da trinca 84
Figura 39 - Comparação de análise elasto-plástica com variação de raio de ponta de trinca .. 86
Figura 40 - Desenho esquemático de malha utilizada em geometria $SE(B)$ para estudo da plasticidade (cinco elementos na espessura) 87
Figura 41 - Desenho esquemático de malha utilizada em geometria $SE(B)$ com destaque na região da trinca 88

Figura 42 - Nós que representam as condições de contorno impostas à corpos de prova de geometria $SE(B)$ 91
Figura 43 - Nós que representam as condições de contorno impostas à corpos de prova de geometria $SETc$ 92
Figura 44 - Nós que representam as condições de contorno impostas à corpos de prova de geometria $C(T)$ 93
Figura 45 - Desenho esquemático de malha com trinca tunelada em geometria $SE(B)$ 95
Figura 46 - Desenho esquemático de malha com trinca tunelada em geometria $SE(B)$, vista do plano da trinca 94
Figura 47 - Evolução da flexibilidade com o tunelamento para $SEBW1B$ considerando trinca rasa, trinca média, e trinca profunda 99
Figura 48 - Evolução da flexibilidade com o tunelamento para $SEBW2B$ considerando trinca rasa, trinca média, e trinca profunda 100
Figura 49 - Evolução da flexibilidade com o tunelamento para $SEBW4B$ considerando trinca rasa, trinca média, e trinca profunda 101
Figura 50 - Evolução da flexibilidade com o tunelamento para $SETW1B$ considerando trinca rasa, trinca média, e trinca profunda 103
Figura 51 - Evolução da flexibilidade com o tunelamento para $SETW2B$ considerando trinca rasa, trinca média, e trinca profunda 104
Figura 52 - Evolução da flexibilidade com o tunelamento para $SETW4B$ considerando trinca rasa, trinca média, e trinca profunda 105
Figura 53 - Evolução da flexibilidade com o tunelamento para $CTW1B$ considerando trinca rasa, trinca média, e trinca profunda 107
Figura 54 - Evolução da flexibilidade com o tunelamento para $CTW2B$ considerando trinca rasa, trinca média, e trinca profunda 108
Figura 55 - Evolução da flexibilidade com o tunelamento para $CTW4B$ considerando trinca rasa, trinca média, e trinca profunda 109
Figura 56 - Desenho esquemático do plano da trinca com trinca retilínea (à esquerda) e tunelada (à direita) 111
Figura 57 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SEB05W2B$ 113
Figura 58 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB05W2B$ com o aumento do $CMOD$ 113

Figura 59 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB05W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 114
Figura 60 - Evolução da flexibilidade elástica para modelos $SEBW1B$ 115
Figura 61 - Evolução da flexibilidade elástica para modelos $SEBW2B$ 116
Figura 62 - Evolução da flexibilidade elástica para modelos $SEBW4B$ 117
Figura 63 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SET05W2B$ 119
Figura 64 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET05W2B$ com o aumento do $CMOD$ 119
Figura 65 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET05W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 120
Figura 66 - Evolução da flexibilidade elástica para modelos $SETW1B$ 121
Figura 67 - Evolução da flexibilidade elástica para modelos $SETW2B$ 122
Figura 68 - Evolução da flexibilidade elástica para modelos $SETW4B$ 123
Figura 69 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $CT07W2B$ 125
Figura 70 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT07W2B$ com o aumento do $CMOD$ 125
Figura 71 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT07W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 126
Figura 72 - Evolução da flexibilidade elástica para modelos $CTW1B$ 127
Figura 73 - Evolução da flexibilidade elástica para modelos $CTW2B$ 128
Figura 74 - Evolução da flexibilidade elástica para modelos $CTW4B$ 129
Figura 75 - Esquemático dos modelos com *offset* 133
Figura 76 - Ajuste de curva para as simulações com *offset* para $SEB05W2BT1$ 134
Figura 77 - Evolução do erro com o nível de tunelamento para diversos níveis de tunelamento com os coeficientes β da ASTM 137
Figura 78 - Evolução do erro com o nível de tunelamento para diversos níveis de tunelamento com os coeficientes β da proposta 138
Figura 79 - Evolução dos coeficientes β ao longo do nível de tunelamento para $SEB05W2B$ 140
Figura 80 - Evolução do erro com o nível de tunelamento para diversos níveis de tunelamento com os coeficientes β da proposta para $SEB05W2B$ 141
Figura 81 - SEBW2B - Exemplo de coeficiente β da MÉDIA 143
Figura 82 - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}2$ 144

Figura 83 - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}2$, com destaque em T1 e T2 144
Figura 84 - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}5$ 145
Figura 85 - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}5$, com destaque em T1 e T2 145
Figura 86 - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}7$ 146
Figura 87 - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}7$, com destaque em T1 e T2 146
Figura 88 - $SEBW1B$ - Exemplo de coeficiente β da MÉDIA severamente afetado com a inclusão de valores $a/W = 0{,}2$ 147
Figura 89 - $SEBW1B$ - Exemplo de coeficiente β da MÉDIA sem a utilização de valores de $a/W = 0{,}2$ 148
Figura 90 - $SEBW4B$ - Coeficiente $\beta 3$ da MÉDIA severamente afetado com a inclusão de valores de T6 149
Figura 91 - $SEBW4B$ - coeficiente $\beta 3$ da MÉDIA menos afetado com a exclusão de T6 150
Figura 92 - Variação de flexibilidade com o tunelamento para ASTM e proposta para $SEB02W1B$ 151
Figura 93 - Variação de flexibilidade com o tunelamento para ASTM e proposta para $SEB05W1B$ 152
Figura 94 - Variação de flexibilidade com o tunelamento para ASTM e proposta para $SEB07W1B$ 152
Figura 95 - Variação de flexibilidade com o tunelamento para ASTM e proposta para $SEB02W2B$ 153
Figura 96 - Variação de flexibilidade com o tunelamento para ASTM e proposta para $SEB05W2B$ 154
Figura 97 - Variação de flexibilidade com o tunelamento para ASTM e proposta para $SEB07W2B$ 154
Figura 98 - Variação de flexibilidade com o tunelamento para ASTM e proposta para $SEB02W4B$ 155
Figura 99 - Variação de flexibilidade com o tunelamento para ASTM e proposta para $SEB05W4B$ 156
Figura 100 - Variação de flexibilidade com o tunelamento para ASTM e proposta para $SEB07W4B$ 156

Figura 101 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SEB02W1B$ 178
Figura 102 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB02W1B$ com o aumento do $CMOD$ 178
Figura 103 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB02W1B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 179
Figura 104 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SEB02W2B$ 179
Figura 105 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB02W2B$ com o aumento do $CMOD$ 180
Figura 106 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB02W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 180
Figura 107 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SEB02W4B$ 181
Figura 108 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB02W4B$ com o aumento do $CMOD$ 181
Figura 109 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB02W4B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 182
Figura 110 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SEB05W1B$ 182
Figura 111 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB05W1B$ com o aumento do $CMOD$ 183
Figura 112 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB05W1B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 183
Figura 113 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SEB05W2B$ 184
Figura 114 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB05W2B$ com o aumento do $CMOD$ 184
Figura 115 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB05W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 185
Figura 116 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SEB05W4B$ 185
Figura 117 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB05W4B$ com o aumento do $CMOD$ 186
Figura 118 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB05W4B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 186
Figura 119 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SEB07W1B$ 187
Figura 120 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB07W1B$ com o aumento do $CMOD$ 187

Figura 121 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB07W1B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 188
Figura 122 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SEB07W2B$ 188
Figura 123 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB07W2B$ com o aumento do $CMOD$ 189
Figura 124 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB07W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 189
Figura 125 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SEB07W4B$ 190
Figura 126 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB07W4B$ com o aumento do $CMOD$ 190
Figura 127 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB07W4B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 191
Figura 128 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SET02W1B$ 192
Figura 129 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET02W1B$ com o aumento do $CMOD$ 192
Figura 130 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET02W1B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 193
Figura 131 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SET02W2B$ 193
Figura 132 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET02W2B$ com o aumento do $CMOD$ 194
Figura 133 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET02W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 194
Figura 134 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SET02W4B$ 195
Figura 135 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET02W4B$ com o aumento do $CMOD$ 195
Figura 136 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET02W4B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 196
Figura 137 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SET05W1B$ 196
Figura 138 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET05W1B$ com o aumento do $CMOD$ 197
Figura 139 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET05W1B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 197
Figura 140 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SET05W2B$ 198

Figura 141 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET05W2B$ com o aumento do $CMOD$ 198
Figura 142 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET05W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 199
Figura 143 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SET05W4B$ 199
Figura 144 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET05W4B$ com o aumento do $CMOD$ 200
Figura 145 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET05W4B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 200
Figura 146 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SET07W1B$ 201
Figura 147 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET07W1B$ com o aumento do $CMOD$ 201
Figura 148 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET07W1B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 202
Figura 149 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SET07W2B$ 202
Figura 150 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET07W2B$ com o aumento do $CMOD$ 203
Figura 151 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET07W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 203
Figura 152 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SET07W4B$ 204
Figura 153 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET07W4B$ com o aumento do $CMOD$ 204
Figura 154 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET07W4B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 205
Figura 155 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $CT02W1B$ 206
Figura 156 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT02W1B$ com o aumento do $CMOD$ 206
Figura 157 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT02W1B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 207
Figura 158 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $CT02W2B$ 207
Figura 159 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT02W2B$ com o aumento do $CMOD$ 208

Figura 160 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT02W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin.....208
Figura 161 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $CT02W4B$ 209
Figura 162 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT02W4B$ com o aumento do $CMOD$ 209
Figura 163 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT02W4B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin.....210
Figura 164 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $CT05W1B$ 210
Figura 165 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT05W1B$ com o aumento do $CMOD$ 211
Figura 166 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT05W1B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin.....211
Figura 167 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $CT05W2B$ 212
Figura 168 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT05W2B$ com o aumento do $CMOD$ 212
Figura 169 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT05W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin.....213
Figura 170 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $CT05W4B$ 213
Figura 171 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT05W4B$ com o aumento do $CMOD$ 214
Figura 172 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT05W4B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin.....214
Figura 173 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $CT07W1B$ 215
Figura 174 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT07W1B$ com o aumento do $CMOD$ 215
Figura 175 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT07W1B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin.....216
Figura 176 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $CT07W2B$ 216
Figura 177 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT07W2B$ com o aumento do $CMOD$ 217
Figura 178 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT07W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin.....217
Figura 179 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $CT07W4B$ 218

Figura 180 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT07W4B$ com o aumento do $CMOD$ 218
Figura 181 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT07W4B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin 219
Figura 182 - $W1B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}2$ 221
Figura 183 - $W1B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}2$, com destaque em T1 e T2 222
Figura 184 - $W1B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}5$ 222
Figura 185 - $W1B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}5$, com destaque em T1 e T2 223
Figura 186 - $W1B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}7$ 223
Figura 187 - $W1B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}7$, com destaque em T1 e T2 224
Figura 188 - $W4B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}2$ 225
Figura 189 - $W4B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}2$, com destaque em T1 e T2 226
Figura 190 - $W4B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}5$ 226
Figura 191 - $W4B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}5$, com destaque em T1 e T2 227
Figura 192 - $W4B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}7$ 227
Figura 193 - $W4B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}7$, com destaque em T1 e T2 228

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Coeficientes βi de regressão do polinômio de flexibilidade elástica para a geometria C(T) segundo a ASTM E1820 (2013) 74
Tabela 2 - Coeficientes βi de regressão do polinômio de flexibilidade elástica de flexibilidade elástica para a geometria $C(T)$ segundo Moreira (2014) 75
Tabela 3 - Coeficientes βi de regressão do polinômio de flexibilidade elástica para a geometria $SE(B)$ e trinca rasa segundo a ASTM E1820 (2013) 75
Tabela 4 - Coeficientes βi de regressão do polinômio de flexibilidade elástica para a geometria $SE(B)$ e trinca funda segundo a ASTM E1820 (2013) 76
Tabela 5 - Coeficientes βi de regressão do polinômio de flexibilidade elástica para geometria $SE(B)$ segundo Moreira (2014) 76
Tabela 6 - Coeficientes βi do polinômio de flexibilidade elástica para a geometria $SE(T)$ solicitado por garras segundo Moreira (2014) 77
Tabela 7 - Materiais utilizados nas análises com plasticidade 80
Tabela 8 - Comparação de tamanho relativo de trinca inserido com previsto 83
Tabela 9 - Comparação de resultados de previsão de tamanho de trinca com diversos tipos de malha 85
Tabela 10 - Esquema de carregamento para simulações envolvendo plasticidade 89
Tabela 11 - Esquema de carregamento reduzido para simulações com plasticidade de modelos $C(T)$ com trinca rasa ($a/W = 0{,}2$) e média ($a/W = 0{,}5$) 93
Tabela 12 - Coeficientes β ASTM 132
Tabela 13 - Resultados das simulações com *offset* para SEB05W2BT1 134
Tabela 14 - Offset para geração de trinca tunelada com mesma flexibilidade para diversos níveis de tunelamento e $SEB05W2B$ 135
Tabela 15 - Variação de profundidade de trinca para cada ponto da espessura do caso $SEB05W2BT1$ 135
Tabela 16 - Profundidade relativa de trinca para cada ponto da espessura zi para o caso $SEB05W2BT1$ 136
Tabela 17 - Erro (a/W) para os diversos níveis de tunelamento para $SEB05W2B$ com coeficientes da ASTM 137

Tabela 18 - Erro (a/W) para os diversos níveis de tunelamento para $SEB05W2B$ com coeficientes da proposta 138
Tabela 19 - Distribuição dos coeficientes β que minimizam o erro para cada nível de tunelamento 139
Tabela 20 - Coeficientes β da proposta apenas englobando $SEB05W2B$ 140
Tabela 21 - Coeficientes β da proposta apenas englobando $SEB02W2B$ 142
Tabela 22 - Coeficientes β da proposta apenas englobando $SEB07W2B$ 142
Tabela 23 - Coeficientes β da proposta englobando $SEB\ 02, 05\ e\ 07W2B$ (MÉDIA) 143
Tabela 24 - $SEBW1B$ - Coeficientes β propostos. Foram utilizadas as equações da MÉDIA com a exclusão de $a/W = 0{,}2$ 148
Tabela 25 - $SEBW4B$ - Coeficientes β propostos. Foram utilizadas as equações para $a/W = 0{,}7$ com a exclusão de $T6$ 150
Tabela 26 - Tabela de dados para SEB02W1B 168
Tabela 27 - Tabela de dados para SEB05W1B 168
Tabela 28 - Tabela de dados para SEB07W1B 168
Tabela 29 - Tabela de dados para SEB02W2B 169
Tabela 30 - Tabela de dados para SEB05W2B 169
Tabela 31 - Tabela de dados para SEB07W2B 169
Tabela 32 - Tabela de dados para SEB02W4B 170
Tabela 33 - Tabela de dados para SEB05W4B 170
Tabela 34 - Tabela de dados para SEB07W4B 170
Tabela 35 - Tabela de dados para SET02W1B 171
Tabela 36 - Tabela de dados para SET05W1B 171
Tabela 37 - Tabela de dados para SET07W1B 171
Tabela 38 - Tabela de dados para SET02W2B 172
Tabela 39 - Tabela de dados para SET05W2B 172
Tabela 40 - Tabela de dados para SET07W2B 172
Tabela 41 - Tabela de dados para SET02W4B 173
Tabela 42 - Tabela de dados para SET05W4B 173
Tabela 43 - Tabela de dados para SET07W4B 173
Tabela 44 - Tabela de dados para CT02W1B 174
Tabela 45 - Tabela de dados para CT05W1B 174
Tabela 46 - Tabela de dados para CT07W1B 174

Tabela 47 - Tabela de dados para CT02W2B.....175
Tabela 48 - Tabela de dados para CT05W2B.....175
Tabela 49 - Tabela de dados para CT07W2B.....175
Tabela 50 - Tabela de dados para CT02W4B.....176
Tabela 51 - Tabela de dados para CT05W4B.....176
Tabela 52 - Tabela de dados para CT07W4B.....176

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

$ASTM$: *American Society for Testing and Materials*

$A(T)$: Corpo de prova em forma de arco sob tração (do inglês *"Arc-Shaped Specimen"*)

$CMOD$: Abertura da boca da trinca (do inglês "*Crack Mouth Opening Displacement"*)

$CTOD$: Abertura da ponta da trinca (do inglês "*Crack Tip Opening Displacement"*)

CP: Corpo de Prova

$C(T)$: Corpo de prova compacto sob tração (do inglês "*compact under Tension*")

$DC(T)$: Corpo de prova em forma de disco sob tração (do inglês *"Disk-Shaped Compact Specimen"*)

DNV: *Det Norske Veritas*

$EC(T)$: Corpo de prova compacto estendido sob tração (do inglês *"Extended Compact Under Tension"*)

EPD: Estado Plano de Deformações

EPT: Estado Plano de Tensões

LLD: Deslocamento na linha de carga (do inglês "*Load Line Displacement"*)

$MFEL$: Mecânica da Fratura Elástica Linear

$MFEP$: Mecânica da Fratura Elasto-Plástica

$M(T)$: Painel com trinca central sob tração (do inglês, *"Middle Tension Panel"*)

$NTSB$: *National Transportation Safety board*

$SE(B)$: Corpo de prova mono entalhado sob flexão (do inglês *"Single-Edge-Notched under Bending"*)

$SE(T)$: Corpo de prova mono entalhado sob tração (do inglês *"Single-Edge-Notched Under Tension"*). Subscrito c: solicitado por garras (do inglês *"clamped"*). Subscrito p: solicitado por pinos

LISTA DE SÍMBOLOS

Simbologia latina

A:	Área da trinca
a:	Tamanho da trinca
a/W:	Tamanho relativo de trinca
B:	Espessura do corpo de prova. Subscrito e: efetivo (com entalhes laterais). Subscrito N: espessura líquida (com entalhes laterais).
b:	Ligamento remanescente $(W - a)$ dos corpos de prova
C:	Flexibilidade dos corpos de prova (do inglês, *"Compliance"*)
D:	Metade da distância inicial entre os pontos de medição de deslocamento para cálculo de rotação no $C(T)$
d_m:	Deslocamento total da linha de carga
d_s:	Incremento do contorno de integração Γ para cálculo da integral J
E:	Módulo de elasticidade
E':	Módulo de elasticidade aparente
$\boldsymbol{G}$:	Taxa de liberação de energia linear
H:	Comprimento útil do $SE(T)$ (do inglês *"daylight length"*)
H^*:	Metade da medida da distância dos pontos de carregamento (centro dos furos) para cálculo do efeito de rotação no $C(T)$
I_n:	Constante de integração para cálculo dos campos HRR
J:	Integral J. Taxa de liberação de energia não linear. Subscrito c: valor de J crítico. Subscrito Ic: Valor da integral J para início da propagação de trinca.
K:	Fator de intensidade de tensões. Subscrito Ic, IIc ou $IIIc$: valor de K crítico nos modos de carregamento I, II ou III
K_t:	Fator de concentração de tensões
n:	Expoente de encruamento do material
N:	Número de ciclos (fadiga)
n_j:	Componentes normais ao caminho de integração para cálculo da integral J
P:	Carregamento aplicado
R:	Raio de rotação do corpo de prova $(W + a)/2$
r_p:	Raio da zona plástica pela estimativa de Irwin

S: Distância entre apoios do corpo de prova $SE(B)$ (do inglês, *"span"*)

T_i: Vetor tração para cálculo da integral J

T: Nível de tunelamento

U: Energia total do sistema

u_i: Vetor deslocamento para cálculo da integral J

V: Deslocamento aplicado

W: Largura do corpo de prova

W_s: Trabalho para gerar novas superfícies

Simbologia grega

α: Constante adimensional (HRR)

β: Coeficiente do ajuste polinomial (equação de flexibilidade elástica ou proposta de trinca retilínea equivalente)

δ: Abertura da ponta da trinca ($CTOD$)

Δ: Deslocamento da linha de carga (LLD)

ε: Deformação. Subscrito 0: de referência

μ: Flexibilidade normalizada

ν: Coeficiente de Poisson

σ: Tensão. Subscrito 0: de referência. Subscrito y: de escoamento

Γ: Caminho de integração fechado para cálculo da integral J

θ: Ângulo de rotação de corpo rígido em volta da linha de centro da seção não trincada de corpo de prova $C(T)$

Π: Energia potencial do sistema

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO E MOTIVAÇÃO 27

1.1 INTRODUÇÃO SOBRE ANÁLISE DE INTEGRIDADE ESTRUTURAL 27

1.2 OBJETIVOS GERAIS 30

1.2.1 Objetivos específicos 31

2 REVISÃO DA LITERATURA 32

2.1 PREÂMBULO SOBRE MECÂNICA DA FRATURA 32

2.1.1 Mecânica da fratura versus mecânica dos sólidos: diferenças de abordagem 32

2.1.2 Breve histórico da mecânica da fratura 34

2.2 CORPOS DE PROVA TÍPICOS DE MECÂNICA DA FRATURA 40

2.2.1 C(T)**: Corpo de prova compacto sob tração 41**

2.2.2 SE(B)**: Corpo de prova mono entalhado sob flexão de três pontos 43**

2.2.3 SE(T)**: Corpo de prova mono entalhado sob tração 44**

2.3 MÉTODOS DE MEDIÇÃO DO TAMANHO INSTANTÂNEO DE TRINCA 46

2.3.1 Técnica de queda de potencial elétrico 48

2.4 MÉTODO DA FLEXIBILIDADE ELÁSTICA NO DESCARREGAMENTO 49

2.4.1 Flexibilidade normalizada 52

2.5 INFLUÊNCIAS DIVERSAS NAS SOLUÇÕES DE FLEXIBILIDADE ELÁSTICA 54

2.5.1 Efeitos de rotação 54

2.5.2 Efeitos de entalhes laterais 56

2.5.3 Efeitos tridimensionais 60

2.5.4 Efeitos de tunelamento 61

2.5.5 Efeitos de plasticidade 66

2.6 SOLUÇÕES DE FLEXIBILIDADE ELÁSTICA DISPONÍVEIS NA LITERATURA ... 73

2.6.1 Soluções para corpo de prova C(T) **..... 74**

2.6.2 Soluções para corpo de prova SE(B) **..... 75**

2.6.3 Soluções para corpo de prova SE(T) solicitado por garras 76

3 METODOLOGIA..... 78

3.1 GEOMETRIAS UTILIZADAS..... 78

3.2 NOTAÇÃO..... 79

3.3 MATERIAIS 80

3.4 MODELOS DE ELEMENTOS FINITOS 81

3.4.1 Tipo de elemento utilizado 82

3.4.2 Construção da malha..... 83

3.4.3 Condições de contorno 88

3.4.4 Distorção da malha para construção de modelos tunelados..... 94

3.4.5 Execução dos modelos de elementos finitos..... 95

3.5 TRATAMENTO DE DADOS 96

3.6 MATRIZ DE MODELOS COMPUTACIONAIS 97

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES 98

4.1 TUNELAMENTO..... 98

4.1.1 Efeito do tunelamento para SE(B) 99

4.1.2 Efeito do tunelamento para SETc..... 103

4.1.3 Efeito do tunelamento para C(T) 107

4.2 PLASTICIDADE 112

5 PROPOSTA DE TRINCA RETILÍNEA EQUIVALENTE 131

5.1 METODOLOGIA DE DESENVOLVIMENTO DA PROPOSTA 131

5.1.1 Definição dos coeficientes βi 131

5.1.2 Estratégia utilizada para proposta de trinca retilínea equivalente..... 132

5.2 RESULTADOS 151

5.2.1 Resultados para SEBW1B **151**

5.2.2 Resultados para SEBW2B **153**

5.2.3 Resultados para SEBW4B **155**

6 CONCLUSÕES **158**

7 SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS **161**

REFERÊNCIAS **162**

APÊNDICE 1 - TABELAS DE DADOS PARA AS ANÁLISES DE TUNELAMENTO **167**

APÊNDICE 2 - GRÁFICOS DE CARREGAMENTO E COMPORTAMENTO DA FLEXIBILIDADE PARA TODOS OS CASOS ESTUDADOS **177**

APÊNDICE 3 - ERRO EM FUNÇÃO DO TUNELAMENTO PARA ELABORAÇÃO DA PROPOSTA DE TRINCA RETILÍNEA EQUIVALENTE PARA SEB W1B E W4B **220**

1 INTRODUÇÃO E MOTIVAÇÃO

Neste capítulo serão apresentadas a introdução e motivação deste trabalho de forma a promover sua inserção no contexto tecnológico atual. Sabendo disso, são traçados os objetivos e decorrências para a elaboração deste estudo.

1.1 INTRODUÇÃO SOBRE ANÁLISE DE INTEGRIDADE ESTRUTURAL

O desafio de garantir integridade estrutural cresce junto com a demanda por materiais e geometrias mais eficientes. Prevenir a ocorrência de falhas é um trabalho que minimiza perdas econômicas e de vidas humanas, uma vez que estruturas bem dimensionadas e de comportamento conhecido podem ser previsíveis, tornando uma eventual falha inesperada improvável.

Falhas podem ocorrer basicamente por dois motivos. O primeiro, mais frequentemente observado, é o de falha humana. Negligência na aplicação de normas de projeto, procedimento ou operação são exemplos causadores desse primeiro tipo. O segundo motivo, cada vez mais expressivo na sociedade, é quando a aplicação de inovações, novos materiais e geometrias inovadoras são utilizados e o seu comportamento não foi completamente compreendido ou experimentado. Falhas do primeiro tipo podem ser completamente evitadas, uma vez que sua causa é compreendida e soluções para o problema são vastamente difundidas na literatura. Já no segundo caso, a utilização exaustiva de métodos numéricos, ensaios de laboratório e testes de campo pode ajudar a reduzir a incidência de problemas, mas não os eliminar por completo, uma vez que um comportamento desconhecido e inesperado pelos engenheiros pode vir a ocorrer (ANDERSON, 2005).

A fim de exemplificar o potencial destrutivo de uma falha, pode ser exemplificado aqui um acidente ocorrido em San Bruno, Califórnia em 2010, onde uma tubulação de gás natural rompeu catastroficamente destruindo 38 casas e danificando 70. Oito vidas foram perdidas. Na Figura 1 está mostrado o ponto em que ocorreu este acidente.

Figura 1 - Região do acidente em San Bruno, Califórnia

Fonte: Autor, “adaptado de” PAR-11/01, NTSB, 2010

Segundo o relatório oficial emitido pela NTSB (*National Transportation Safety Board*) PAR-11/01 (2010), a causa do problema foi associada a uma solda realizada de maneira incorreta em uma seção da tubulação. Esta tubulação foi equivocadamente instalada em campo por erro do sistema de controle de qualidade. Neste ponto da tubulação, uma trinca de fadiga nucleou e com o tempo se propagou. Finalmente, a dimensão deste defeito tornou a estrutura suscetível ao crescimento instável desta trinca, causando a explosão. Para demonstrar a dimensão do ocorrido, uma foto aérea do local no momento do acidente pode ser observada na Figura 2.

Figura 2 - Foto aérea do acidente do acidente de San Bruno, Califórnia

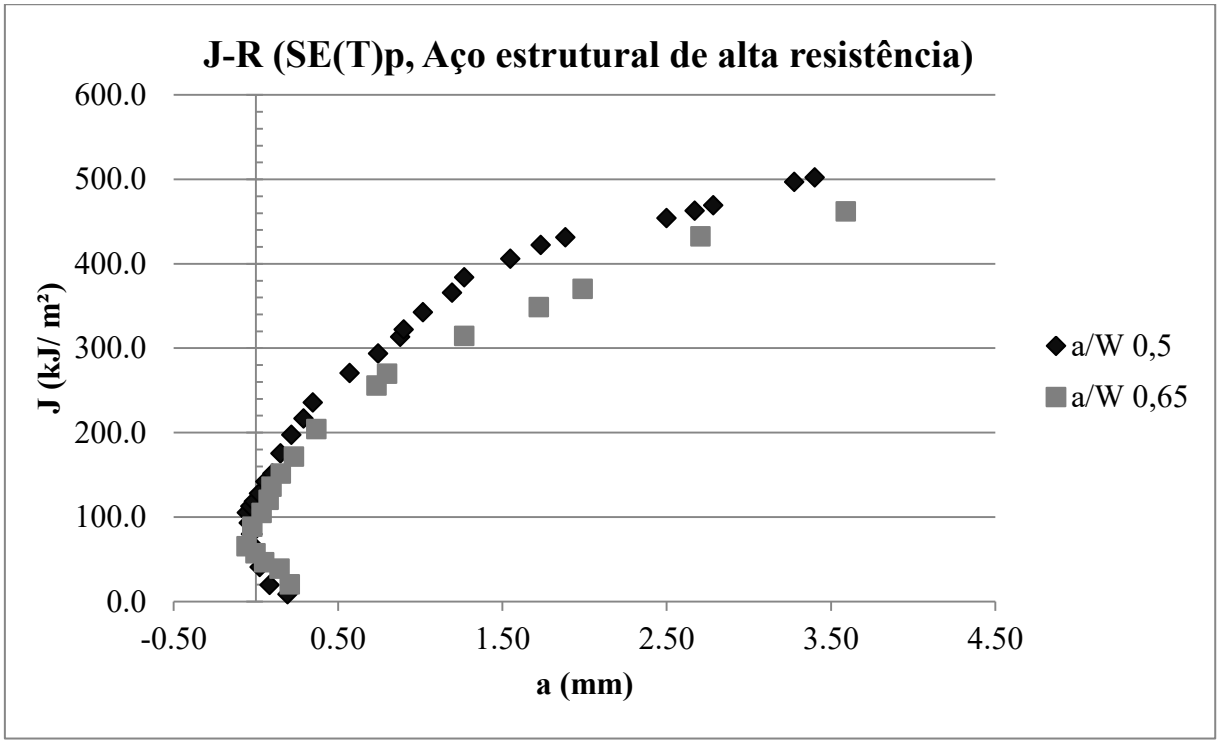
Fonte: PAR-11/01, NTSB, 2010

Sabendo do potencial destrutivo de uma eventual falha na previsão do comportamento de materiais, garantir que os testes realizados pelos engenheiros previamente à aplicação em estruturas reais sejam fiéis e que demonstrem similitude (entre as amostras de laboratório e as estruturas reais) são de suma importância. A abordagem de projeto apresentada pela mecânica da fratura é relativamente nova quando comparada com a mecânica dos sólidos, e em algumas situações ainda é um terreno a ser explorado. Promover a continuidade dos estudos nesta área, bem como a constante validação destes é de grande valia para promover a evolução da engenharia mecânica como um todo, ampliando nosso escopo de conhecimento e promovendo maior suporte para que falhas sejam cada vez mais raras.

A continuidade nos estudos neste campo promovida por este trabalho será focada na melhora na previsão de tamanho instantâneo de trincas ao longo de ensaios pelo método da flexibilidade elástica no descarregamento, uma vez que comportamentos anômalos podem ser observados em alguns casos quando esta técnica é utilizada. Com isso, promover aumento da precisão de curvas de resistência ao rasgamento dúctil (curvas-R) e curvas de propagação de

trincas por fadiga. Abaixo, a título de exemplo, está mostrada na Figura 3 uma curva J-R que apresenta variação de tamanho de trinca negativo no início do carregamento, o que não é fenomenologicamente razoável e demanda aprimorado entendimento.

Figura 3 - Exemplo de curva J-R com comportamento anormal



Fonte: Autor, "Adaptado de" Joyce, 1993

É esperado que com a consideração dos efeitos do tunelamento e plasticidade à frente de trincas na flexibilidade elástica no descarregamento, somados aos estudos existentes em efeitos de rotação e outras variáveis, que estas curvas possam ser descritas com maior acuidade ao material de estudo.

1.2 OBJETIVOS GERAIS

O presente trabalho tem como principal objetivo a determinação numérica dos efeitos do tunelamento e plasticidade na ponta de trincas nas soluções de flexibilidade elástica para determinação de comprimento instantâneo de trincas. Caso estes efeitos se mostrem expressivos, objetiva-se também explorar o potencial desenvolvimento de novas soluções e métodos adequados para utilização da técnica de flexibilidade elástica levando-os em consideração.

1.2.1 Objetivos específicos

Os objetivos específicos estão divididos de forma que quando concluídos, o objetivo geral estará investigado por completo.

a) Definição de uma matriz de modelos computacionais para os modelos com plasticidade e modelos com tunelamento.
b) Desenvolver um método para elaboração dos modelos com tunelamento.
c) Execução dos modelos de elementos finitos e análise dos resultados obtidos.
d) Buscar correlações, tendências e conclusões com os resultados obtidos para ambas as variáveis em estudo.
e) Elaborar propostas de metodologias ou novas pesquisas que possam vir a aprimorar a técnica de flexibilidade elástica no descarregamento.

2 REVISÃO DA LITERATURA

A fim de promover um forte arcabouço conceitual para este trabalho, é apresentada nesta seção a revisão da literatura. Será traçado um preâmbulo sobre a mecânica da fratura, detalhamento dos corpos de prova de interesse do trabalho, métodos de medição de tamanho instantâneo de trinca e técnica da flexibilidade elástica no descarregamento.

2.1 PREÂMBULO SOBRE MECÂNICA DA FRATURA

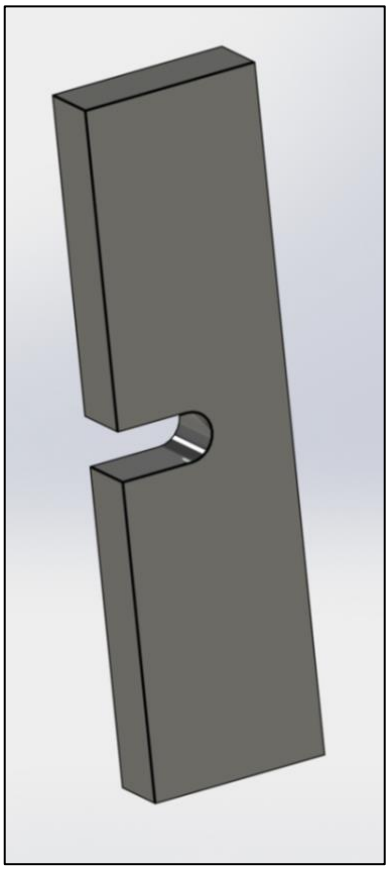
A seguir, será mostrado um preâmbulo da mecânica da fratura para. Serão tratadas as diferenças conceituais quando comparada com a mecânica dos sólidos tradicional e um breve histórico.

2.1.1 Mecânica da fratura versus mecânica dos sólidos: diferenças de abordagem

Entender as diferenças de abordagem de projeto da mecânica da fratura para a mecânica dos sólidos é crucial para o entendimento do comportamento de trincas. De maneira bastante resumida, a mecânica dos sólidos tradicional trata de comparar tensões e deformações atuantes em uma estrutura com os respectivos valores admissíveis, promovendo suporte aos engenheiros para escolha de geometria e/ou materiais necessários para uma dada estrutura. Adicionalmente, como mostrado na Figura 4, seu embasamento teórico suporta a previsão de tensões com precisão mesmo em concentradores de tensão de raio finito, dado através de um parâmetro denominado de coeficiente de concentração de tensões (K_t). Altamente difundido na literatura, o cálculo desde parâmetro varia conforme a geometria do concentrador, mas será usualmente proporcional ao inverso do raio deste (DOWLING, 2007). Estudo sobre concentradores de tensões fogem do escopo deste trabalho.

A mecânica da fratura, por outro lado, prevê a existência de defeitos tipo trinca no material (Figura 5). Além de trincas propriamente ditas, são denominados defeitos tipo trinca quaisquer geometrias que se aproximam de uma trinca (em termos de raio agudo de ponta), tendo comportamento semelhante. Podem ser citados como exemplos de defeitos tipo trinca: a delaminação de um compósito, descontinuidades entre fibras e matriz em um polímero reforçado e alguns cenários de corrosão.

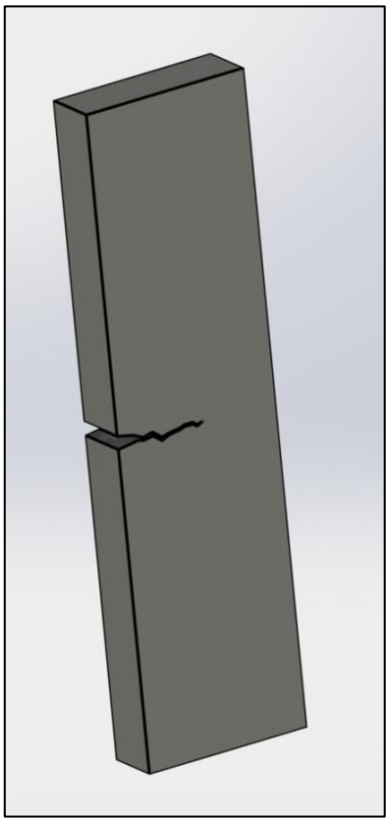
Figura 4 - Desenho esquemático de uma estrutura contendo um concentrador de tensões



Fonte: Autor

Trincas e defeitos tipo trinca são de ordens de grandeza muito inferiores às da estrutura que os contém e têm raio de ponta tendendo à zero, fazendo com que a previsão de tensões pela mecânica dos sólidos seja invalidada. O motivo pelo qual isso ocorre é que o inverso do raio de ponta de um defeito tipo trinca tende ao infinito, fazendo com que a previsão de tensão no defeito também tenda ao infinito. Como nenhum material resiste à tensão infinita, a previsão pela teoria tradicional da mecânica dos sólidos se mostra insuficiente. Sabendo disso, novas teorias, métodos e parâmetros de análise se mostram necessários para uma correta previsão do comportamento mecânico dos materiais sob estas condições. A nova comparação de parâmetros para se garantir integridade estrutural prevista pela mecânica da fratura se dá sinergicamente entre tensão aplicada no defeito, tamanho do defeito e tenacidade à fratura (ANDERSON, 2005).

Figura 5 - Desenho esquemático de uma estrutura contendo uma trinca



Fonte: Autor

2.1.2 Breve histórico da mecânica da fratura

Nesta seção do trabalho será mostrada de maneira resumida a evolução da mecânica da fratura. Esta será focada em como a medição de tamanho instantâneo de trincas se tornou importante para a descrição de propriedades de tenacidade à fratura de materiais de engenharia.

Sabendo que a mecânica dos sólidos não é capaz e prever o comportamento de trincas, outros tipos de abordagens envolvendo um novo conceito, a mecânica a fratura, se mostraram necessários. Inicialmente, os esforços se concentraram na vertente denominada atualmente de MFEL (Mecânica da Fratura Elástica Linear). Esta linha de estudos desconsidera a existência de uma zona plástica à frente dos defeitos.

O primeiro esforço para se determinar propriedades de estruturas contendo trincas foi embasado no balanço energético. Griffith em 1920 usou a primeira lei da termodinâmica de para descrever que a energia total do sistema (U) pode ser decomposta em duas parcelas, sendo a energia potencial total (Π) e o trabalho para gerar novas superfícies (W_s), que somadas deveriam ser igual à zero, respeitando a conservação de energia (Equação 1), onde A

é a área da trinca. Este equilíbrio de energia é capaz de retornar um valor para a tensão de fratura (ANDERSON, 2005).

$$\frac{dU}{dA} = \frac{d\Pi}{dA} + \frac{W_s}{dA} \tag{1}$$

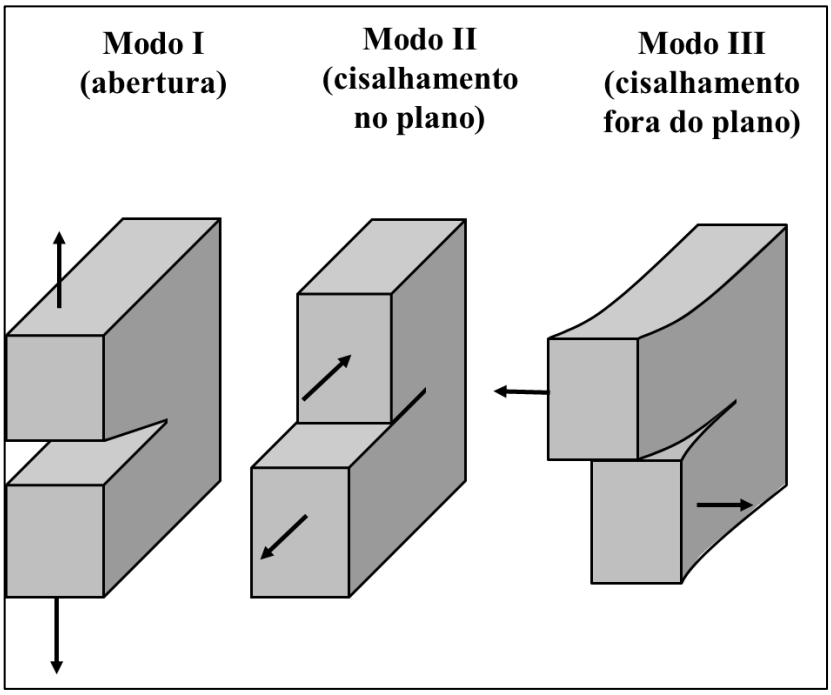
Em 1956, Irwin se embasou no modelo de Griffith para propor um parâmetro prático para solução de problemas de engenharia. Este foi denominado taxa de liberação de energia ($\boldsymbol{G}$), e determina o quanto de energia é necessário para a trinca evoluir um incremento de comprimento, conforme apresenta a Equação 2.

$$\boldsymbol{G} = -\frac{d\Pi}{dA} \tag{2}$$

Uma abordagem diferente para o problema de descrever propriedades de trincas foi realizada posteriormente. Embasado em tensões, ao contrário de energia, pesquisadores (IRWIN, 1957; SNEDDON, 1946; WILLIAMS, 1957) propuseram uma descrição de tensões na região influenciada pela trinca, que variava com o inverso do raio de ponta do defeito juntamente com fatores geométricos da estrutura em questão. Foi então proposto o parâmetro K, denominado fator de intensidade de tensões. Mesmo esta abordagem prevendo tensões infinitas na ponta do defeito devido à variação com o inverso do raio de ponta, esta é robusta para determinar tensões na região de fratura, e se mostrou de simples aplicação e comparável entre amostras laboratoriais e estruturas.

Baseado completamente em tensões, o fator de intensidade de tensões depende de como a estrutura é carregada. Três modos de carregamento podem ser observados, sendo o modo I a abertura da trinca (foco do trabalho), modo II o cisalhamento no plano da trinca e o modo III o cisalhamento fora do plano da trinca, como pode ser visto na Figura 6. Estes modos de carregamento podem também ocorrer simultaneamente, existindo métodos para o cálculo de um K equivalente (ANDERSON, 2005).

Figura 6 - Desenho esquemático exemplificando os três modos de carregamento de trincas



Fonte: Autor, "adaptado de" Anderson, 2005
Legenda: Abertura (I), cisalhamento no plano (II) e cisalhamento fora do plano (III)

Não será aqui abordado o campo de validade de K, mas em resumo, se a zona plástica à frente da trinca for pequena o suficiente, a MFEL será válida e poderá ser determinado um valor crítico para o fator de intensidade de tensões, K_c, sendo que este pode ser utilizado como medição de tenacidade à fratura em projetos de engenharia.

Complementando a MFEL, é de interesse a demonstração da equivalência de $\boldsymbol{G}$ e K. Isto mostra robustez de ambas as abordagens, uma embasada na termodinâmica e outra em tensões. Para tal, são comparadas as equações que determinam os parâmetros $\boldsymbol{G}$ (Equação 3) e K (Equação 4) para uma trinca passante em uma placa plana e a relação entre estas resultam na Equação 5 (ANDERSON, 2005).

$$\boldsymbol{G} = \frac{\pi\sigma^2 a}{E}, \tag{3}$$

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a}, \tag{4}$$

$$\boldsymbol{G} = \frac{K_I^2}{E'}, \tag{5}$$

onde E' é o módulo de elasticidade equivalente (EPT ou EPD).

Isto, no entanto não prova a validade desta equação. Para tal, Irwin conduziu um estudo de fechamento de trinca, sob modo I de carregamento. O resultado de ambas as abordagens culmina na equação demonstrada. Para os modos II e III de carregamento, equações análogas podem ser obtidas (IRWIN, 1957).

Outra vertente da mecânica da fratura, esta mais completa e adequada para uma grande gama de materiais, é a Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP). Devido às restrições de geometria necessárias para determinação de um valor crítico para o fator de intensidade de tensões (K_c), alguns materiais necessitariam de corpos de prova com dimensões excessivas e impraticáveis. Isto ocorria devido à alta tenacidade destes.

Frente a este problema, novos estudos tendo como alvo materiais mais tenazes se mostraram necessários. Em 1961, foi conduzido por Wells a primeira pesquisa para caracterização de propriedade de fratura deste tipo de material. Foi observado que antes do rasgamento, uma trinca inicialmente aguda arredondava (do inglês, "*blunting*"). Adicionalmente, a quantidade de arredondamento aumentava em materiais com maior tenacidade. Isto levou a Wells propor que a abertura da ponta da trinca $CTOD$ (do inglês, *Crack Tip Opening Displacement*) fosse utilizada como medição de tenacidade à fratura (ANDERSON, 2005).

Não serão abordados aqui detalhes sobre como calcular o $CTOD$. No entanto, é importante citar que existem duas definições principais para este parâmetro, ambas muito parecidas. A primeira é a abertura da ponta original da trinca, enquanto a segunda é a distância da intersecção de retas a 45 graus da ponta da trinca. A última é a mais utilizada em métodos de simulação numérica, uma vez que em sua grande maioria são observadas trincas arredondadas com raio de ponta finito, com dimensão bastante reduzida (simulando um defeito tipo-trinca).

Outra abordagem para o problema é a integral J. Proposta por Rice (1968), ela é baseada na teoria de plasticidade. Rice mostrou que uma integral de linha em torno da ponta da trinca era independente do caminho de integração, e que poderia ser interpretada como a taxa de liberação de energia, da seguinte maneira:

$$J = \int_{\Gamma} \left(W dy - T_i \frac{\partial \mathrm{u_i}}{\partial \mathrm{x}}\, ds\right), \tag{6}$$

onde W é a densidade de energia de deformação, definida como:

$$W = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}, \tag{7}$$

T_i é o vetor de tração, definido como:

$$T_i = \sigma_{ij} n_j, \tag{8}$$

n_j são as componentes normais ao caminho de integração, u_i é o deslocamento deste vetor e ds é o incremento do contorno Γ.

Isto mostra como a integral J tem um embasamento energético. No entanto, somado a isto, foi mostrado independentemente por Hutchinson (1968) e por Rice e Rosengreen (1968) que a integral J seria também capaz de caracterizar tensões na região da trinca, análogo ao parâmetro K da MFEL. Estes estudos levaram à descrição de tensões e deformações da seguinte maneira (ANDERSON, 2005):

$$\sigma_{ij} = k_1 \left(\frac{J}{r}\right)^{\frac{1}{n+1}}, \tag{9}$$

$$\varepsilon_{ij} = k_2 \left(\frac{J}{r}\right)^{\frac{n}{n+1}}, \tag{10}$$

onde k_1 e k_2 são constantes. Interessante observar que para um material linear, onde $n = 1$, as tensões variam com $1/\sqrt{r}$, consistente com a MFEL. Aplicando as devidas condições de contorno, o resultado da distribuição de tensões e deformações é:

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r}\right)^{\frac{1}{n+1}} \sigma_{ij}(n, \theta), \tag{11}$$

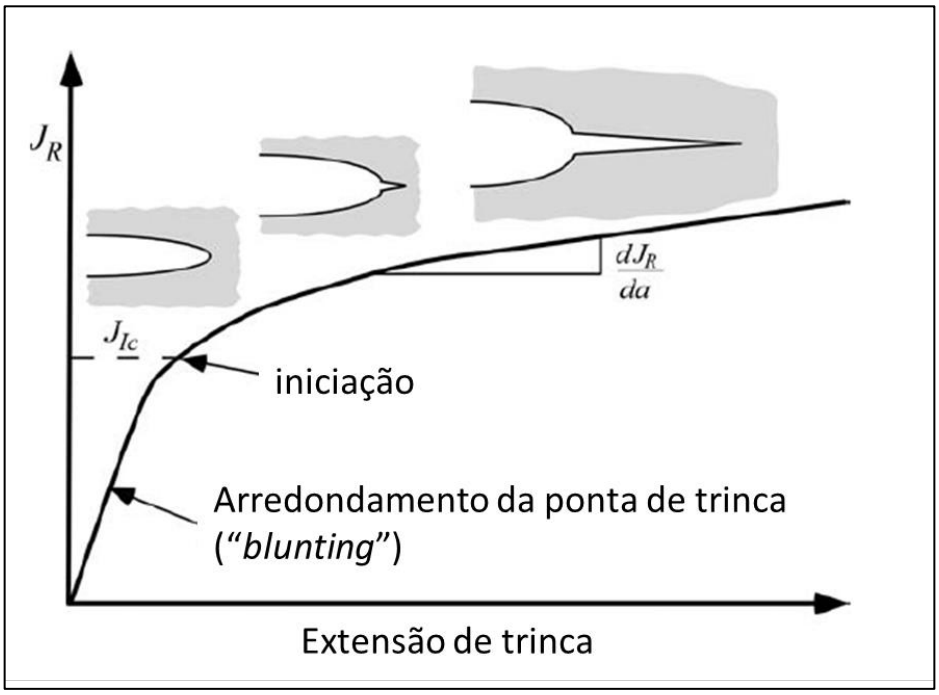
$$\varepsilon_{ij} = \frac{\alpha \sigma_0}{E} \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r}\right)^{\frac{n}{n+1}} \varepsilon_{ij}(n, \theta), \tag{12}$$

onde σ_0 é uma tensão de referência usualmente representada pela tensão limite de escoamento. α é uma constante adimensional, n é o expoente de encruamento e I_n é uma constante de integração que pode ser encontrada em gráficos nas referências apresentadas. Os parâmetros $\sigma_{ij}(n,\theta)$ e $\varepsilon_{ij}(n,\theta)$ são funções adimensionais de n e θ (HUTCHINSON, 1968; RICE e ROSENGREEN, 1968).

Concluindo, J é um parâmetro embasado em energia que também descreve as tensões na zona de fratura, e existe um J crítico que causaria a falha catastrófica do material. Por estes motivos, pode ser utilizado como parâmetro de tenacidade à fratura. Ainda, Shih (1981) provou que uma relação de J com $CTOD$ existia além das fronteiras da MFEL, atestando a robustez também deste segundo parâmetro puramente geométrico.

Sequenciando o estudo em torno da integral J como critério de falha, observou-se que muitos materiais significantemente mais tenazes não apresentavam fratura catastrófica. Estes apresentam um comportamento crescente de J acompanhado de uma trinca que se estende por rasgamento dúctil, formando uma curva de resistência denominada curva-R, como pode ser visto na Figura 7 (ANDERSON, 2005).

Figura 7 - Curva de resistência esquemática



Fonte: Autor
Legenda: Representa a variação da força motriz de trinca (J) em função do tamanho instantâneo de trinca a

Neste ponto é observada a necessidade de determinação do tamanho instantâneo de trincas durante ensaios de materiais tenazes. Cada ponto utilizado para traçar a curva mostrada na Figura 7 representa uma determinação experimental de J atuante em função do tamanho de trinca instantâneo a. Estes apresentam crescimento estável de tamanho de trinca antes da fratura catastrófica final e não possuem um valor de J crítico como explicado anteriormente (ASTM, 2013b). Ainda, a determinação do tamanho instantâneo de trinca suporta a descrição de curvas de crescimento de trinca por fadiga $da/dN - \Delta K$ (ASTM, 2013c). Mais detalhes podem ser encontrados na seção 2.3 deste trabalho.

2.2 CORPOS DE PROVA TÍPICOS DE MECÂNICA DA FRATURA

Os corpos de prova de mecânica da fratura são desenvolvidos de maneira geral a impor na região da trinca tensões de flexão, tração ou um estado combinado de ambos. São contempladas pelas normas ASTM (*American Society for Testing and Materials*) algumas geometrias de corpos de prova, sendo as duas mais utilizadas:

a) $C(T)$: Compacto sob tração (do inglês, *Compact Under Tension*);
b) $SE(B)$: Corpo de prova mono entalhado sob flexão (do inglês, *Single Edge Notched Under Bending*).

Demais geometrias normalizadas pela ASTM são:

c) $A(T)$: Corpo de prova em forma de arco sob tração (do inglês, *Arc-Shaped Specimen*);
d) $DC(T)$: Corpo de prova em forma de disco sob tração (do inglês, *Disk-Shaped Compact Specimen*);
e) $M(T)$: Painel com trinca central sob tração (do inglês, *Middle Tension Panel*).

Outras geometrias não normalizadas (ou recentemente normalizadas) também são utilizadas em pesquisa. Os motivos vão desde uma melhor representatividade do campo de tensões na estrutura a ser estudada até necessidades especiais de instrumentação. A fim de se exemplificar isso, pode ser observado o corpo de prova denominado $EC(T)$ (corpo de prova compacto estendido sob tração, do inglês, *Extended Compact Under Tension*), utilizado e desenvolvido pela NASA para determinação de taxa de propagação de trincas por fadiga com

efeitos ambientais em trincas superficiais em ligas de alumínio (PIASCIK e NEWMAN JR., 1996). O motivo pelo qual esta geometria foi utilizada é a maior área de trabalho no corpo de prova para utilização de sensores (*strain-gages*) e maior fator de intensidade de tensões quando comparado ao $SE(T)$ ou $M(T)$, utilizados previamente para tal estudo (PIASCIK e NEWMAN JR., 1996). Outra geometria em processo de normalização, porém mais usual é a $SE(T)$, corpo de prova mono entalhado sob tração (do inglês, *Single-Edge-Notched Under Tension*). Esta é frequentemente utilizada em pesquisas envolvendo gasodutos (seção 2.2.3 deste trabalho).

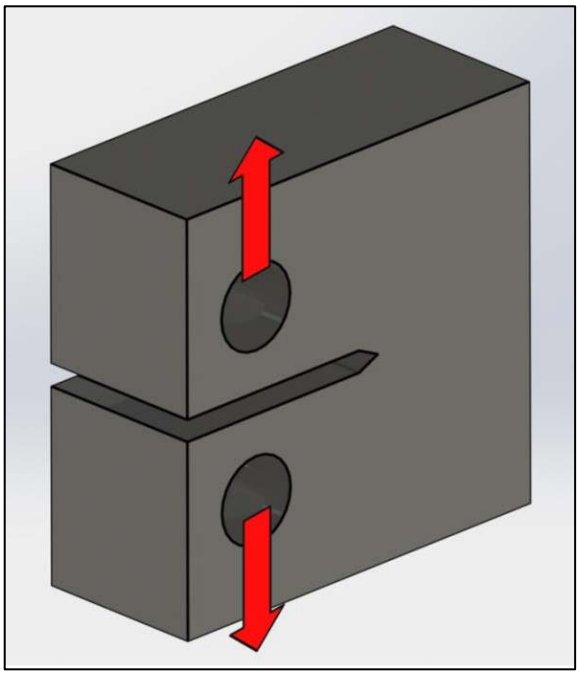
Mesmo com grandes variações nas geometrias dos corpos de prova, alguns parâmetros de maior interesse estão presentes em todos. Comum a todos, as principais características a serem observadas são: o comprimento da trinca (a), a largura do corpo de prova (W), o comprimento relativo de trinca (a/W) e a espessura do corpo de prova (B).

Abaixo estão mostradas as geometrias de corpos de prova de interesse deste trabalho ($C(T)$, $SE(B)$ e $SE(T)$), assim como algumas de suas peculiaridades.

2.2.1 $C(T)$: Corpo de prova compacto sob tração

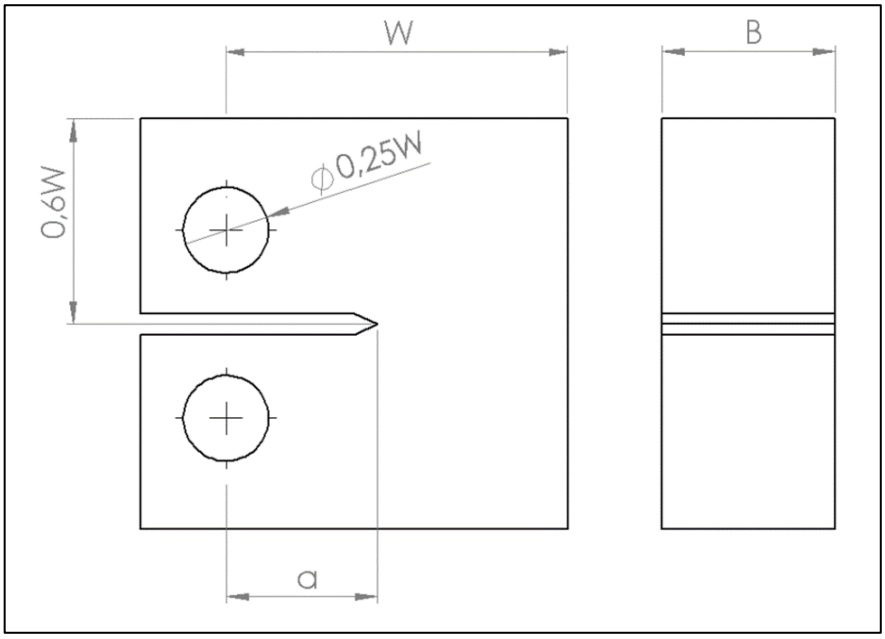
O corpo de prova compacto sob tração, mostrado nas Figuras 8 e 9, é vastamente utilizado em ensaios de mecânica da fratura. Sua geometria é contemplada por diversas normas, estas que não necessariamente propõem mesmas dimensões para o corpo de prova. O que faz com que o $C(T)$ seja amplamente utilizado é a alta severidade de tensões promovida pela solicitação em flexão e o volume de material utilizado ser reduzido quando comparado com um $SE(B)$ equivalente. Exemplos de normas atuais da ASTM que contemplam a geometria $C(T)$ são a ASTM E1820 (2013), utilizada para determinação de tenacidade à fratura e curvas de resistência, assim como a ASTM E647 (2013), utilizada para determinação de taxa de crescimento de trinca por fadiga e curvas $da/dN - \Delta K$ não discutidas neste trabalho.

Figura 8 - Desenho esquemático de um corpo de prova $C(T)$ segundo ASTM E1820 (2013)



Fonte: Autor

Figura 9 - Dimensões principais do corpo de prova $C(T)$ segundo ASTM E1820 (2013)



Fonte: Autor

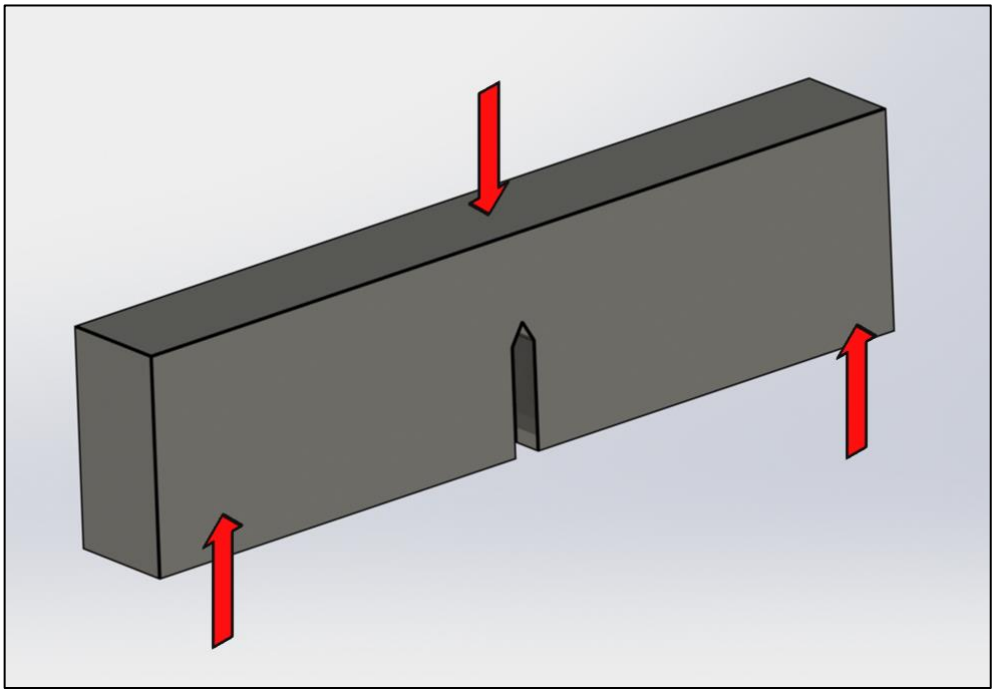
Apesar de apresentar pequenas variações de recomendações das normas, algumas características são comuns a todas. De maneira geral, o $C(T)$ é carregado em uma máquina de tração, solicitado por pinos e com auxílio de garras. Devido à necessidade de alteração do

sistema de fixação do corpo de prova na máquina de ensaios para diversas geometrias (diâmetro do furo, espessura), o $C(T)$ é usualmente padronizado por valores de espessura que variam geometricamente ($1/2T$, $1T$, $2T$ e $4T$), onde $1T$ representa espessura de uma polegada ($25{,}4mm$) (ANDERSON, 2005). As demais dimensões do $C(T)$ seguem em função da espessura B como descritas nas normas citadas. Usualmente, a largura W é o dobro da espessura B (ASTM, 2013b).

2.2.2 $SE(B)$: Corpo de prova mono entalhado sob flexão de três pontos

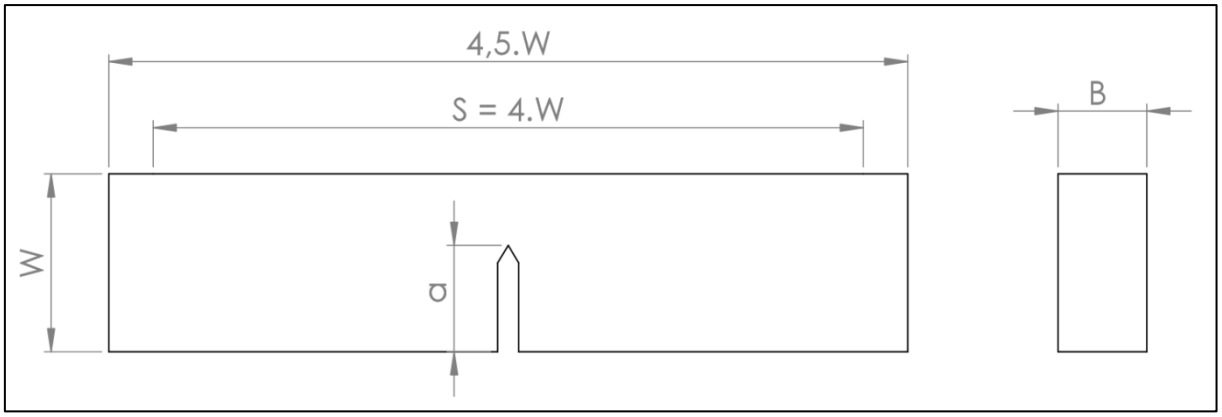
Assim como citado anteriormente para o $C(T)$, o corpo de prova $SE(B)$ também é vastamente utilizado em ensaios de mecânica da fratura (Figuras 10 e 11). É mostrado na ASTM E1820 (2013) para determinação de tenacidade à fratura, na ASTM E647 (2013) para elaboração de curvas crescimento de trinca por fadiga e determinação de K_{IC} na ASTM E399 (2013). Apesar de ser substancialmente maior que o $C(T)$ sob mesmas condições dimensionais (a, B e W), o $SE(B)$ é solicitado por meio de um aparato de flexão de três pontos que pode ser modificado a contento do usuário, facilitando a implementação de diversas configurações geométricas sem a necessidade de mudar o dispositivo solicitador.

Figura 10 - Desenho esquemático de um corpo de prova $SE(B)$ segundo ASTM E1820 (2013)



Fonte: Autor

Figura 11 - Dimensões principais do corpo de prova $SE(B)$ segundo ASTM E1820 (2013)

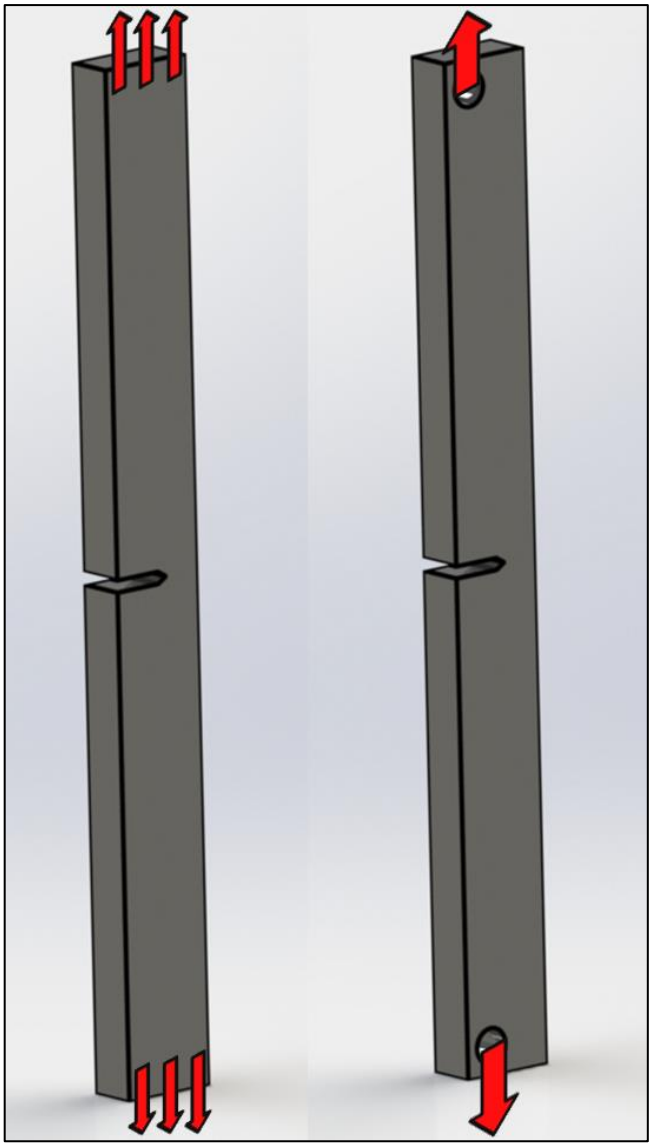


Fonte: Autor

2.2.3 $SE(T)$: Corpo de prova mono entalhado sob tração

Como citado previamente neste trabalho, outras geometrias ou formas de carregamento podem ser utilizadas para situações específicas. Também alvo do estudo deste trabalho, o corpo de prova $SE(T)$ (Figuras 12 e 13) é bastante similar ao $SE(B)$ em termos geométricos, com a diferença de ser carregado em tração por meio de garras ou pinos. Isto muda completamente o perfil da solicitação de carga na ponta da trinca, uma vez que no $SE(B)$ o esforço principal é de flexão. No caso do $SE(T)_c$ solicitado por garras, os efeitos da flexão são reduzidos, enquanto o $SE(T)_p$ solicitado por pinos possui carregamento mais próximo do observado no $C(T)$. Isto faz com que o perfil de carregamento seja distinto entre espécimes apenas mudando a forma de solicitação.

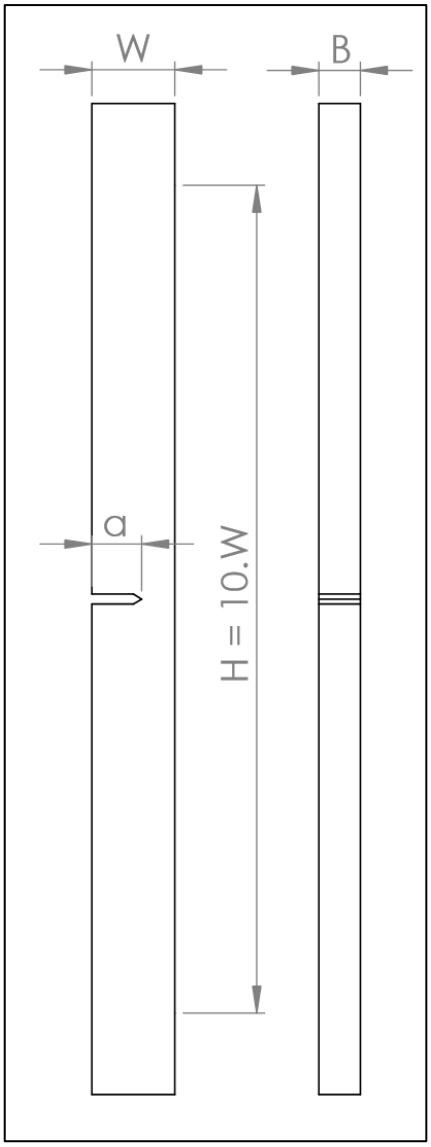
Figura 12 - Desenho esquemático de corpo de prova $SE(T)$



Fonte: Autor
Legenda: À esquerda, solicitado por garras. À direita, solicitado por pinos.

O motivo pelo qual o uso de geometrias $SE(T)$ vem se popularizando é que o perfil de tensões observado nesta geometria condiz com o observado em dutos com trincas circunferenciais. Ainda, estudos foram conduzidos a fim de se determinar a validade da utilização do $SE(T)$ para caracterização de oleodutos com trincas circunferenciais submetidos a carregamentos combinados (no caso pressão interna associada à flexão ou tração). Foi determinado que mesmo para estes casos, a utilização do $SE(T)$ se mostrou válida para caracterização dos esforços, fortalecendo o seu uso no mundo da engenharia (CRAVERO, BRAVO e ERNST, 2008).

Figura 13 - Dimensões principais do corpo de prova $SE(T)$ solicitado por garras

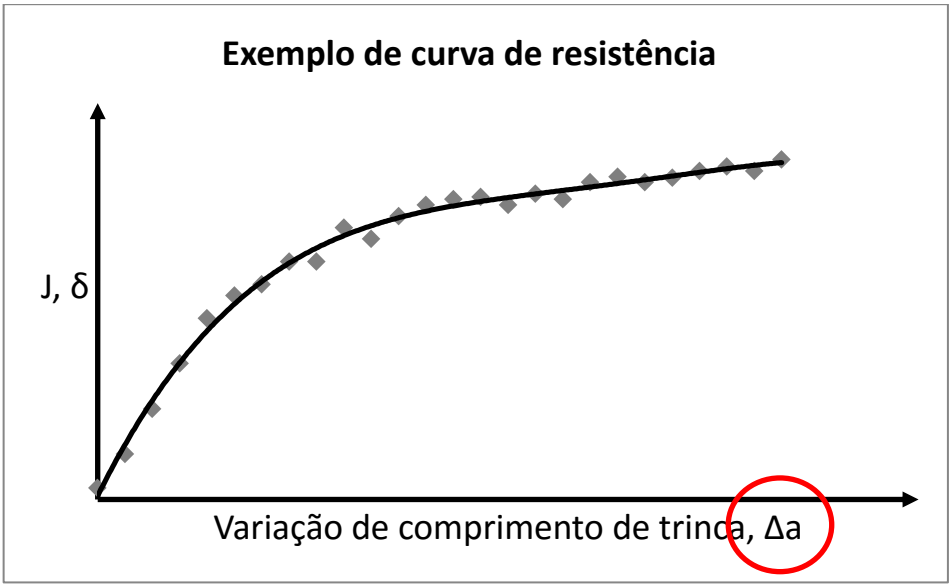


Fonte: Autor

2.3 MÉTODOS DE MEDIÇÃO DO TAMANHO INSTANTÂNEO DE TRINCA

Um parâmetro de grande importância em ensaios de mecânica da fratura é o tamanho instantâneo de trinca. Determinação de curvas de resistência e propagação de trinca por fadiga ($da/dN - \Delta K$) são exemplos de ensaios fortemente dependentes da precisão da medição do tamanho instantâneo da trinca no decorrer do ensaio, como mostrado na Figura 14 e Figura 15 respectivamente. Segundo a ASTM E1820 (2013), se no ensaio de tenacidade à fratura para determinação de J_c a amostra apresentar crescimento estável de trinca, a medição do seu tamanho instantâneo (e de seu crescimento Δa) deverá ser feita.

Figura 14 - Curva de resistência esquemática destacando a dependência do tamanho de trinca em curvas de resistência

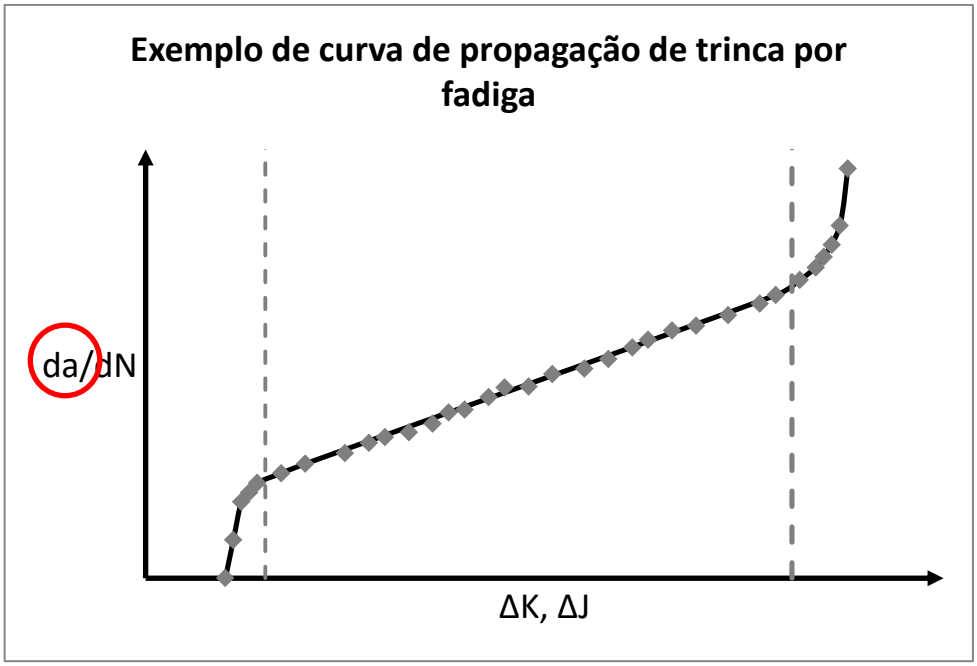


Fonte: Autor

Duas opções são apresentadas na norma citada para determinação do tamanho da trinca. A primeira é uma técnica multi-espécime, onde é realizada a marcação do tamanho de trinca por fadiga ou tingimento por temperatura nos vários corpos de prova, cada um representando um ponto na curva de resistência. A segunda opção seria a utilização de apenas um corpo de prova, e com o auxílio do método da flexibilidade elástica no descarregamento medir o tamanho instantâneo de trinca. Outros métodos, como o de queda de potencial elétrico, são também permitidos pela ASTM E1820 (2013). Importante aqui frisar que a precisão do método de medição influenciará diretamente na qualidade dos resultados obtidos.

Como já citado, a medição de taxa de crescimento de trinca de fadiga (Figura 15) para geração de curvas $da/dN - \Delta K$ é também dependente deste parâmetro. A ASTM E647 (2013) diz que o tamanho instantâneo de trinca deverá ser medido de forma ótica, com a utilização de pontos de referência no corpo de prova e auxiliado por microscópio. Utilização de métodos equivalentes igualmente ou mais precisos do que o citado também é permitido.

Figura 15 - Curva de propagação de trinca em fadiga destacando a dependência do tamanho de trinca em curva $da/dN \ - \Delta K$



Fonte: Autor

Nota-se aqui uma grande importância de se entender corretamente os métodos de medição de tamanho instantâneo de trinca. Saber suas peculiaridades e limitações são cruciais para a utilização de cada método. A seguir, será mostrada brevemente a técnica de queda de potencial elétrico e suas vantagens e desvantagens quando comparada com a técnica da flexibilidade. Posteriormente, será dedicado um item para a técnica da flexibilidade no descarregamento, uma vez que essa é foco principal do trabalho.

2.3.1 Técnica de queda de potencial elétrico

A técnica de queda de potencial elétrico é uma das técnicas mais comuns para medição de tamanho instantâneo de trinca em laboratório. Sua aplicação abrange ensaios de fluência (ASTM, 2013a), fadiga (ASTM, 2013c) e tenacidade à fratura (ASTM, 2013b). Esta técnica se baseia no princípio que uma corrente elétrica fluindo ao longo do espécime estudado gera um campo elétrico, sujeito a alterações oriundas da variação de geometria do corpo de prova que pode ser medido com auxílio de sensores. A presença de uma trinca em crescimento no espécime provocará esta alteração de geometria e pode ser aferida com auxílio de uma curva de calibração.

Quando comparada com a técnica de flexibilidade elástica, a técnica de queda de potencial se mostra igualmente precisa para trincas de ordem macroscópica. Por outro lado, quando se deseja medição acurada de iniciação de pequeno crescimento de trinca, esta técnica se mostra mais adequada. Isto talvez ocorra pela necessidade de instrumentos de altíssima precisão para detecção de variação de flexibilidade elástica e/ou efeitos de histerese causados pelo método de carregamento do corpo de prova ou fixação de extensômetros (*clip-gage*) no corpo de prova (SCHWALBE et al., 1985).

É importante notar que outros fatores também podem influenciar mudanças de campo elétrico no corpo de prova. Efeitos como mudanças de temperatura, deformações residuais, envelhecimento por temperatura, contato entre as faces da trinca, textura do material, relaxação de tensões residuais e plasticidade à frente de trinca. Este último efeito pode promover até $1{,}0\ mm$ de extensão aparente de trinca sem nenhum real crescimento de trinca em materiais dúcteis (TARNOWSKI et al., 2015). Outra desvantagem que pode ser relacionada a este método é a necessidade de instrumentação adicional, uma vez que sensores, geradores e equipamentos de medição específicos se mostram necessários.

2.4 MÉTODO DA FLEXIBILIDADE ELÁSTICA NO DESCARREGAMENTO

O método de medição de tamanho instantâneo de trinca pela flexibilidade elástica do corpo de prova é extensivamente utilizado para medição do tamanho instantâneo de trinca. Alvo do estudo deste trabalho, esta técnica se baseia na correlação de queda de rigidez do corpo de prova com o aumento do tamanho de trinca nele presente (ANDERSON, 2005). Ajustes polinomiais recomendados pelas normas vigentes proporcionam a relação entre o tamanho de trinca relativo a/W com a flexibilidade elástica normalizada μ (ASTM, 2013b).

Um dos fatores pelo qual esta técnica se popularizou é a sua simplicidade. Uma vez que esta é baseada apenas em carga e respectivo deslocamento (grandezas básicas de ensaios mecânicos), não é necessário a utilização de instrumentação adicional à célula de carga e ao *clip-gage* costumeiramente empregados em ensaios de fratura. Isto aponta para vantagens como redução de custos e possibilidade de aplicação em diversas condições ambientais, apresentando grande vantagem quanto à versatilidade quando comparada à técnica de medição por queda de potencial elétrico (SAXENA e HUDAK, 1978). A flexibilidade é representada pela simbologia C (do inglês, *Compliance*), na seguinte forma:

$$C = \frac{V}{P}, \tag{13}$$

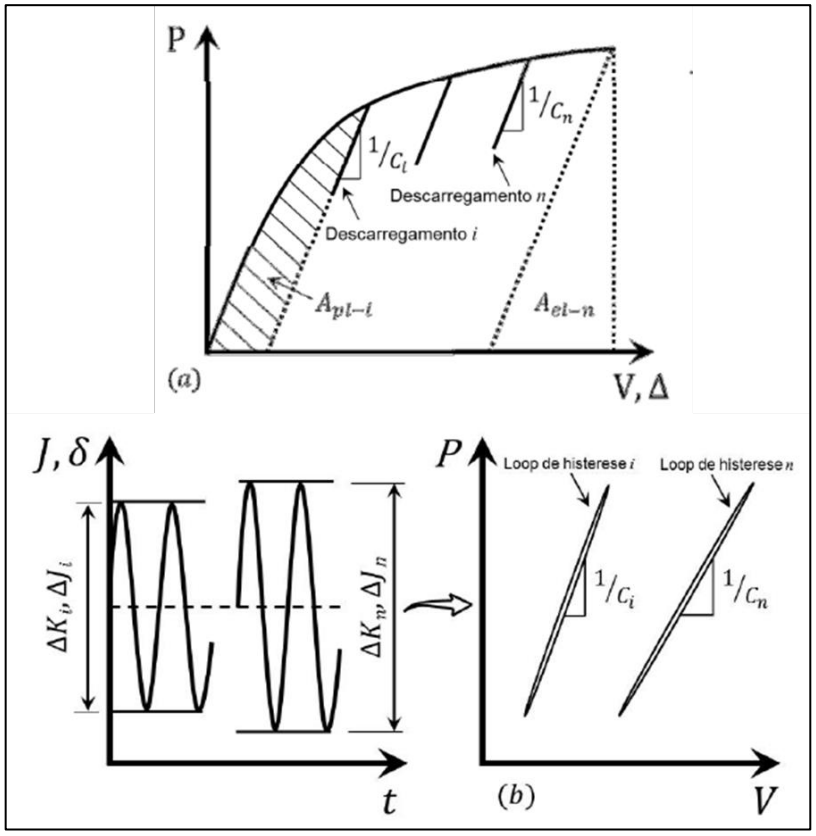
onde V é o deslocamento considerado (usualmente LLD ou $CMOD$) e P é o carregamento aplicado.

A determinação da flexibilidade do corpo de prova pode ser feita de duas maneiras. A primeira, para determinação de curvas de resistência, consiste em pequenos ciclos de descarregamento e carregamento do corpo de prova ao longo do teste, realizados em intervalos normalmente equidistantes, como pode ser visto na Figura 16 (a). A inclinação obtida a cada descarregamento parcial corresponde à rigidez do corpo de prova naquele instante, parâmetro recíproco da flexibilidade, podendo assim determinar o tamanho de trinca naquele ponto (ASTM, 2013b). A segunda alternativa, para determinação de propagação de trincas por fadiga $da/dN - \Delta K$, consiste em utilizar os ciclos de histerese oriundos do carregamento cíclico imposto durante o ensaio para calcular a flexibilidade do corpo de prova, mostrado também na Figura 16 (b). A quantidade e intervalo de ciclos para se determinar a flexibilidade elástica variam com o ensaio, e devem seguir recomendações da norma utilizada (ASTM, 2013c).

O início do uso da técnica da flexibilidade elástica no descarregamento data das décadas de 70 e 80. Para exemplificar, pode ser citado o trabalho de Clarke (1976) e outros, onde estes pesquisadores propuseram uma técnica para medição de J_{Ic} (valor da integral J para que se dê o início da extensão estável do defeito) com a utilização de apenas um corpo de prova, utilizando a flexibilidade elástica para determinar o tamanho de trinca. Um exemplo de uma curva típica de carregamento versus deslocamento de ensaios conduzidos nesta obra pode ser visto na Figura 17.

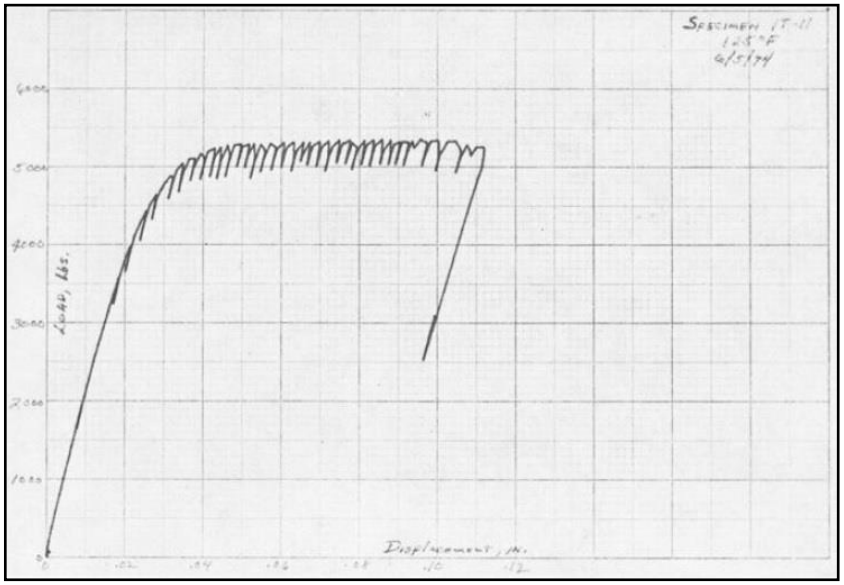
Grande contribuição deste estudo é a conclusão de que um descarregamento de até 10% não afetaria os resultados de força motriz de trinca (J). Isto foi determinado de duas maneiras, sendo a primeira uma comparação de resultados de espécimes com e sem descarregamentos e garantindo que a zona plástica ainda fosse pequena comparada com a zona de processo de fratura (CLARKE et al., 1976). Maiores detalhes podem ser encontrados no trabalho original.

Figura 16 - Curvas esquemáticas para a determinação da flexibilidade elástica no descarregamento em corpos de prova ao longo do ensaio



Fonte: Autor, "Adaptado de" Moreira, 2014
Legenda: (a) para determinação do comprimento de trincas em ensaio de curva de resistência e (b) para determinação do comprimento de trinca em ensaio de propagação de trinca em fadiga.

Figura 17 - Exemplo de curva carga x deslocamento de ensaio mono-espécime para posterior determinação de curva de resistência mostrada no trabalho de Clarke (1976)



Fonte: Clarke et al., 1976

Mais estudos para diversos corpos de prova e geometrias foram conduzidos em anos subsequentes. Corpos de prova $C(T)$ formaram base do estudo de Tobler e Carpenter (1985) para validar o tamanho de trinca pela flexibilidade elástica obtida por técnicas numéricas e experimentais. Diversas considerações como plasticidade, modo de carregamento e fixação de instrumentação foram endereçadas. Geometrias $C(T)$ e *Charpy* (geometria para ensaios de impacto, não tratada nesta obra) também foram endereçadas por Neale e Priest (1985). Neste último foram conduzidos testes em diversas temperaturas e a aplicabilidade da técnica de flexibilidade elástica foi confirmada como método de previsão de tamanho de trinca. Estudos com $SE(B)$ e outras geometrias foram conduzidos por Jablonski et al. (1985) com o intuito de determinar a relação entre tamanho de trinca e flexibilidade. No estudo, ajustes polinomiais foram propostos para estas geometrias e mostraram grande precisão quando verificados com métodos óticos de medição.

Esta técnica é relativamente nova no mundo da engenharia. Constante evolução para melhoria da precisão nos ensaios se mostra necessária para um entendimento cada vez mais completo sobre o comportamento dos materiais sujeitos a defeitos tipo trinca. Sabendo disso, este trabalho investigará o efeito de tunelamento de trinca e plasticidade a frente de trinca nas soluções de flexibilidade elástica até a presente data. Nas próximas seções desta obra, serão objetos de estudo apenas trabalhos referentes às geometrias $C(T)$, $SE(B)$ e $SE(T)$. Serão apresentadas as soluções atuais contidas nas normas vigentes assim como o dito "estado da arte", representando as últimas pesquisas e propostas até o momento, ainda por serem completamente estudadas e posteriormente contempladas por normas.

2.4.1 Flexibilidade normalizada

Para a técnica da flexibilidade elástica no descarregamento ser praticável, deve existir uma correlação entre tamanho relativo de trinca e flexibilidade. Um impedimento para que isso ocorra é que diferentes materiais e geometrias de corpos de prova apresentam valores distintos de flexibilidade, e equações para a correlação com o tamanho de trinca deveriam existir para cada combinação de geometria e material existente, o que não faz sentido prático.

A solução apresentada para este problema foi a criação de um parâmetro denominado flexibilidade normalizada (μ). Este parâmetro é adimensional e garante uma correlação de diversas geometrias e materiais com apenas um polinômio de ajuste de curva, permitindo uma utilização mais eficiente da técnica. A Equação 14 apresenta a flexibilidade elástica normalizada para corpos de prova da geometria $C(T)$ (ASTM, 2013b). Os parâmetros

inseridos nesta são o módulo de elasticidade E (material), a espessura B (geometria) e a flexibilidade elástica C. Para demais geometrias a equação é similar com pequenas variações que serão discutidas adiante.

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{BEC} + 1} \tag{14}$$

Dentre os primeiros trabalhos a citarem a utilização da flexibilidade normalizada está a obra de Saxena e Hudak (1978). Neste trabalho, a flexibilidade normalizada para o corpo de prova $C(T)$ é designada inicialmente como $BEVx/P$, onde Vx representa o deslocamento em um dado ponto (extremidade do corpo de prova, LLD, $CTOD$, $CMOD$ ou outro de interesse) a fim de se obter a flexibilidade em diversos pontos. Posteriormente, foi investigado como relacionar o tamanho instantâneo de trinca com coeficientes de regressão β_i em um polinômio de quinto grau, da seguinte maneira:

$$a/W = \beta_0 + \beta_1\mu + \beta_2\mu^2 + \beta_3\mu^3 + \beta_4\mu^4 + \beta_5\mu^5 \tag{15}$$

A melhor relação de $BEVx/P$ para o polinômio acima foi determinada como a flexibilidade elástica para o corpo de prova $C(T)$ mostrada na Equação (14). Outros trabalhos, como por exemplo, o de Jablonski et al. (1985), comprovam a validade desta equação. Por este motivo, é utilizada até os dias atuais para tal fim. Adicionalmente, para o corpo de prova $SE(B)$, a flexibilidade normalizada é (WU, 1984):

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{\frac{BWEC}{S/4}} + 1}, \tag{16}$$

onde W é a largura do corpo de prova e S a distância entre apoios do $SE(B)$.

Finalmente, para o corpo de prova de geometria $SE(T)$, seja este solicitado por garras ou pinos, a flexibilidade normalizada é calculada de maneira idêntica ao $C(T)$ e já apresentada pela Equação 14 (CRAVERO, 2007).

2.5 INFLUÊNCIAS DIVERSAS NAS SOLUÇÕES DE FLEXIBILIDADE ELÁSTICA

Diversos efeitos podem gerar alterações e previsões errôneas no tamanho instantâneo de trinca pelo método da flexibilidade elástica. Nesta seção, serão endereçados os efeitos de rotação do corpo de prova, entalhes laterais, efeitos tridimensionais, tunelamento de trinca e plasticidade a frente de trinca, sendo os dois últimos focos de estudo deste trabalho. Para cada um dos efeitos citados, serão mostrados comentários e as pesquisas mais atuais que os contemplam.

2.5.1 Efeitos de rotação

Efeitos de rotação do corpo de prova vêm sendo estudados desde o final da década de 1970. Para determinação de tamanho instantâneo de trinca por flexibilidade, é assumido que esta seja apenas dependente do tamanho de trinca. No entanto isto não ocorre para corpos de prova solicitados em tração por meio de pinos devido ao fenômeno de rotação, movendo o centro do ligamento remanescente em direção à linha de aplicação carga. Isto causa uma redução do braço de momento do carregamento e desvia as extremidades do extensômetro da região de medição de deslocamento original, alterando a flexibilidade (SHEN, TYSON, 2009). Por esta razão, deve-se corrigir as equações de flexibilidade por rotação para espécimes solicitados em tração por meio de pinos ($C(T)$, $DC(T)$, $SE(T)_p$, etc).

A primeira equação de correção da flexibilidade por rotação foi derivada de um trabalho de integridade estrutural de reatores nucleares, e data da década de 1970. Citada no trabalho de Loss et al. (1979), esta correção é ainda a atualmente utilizada na norma ASTM E1820 (2013). A correção da flexibilidade está mostrada nas Equações 17 e 18 e Figura 18.

$$C_{c(i)} = \frac{C_i}{\left(\frac{H^*}{R} sen\theta_i - cos\theta_i\right)\left(\frac{D}{R} sen\theta_i - cos\theta_i\right)}, \tag{17}$$

$$\theta_i = arcsen\left(\frac{D + \frac{d_m}{2}}{\sqrt{D^2 + R^2}}\right) - arctan\left(\frac{D}{R}\right), \tag{18}$$

onde:

Ci = flexibilidade na linha de carga;

$H*$ = metade da medida da distância dos pontos de carregamento (centro dos furos);

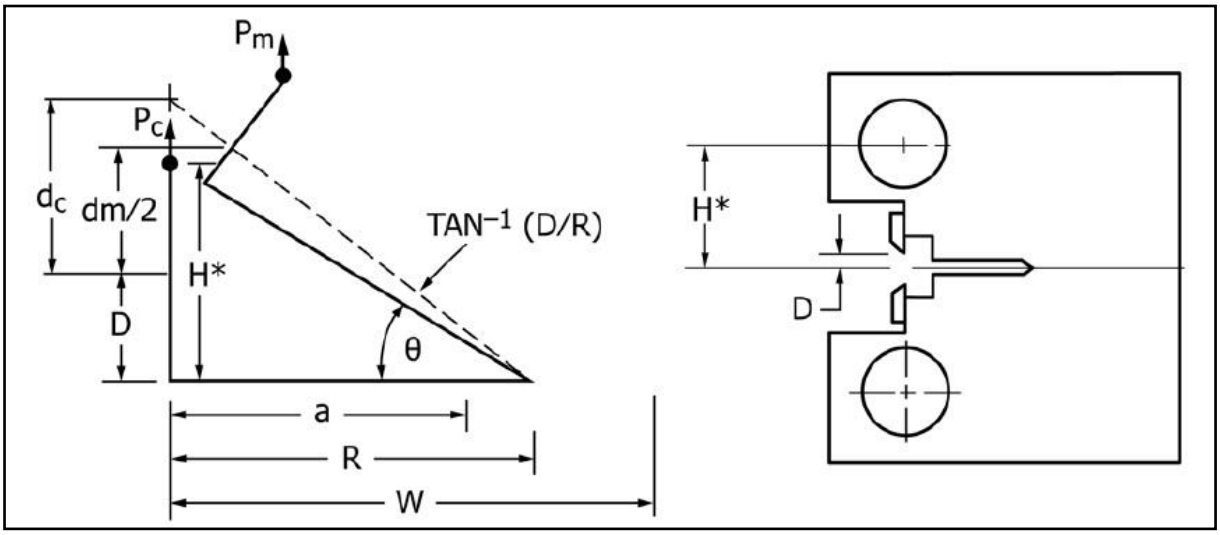
R = raio de rotação da linha de centro da trinca, $(W + a)/2$, sendo a o tamanho de trinca atualizado;

D = metade da distância inicial entre os pontos de medição de deslocamento;

θ = ângulo de rotação de corpo rígido em volta da linha de centro da seção não trincada;

d_m = deslocamento total da linha de carga.

Figura 18 - Esquemático da correção do efeito de rotação presente nas normas ASTM vigentes (2013) para geometria $C(T)$

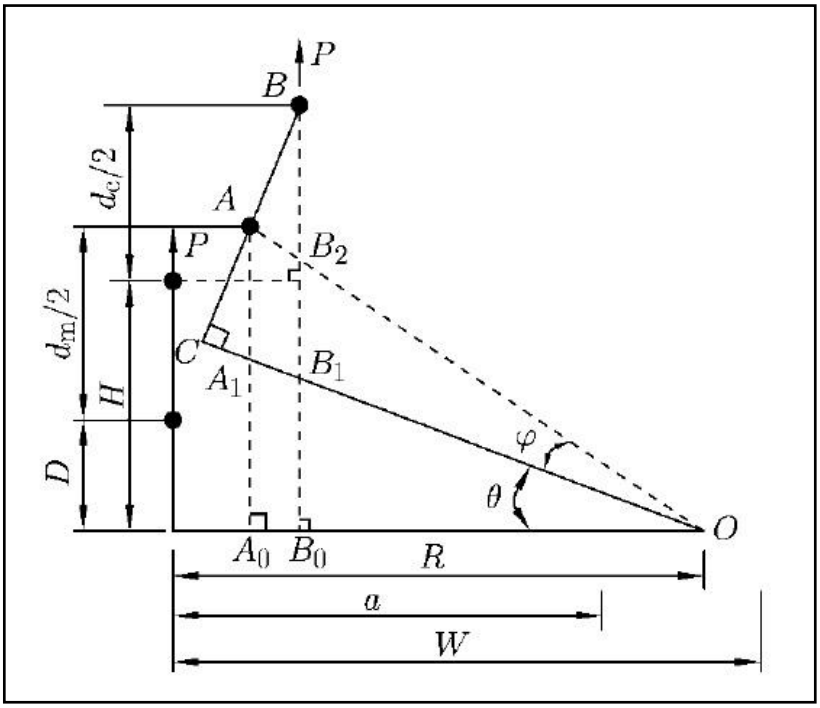


Fonte: ASTM, 2013

Apesar de ser utilizada por muitos anos, a equação de correção mostrada acima ainda é alvo de constante estudo. Novas correções para diversas geometrias de corpos de prova podem ser encontradas na literatura e ainda demandam incorporação nas normas.

Suportado por análises de elementos finitos em regime elasto-plástico e ensaios de laboratório, Bao e Cai (2011) desenvolveram uma nova equação para a correção por rotação para a geometria $C(T)$. Este estudo levou em consideração algumas condições assumidas nos trabalhos da década de 1970 para desenvolver a equação mostrada previamente, como por exemplo, que o centro de rotação do espécime se manteria no centro do ligamento remanescente, o que não necessariamente acontece. A equação proposta por Bao e Cai (2011) está mostrada na Figura 19 e na Equação 19 a seguir.

Figura 19 - Esquemático da proposta de correção da flexibilidade de corpos de prova $C(T)$ por rotação por Bao e Cai (2011)



Fonte: Bao e Cai, 2011

$$C_{c(i)} = \frac{1 - \frac{H}{R}\tan\left(\frac{\theta}{2}\right)}{1 - \frac{D}{R}\tan\left(\frac{\theta}{2}\right)} \cdot C_{i,} \tag{19}$$

onde o ângulo θ é o mesmo definido anteriormente.

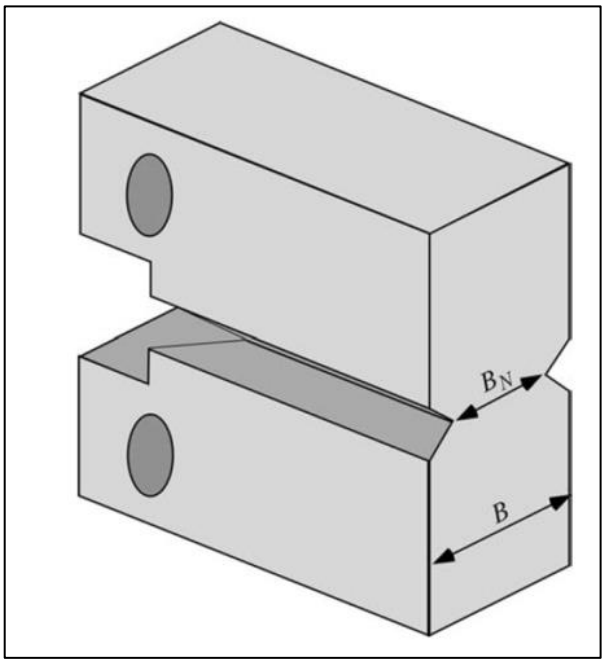
Correções de flexibilidade por rotação específicas para geometrias $SE(T)_p$ podem ser também encontradas nos trabalhos de Cravero (2007) e Shen e Tyson (2009).

2.5.2 Efeitos de entalhes laterais

A fim de se obter propriedades confiáveis de ensaios de mecânica da fratura é de grande importância garantir que a frente de trinca se mantenha retilínea e se propague no mesmo plano ao longo do ensaio. Caso algum ensaio de interesse apresente uma frente de trinca curvilínea, correções na geometria do corpo de prova devem ser realizadas a fim de se evitar este fenômeno. Uma técnica comum utilizada para tal é o emprego de entalhes laterais (do inglês, *side-grooves*), mostrados na Figura 20. Estes são entalhes que acompanham o

plano da trinca no corpo de prova, possuindo principal função de aumentar a severidade da solicitação nas superfícies por meio de concentração de tensões. Isto proporciona uma divergência do estado plano de tensões que ali normalmente se estabeleceria, aumentando a triaxialidade de tensões, proporcionando uma frente de trinca mais retilínea e que se mantém no mesmo plano de propagação original (ANDERSON, 2005).

Figura 20 - Entalhes laterais ilustrativos em corpo de prova $C(T)$



Fonte: Autor, "Adaptado de" Anderson, 2005
Legenda: B é a espessura e B_N é a espessura reduzida no plano da trinca devido a presença de entalhes laterais.

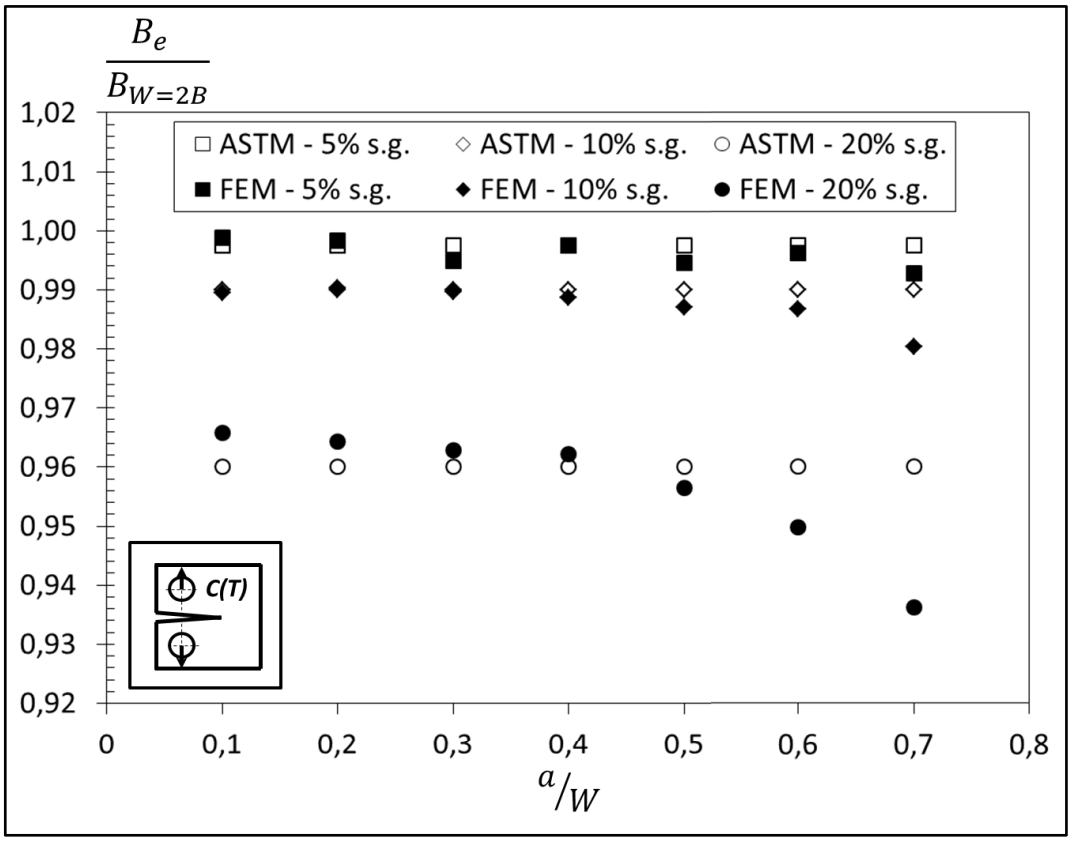
Esta seção do trabalho apresentará pesquisas que mostram os efeitos de entalhes laterais nas soluções de flexibilidade elástica. Segundo as normas vigentes, uma equação é definida para correção dos valores de espessura do corpo de prova quando este possui entalhes laterais. Segundo este método, as mesmas equações de flexibilidade elástica devem ser utilizadas, não se mostrando necessárias novas regressões polinomiais. A correção de espessura por entalhes laterais está mostrada na Equação 20 (ASTM, 2013b).

$$B_e = B - \frac{(B - B_N)^2}{B}, \tag{20}$$

onde B_e é a espessura efetiva a ser utilizada nos equacionamentos e B_N a espessura reduzida no plano da trinca devido aos entalhes.

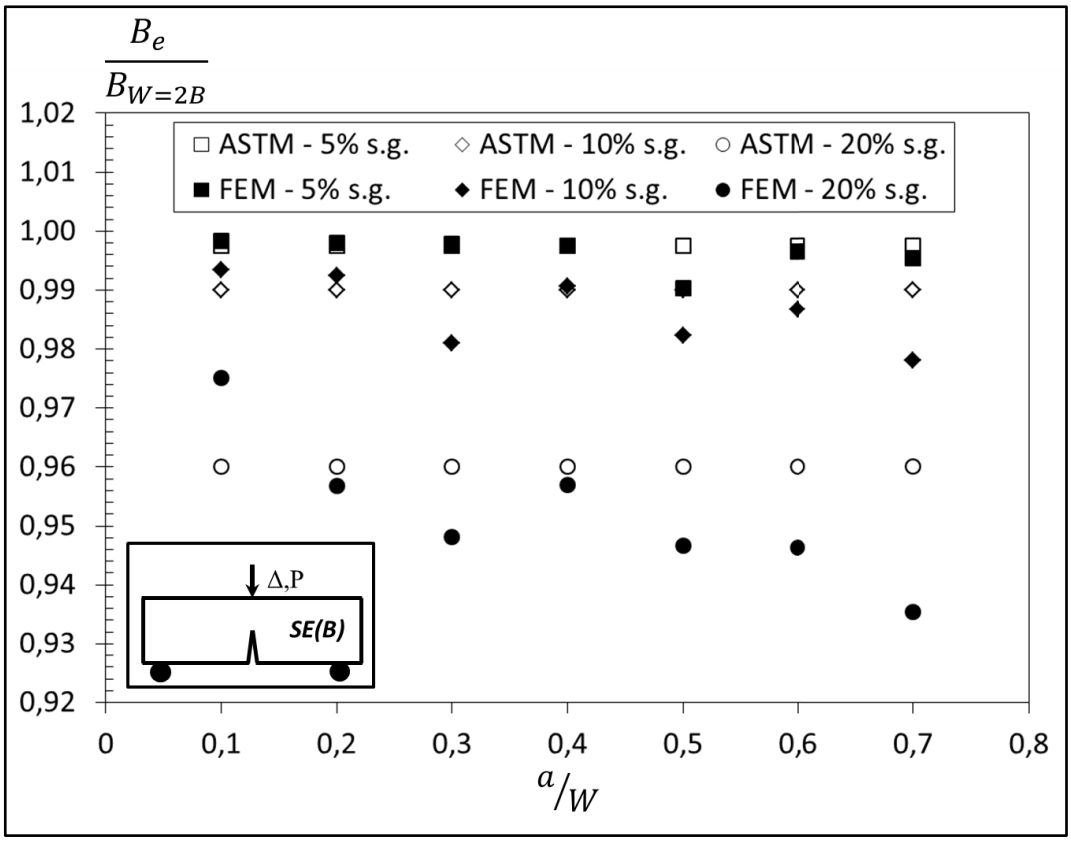
A fim de se determinar este efeito nas soluções de flexibilidade elástica, Moreira (2014) conduziu análises numéricas para determinação da espessura efetiva no corpo de prova e as comparou com resultados obtidos pela Equação 20. Os resultados mostraram mínima divergência, como pode ser visto na Figura 21 para geometria $C(T)$ e Figura 22 para geometria $SE(B)$. Segundo o autor, não se mostra necessária a aplicação de novas correções para incorporar os efeitos de entalhes laterais nas soluções já existentes.

Figura 21 - Divergências causadas por entalhes laterais para geometria $C(T)$.



Fonte: Moreira, 2014
Legenda: B_e é a espessura efetiva da amostra. FEM são resultados obtidos de modelos de elementos finitos.

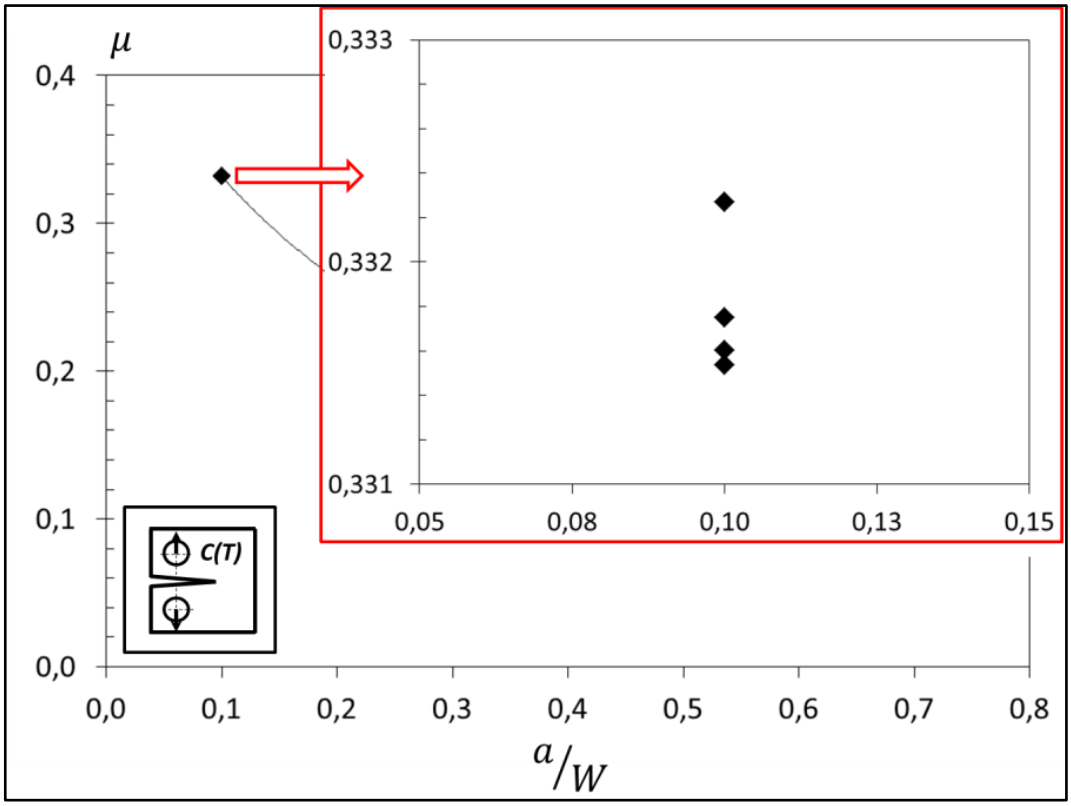
Figura 22 - Divergências causadas por entalhes laterais para geometria $SE(B)$



Fonte: Moreira, 2014
Legenda: B_e é a espessura efetiva da amostra. FEM são resultados obtidos de modelos de elementos finitos.

Outro fato apontado por Moreira (2014) é que os valores obtidos de flexibilidade elástica normalizada após a devida adaptação pela espessura efetiva proposta pela ASTM para diversas profundidades de entalhes laterais são muito próximos para cada comprimento de trinca considerado. Com isso, conclui-se que é necessária apenas uma regressão polinomial que relaciona o tamanho instantâneo de trinca com a flexibilidade, e apenas a correção de espessura na flexibilidade normalizada é suficiente para considerar seus efeitos. A seguir, está mostrada na Figura 23 a sobreposição de pontos para $a/W = 0{,}1$, em uma amostra $C(T)$, para diversas dimensões de entalhes laterais (0%, 5%, 10% e 20% da espessura) a fim de mostrar a pequena divergência dos resultados de flexibilidade normalizada.

Figura 23 - Flexibilidade normalizada para várias dimensões de entalhes laterais em corpo de prova $C(T)$



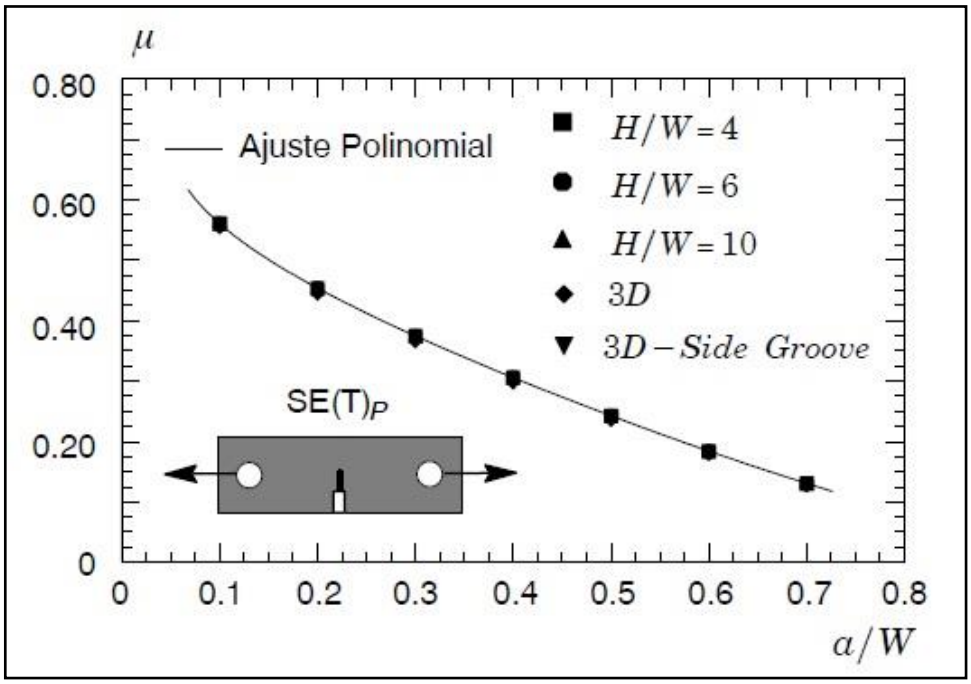
Fonte: Moreira, 2014
Legenda: Nota-se aqui uma divergência apenas na terceira casa decimal no valor da flexibilidade normalizada, não retornando desvio substancial de profundidade relativa de trinca.

2.5.3 Efeitos tridimensionais

As equações de flexibilidade encontradas na literatura são na sua maioria derivadas de análises numéricas 2D, em estado plano de deformações. No entanto, alguns efeitos como a variação de tensões fora do plano da trinca não é capturada com acurácia em modelos bidimensionais, se mostrando necessários estudos tridimensionais. Efeitos de entalhes laterais também só poderão ser completamente estudados se modelos tridimensionais forem conduzidos (CRAVERO, 2007).

A fim de se avaliar o impacto de uma análise tridimensional nas soluções de flexibilidade, Cravero (2007) conduziu análises numéricas em espécimes $SE(T)_p$, com $H/W = 6$, espessura $B = 1T$ $(25{,}4\,mm)$ e profundidade relativa de trinca $0{,}1 \leq a/W \leq 0{,}7$. Adicionalmente, providenciou análises com e sem a presença de entalhes laterais. A seguir, estão mostrados os resultados obtidos por Cravero (2007) na Figura 24.

Figura 24 - Ajuste polinomial para geometria $SE(T)_p$ incluindo análises 2D e 3D



Fonte: Cravero, 2007
Legenda: São exibidos resultados de análises bidimensionais para três relações de H/W e duas análises tridimensionais, sendo estas com e sem entalhes laterais.

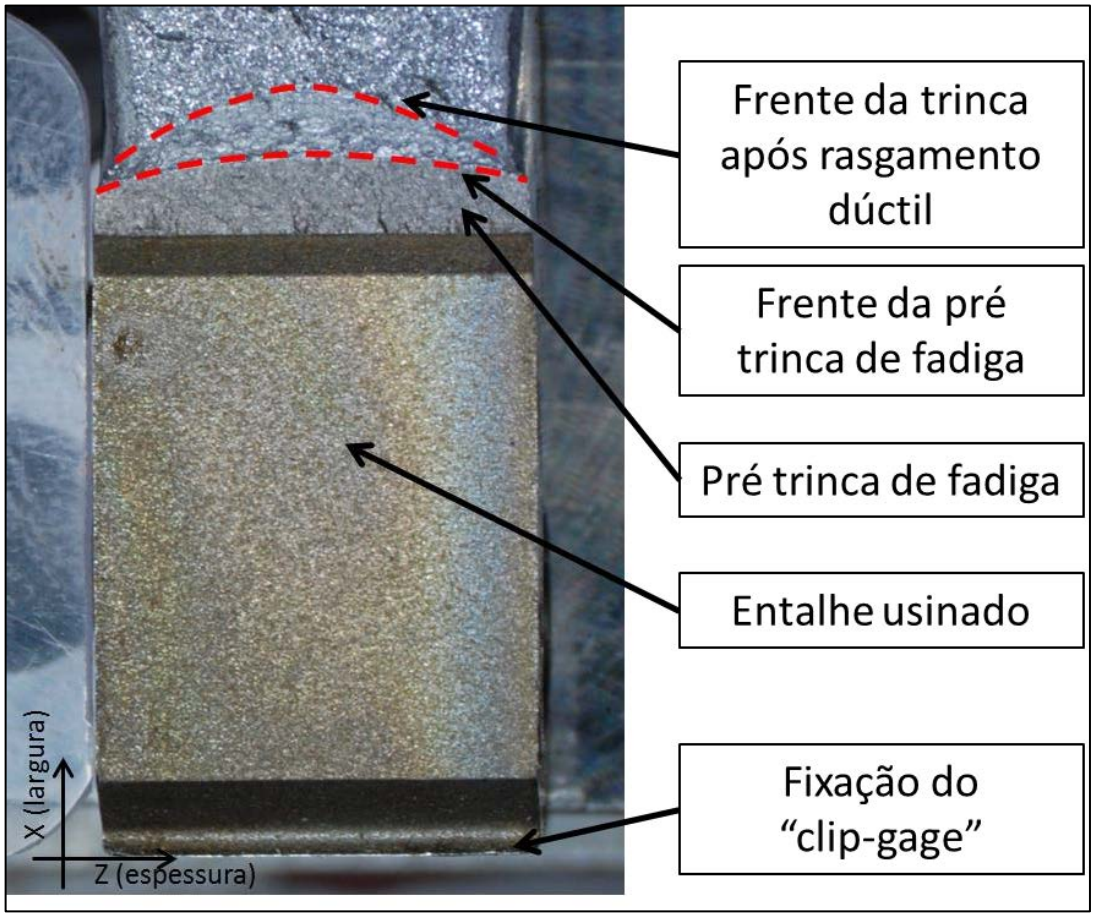
O gráfico mostrado contém resultados para diversas análises 2D e duas análises 3D. Os resultados se confundem devido à sobreposição de valores, mostrando mínima influência de análises tridimensionais nas soluções de flexibilidade elástica, bem como evidenciando a não influência de entalhes laterais nas mesmas equações, fortalecendo o que foi afirmado na seção 2.5.2.

2.5.4 Efeitos de tunelamento

A fim de se obter dados precisos em ensaios de mecânica da fratura, garantir a frente de trinca reta é de suma importância. Isso se dá pelo fato de que a maioria dos parâmetros de interesse depende de um tamanho de trinca e este não pode ser determinado se não for constante ao longo da espessura do corpo de prova. No entanto, é comum observar em corpos de prova reais um efeito denominado tunelamento, ou seja, curvatura da frente da trinca. Isto ocorre devido à diferença de solicitação entre o centro (predominantemente um estado de tensões hidrostático e estado plano de deformações) e as bordas do corpo de prova (face livre ao ar, estado plano de tensões), fazendo com que a trinca se propague mais na região central e menos na região das bordas, estas com mais absorção de energia devido à deformação plástica

(ANDERSON, 2005). Um exemplo de corpo de prova com tunelamento de trinca está mostrado na Figura 25.

Figura 25 - Exemplo de tunelamento de trinca ao longo da espessura em corpo de prova de geometria $SE(B)$

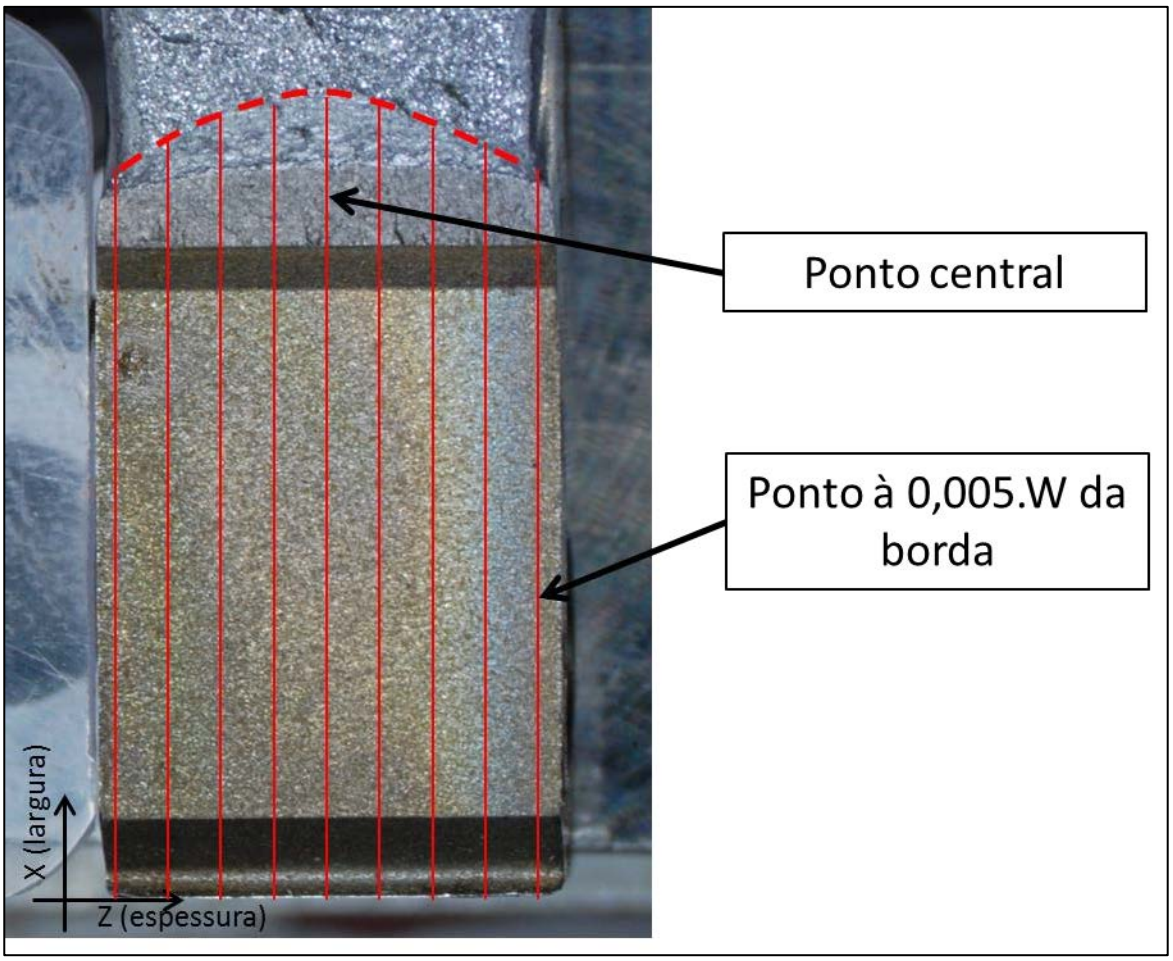


Fonte: Autor
Legenda: Na imagem estão destacadas as regiões de: frente de trinca tunelada após rasgamento dúctil, frente de pré trinca de fadiga levemente tunelada, usinagem do entalhe de raio de ponta finito e ponto de fixação do extensômetros ("clip-gage").

Segundo a ASTM, a medição física dos tamanhos original, intermediário e final da trinca de um corpo de prova deve ser realizada após a conclusão do ensaio de interesse e posterior separação do corpo de prova. A trinca deverá ser medida em nove pontos equidistantes sendo um posicionado no centro do corpo de prova e dois a $0{,}005.W$ das superfícies ou raízes dos entalhes laterais (Figura 26). O tamanho da trinca não segue uma média convencional e o procedimento é determinado pela ASTM: 1 - realizar uma média entre os dois pontos mais próximos à superfície; 2 - combinar o resultado com os sete remanescentes e determinar a média. Este valor será considerado como tamanho de trinca. Finalmente, nenhum dos nove pontos medidos deverá exceder $0{,}05.B$ da média calculada e

caso viole esta condição, o corpo de prova e os resultados obtidos deverão ser descartados (ASTM, 2013b).

Figura 26 - Pontos de medição para cálculo de trinca retilínea equivalente segundo ASTM E1820 (2013)



Fonte: Autor

Sabendo que o tunelamento altera fisicamente a frente de trinca, o impacto deste fenômeno na flexibilidade elástica no descarregamento deverá ser estudado. Nikishkov, Heerens e Hellmann (1999) estudaram o efeito da curvatura da frente de trinca nos parâmetros de tenacidade à fratura $CTOD$ e J em espécimes $C(T)$ e $SE(B)$. Apesar de não estudar diretamente a flexibilidade, uma grande contribuição deste trabalho está na descrição de uma frente de trinca a partir de uma equação, derivada de observações de frentes de trincas oriundas de pré trincamento de diversos corpos de prova $C(T)$. Segundo este estudo:

$$a(o) - a(z) = \alpha . W . \left(\frac{2.|z|}{B}\right)^p, \tag{21}$$

onde:

$a(0)$ - profundidade de trinca não tunelada;

$a(z)$ - profundidade de trinca tunelada ao longo da coordenada z. Varia de $-B/2$ à $B/2$;

α - parâmetro de curvatura, onde:

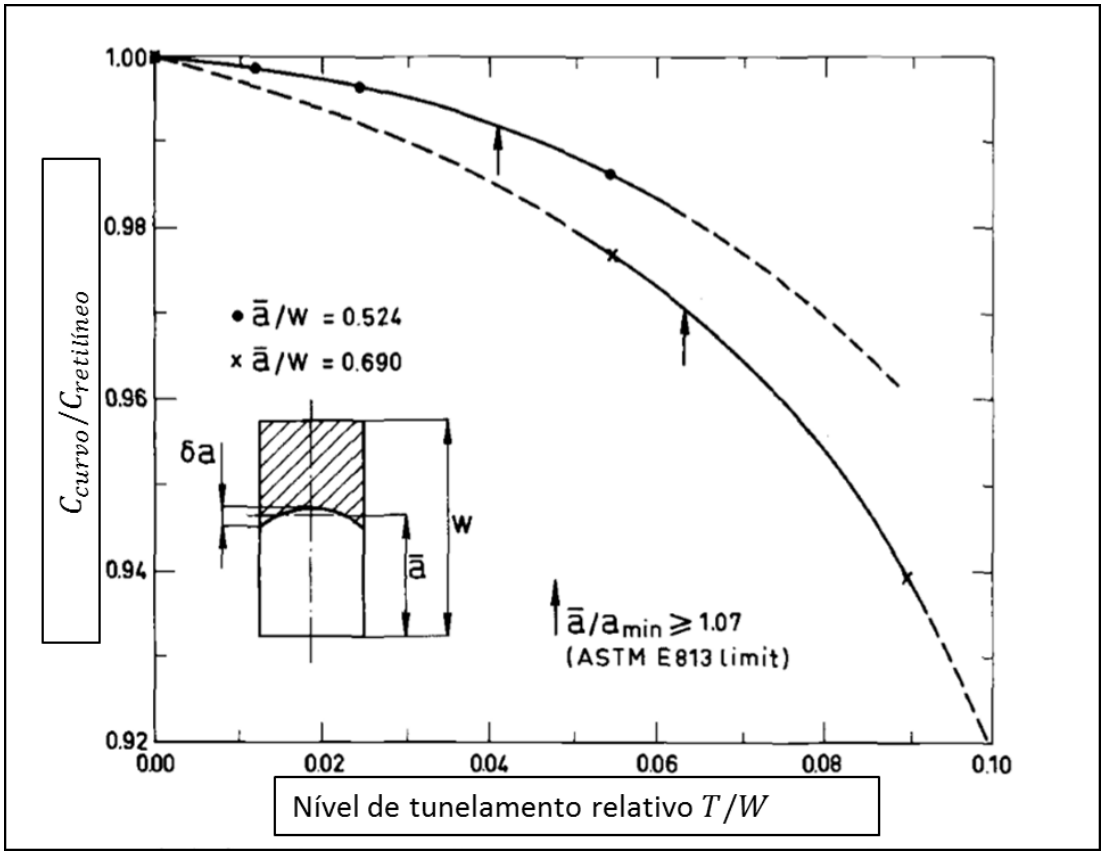
$$\alpha = (a(0) - a(B/2))/W, \tag{22}$$

p - parâmetro de forma.

Após a análise de 110 amostras $C(T)$, foi concluído que a frente de trinca com frente curvada poderia ser caracterizada de forma média por $\alpha = 0{,}0022$ e $p = 3$. Importante aqui destacar que neste trabalho o autor analisou numericamente o efeito do tunelamento nos parâmetros de fratura. Para variar a curvatura da trinca, apenas o parâmetro de curvatura α foi alterado. Simulações conduzindo variações do parâmetro de forma p resultaram em pouca variação de resultado, e segundo o autor fixar este valor em 3 é razoável (NIKISHKOV, HEERENS e HELLMANN, 1999). Subsequentes obras que serão discutidas a seguir também se basearam nesta equação proposta por Nikshkov, mostrando que sua utilização é razoável (YAN e ZHOU, 2014; HUANG e ZHOU, 2015).

Outra obra a ser citada é a de Steenkamp (1988). Esta utilizou análises numéricas em condição de deformações planas para determinar a influência do tunelamento na flexibilidade de amostras $SE(B)$. Este estudo concluiu que para uma mesma trinca média calculada pela regra da ASTM a flexibilidade da amostra deveria cair para um aumento de curvatura da trinca, como mostrado na Figura 27 (STEENKAMP, 1988). No entanto, é sabido que a utilização de apenas uma condição de estado de tensões não é suficiente para caracterizar de maneira acurada os campos de tensão e deformação, uma vez que quanto mais próximo da superfície, mais o efeito de tensões planas se torna relevante, e mais próximo do centro, deformações planas tomam esta posição. Abordando este problema, demais estudos se mostraram necessários.

Figura 27 - Variação da relação da flexibilidade de trinca curva pela flexibilidade da trinca retilínea com o nível de tunelamento relativo para geometria $SE(B)$



Fonte: Autor

Recentemente foi conduzido por Yan e Zhou (2014) um estudo para avaliar como o tunelamento impacta na a previsão do tamanho de trinca utilizando o método da flexibilidade elástica, sendo também o $SE(B)$ foco de estudo desta obra. Embasada também no trabalho citado anteriormente, Yan e Zhou realizaram simulações numéricas tridimensionais em regime elástico linear considerando ambos os estados de tensões. Este trabalho, utilizou a Equação 21 para determinar a curvatura da frente de trinca e fortalecendo o que foi descrito por Nikishkov, Heerens e Hellmann (1999), a variação do parâmetro de forma não alterou de maneira relevante os resultados de flexibilidade.

Concluindo, este estudo mostrou que se a curvatura de trinca estivesse de acordo com os limites impostos pela ASTM E1820 (2013), erros inferiores a 1% seriam observados, ou seja, praticamente nenhuma fonte de erro oriunda do tunelamento seria inserida para o cálculo da flexibilidade nessas condições, mostrando a robustez do critério normalizado (YAN e ZHOU, 2014).

Encerrando esta seção do trabalho com mais uma obra, esta conduzida por Huang e Zhou (2015), foi estudado também o efeito da curvatura de frente de trinca em diversos parâmetros com geometria $SE(T)$ solicitada por garras. Foram abordadas alterações na flexibilidade elástica, em J e no fator de correção por rotação. Foram simuladas 198 amostras $SE(T)$ de maneira elástica linear para abordar o efeito da flexibilidade. Executado de maneira similar ao estudo anterior de Yan e Zhou (2014), a curvatura da trinca também foi calculada com base na equação proposta por Nikishkov, Heerens e Hellmann (1999). A diferença de metodologia observada foi a atenção para efeitos de rotação do corpo de prova, inexistentes na geometria $SE(B)$. Este problema foi contornado considerando para o cálculo da flexibilidade apenas um pequeno deslocamento. Repetindo as conclusões obtidas por Yan e Zhou, este estudo concluiu um efeito do tunelamento na flexibilidade desprezível se respeitados os limites impostos pela ASTM E1820 (2013) (HUANG e ZHOU, 2015).

2.5.5 Efeitos de plasticidade

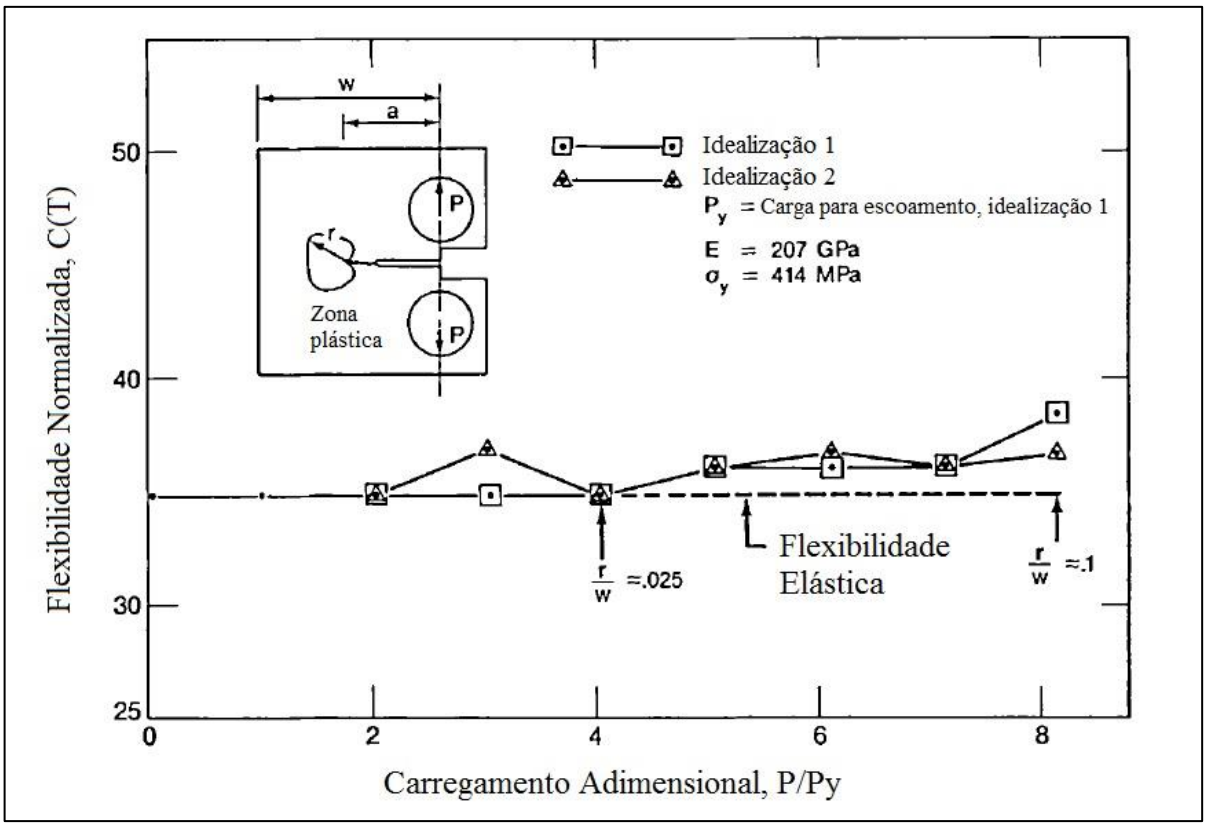
Quando uma análise puramente linear é conduzida em uma estrutura trincada, tensões infinitas são previstas na ponta desta trinca. É sabido que nenhum material suporta tensões infinitas, logo algum tipo de relaxação deverá ocorrer a fim de se acomodar a energia ali presente. A resposta para este problema no caso dos metais está na formação de uma zona plástica na região da trinca que acomoda as tensões e refuta a previsão de tensões infinitas naquele local (ANDERSON, 2005).

Os métodos mais usualmente observados na literatura para estimativa do tamanho desta zona plástica, salvo os métodos numéricos de elementos finitos, são os métodos de Irwin e de Dugdale e Barenblatt (ANDERSON, 2005), ambos baseados na mecânica da fratura elástica linear. Sabendo disso, é importante o estudo de como a zona plástica e a sua dimensão afetam a previsão da flexibilidade do corpo de prova, uma vez que este método é puramente baseado em proposições elásticas, ou seja, com ausência de plasticidade.

Poucos estudos foram encontrados abordando este assunto. Inicialmente, pode ser citada a obra de Tobler e Carpenter (1985), onde foram conduzidas verificações experimentais e numéricas para diversas soluções de flexibilidade para espécimes $C(T)$. Poucos detalhes adicionais sobre esta obra foram encontrados, mas em uma das conclusões o autor cita que o efeito da zona plástica no método da flexibilidade elástica é inferior a 5% (Figura 28) (TOBLER, CARPENTER, 1985). É possível observar que, apesar de pouca variação, existe uma tendência de aumento da flexibilidade com o aumento da zona plástica. É possível então

concluir que a previsão do tamanho instantâneo de trinca pelo método da flexibilidade seria afetada (prevendo uma trinca de dimensão maior) o quão maior o tamanho da zona plástica.

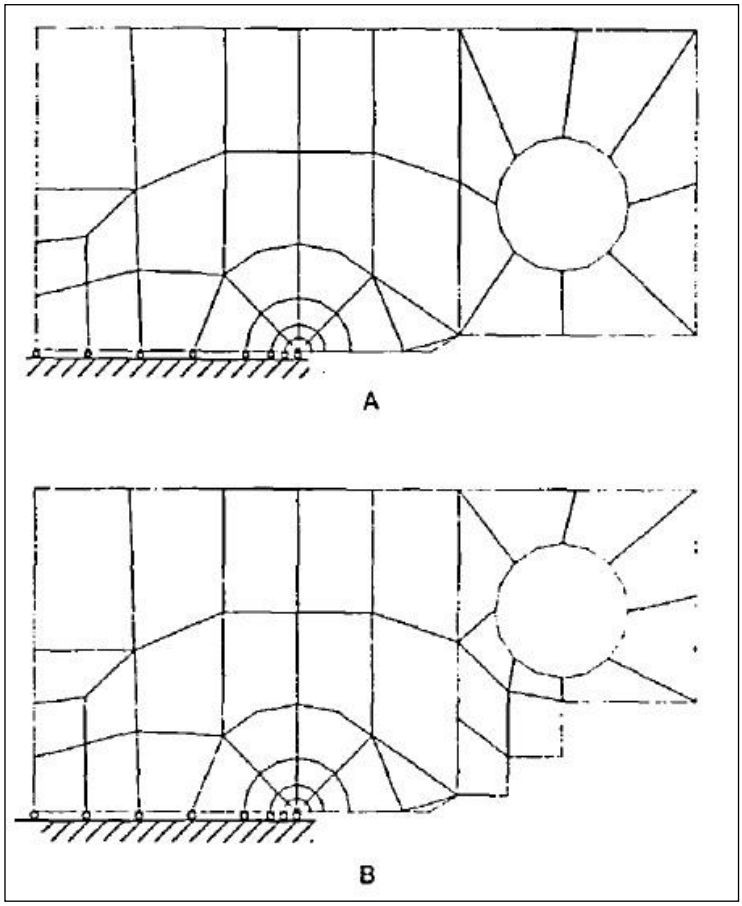
Figura 28 - Gráfico mostrando a variação de flexibilidade correlacionada com o tamanho da zona plástica mostrado no trabalho de Tobler e Carpenter (1985)



Fonte: Autor, "adaptado de" Tobler e Carpenter, 1985
Legenda: É possível observar um aumento de flexibilidade com o aumento do carregamento (zona plástica).

Importante destacar que os modelos computacionais realizados nessa obra foram bidimensionais (Figura 29) executados em EPT ou EPD, com a conclusão de modelos em EPT traduziriam melhor os resultados (Figura 30) (TOBLER e CARPENTER, 1985). Isto pode representar alguma divergência quando os resultados são comparados com modelos de flexibilidade tridimensionais atuais, uma vez que é sabido que existe um misto entre EPT e EPD simultaneamente ocorrendo no corpo de prova e que os modelos atuais contam com um refinamento expressivamente maior, possibilitando tal tipo de análise com maior proximidade da realidade.

Figura 29 - Modelos bidimensionais utilizados na obra de Tobler e Carpenter (1985)



Fonte: Tobler e Carpenter, 1985
Legenda: (a) - C(T) para testes de K. (b) - C(T) para testes de J.

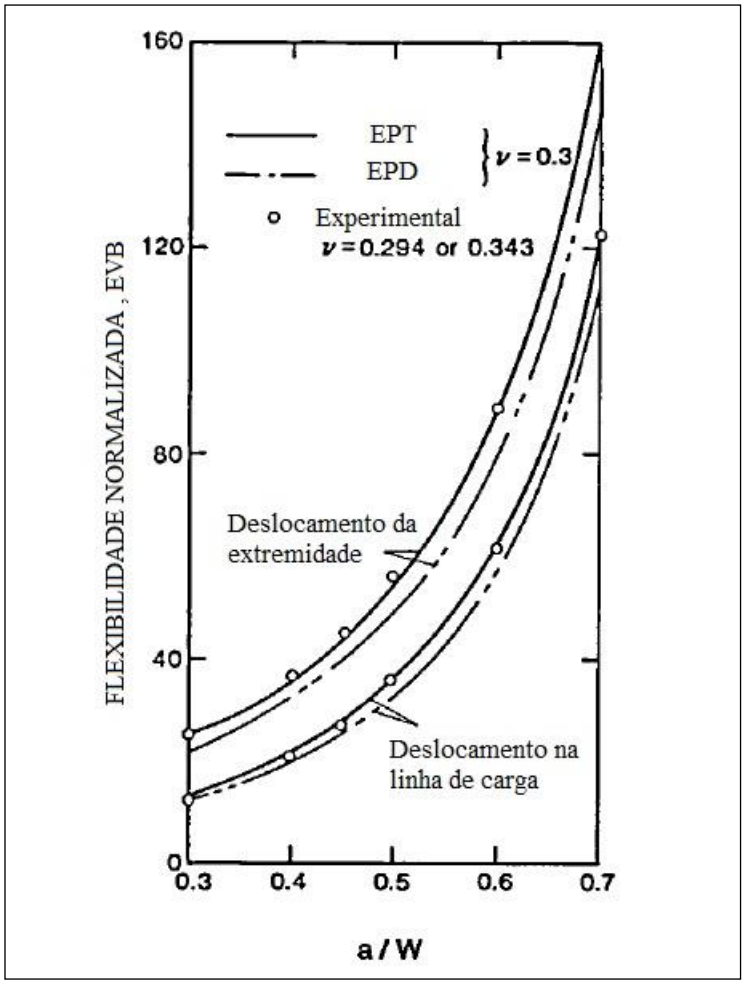
Outro estudo a ser citado é a obra de Xu, Shen e Tyson (2004), que estudaram o efeito da plasticidade à frente de trincas em métodos de previsão de trinca para espécimes $SE(B)$. Este estudo foi baseado em uma obra anterior realizada por Jiang et al. (2004), estudo que abrangeu métodos para cálculo de tamanho de trinca em espécimes $SE(B)$ para carregamentos quasi-státicos e dinâmicos (JIANG et al., 2004).

Xu, Shen e Tyson realizaram modelos de elementos finitos para se comparar com os dados reais de ensaios obtidos por Jiang et al. (2004), a fim de se comparar medições de tamanho de trinca (XU, SHEN e TYSON, 2004). No entanto, não fica claro o detalhamento doa modelos numéricos utilizados.

A conclusão deste estudo é que a plasticidade à frente de trincas tem um efeito significativo na previsão do tamanho de trinca, atingindo valores de divergência de 9% para aços de alta resistência e 12% para ligas de alumínio. Esta diferença é citada como diferença entre tamanho efetivo de trinca e tamanho físico de trinca, ou seja, a previsão pelo método da

flexibilidade elástica resulta em trincas maiores do que as reais observadas no espécime (SHU, SHEN, e TYSON, 2004).

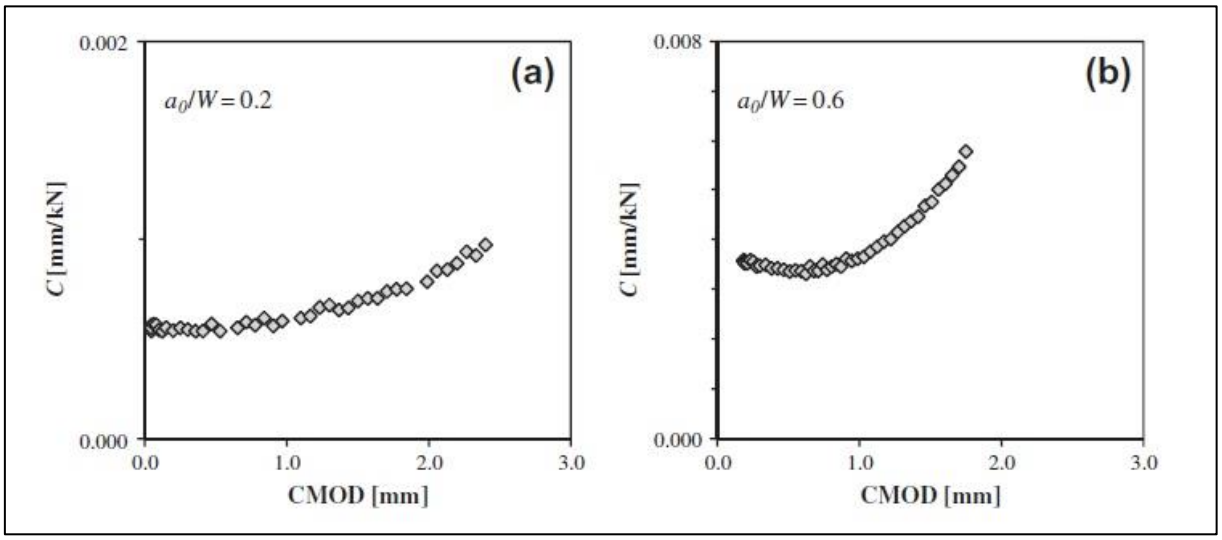
Figura 30 - Comparação de modelos 2D em EPT e EPD com valores experimentais



Fonte: Autor, "adaptado de" Tobler e Carpenter, 1985

Tratando neste momento de geometrias $SE(T)$, pode ser citado o estudo de Verstraete et al. (2013). Nesta obra, foi abordada a técnica da flexibilidade elástica no descarregamento neste tipo de corpo de prova, levando em conta fatores como plasticidade e crescimento de trinca. Foram conduzidos ensaios laboratoriais, assim como análises de elementos finitos, a fim de se comparar os resultados. Um exemplo de um resultado de ensaio está mostrado na Figura 31.

Figura 31 - Dois exemplos de resultados experimentais obtidos por Verstraete et al. (2013)

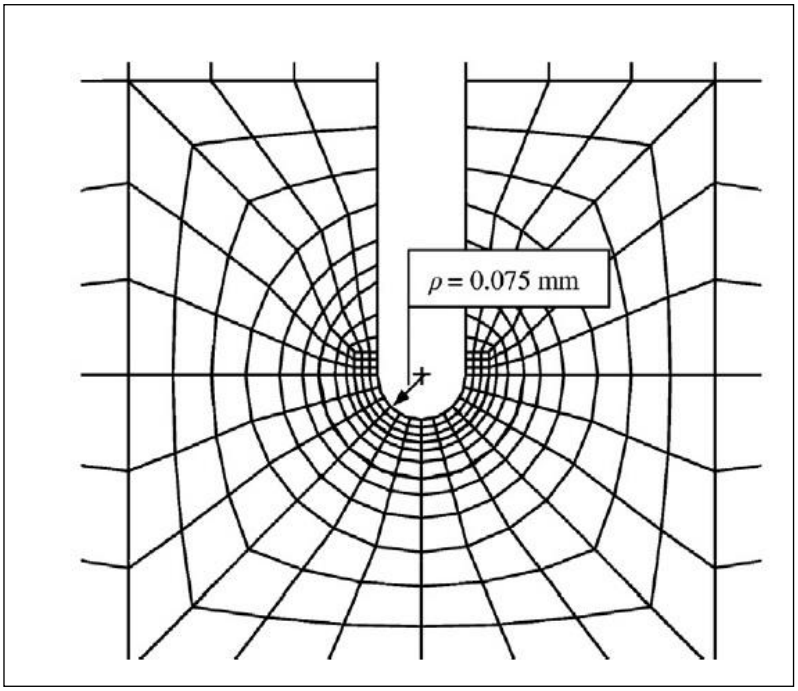


Fonte: Autor, "adaptado de" Verstraete et al., 2013
Legenda: (a) Corpo de prova T-1, trinca rasa. (b) Corpo de prova T-6, trinca funda.

Foi observada uma inicial redução na flexibilidade no estágio inicial do teste, seguida por um aumento deste valor. Este aumento foi associado pelo autor inicialmente como crescimento estável de trinca (VERSTRAETE et al, 2013).

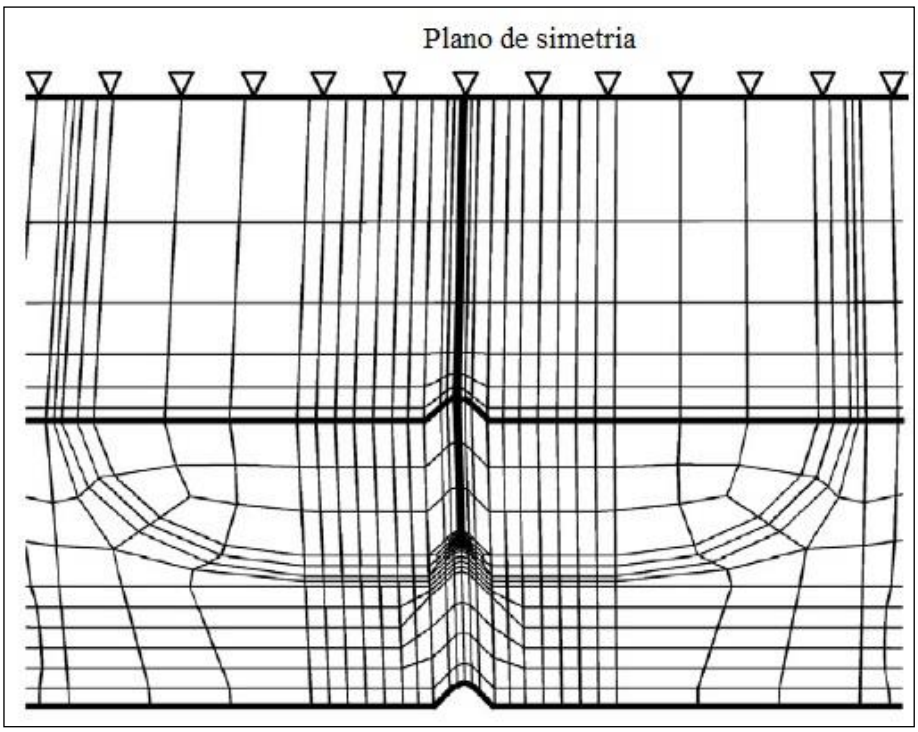
Os modelos de elementos finitos utilizados para comparação e posterior reflexão do autor foram conduzidos com geometrias idênticas às consideradas experimentalmente. Modelos lineares elásticos foram realizados para fins de validação, promovendo previsões de tamanho de trinca no trecho elástico. Posteriores análises considerando modelos elasto-plásticos foram conduzidas sem a consideração de crescimento estável de trinca. Exemplos dos modelos de elementos finitos podem ser vistos na Figura 32 e na Figura 33.

Figura 32 - Detalhamento da malha na ponta da trinca dos modelos de Verstraete et al. (2013)



Fonte: Autor, “adaptado de” Verstraete et al., 2013

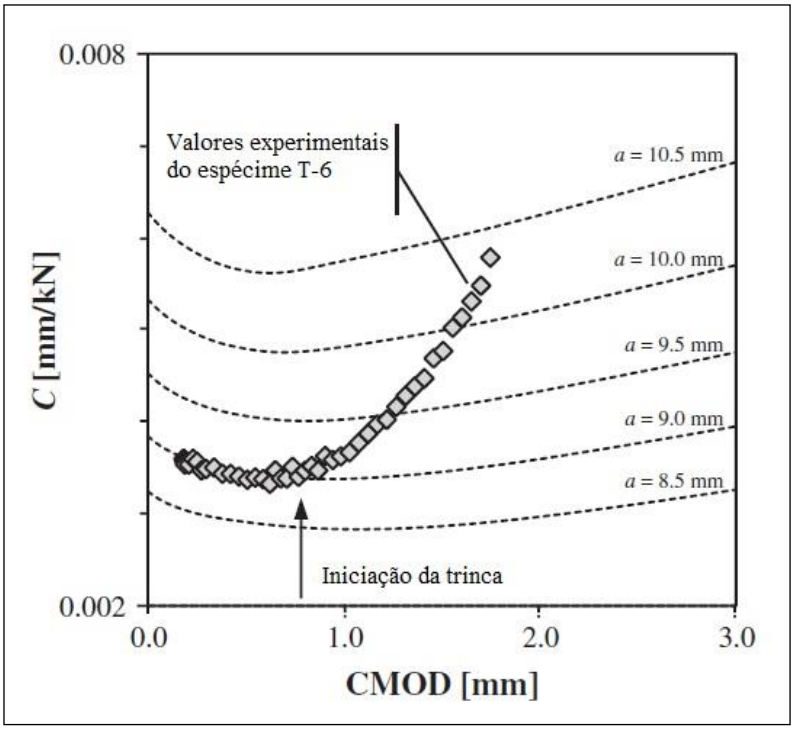
Figura 33 - Detalhamento da malha na região da trinca dos modelos de Verstraete et al. (2013)



Fonte: Autor, “adaptado de” Verstraete et al., 2013

Os resultados das análises estão mostrados a seguir na Figura 34. Os modelos de elementos finitos estão mostrados em linhas tracejadas e o corpo de prova T-6, mostrado na Figura 31 (b) representado com marcadores. Uma ótima aderência inicial com os dados experimentais é observada para o corpo de prova T-6 ($a/W = 0{,}6.\ W = 15mm, a = 9mm$). Os dados começam a divergir quando a trinca começa a se propagar no teste experimental, fator não considerado nos modelos numéricos. No entanto, apesar da execução dos modelos preverem a redução inicial da flexibilidade, estes preveem também um aumento de flexibilidade mesmo sem nenhum crescimento de trinca considerado, ou seja, modelos com trinca estacionária.

Figura 34 - Resultados dos modelos e ensaio experimental de Verstraete et al. (2013)



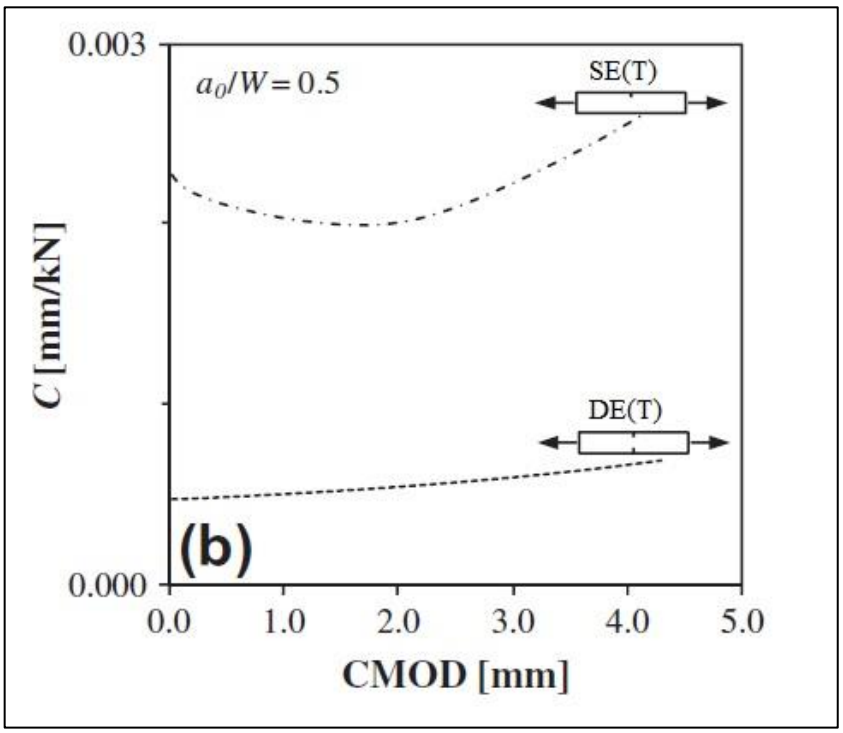
Fonte: Autor, "adaptado de" Verstraete et al., 2013
Legenda: É mostrada a comparação entre um corpo de prova real (T-6) com os resultados de modelos computacionais de elementos finitos para diversos tamanhos de trinca e trinca estacionária.

O motivo pelo qual foi observado um aumento da flexibilidade elástica nos modelos é explicado pelo autor como fruto da redução de área no plano da trinca, causada por afinamento localizado (instabilidade local), fator que deverá ocorrer nos testes experimentais simultaneamente com o crescimento estável de trinca (VERSTRAETE et al, 2013).

A diminuição da flexibilidade no início das curvas é explicada por pequena rotação no corpo de prova (e no modelo). Isto foi confirmado ao se realizar testes com modelos

numéricos representando corpos de prova duplamente entalhados, denominados $DE(T)$. Estes corpos de prova são idênticos aos $SE(T)$, com a divergência de possuírem dois entalhes ao invés de um, eliminando por completo o efeito de rotação. Nenhuma redução de flexibilidade no trecho inicial da curva foi observada nas análises (VERSTRAETE et al, 2013).

Figura 35 - Comparação de evolução da flexibilidade de modelos $SE(T)$ e $DE(T)$



Fonte: Autor, "adaptado de" Verstraete, 2013
Legenda: Não foi observada queda de flexibilidade no modelo DE(T).

2.6 SOLUÇÕES DE FLEXIBILIDADE ELÁSTICA DISPONÍVEIS NA LITERATURA

Nesta seção serão apresentadas as soluções de regressão polinomiais disponíveis na literatura para corpos de prova $C(T)$, $SE(B)$ e $SE(T)$ solicitado por garras. Serão aqui mostradas as soluções disponíveis em normas vigentes atuais bem como as últimas equações propostas ainda não contempladas por normas. Para fim de organização textual, apenas os coeficientes β_i de regressão polinomial serão mostrados, em formato de tabela, estes que seguem o equacionamento geral mostrado pela Equação 23. O parâmetro μ representa a flexibilidade normalizada, detalhada na seção 2.4.1.

$$a/W = \beta_0 + \beta_1\mu + \beta_2\mu^2 + \beta_3\mu^3 + \beta_4\mu^4 + \beta_5\mu^5 \quad (23)$$

São utilizadas como equações no estado da arte as apresentadas na obra de Moreira (2014). Neste trabalho, variações de espessura foram consideradas e são mostrados equacionamentos para $W = B$, $W = 2B$, e $W = 4B$. Será abordada aqui apenas a segunda, $W = 2B$, uma vez que esta é a proporção geométrica recomendada pela ASTM. Ainda, uma conclusão que este trabalho apresenta é que existe pouca variação da flexibilidade com a espessura, fazendo com que seja razoável apenas uma equação para a descrição de todas as condições.

2.6.1 Soluções para corpo de prova $C(T)$

Sendo o $C(T)$ contemplado pelas normas vigentes da ASTM (vide ASTM E1820 (2013) e ASTM E647 (2013)), abaixo está mostrada na Tabela 1 a solução disponível nestas normas para estimativa de tamanho de trinca para esta geometria. Os coeficientes abaixo implicam que o carregamento e o $CMOD$ sejam aferidos na linha de carga (LLD), e a validade desta equação é contida no intervalo de $0{,}2 \leq a/W \leq 0{,}975$.

Tabela 1 - Coeficientes β_i de regressão do polinômio de flexibilidade elástica para a geometria C(T) segundo a ASTM E1820 (2013)

β_0	1,000196
β_1	-4,06319
β_2	11,242
β_3	-106,043
β_4	464,335
β_5	-650,667

Fonte: ASTM E1820, 2013

Outras soluções para esta geometria, ainda não normalizadas, estão disponíveis na literatura. É entendido pelo autor que o trabalho de Moreira (2014) apresenta as soluções mais atuais para as geometrias abordadas nesta dissertação. Segundo Moreira, a solução para o corpo de prova $C(T)$ e $W = 2B$, com carregamento e $CMOD$ também aferidos na linha de carga segue a Tabela 2.

Tabela 2 - Coeficientes β_i de regressão do polinômio de flexibilidade elástica de flexibilidade elástica para a geometria $C(T)$ segundo Moreira (2014)

β_0	0,92388
β_1	1,30496
β_2	-25,81199
β_3	134,68697
β_4	-277,5005
β_5	222,36279

Fonte: Moreira, 2014

2.6.2 Soluções para corpo de prova $SE(B)$

Analogamente ao $C(T)$, a geometria $SE(B)$ também é contemplada pelas normas ASTM vigentes. No entanto, ao contrário da anterior, são exibidas na ASTM E1820 (2013) duas soluções para esta geometria, sendo uma para trincas rasas ($0{,}05 \leq a/W \leq 0{,}45$) mostrada na Tabela 3 e outra para trincas profundas ($0{,}45 < a/W$), mostrada na Tabela 4. O carregamento nestas equações é medido na linha de carga e o $CMOD$ na ponta da trinca.

Tabela 3 - Coeficientes β_i de regressão do polinômio de flexibilidade elástica para a geometria $SE(B)$ e trinca rasa segundo a ASTM E1820 (2013)

β_0	1,01878
β_1	-4,5367
β_2	9,0101
β_3	-27,333
β_4	74,4
β_5	-71,489

Fonte: ASTM E1820, 2013

Tabela 4 - Coeficientes β_i de regressão do polinômio de flexibilidade elástica para a geometria $SE(B)$ e trinca funda segundo a ASTM E1820 (2013)

β_0	0,999748
β_1	-3,9504
β_2	2,9821
β_3	-3,21408
β_4	51,51564
β_5	-113,031

Fonte: ASTM, 2013

A solução proposta por Moreira (2014) para a geometria $SE(B)$ e $W = 2B$ é também apresentada na Tabela 5, sendo esta a mais atual para a geometria $SE(B)$ considerada pelo autor. As condições de carregamento e $CMOD$ são as mesmas da ASTM E1820 (2013).

Tabela 5 - Coeficientes β_i de regressão do polinômio de flexibilidade elástica para geometria $SE(B)$ segundo Moreira (2014)

β_0	0,98543
β_1	-3,45698
β_2	-1,89955
β_3	21,22081
β_4	-24,84443
β_5	5,50667

Fonte: Moreira, 2014

2.6.3 Soluções para corpo de prova $SE(T)$ solicitado por garras

Algumas peculiaridades podem ser observadas quanto às soluções de flexibilidade elástica para geometria $SE(T)$. Inicialmente, esta não é contemplada pelas normas vigentes da ASTM, sendo apenas encontrada na DNV-RP-F108 (2006). No entanto, esta norma não descreve um polinômio para previsão de tamanho instantâneo de trinca, propondo uma solução direta para J ou $CTOD$, o que não é de interesse do presente trabalho. Ainda, é mostrado por Cravero (2007) que equações de flexibilidade para $SE(T)$ solicitado por pinos não dependem de H/W, o que não é observado na variação solicitada por garras, que mostra forte dependência de H/W. Novamente, o trabalho de Moreira (2014) será utilizado como

referência de solução mais atual para a geometria $SE(T)$ solicitada por garras e $W = 2B$. As equações de flexibilidade para $H/W = 6$ e $H/W = 10$ estão mostradas na Tabela 6. As condições de aferição de carregamento e $CMOD$ para a equação exibida são idênticas às citadas para a geometria $SE(B)$.

Tabela 6 - Coeficientes β_i do polinômio de flexibilidade elástica para a geometria $SE(T)$ solicitado por garras segundo Moreira (2014)

H/W	**6**	**10**
β_0	2,03052	1,71258
β_1	-11,97458	-10,1233
β_2	42,86594	39,67951
β_3	-97,81218	-99,63751
β_4	118,6542	129,92785
β_5	-57,23724	-66,46462

Fonte: Moreira, 2014

3 METODOLOGIA

Nesta seção será mostrada a metodologia utilizada para avaliar os efeitos do tunelamento e plasticidade na técnica de medição de tamanho instantâneo de trinca por meio da flexibilidade elástica no descarregamento. Este capítulo será dividido em seis partes, sendo estas: geometrias utilizadas, notação, materiais, modelos de elementos finitos, tratamento de dados e matriz de modelos computacionais.

3.1 GEOMETRIAS UTILIZADAS

Já descritas no título do trabalho, as geometrias alvo de estudo serão a $C(T)$, $SE(B)$ e $SE(T)$ solicitada por garras. Detalhes sobre estas foram mostrados na seção 2.2. A escolha pela inclusão das geometrias $C(T)$ e $SE(B)$ se deve à sua popularidade em ensaios práticos e trabalhos acadêmicos sobre mecânica da fratura. Ainda, estas são contempladas pelas normas vigentes da ASTM e foram alvo de estudos constantes de trabalhos do grupo de pesquisa onde o presente trabalho está inserido. A terceira geometria, $SE(T)$ solicitada por garras, foi escolhida pela similaridade de campo de tensões e deformações desta com dutos trincados (MOREIRA e DONATO, 2010).

Quanto ao dimensional dos corpos de prova modelados, foi decidido seguir os parâmetros adotados por Moreira (2014), uma vez que o trabalho citado é precursor do atual nesta linha de pesquisa. Os parâmetros abaixo são válidos para as três geometrias estudadas.

São parâmetros geométricos fixados:

a) A largura do corpo de prova $W = 50{,}8\ mm$;
b) A distância livre entre garras do corpo de prova $SE(T)_c$ (do inglês, "*daylight lenght*") $H = 10.W$.

São parâmetros variáveis:

a) O tamanho relativo de trinca ($a/W = 0{,}2, 0{,}5\ e\ 0{,}7$);
b) A espessura dos corpos de prova ($B = 12{,}7, 25{,}4\ e\ 50{,}8\ mm$);
c) O nível de tunelamento ($T = 0, 1, 2, 4\ e\ 6\ mm$) (detalhes na seção 3.4.4).

As espessuras consideradas possuem respectivamente relação de um quarto, metade e igualdade à largura. O nível de tunelamento é interpretado como sendo a diferença entre o ponto que representa a trinca mais rasa (lateral do corpo de prova) e mais profunda (centro do corpo de prova), mantendo a média da ASTM de trinca retilínea equivalente para serem comparáveis entre vários níveis de curvatura. As demais características dimensionais dos modelos seguiram as recomendações descritas na ASTM E1820 (2013) para os respectivos corpos de prova.

3.2 NOTAÇÃO

Sabendo da ampla quantidade de modelos a serem desenvolvidos nesta obra, se mostra necessária a criação de uma notação de fácil interpretação para identificação destes. A notação utilizada consiste em mostrar:

a) A geometria ($CT, SEB\ e\ SET$);
b) A profundidade relativa de trinca ($02, 05, e\ 07$);
c) A espessura do corpo de prova ($W1B, W2B\ e\ W4B$);
d) O nível de tunelamento ($T0, T1, T2, T4\ e\ T6$);
e) O material em estudo ($N5, N10\ e\ N20$).

Sendo o passo (d) exclusivo para modelos criados para análises com tunelamento e o passo (e) exclusivo para modelos com plasticidade.

A construção do nome do modelo seguiu a ordem especificada acima. Exemplificando, um modelo $CT05W4BN10$ consiste em corpo de prova $C(T)$, com profundidade relativa de trinca 0,5 e espessura $B = W/4$, ou seja, sabendo que a largura W de todos os modelos foi fixada em $50{,}8\ mm$, $W4B$ representa a espessura de $12{,}7\ mm$ e material com encruamento $n = 10$ (material $ESO500N10$, mais detalhes na seção 3.3 deste trabalho). Outro exemplo, $SET07W2BT4$ representa corpo de prova $SE(T)_c$, com profundidade relativa de trinca 0,7, espessura de $25{,}4\ mm$ e tunelamento de $4\ mm$.

3.3 MATERIAIS

A escolha dos materiais para este estudo foi baseada nos trabalhos passados do grupo de pesquisa. Todos os materiais utilizados seguem o critério de plasticidade incremental J_2 de von Mises e tem modelo constitutivo de tensões e deformações segundo a Lei de Hooke no trecho linear e lei de potência no regime plástico, mostrados respectivamente nas Equações 24 e 25 (DOWLING, 2007).

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0}, \quad \varepsilon < \varepsilon_0, \tag{24}$$

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^n, \quad \varepsilon \geq \varepsilon_0, \tag{25}$$

onde:

ε_0 = Deformação de referência, nesse caso adotado como deformação no escoamento (Offset 0,2%);

σ_0 = Tensão de referência, considerada como sendo a tensão no escoamento;

n = expoente de encruamento do material.

Para o estudo da plasticidade, optou-se por usar materiais representativos de aços estruturais de diferentes níveis de encruamento e resistência, com características exibidas na Tabela 7 e curvas mostradas na Figura 36. A notação ESO representa a relação do módulo de elasticidade com o limite de escoamento.

Tabela 7 - Materiais utilizados nas análises com plasticidade

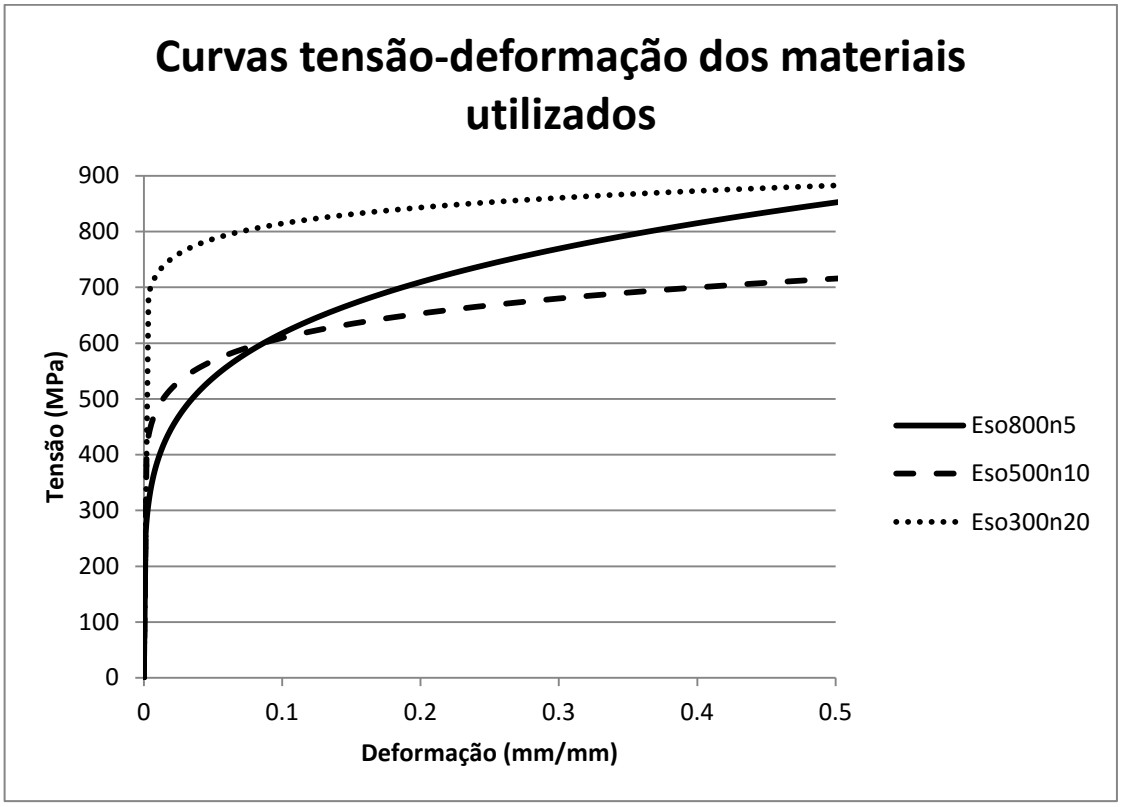
Material	$\boldsymbol{E\ (GPa)}$	$\boldsymbol{\nu}$	$\boldsymbol{\sigma_0\ (MPa)}$	$\boldsymbol{n}$
Eso800n5	206	0.3	257	5
Eso500n10	206	0.3	412	10
Eso300n20	206	0.3	687	20

Fonte: Autor

Para o estudo do tunelamento, foram conduzidas apenas análises lineares elásticas. O método da flexibilidade elástica no descarregamento não prevê efeito de plasticidade, e é desejado neste trabalho um entendimento distinto dos efeitos de plasticidade

e tunelamento. Sabendo disso, foi considerado um material linear elástico com características elásticas iguais aos citados na Tabela 7.

Figura 36 - Curvas tensão-deformação dos materiais utilizados neste trabalho



Fonte: Autor

3.4 MODELOS DE ELEMENTOS FINITOS

Como principal ferramenta utilizada neste trabalho, é de suma importância que os modelos de elementos finitos utilizados fossem adequados para atingir o objetivo desejado. Um equilíbrio entre refinamento de malha e tipo de elemento utilizado se mostra necessário uma vez que a utilização de elementos com formulações complexas aliadas a refinamento excessivo de malha pode retardar o tempo de processamento dos modelos, assim como o contrário pode retornar resultados insatisfatórios.

Para tal, foi explorada a literatura para determinar a melhor maneira de desenvolver modelos que retornassem com precisão valores de carregamento remoto e abertura da boca da trinca, possibilitando o cálculo da flexibilidade. É observado na Figura 29 referente à obra de Tobler e Carpenter (1985) que um modelo bidimensional constituído de elementos com

interpolação quadrática com oito nós em EPT caracterizava de forma satisfatória a flexibilidade, mesmo sendo um modelo relativamente simples considerando as capacidades computacionais atuais. Em contrapartida, o trabalho realizado por Huang e Zhou (2015) utilizou modelos tridimensionais com alto refinamento e munidos de elementos hexaédricos de vinte nós com interpolação quadrática para análises lineares elásticas e elementos hexaédricos de oito nós com interpolação linear para análises envolvendo plasticidade, sendo esta última justificada para aumentar a eficiência computacional, ou seja, reduzindo drasticamente o tempo de análise. Ficou evidenciado ainda que a utilização de elementos hexaédricos quadráticos de oito nós com interpolação linear é adequada para cálculo de J, ou seja, é capaz de descrever o comportamento observado em laboratório (HUANG e ZHOU, 2015). Adicionalmente, a utilização de modelos tridimensionais com elementos hexaédricos de oito nós e interpolação linear pode ser observada no trabalho de Moreira (2014), que envolveu também cálculo de flexibilidade elástica.

3.4.1 Tipo de elemento utilizado

Sabendo das considerações citadas no parágrafo anterior aliadas à observação de outros trabalhos do mesmo assunto, foi definido o tipo de elemento a ser utilizado neste trabalho. Por motivos de uniformidade de abordagem, tanto para análises de tunelamento quando plasticidade, ou seja, análises lineares elásticas e elasto-plásticas foram construídas malhas utilizando elementos tridimensionais de oito nós com interpolação linear. A representatividade destes modelos foi determinada utilizando validação baseada nas equações de flexibilidade elástica disponíveis na literatura, sendo para $SE(B)$ e $C(T)$ as equações normalizadas pela ASTM e para $SE(T)_c$ a de Moreira (2014). Se a flexibilidade elástica calculada de um modelo fosse inserida em sua respectiva equação de previsão de trinca, esta deverá retornar com o valor de tamanho de trinca inserido no modelo. Para exemplificar, na Tabela 8 estão mostradas quatro análises de modelos com tamanho relativo de trinca de $0{,}5$, sendo duas elásticas lineares (EL) e duas elasto-plásticas (EP). A previsão de tamanho relativo de trinca retornou com erros inferiores a $1{,}5\%$, sendo assim os modelos tridimensionais com elementos de oito nós e interpolação linear foram considerados suficientes para a caracterização necessária pelo autor. O cálculo do erro se deu pela seguinte equação:

$$E\% = \frac{|a/W_{real} - a/W_{previsto}|}{a/W_{real}} \tag{26}$$

Tabela 8 - Comparação de tamanho relativo de trinca inserido com previsto

Modelo	Tipo de análise	Flexibilidade mm/N	Flexibilidade normalizada	Previsão de a/w	a/W Real	Erro (%)
SEB05W2B	EP	6,548E-06	0,14591	0,4927	0,5	-1,45
	EL	6,551E-06	0,14589	0,4928		-1,44
SET05W2B	EP	1,338E-06	0,27426	0,4988		-0,24
	EL	1,351E-06	0,27330	0,5008		0,16

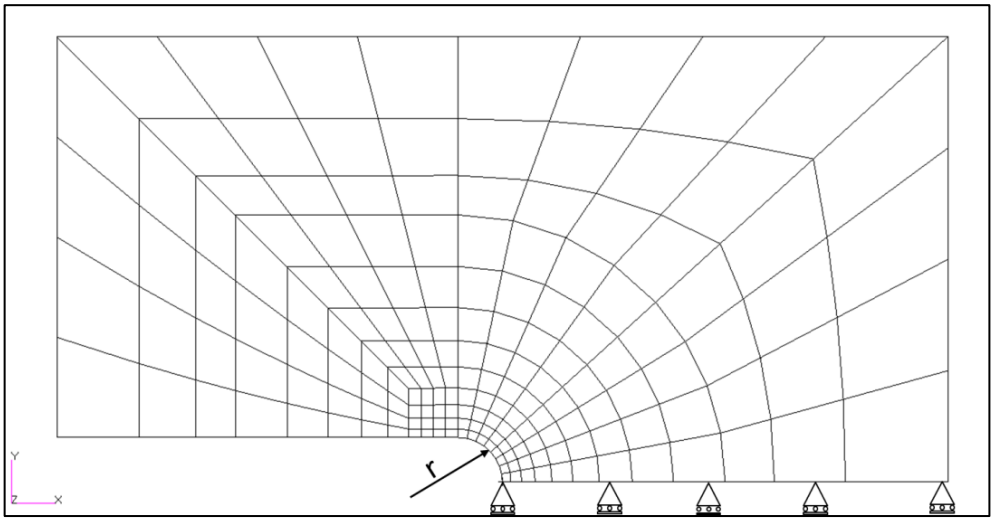
Fonte: Autor
Legenda: Erro (%) é o desvio porcentual do tamanho de trinca previsto (previsão de a/W) com o inserido no modelo (a/W real).

3.4.2 Construção da malha

Quanto à construção da malha, é sabido que esta pode influenciar fortemente nos resultados. Para sua construção, foi utilizado o programa MSC PATRAN®, e foi seguido um procedimento rígido, sendo o primeiro passo a definição do tipo da malha na região da ponta da trinca. Foi construída então uma malha bidimensional do tipo "teia de aranha" (do inglês, "*spider web mesh*") nesta região (Figura 37), que se estende até a lateral mais próxima do corpo de prova. Exemplificando, um modelo com $a/W = 0{,}5$ possui tamanho de trinca de $25{,}4\ mm$, ou seja, a lateral mais próxima está a $25{,}4\ mm$ de distância, sendo este o tamanho da malha tipo "teia de aranha". Outro modelo com $a/W = 0{,}7$ possui tamanho de trinca de $35{,}56\ mm$, mostrando que a lateral mais próxima está a $15{,}24\ mm$ de distância, sendo este o tamanho da malha "teia de aranha".

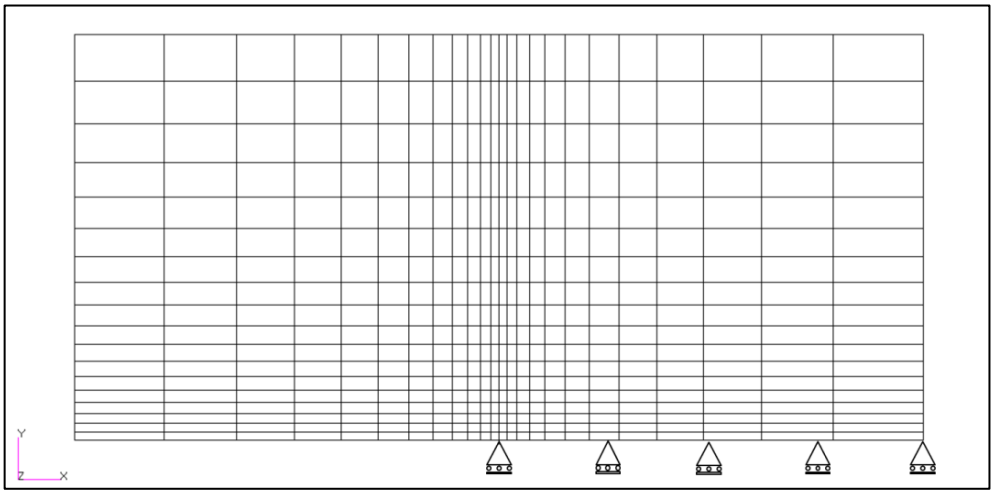
Ainda sobre a malha na ponta da trinca, uma explicação sobre o raio de ponta r é necessária. Para modelagem de uma trinca com singularidade de raio de ponta tendendo a zero existem primariamente dois métodos. O primeiro é a utilização de uma trinca com raio de ponta finito muito pequeno (Figura 37). O segundo método é a utilização de uma malha retilínea, sem raio de ponta finito, de modo que caracterize uma trinca com o auxílio das condições de contorno (em um modelo simétrico, restrição translacional no eixo vertical para os nós do ligamento remanescente) necessárias no modelo (Figura 38), sendo este de mais simples construção.

Figura 37 - Desenho esquemático de malha “teia de aranha” para modelagem da ponta da trinca



Fonte: Autor

Figura 38 - Desenho esquemático de malha retilínea para modelagem da ponta da trinca



Fonte: Autor

A avaliação de qual tipo de raio de ponta utilizar foi dada também com validação das equações de previsão de tamanho de trinca, de modo semelhante ao realizado na Tabela 8. São exibidos na Tabela 9 os resultados de flexibilidade elástica que comparam a previsão de tamanho de trinca para malhas construídas com raio de ponta $0{,}0005$, $0{,}005$ e $0{,}05\ mm$, bem como uma malha retilínea.

Tabela 9 - Comparação de resultados de previsão de tamanho de trinca com diversos tipos de malha

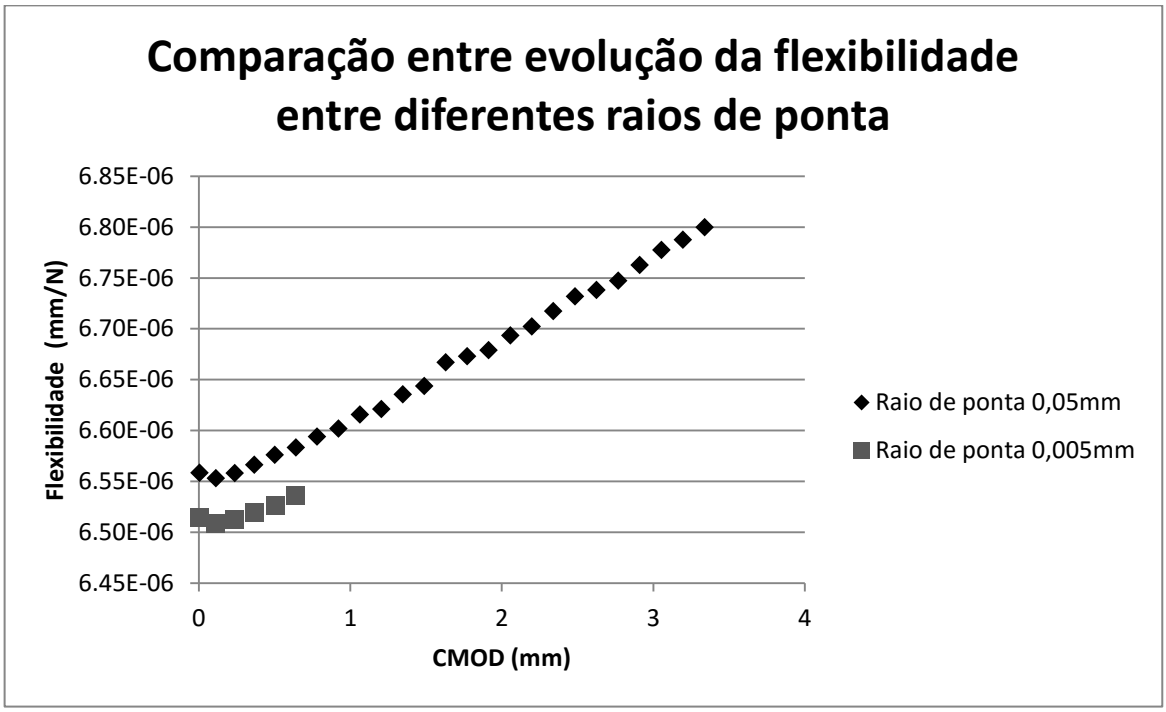
Modelo	Tipo de Malha	Flexibilidade mm/N	Flexibilidade normalizada	Previsão de a/w
SEB05W2B	Raio de ponta 0,05mm	6,559E-06	0,14581	0,4930
	Raio de ponta 0,005mm	6,514E-06	0,14624	0,4918
	Raio de ponta 0,0005mm	6,548E-06	0,14591	0,4927
	Malha reta	6,556E-06	0,14584	0,4929

Fonte: Autor

Baseado na tabela acima foi concluído que a utilização de malha com raio de ponta finito ou malha reta desempenharam de forma similar, sendo que a variação do raio de ponta dentro da margem dimensional considerada não influenciou de maneira significativa na previsão do tamanho de trinca. Foi então decidido utilizar a malha com raio de ponta $0{,}05mm$ para todas as análises de tunelamento e plasticidade, uma vez que esta caracterizava de forma satisfatória o tamanho de trinca (que também foi observado em geometria $SE(T)_c$) e esta configuração deverá exigir menor recurso computacional para execução dos modelos.

Reforçando a justificativa para utilização de raio de ponta $0{,}05mm$, para o estudo da plasticidade foi observada limitação computacional para utilização de raio de ponta muito pequeno e consequentemente elementos com dimensões drasticamente reduzidas. As análises envolvendo considerações elasto-plásticas apresentavam erros constantes de convergência numérica quando realizadas com raio de ponta $0{,}0005mm$, estes que puderam ser praticamente eliminados com a utilização de raios de ponta maiores. Na Figura 39 está mostrado um gráfico da comparação de uma análise elasto-plástica para um mesmo modelo com raios de ponta distintos, com escala bastante ampliada. Pode ser observado que o efeito da plasticidade pode ser avaliado de maneira mais completa quando utilizada malha com raio de ponta $0{,}05mm$, o que não foi possível com malhas mais refinadas devido à incapacidade computacional. Concluindo, foi determinado que a execução dos modelos elasto-plásticos para estudo da plasticidade seriam conduzidos com malha “teia de aranha” com raio de ponta $0{,}05\ mm$, o que é condizente com outros trabalhos observados na literatura (VERSTRAETE et al., 2013).

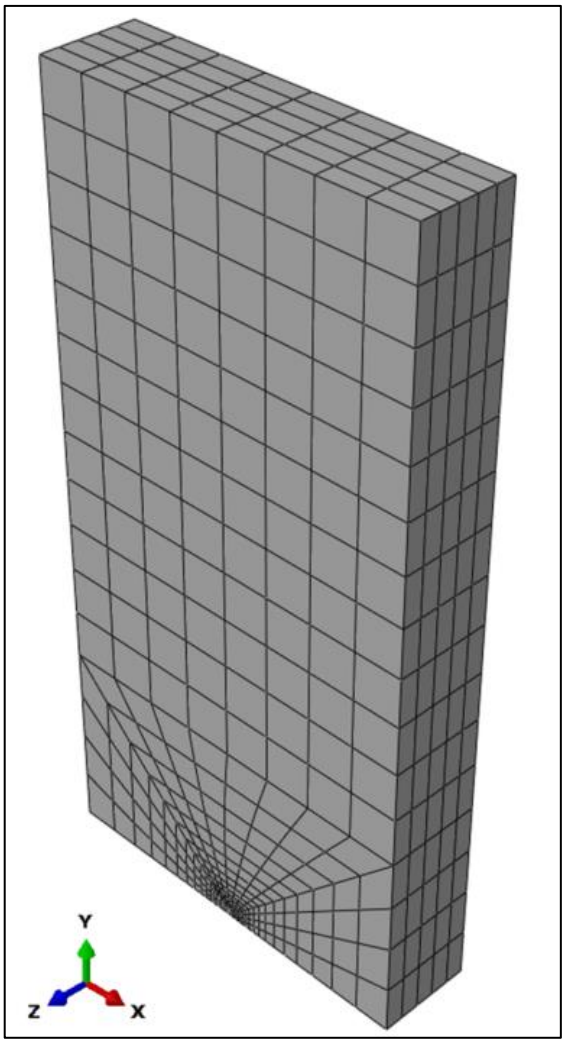
Figura 39 - Comparação de análise elasto-plástica com variação de raio de ponta de trinca



Fonte: Autor
Legenda: A utilização de raio de ponta 0,0005mm não foi mostrada pela inviabilidade numérica.

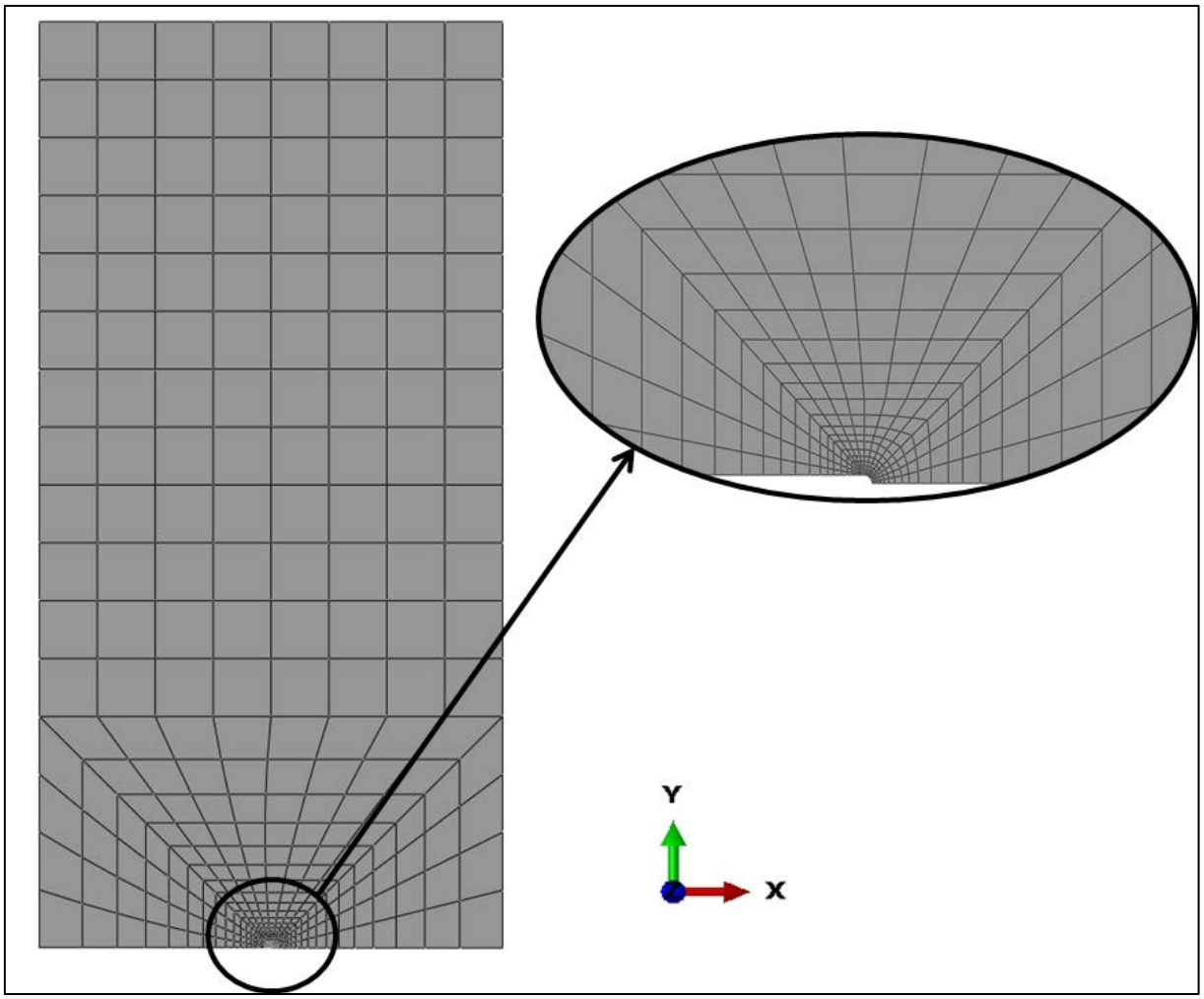
O restante do modelo foi construído utilizando elementos de mesma dimensão das fronteiras da malha "teia de aranha". Finalizada a malha bidimensional, foi construída a malha tridimensional na espessura com cinco elementos e seis nós de tamanho uniforme para as análises elasto-plásticas. Para os modelos utilizados no estudo do tunelamento e análises elásticas lineares foram utilizados 10 elementos e 11 nós, variando de forma linear com a espessura, de modo que as bordas do corpo de prova fossem mais refinadas que o centro e pudessem descrever melhor a curvatura da frente de trinca. Um exemplo de malha utilizada pode ser visto nas Figuras 40 e 41.

Figura 40 - Desenho esquemático de malha utilizada em geometria $SE(B)$ para estudo da plasticidade (cinco elementos na espessura)



Fonte: Autor

Figura 41 - Desenho esquemático de malha utilizada em geometria $SE(B)$ com destaque na região da trinca



Fonte: Autor

3.4.3 Condições de contorno

Para finalização da construção dos modelos de elementos finitos são necessárias as condições de contorno e vinculações pertinentes. Para ambos os tipos de análises foram construídos modelos simétricos no plano da trinca e na espessura, resultando em apenas um quarto do corpo de prova a ser modelado. Isto pode ser feito devido à simetria dos modelos, mesmo os utilizados para estudo de tunelamento, que foram construídos baseados em trincas simétricas como observado na literatura (NIKISHKOV, HEERENS e HELLMANN, 1999).

Foi então determinado:

a) Restrição translacional no eixo Y para o ligamento remanescente no plano da trinca, gerando a simetria no eixo Y (Figura 42 (a), Figura 43 (a) e Figura 44 (a));
b) Restrição translacional no eixo Z para os elementos do plano central do corpo de prova, gerando a simetria na espessura (Figura 42 (b), Figura 43 (b) e Figura 44 (b));
c) Para geometria $SE(B)$, restrição translacional no eixo X nos nós que representam o apoio nos roletes (Figura 42 (c));
d) Para geometria $SE(T)_c$, restrição translacional em X nos nós que representam a solicitação por garras (Figura 43 (c)).

O carregamento utilizado nos modelos foi gerado por meio de deslocamento, de forma que em cada passo da simulação um deslocamento de $0{,}001\ mm$ foi aplicado ao modelo. Para as geometrias $SE(B)$ e $SE(T)_c$, este deslocamento foi aplicado nos nós que representam o ponto de aplicação de carga, sendo o $SE(B)$ os nós da superfície do ligamento remanescente (Figura 42 (d)) e $SE(T)_c$ os nós que representam a solicitação por garras (Figura 43 (c)). Para o $C(T)$, o carregamento foi aplicado a partir do contato pino-corpo de prova (Figura 44 (c)). O pino foi desenvolvido com elementos bidimensionais rígidos, e o atrito tangencial entre pino e corpo de prova foi de 0,15.

Para o estudo de plasticidade, descarregamentos parciais são necessários ao longo do processo. Um esquema de carregamento especial foi elaborado segundo a Tabela 10 que segue lógica parecida com o método experimental para determinação de curvas R por meio de técnica monoespécime.

Tabela 10 - Esquema de carregamento para simulações envolvendo plasticidade

Etapa	**Número de passos**	**Deslocamento aplicado por passo (mm)**	**Deslocamento total na etapa (mm)**
Inicial	100	0,002	0,2
Descarregamento	100	-0,001	-0,1
Recarregamento	100	0,003	0,3

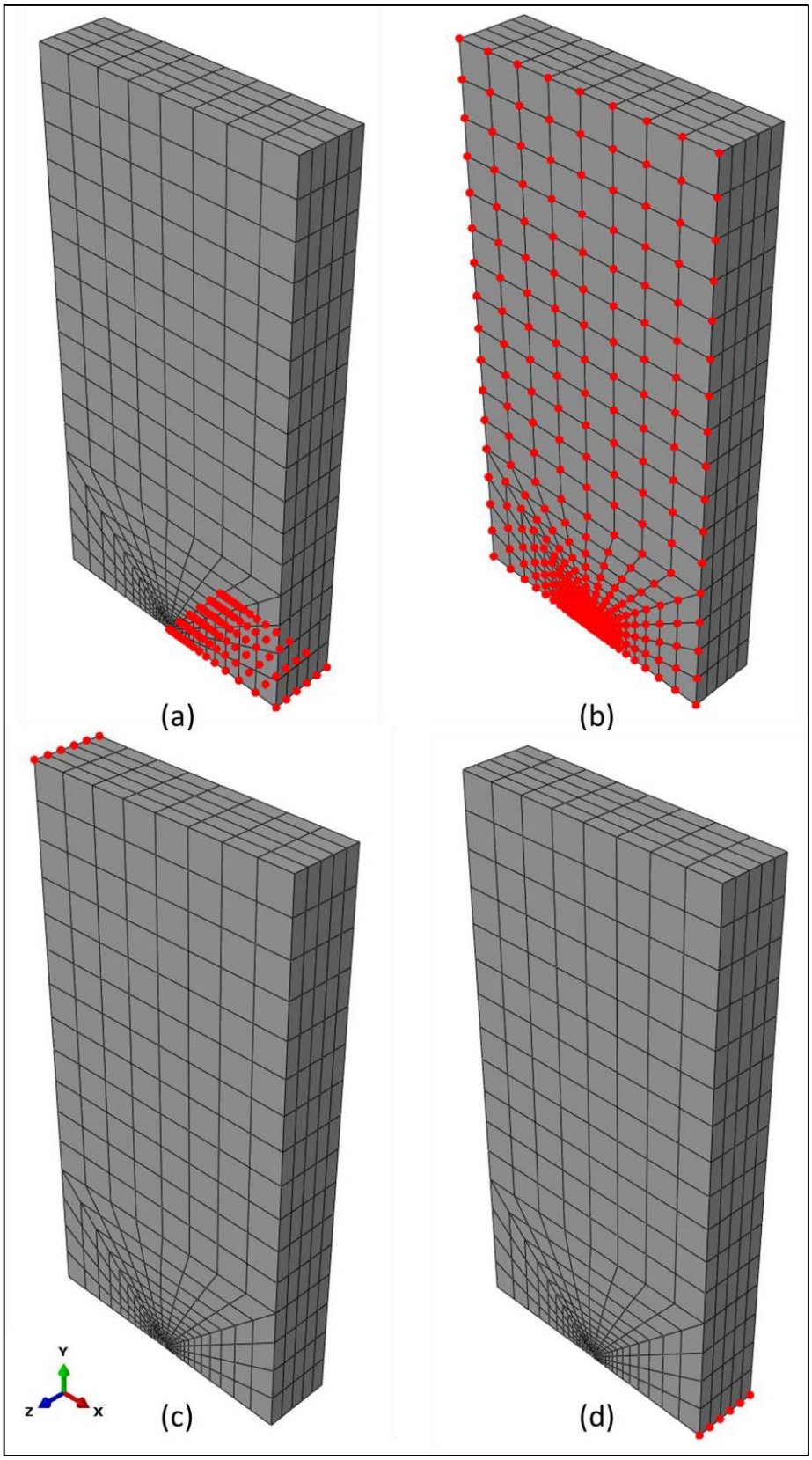
Fonte: Autor

Complementando a Tabela 10, ciclos de descarregamento e carregamento continuaram existindo até totalizar 5000 passos, resultando em até 24 ciclos. É esperado atingir um CMOD

entre 3 e 4 mm para os modelos com profundidade relativa de trinca 0,5, valor que é observado em outros trabalhos da literatura (VERSTRAETE et al., 2013).

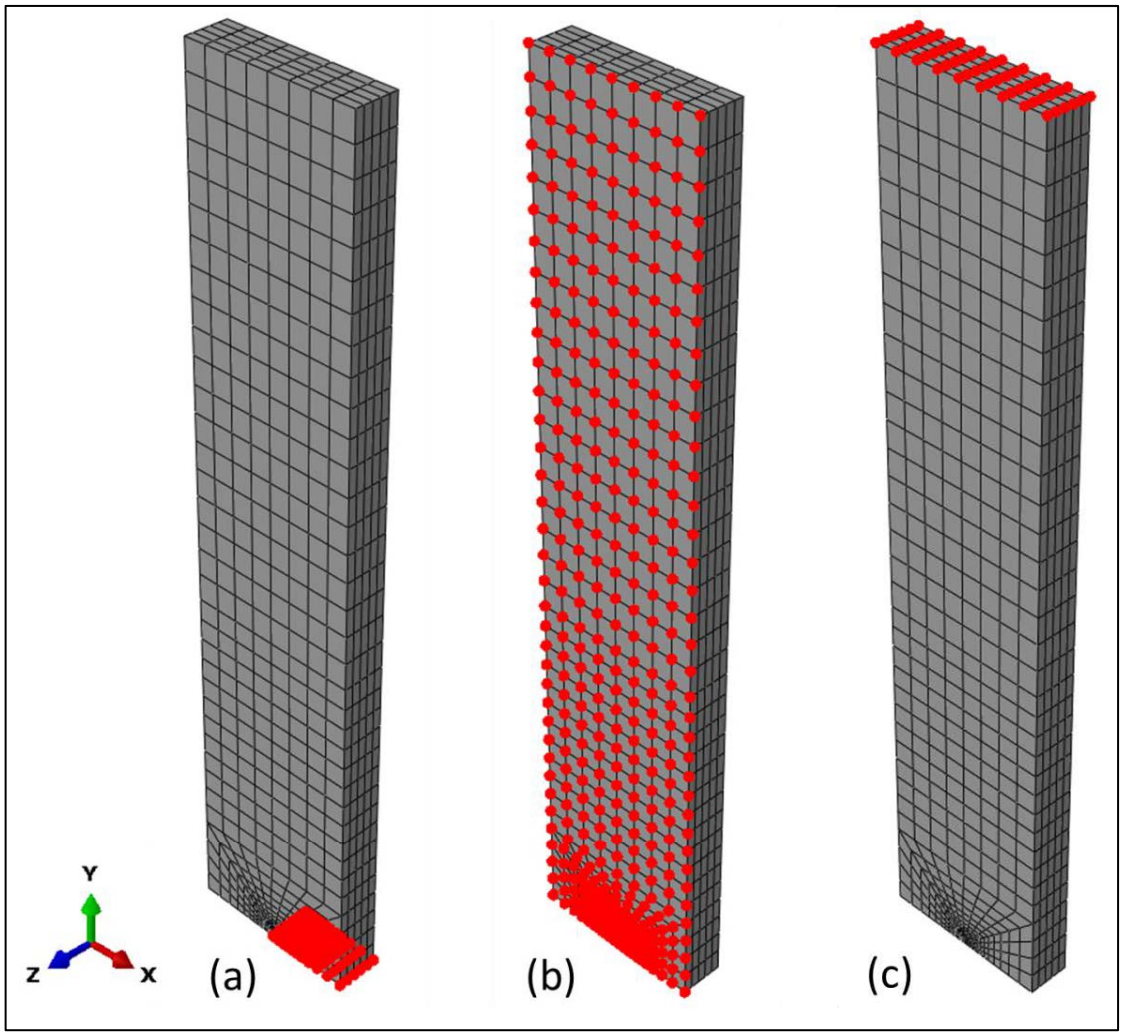
Apesar do esquema de carregamento se mostrar adequado para a maioria dos modelos, não foi possível viabilizar a imposição de um $CMOD$ elevado nos modelos $C(T)$ com profundidade relativa de trinca 0,2 e 0,5. Para estes, foi elaborado um carregamento reduzido, mostrado na Tabela 11. Tal impossibilidade foi consequência de falha de convergência dos modelos numéricos.

Figura 42 - Nós que representam as condições de contorno impostas à corpos de prova de geometria $SE(B)$



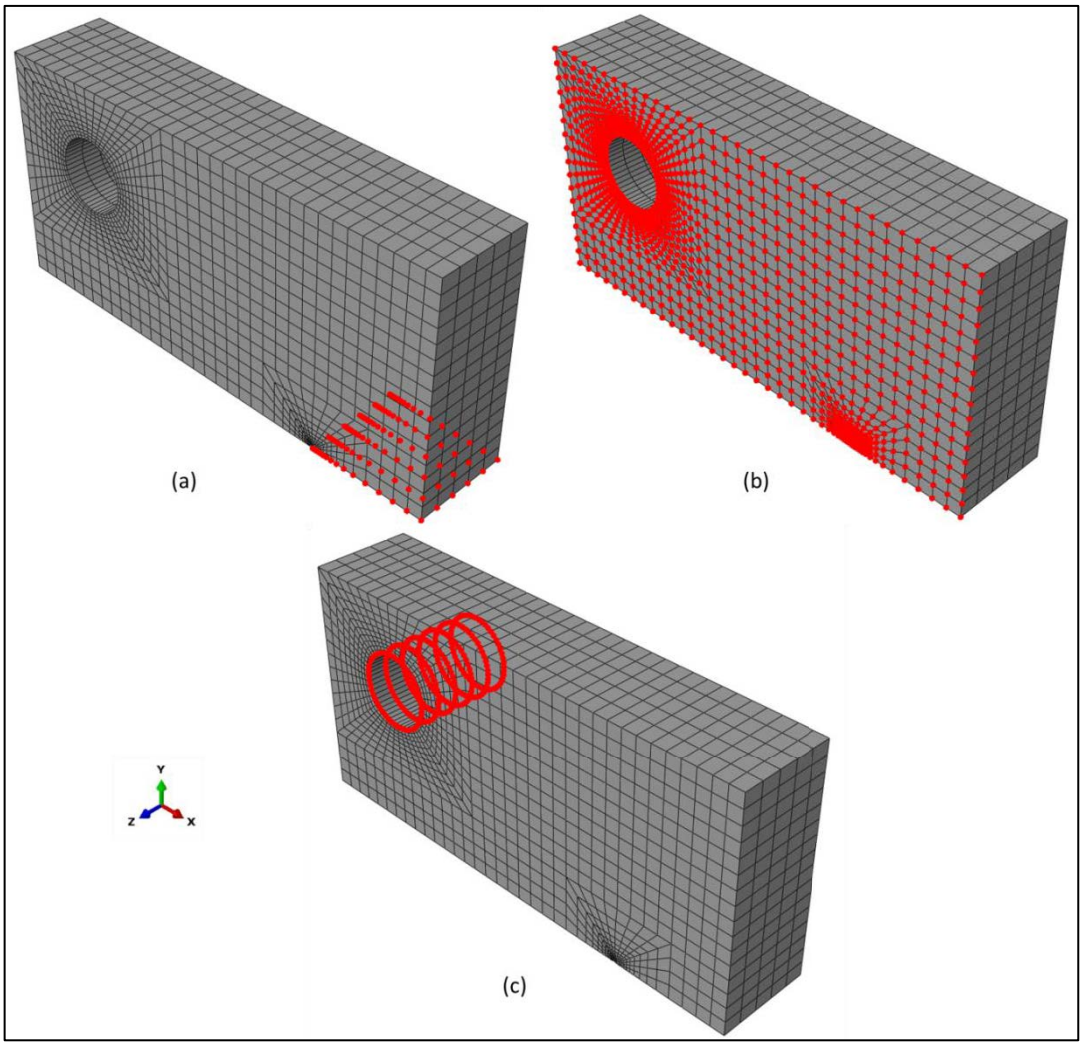
Fonte: Autor
Legenda: (a) simetria em Y. (b) simetria em Z. (c) apoio em X. (d) carregamento em X.

Figura 43 - Nós que representam as condições de contorno impostas à corpos de prova de geometria $SE(T)_c$



Fonte: Autor
Legenda: (a) simetria em Y. (b) simetria em Z. (c) apoio em X e carregamento em Y.

Figura 44 - Nós que representam as condições de contorno impostas à corpos de prova de geometria $C(T)$



Fonte: Autor
Legenda: (a) simetria em Y. (b) simetria em Z. (c) contato com o pino (carregamento em Y).

Tabela 11 - Esquema de carregamento reduzido para simulações com plasticidade de modelos $C(T)$ com trinca rasa ($a/W = 0{,}2$) e média ($a/W = 0{,}5$)

Etapa	**Número de passos**	**Deslocamento aplicado por passo (mm)**	**Deslocamento total na etapa (mm)**
Inicial	100	0,0004	0,04
Descarregamento	100	-0,0001	-0,01
Recarregamento	100	0,0003	0,03

Fonte: Autor

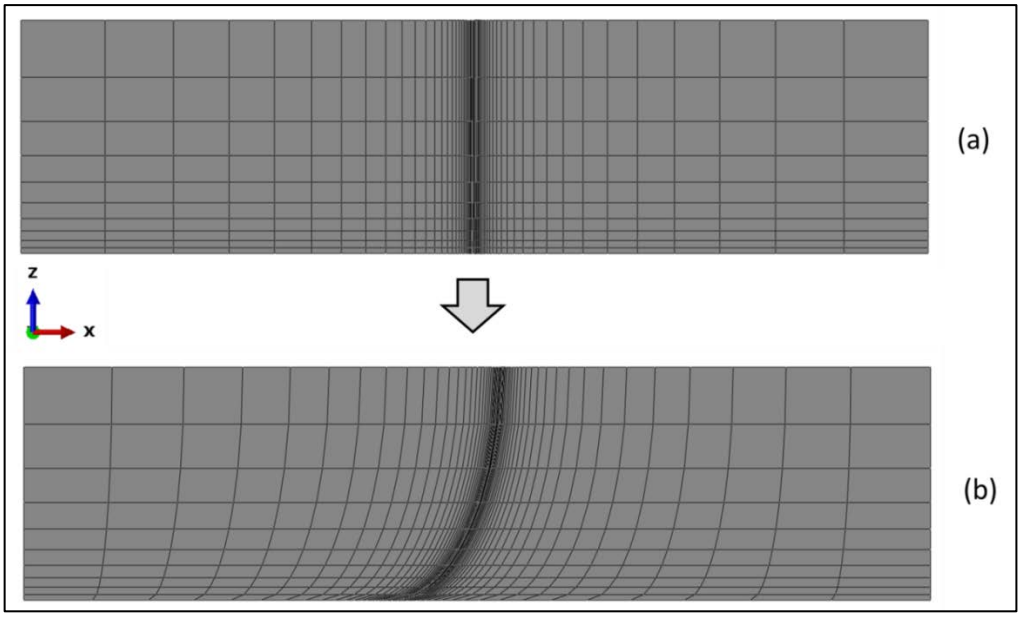
Para o estudo do tunelamento apenas análises elásticas lineares são necessárias. Sabendo que computacionalmente não existe diferença em calcular a flexibilidade no

carregamento ou descarregamento, foi aplicado um deslocamento de $0{,}2\ mm$ nos modelos com tunelamento e a flexibilidade foi então determinada.

3.4.4 Distorção da malha para construção de modelos tunelados

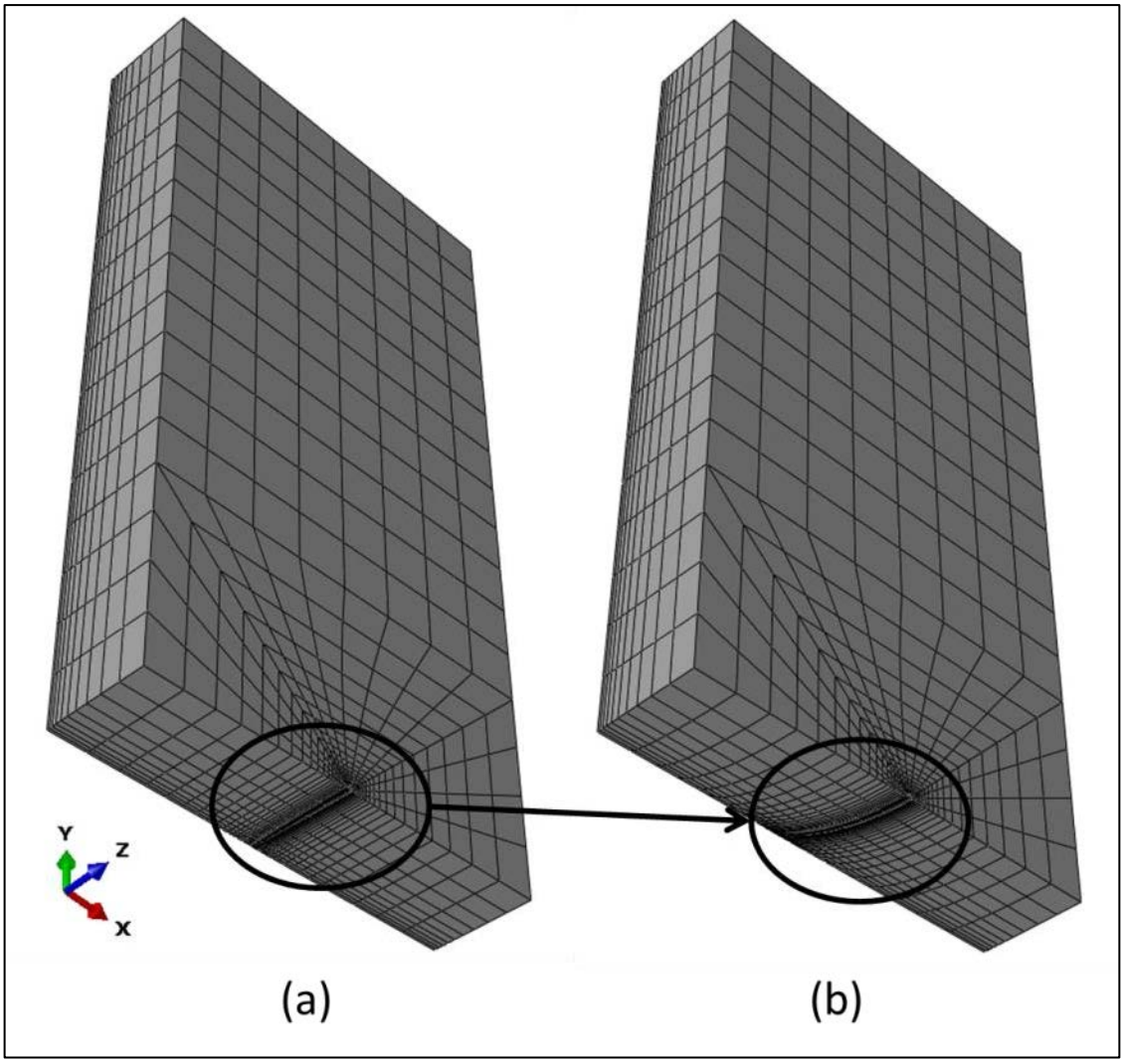
Devido ao fato de vários níveis de tunelamento serem desejados para uma mesma geometria de corpo de prova, foi necessária a elaboração de um método que gerasse tais malhas de maneira simples. Considerando este motivo, foi especialmente desenvolvido um programa em linguagem MATLAB® para realizar as modificações necessárias na frente de trinca. A entrada do programa é o nível de tunelamento, este que representa a distância do menor comprimento de trinca (lateral do modelo) até a maior distância de trinca (centro do modelo) mantendo o mesmo nível de comprimento relativo de trinca médio determinado pela ASTM E1820 (2013) (seção 2.5.4). Utilizando o arquivo de coordenadas da malha não tunelada como entrada, o programa modifica as coordenadas dos nós de forma que a frente de trinca apresente máxima distorção e os demais possuem distorção determinadas por interpolação linear, de maneira a manter os nós das faces do corpo de prova nas posições originais sem nenhum tipo de distorção. Exemplo de malha com tunelamento está exibido nas Figuras 45 e 46.

Figura 45 - Desenho esquemático de malha com trinca tunelada em geometria $SE(B)$, vista do plano da trinca



Fonte: Autor
Legenda: (a) malha com configuração original e trinca reta. (b) malha distorcida com frente de trinca curva.

Figura 46 - Desenho esquemático de malha com trinca tunelada em geometria $SE(B)$



Fonte: Autor
Legenda: (a) malha com configuração original e trinca reta. (b) malha distorcida com frente de trinca curva.

Neste trabalho será avaliado como a curvatura de trinca afeta na previsão do seu tamanho instantâneo. Apenas modelos com caracterização de frente de trinca por uma semi-elipse foram criados, com resultados obtidos comparáveis (inclusive em ordem de grandeza) aos de Yan e Zhou (2014) e Huang E Zhou (2015) que utilizaram como formulação da frente de trinca a equação proposta por Nikishkov, Heerens e Hellmann (1999).

3.4.5 Execução dos modelos de elementos finitos

Depois de finalizada a construção dos modelos, foi utilizado um programa de simulação numérica de elementos finitos adequado para soluções não lineares de modelos tridimensionais. Adicionalmente, o programa permite realizar alterações nos arquivos de

entrada de maneira relativamente simples permitindo a execução do tunelamento como explicado na seção anterior.

Como citado na seção 3.4.2, as malhas foram construídas utilizando o MSC PATRAN®, pelo fato de garantir maior controle sobre a malha. Para garantir que o último conseguisse ler a malha gerada, foi criado um programa no MATLAB® para realizar a conversão.

3.5 TRATAMENTO DE DADOS

A metodologia de tratamento de dados teve pouca variação com o tipo de análise (tunelamento ou plasticidade) e com o tipo de geometria ($C(T)$, $SE(B)$ ou $SE(T)_c$). Foram utilizados os programas MATLAB® e EXCEL® para realizar o tratamento. A sequência lógica de tratamento de dados realizada está exibida a seguir:

a) Leitura do arquivo de saída do programa de elementos finitos e obtenção de valores de carga e $CMOD$;
b) Corrigir os valores obtidos no passo anterior levando em conta a simetria dos modelos;
c) Tratamento de dados via MATLAB® para obtenção dos valores de $CMOD$, flexibilidade, variação de flexibilidade, flexibilidade normalizada, tamanho relativo de trinca e raio da zona plástica;
d) Inserção dos dados obtidos no EXCEL® para geração dos gráficos de interesse;
e) Comparação de resultados.

A determinação da flexibilidade elástica foi feita pelo cálculo da relação dos dados de carga e $CMOD$ ao longo de 20 pontos de saída dos dados obtidos. Isto é realizado porque a consideração de mais pontos de saída pode contemplar não linearidades inesperadas causadas por outros efeitos.

Dados de modelos com tunelamento foram tratados apenas com o EXCEL® devido à simplicidade das análises, excluindo passo (c) da sequencia lógica mostrada anteriormente.

3.6 MATRIZ DE MODELOS COMPUTACIONAIS

A matriz de execução de modelos deste trabalho consiste em uma combinação entre os parâmetros geométricos mostrados na seção 3.1. É então apresentada a seguir a ideia inicial para contemplar os efeitos da plasticidade e tunelamento.

Para o estudo do tunelamento:

Geometrias: $C(T)$, $SE(B)$ e $SE(T)_c$;
Profundidade relativa de trinca: $0{,}2$, $0{,}5$ e $0{,}7$;
Espessura: $12{,}7$, $25{,}4$ e $50{,}8\ mm$;
Tunelamento: $0, 1, 2, 4$ e $6\ mm$.

A combinação dos parâmetros mostrados resulta em 135 modelos para o estudo do tunelamento.

Para o estudo da plasticidade:

Geometrias: $C(T), SE(B)$ e $SE(T)_c$;
Profundidade relativa de trinca: $0{,}2, 0{,}5$ e $0{,}7$;
Espessura: $12{,}7, 25{,}4$ e $50{,}8\ mm$;
Material: $n = 5, n = 10$ e $n = 20$.

A combinação dos parâmetros mostrados resulta em 81 modelos para o estudo da plasticidade.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nesta seção do trabalho são mostrados os resultados obtidos a partir da metodologia elaborada, bem como discussões dos mesmos. Será abordado inicialmente o problema do tunelamento e posteriormente a plasticidade.

4.1 TUNELAMENTO

Estão exibidos aqui os resultados de geometria $SE(B)$, $SE(T)_c$ e $C(T)$. Estes serão mostrados em forma gráfica relacionando a variação da flexibilidade (representa o quanto a flexibilidade variou tendo como referência a flexibilidade original, ou seja, o modelo sem tunelamento) e variação percentual da flexibilidade com o nível de tunelamento T. Cada ponto mostrado nos gráficos foi obtido a partir de análises computacionais de modelos com diversos níveis de tunelamento previstos (seção 3.6). Devido à natureza dos gráficos, a variação percentual não coincidirá com a variação absoluta uma vez que a flexibilidade original ($T0$) para as diversas profundidades de trinca consideradas não é a mesma. Adicionalmente, em vermelho tracejado, está mostrado o limite de curvatura máxima permitida pela ASTM E1820 (2013) (seção 2.5.4).

Também serão mostrados em forma de tabela os resultados, apresentadas no Apêndice 1 deste trabalho. Nestas serão expostos em função do nível de tunelamento a flexibilidade, a variação percentual de flexibilidade, o tamanho relativo de trinca previsto (a/W) e a variação percentual do tamanho de trinca previsto.

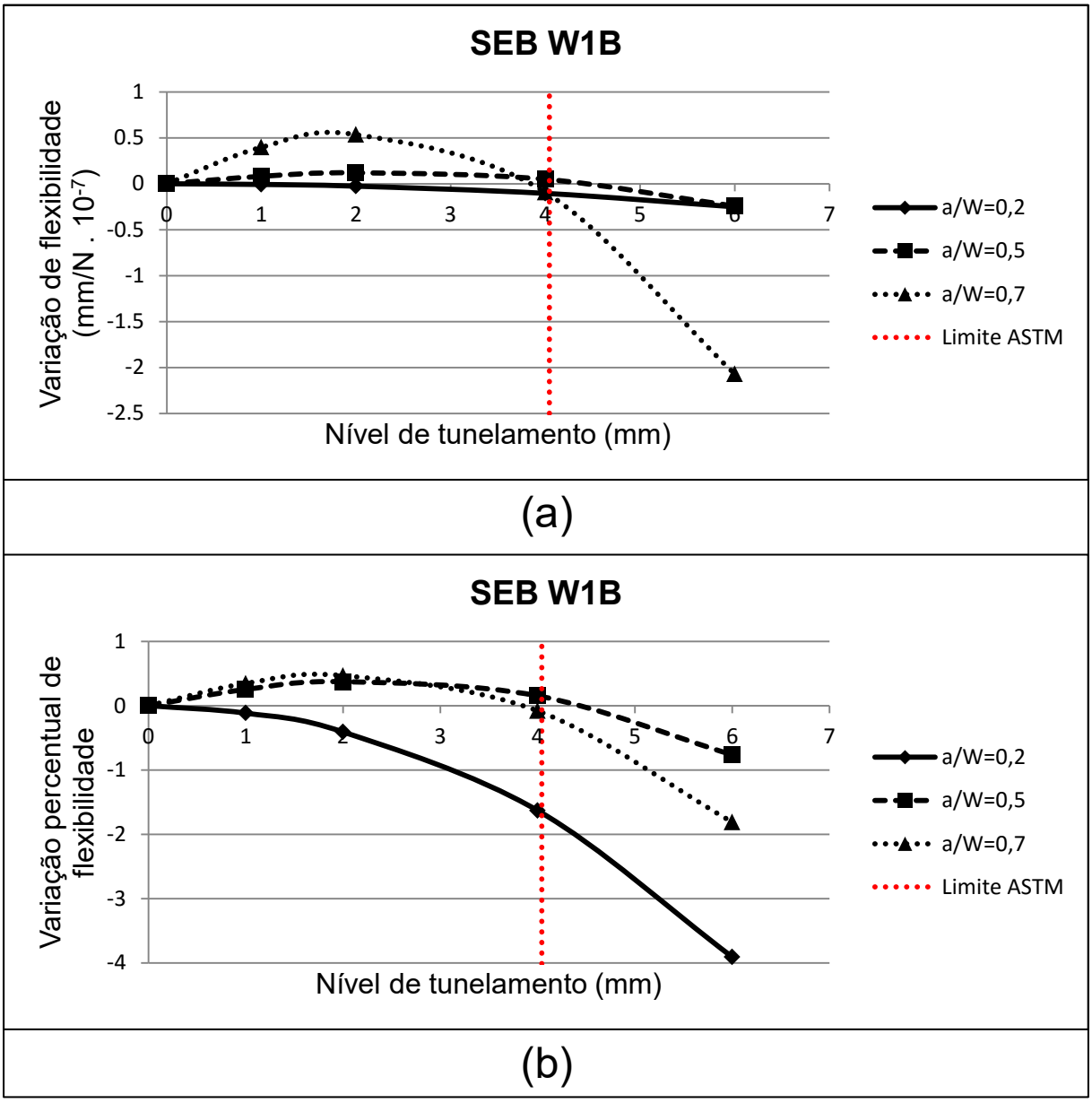
O tamanho relativo de trinca previsto para geometria $SE(T)_c$ se baseia nas propostas de Moreira (2014), e segue a equação 23 com coeficientes de regressão polinomial mostrados na Tabela 6. Para $C(T)$ e $SE(B)$ foram utilizadas as equações dispostas na ASTM E1820 (2013), que seguem a mesma equação 23, com coeficientes mostrados para $C(T)$ na Tabela 1 e para $SE(B)$ trinca rasa na Tabela 3 e trinca funda na Tabela 4.

4.1.1 Efeito do tunelamento para SE(B)

Para $SE(B)\ W = 1B$ e diversas profundidades de trinca:

Figura 47 e Tabelas 26, 27 e 28 (Apêndice 1).

Figura 47 - Evolução da flexibilidade com o tunelamento para $SEBW1B$ considerando trinca rasa, trinca média, e trinca profunda

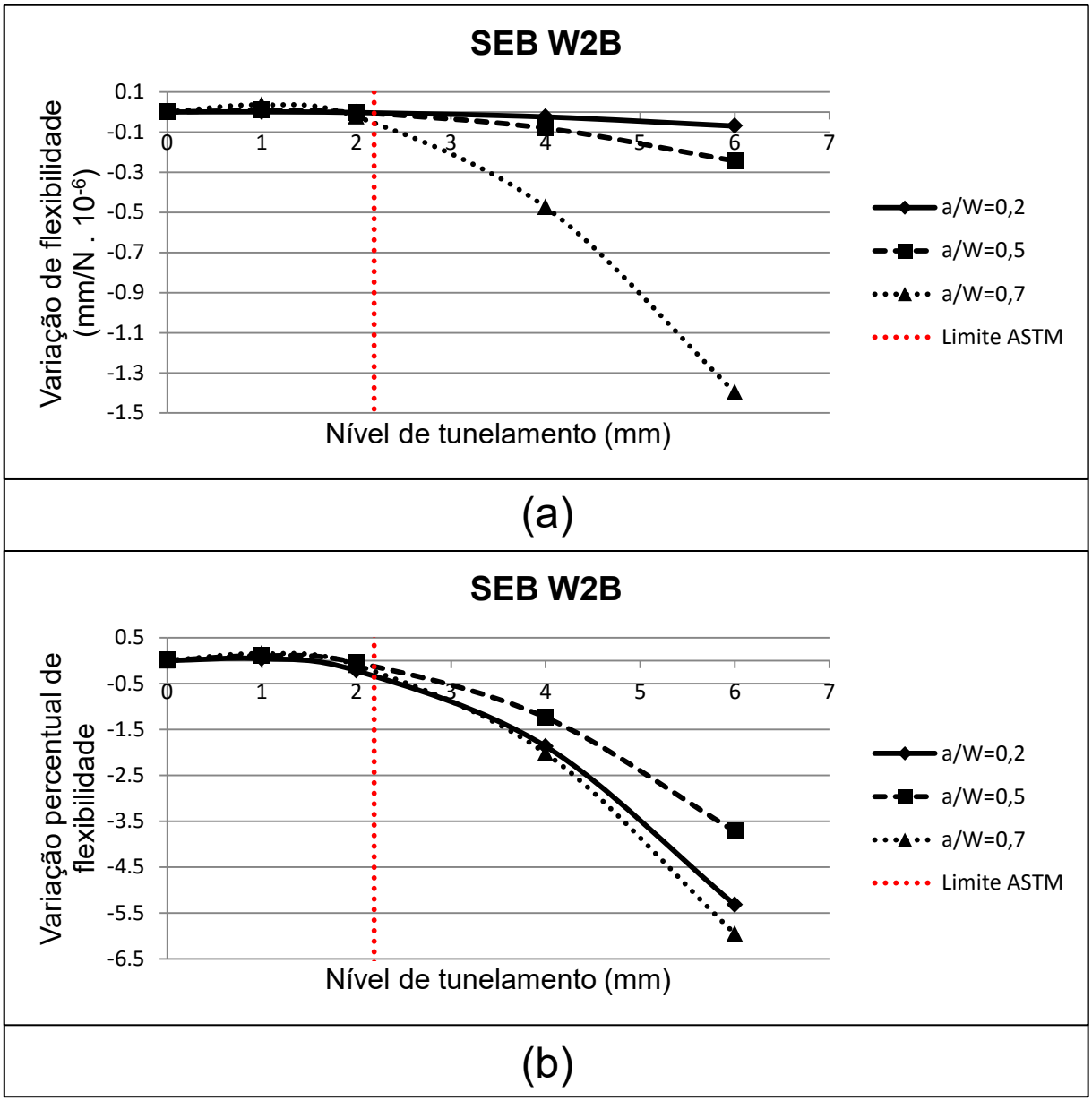


Fonte: Autor

Legenda: (a) Variação absoluta da flexibilidade com o tunelamento. (b) Variação percentual da flexibilidade com o tunelamento.

Para $SE(B)\ W = 2B$ e diversas profundidades de trinca: Figura 48 e Tabelas 29, 30 e 31 (Apêndice 1).

Figura 48 - Evolução da flexibilidade com o tunelamento para $SEBW2B$ considerando trinca rasa, trinca média, e trinca profunda

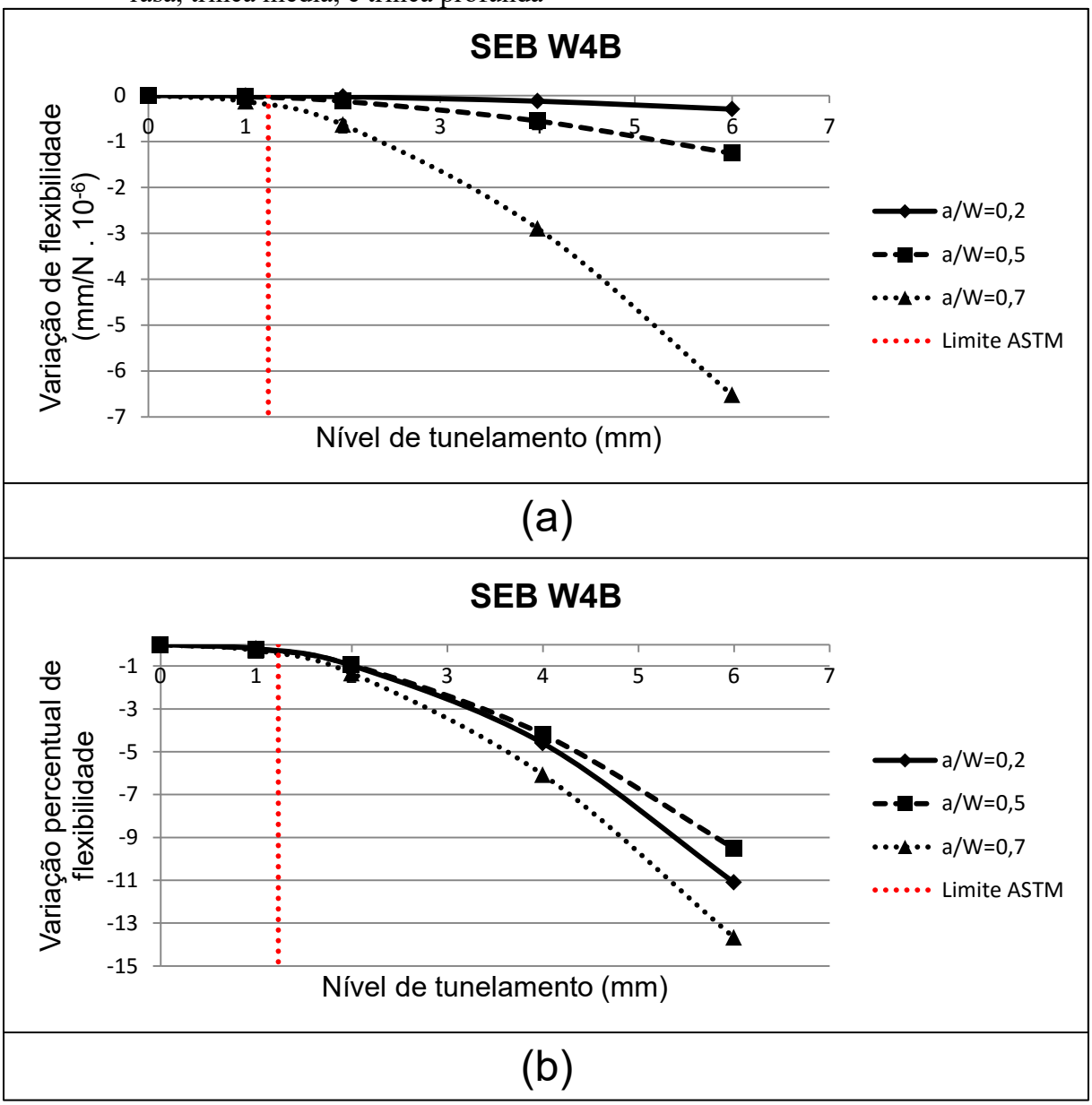


Fonte: Autor

Legenda: (a) Variação absoluta da flexibilidade com o tunelamento. (b) Variação percentual da flexibilidade com o tunelamento.

Para $SE(B)\ W = 4B$ e diversas profundidades de trinca: Figura 49 e Tabelas 32, 33 e 34 (Apêndice 1).

Figura 49 - Evolução da flexibilidade com o tunelamento para $SEBW4B$ considerando trinca rasa, trinca média, e trinca profunda



Fonte: Autor

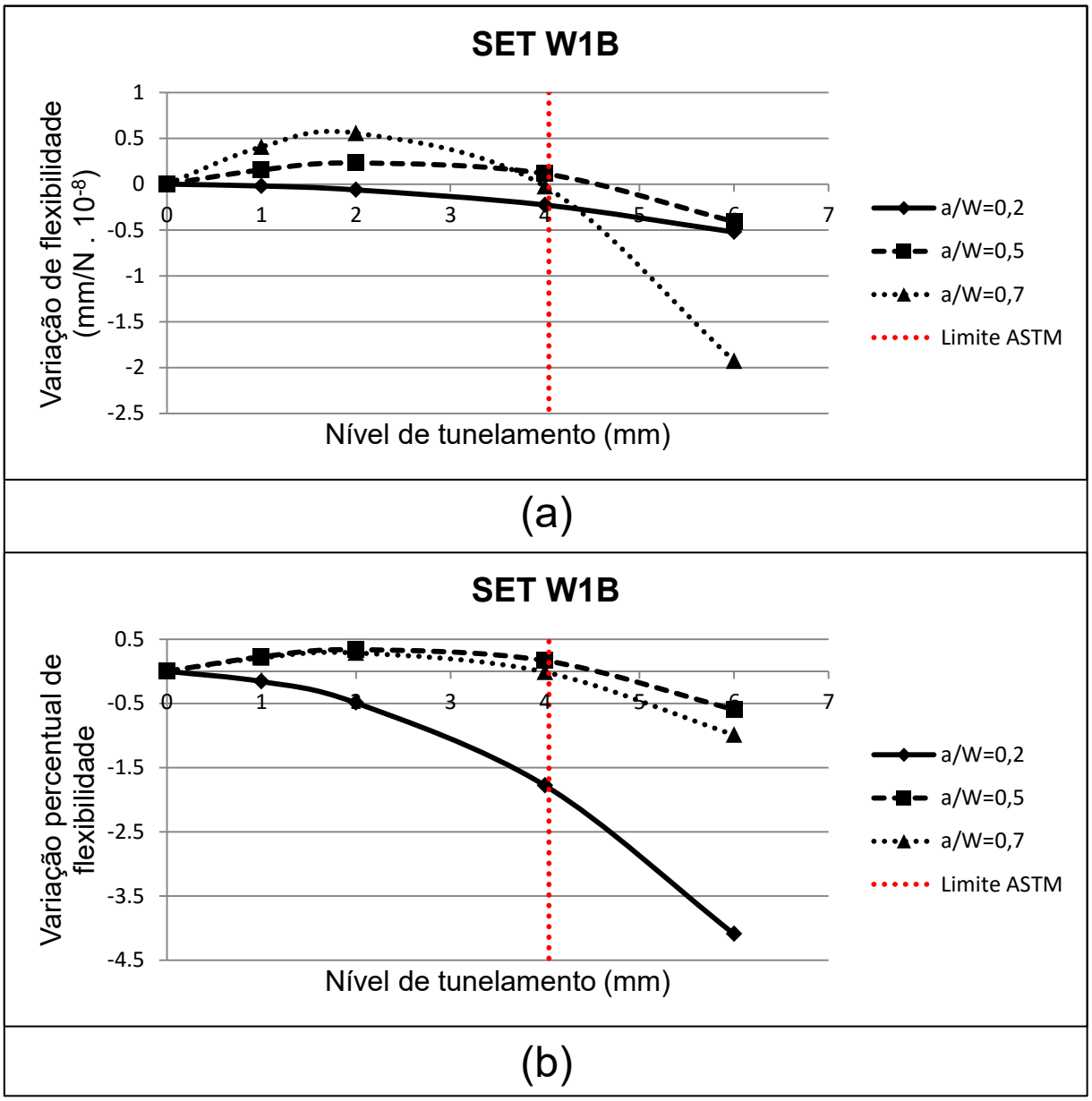
Legenda: (a) Variação absoluta da flexibilidade com o tunelamento. (b) Variação percentual da flexibilidade com o tunelamento.

Após a análise dos resultados da evolução da flexibilidade com o aumento da curvatura de trinca fica claro que existe uma tendência de ligeiro aumento ainda dentro da curvatura limite da ASTM e posterior queda deste valor com maiores curvaturas. O comportamento foi similar ao obtido por Yan e Zhou (2014) para a mesma geometria, mas com outra modelagem de frente de trinca. Não violando as fronteiras impostas pela ASTM E1820 (2013), o comportamento da flexibilidade se mostrou pouco variável, mostrando que o erro causado pelo tunelamento pode ser negligenciável (maior valor de erro de $-1{,}63\%$ (flexibilidade) e $-1{,}37\%$ (tamanho relativo de trinca) para o corpo de prova $SEB02W1BT4$). Em contrapartida, violando estas fronteiras foram observados erros maiores que não podem ser ignorados, estes que são mais proeminentes para trincas profundas e espessura de corpo de prova menor. Foi observada variação de até na ordem de -10% na flexibilidade e na previsão de tamanho relativo de trinca para os casos mais severos. Adicionalmente, a profundidade de trinca que sofreu menor impacto do tunelamento foi a média ($a/W = 0{,}5$). Não foi detectada uma tendência constante de aumento ou redução da influência do tunelamento com o aumento da profundidade de trinca.

4.1.2 Efeito do tunelamento para $SE(T)_c$

Para $SE(T)_c$ $W = 1B$ e diversas profundidades de trinca: Figura 50 e Tabelas 35, 36 e 37 (Apêndice 1).

Figura 50 - Evolução da flexibilidade com o tunelamento para $SETW1B$ considerando trinca rasa, trinca média, e trinca profunda



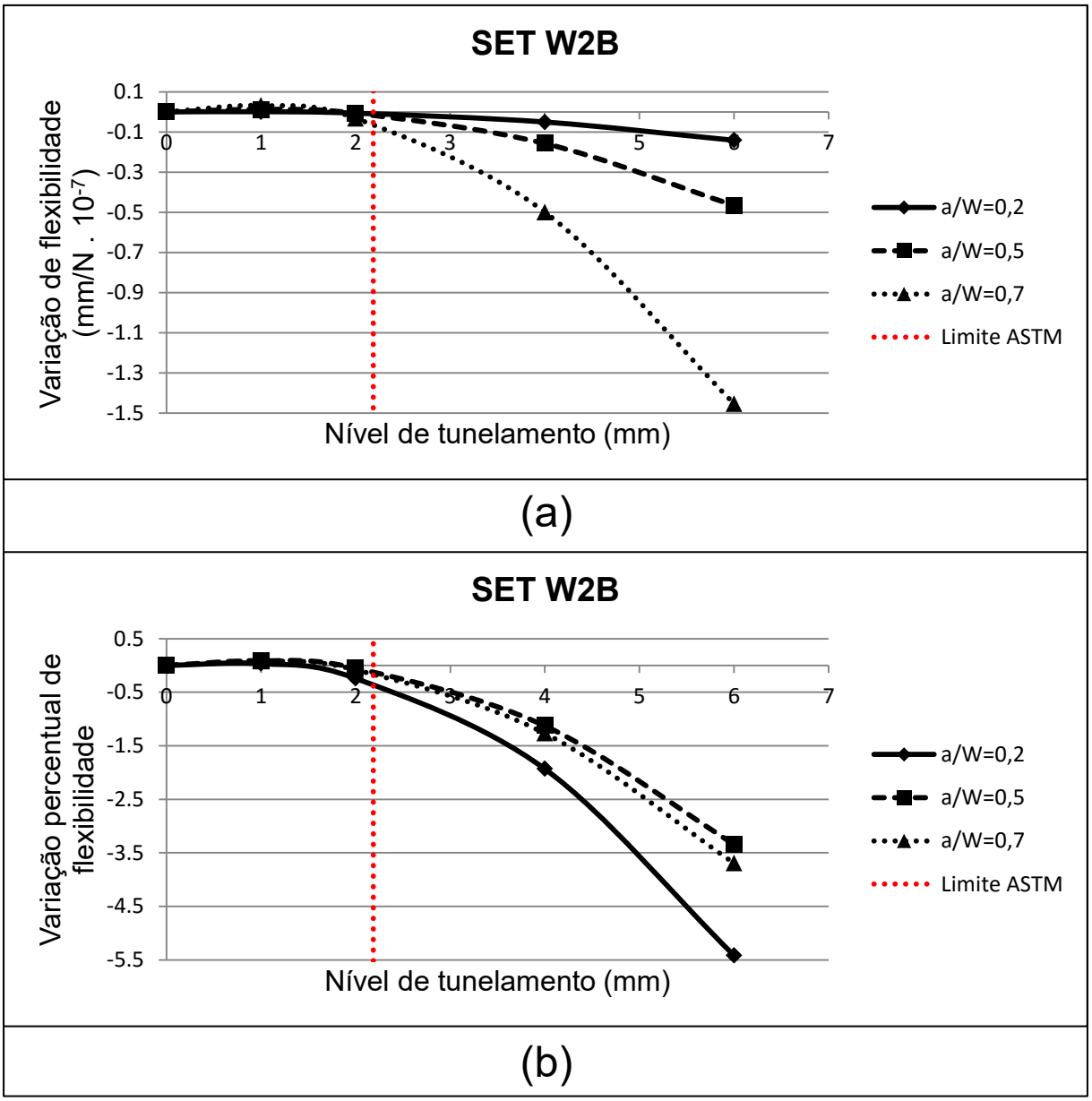
Fonte: Autor

Legenda: (a) Variação absoluta da flexibilidade com o tunelamento. (b) Variação percentual da flexibilidade com o tunelamento.

Para $SE(T)_c\ W = 2B$ e diversas profundidades de trinca:

Figura 51 e Tabelas 38, 39 e 40 (Apêndice 1).

Figura 51 - Evolução da flexibilidade com o tunelamento para $SETW2B$ considerando trinca rasa, trinca média, e trinca profunda

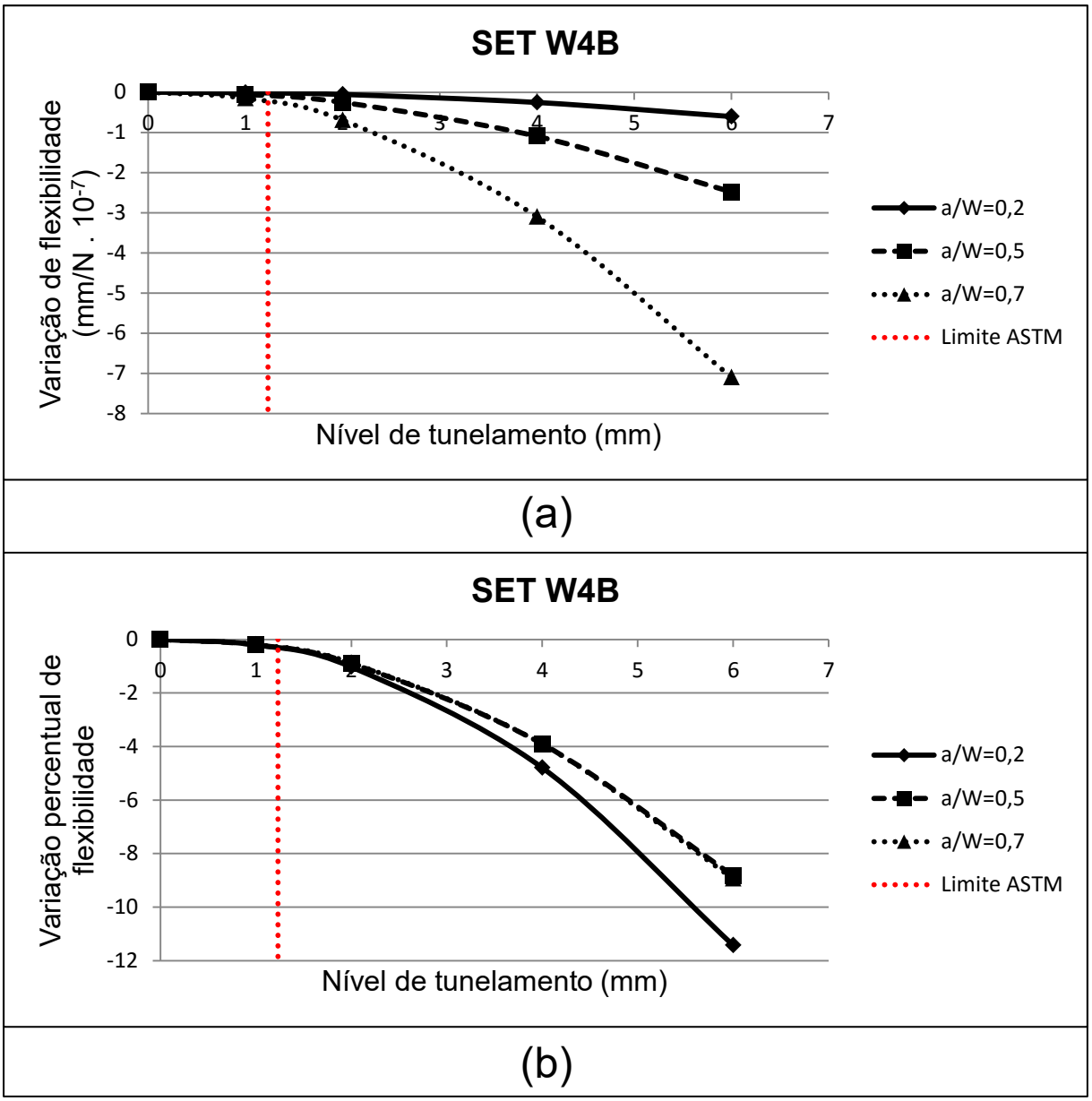


Fonte: Autor

Legenda: (a) Variação absoluta da flexibilidade com o tunelamento. (b) Variação percentual da flexibilidade com o tunelamento.

Para $SE(T)_c\ W = 4B$ e diversas profundidades de trinca: Figura 52 e Tabelas 41, 42 e 43 (Apêndice 1).

Figura 52 - Evolução da flexibilidade com o tunelamento para $SETW4B$ considerando trinca rasa, trinca média, e trinca profunda



Fonte: Autor

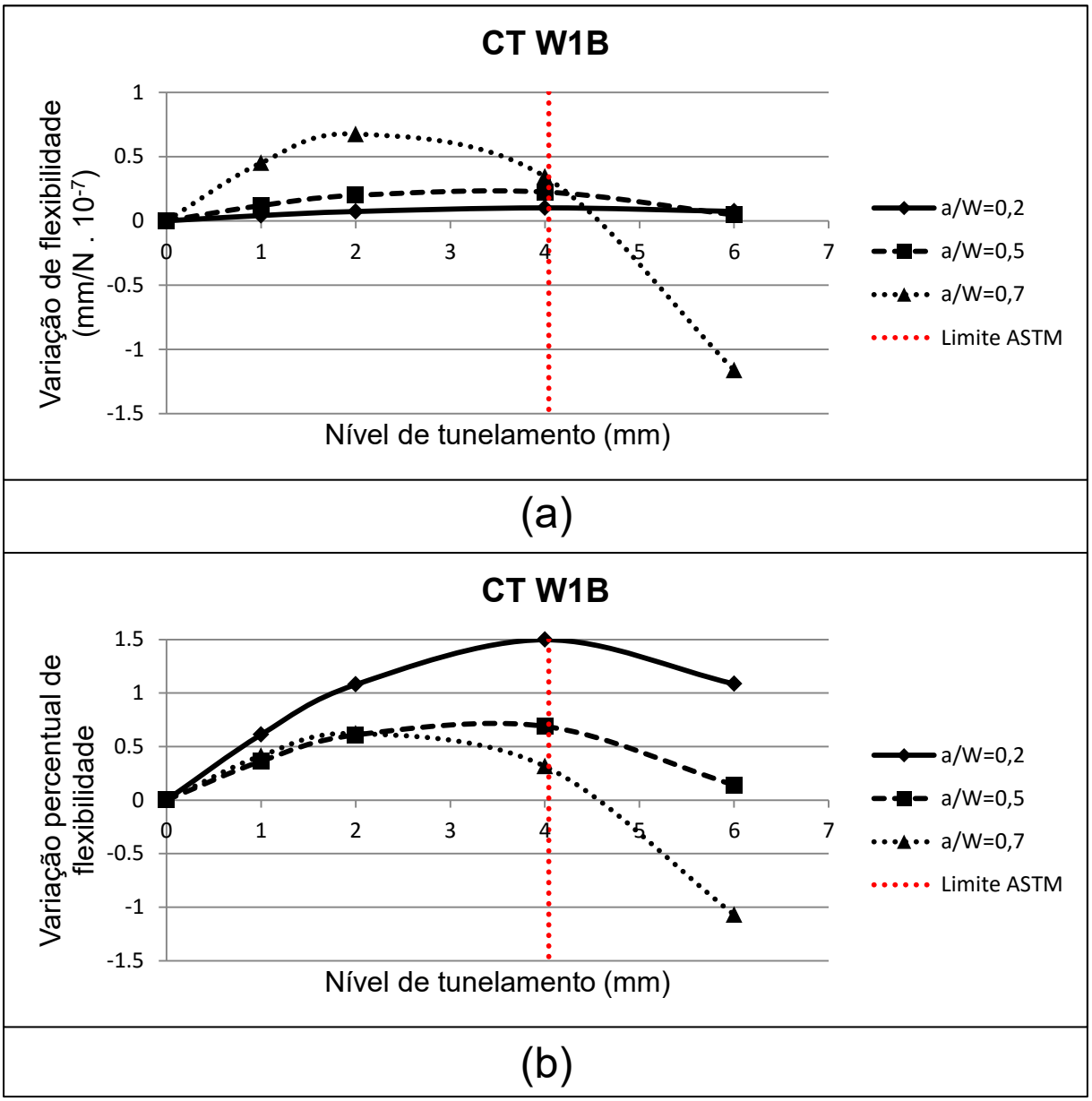
Legenda: (a) Variação absoluta da flexibilidade com o tunelamento. (b) Variação percentual da flexibilidade com o tunelamento.

Assim como observado na geometria $SE(B)$ mostrada anteriormente, o mesmo comportamento pode ser observado para $SE(T)_c$. Um ligeiro aumento e posterior queda de flexibilidade com o aumento da curvatura foi obtido em todos os casos. Os resultados também condizem com os obtidos por Huang e Zhou (2015) para esta mesma geometria. O maior erro observado dentro dos limites da ASTM E1820 (2013) foi de $-1{,}78\%$ para $SET02W1BT4$. Novamente, o menor impacto percentual foi observado na profundidade de trinca média, e trinca rasa se destacando como maior impactada.

4.1.3 Efeito do tunelamento para $C(T)$

Para $C(T)\ W = 1B$ e diversas profundidades de trinca: Figura 53 e Tabelas 44, 45 e 46 (Apêndice 1).

Figura 53 - Evolução da flexibilidade com o tunelamento para $CTW1B$ considerando trinca rasa, trinca média, e trinca profunda

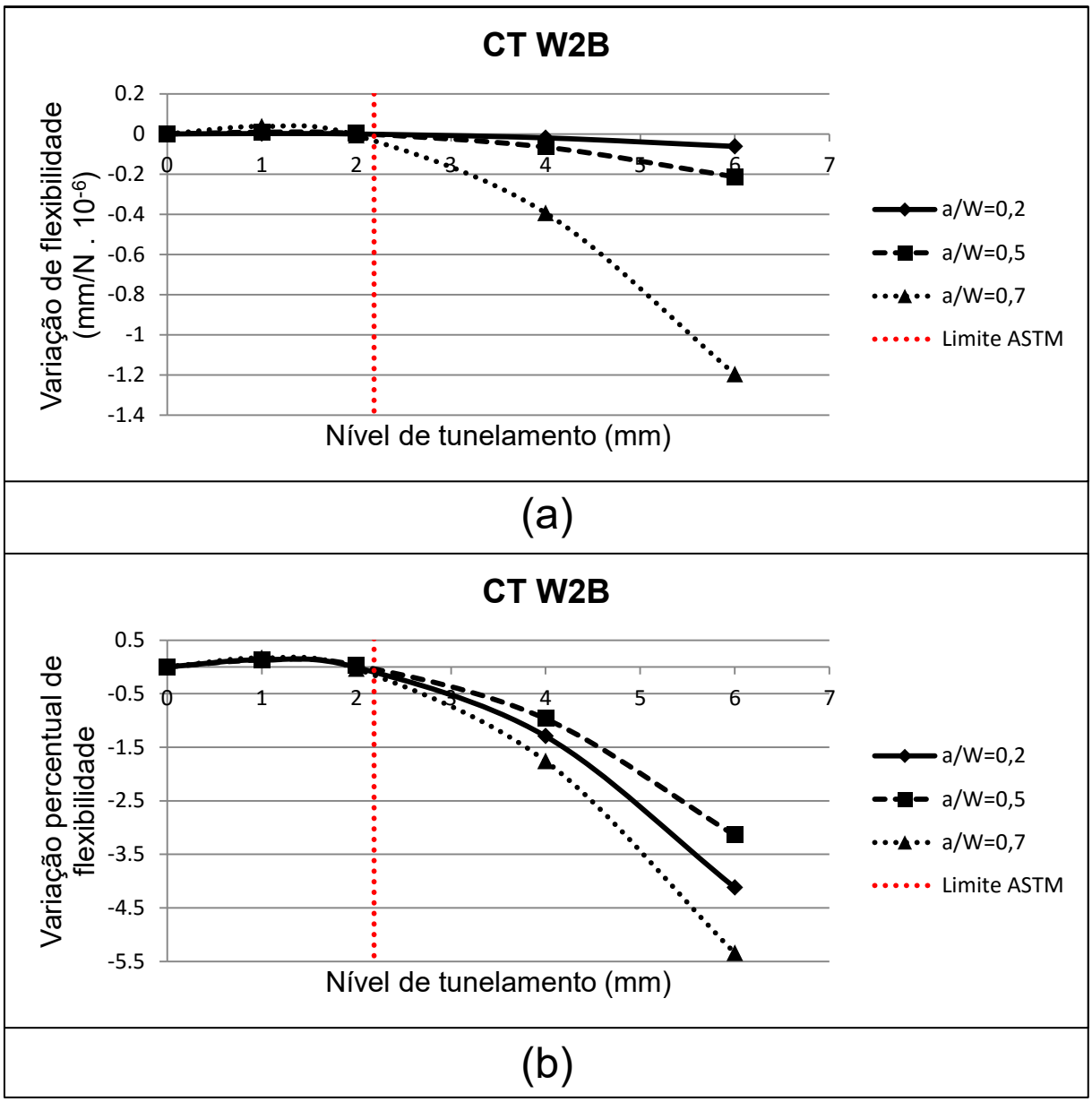


Fonte: Autor

Legenda: (a) Variação absoluta da flexibilidade com o tunelamento. (b) Variação percentual da flexibilidade com o tunelamento.

Para $C(T)\ W = 2B$ e diversas profundidades de trinca: Figura 54 e Tabelas 47, 48 e 49 (Apêndice 1).

Figura 54 - Evolução da flexibilidade com o tunelamento para $CTW2B$ considerando trinca rasa, trinca média, e trinca profunda

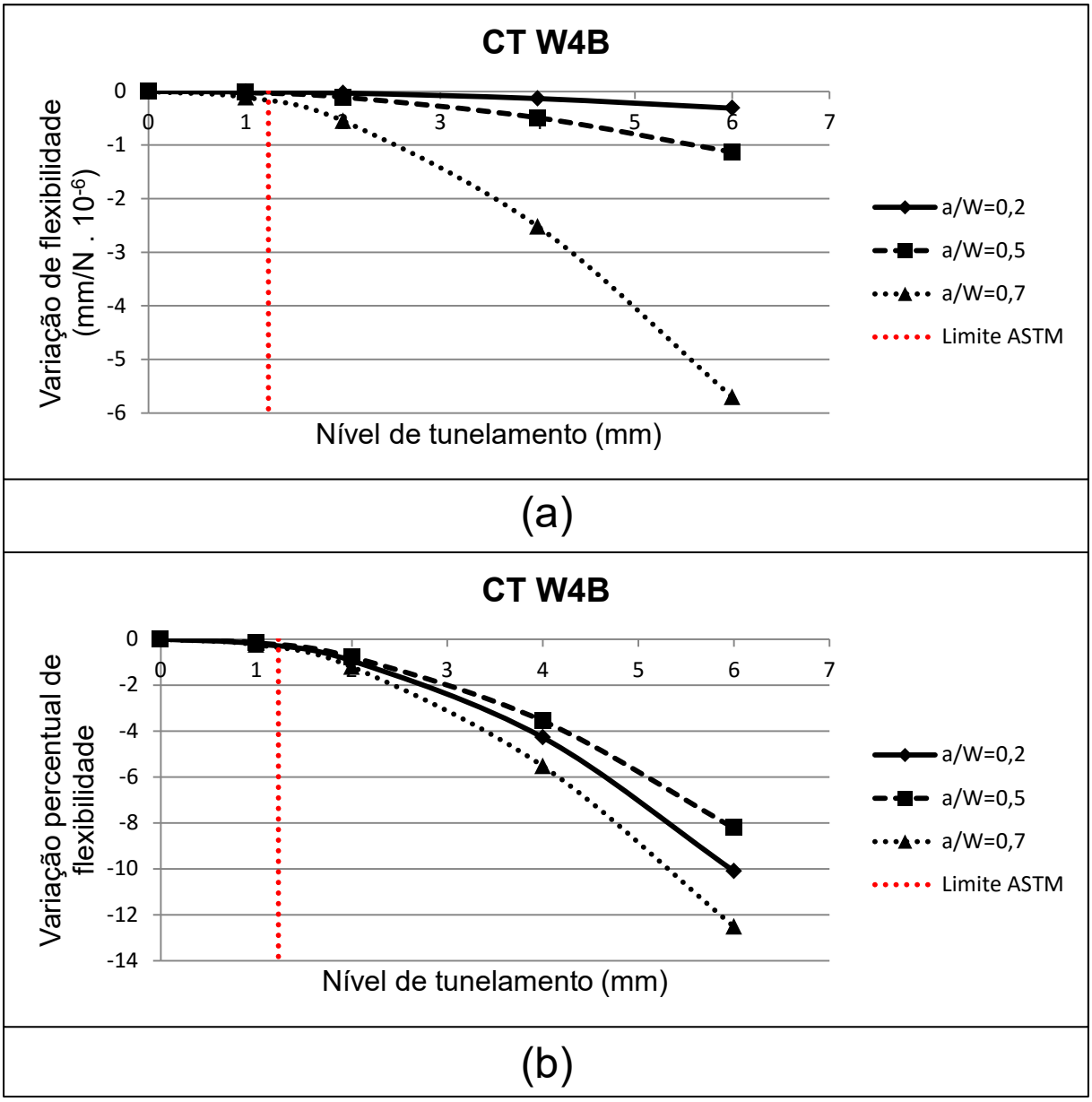


Fonte: Autor

Legenda: (a) Variação absoluta da flexibilidade com o tunelamento. (b) Variação percentual da flexibilidade com o tunelamento.

Para $C(T)\ W = 4B$ e diversas profundidades de trinca: Figura 55 e Tabelas 50, 51 e 52 (Apêndice 1).

Figura 55 - Evolução da flexibilidade com o tunelamento para $CTW4B$ considerando trinca rasa, trinca média, e trinca profunda



Fonte: Autor

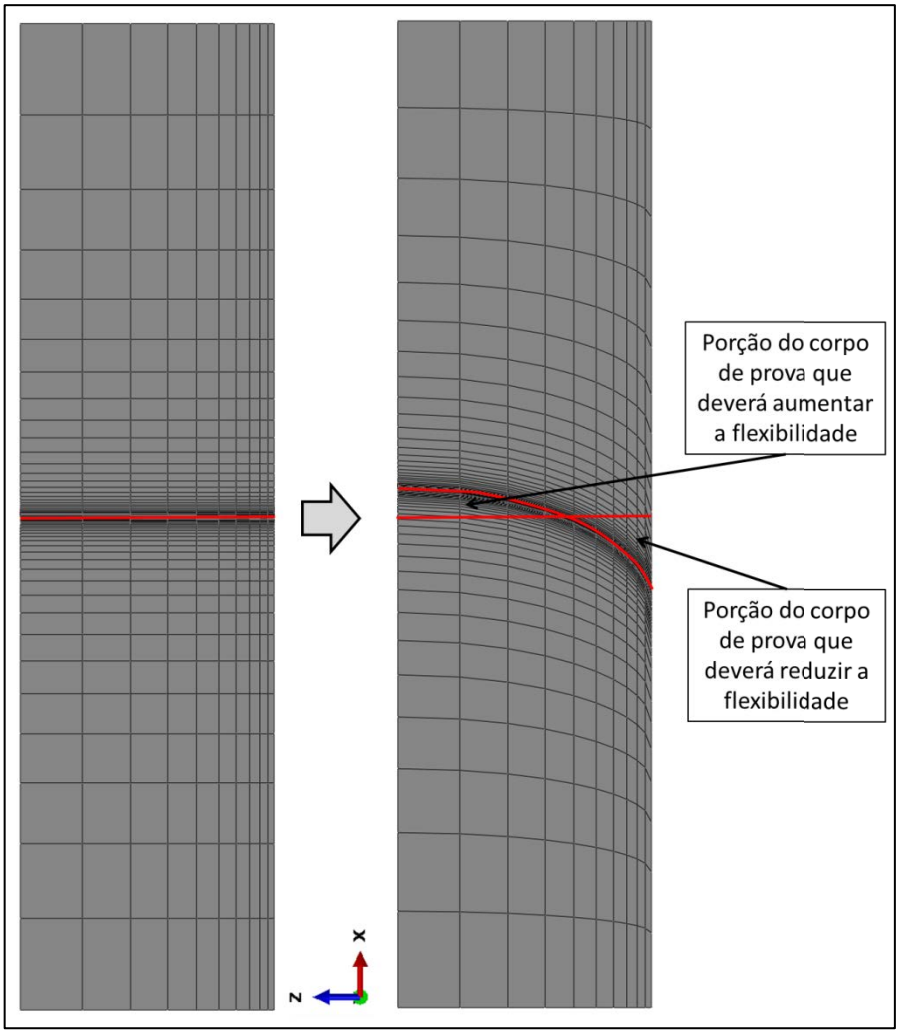
Legenda: (a) Variação absoluta da flexibilidade com o tunelamento. (b) Variação percentual da flexibilidade com o tunelamento.

Repetindo o que foi observado para geometrias $SE(T)_c$ e $SE(B)$, a mesma tendência foi observada para geometria $C(T)$. O maior erro dentro dos limites da ASTM E1820 (2013) foi de $-1{,}74\%$ para $CT02W1BT4$. Novamente trinca média foi a menos afetada e trinca profunda a mais afetada.

Apesar das três geometrias estudadas possuírem características dimensionais, condições de contorno e modo de carregamento distintos, o comportamento da evolução da flexibilidade com o aumento da curvatura seguindo as recomendações de trinca retilínea equivalente mostrada na ASTM E1820 (2013) foi bastante similar, inclusive na ordem de grandeza dos valores percentuais. Isto é indicativo de que a queda da flexibilidade é causada por algo comum ocorrente nas três geometrias.

A possível resposta para o problema se dá na configuração geométrica da trinca tunelada. Com o aumento da curvatura, uma porção da frente de trinca se tornará mais profunda e outra se tornará mais rasa. Esta combinação, quando modelada de acordo com a proposição da ASTM E1820 (2013) deverá tender na maioria dos casos a favorecer a porção mais rasa, proporcionando uma maior resistência ao carregamento imposto. (Figura 56). Conclui-se que a trinca tunelada modelada de acordo com a ASTM E1820 (2013) proporcionará uma previsão de tamanho instantâneo de trinca menor do que a respectiva retilínea equivalente.

Figura 56 - Desenho esquemático do plano da trinca com trinca retilínea (à esquerda) e tunelada (à direita)



Fonte: Autor
Legenda: É destacada a porção que tende a resistir à deformação, reduzindo a flexibilidade.

4.2 PLASTICIDADE

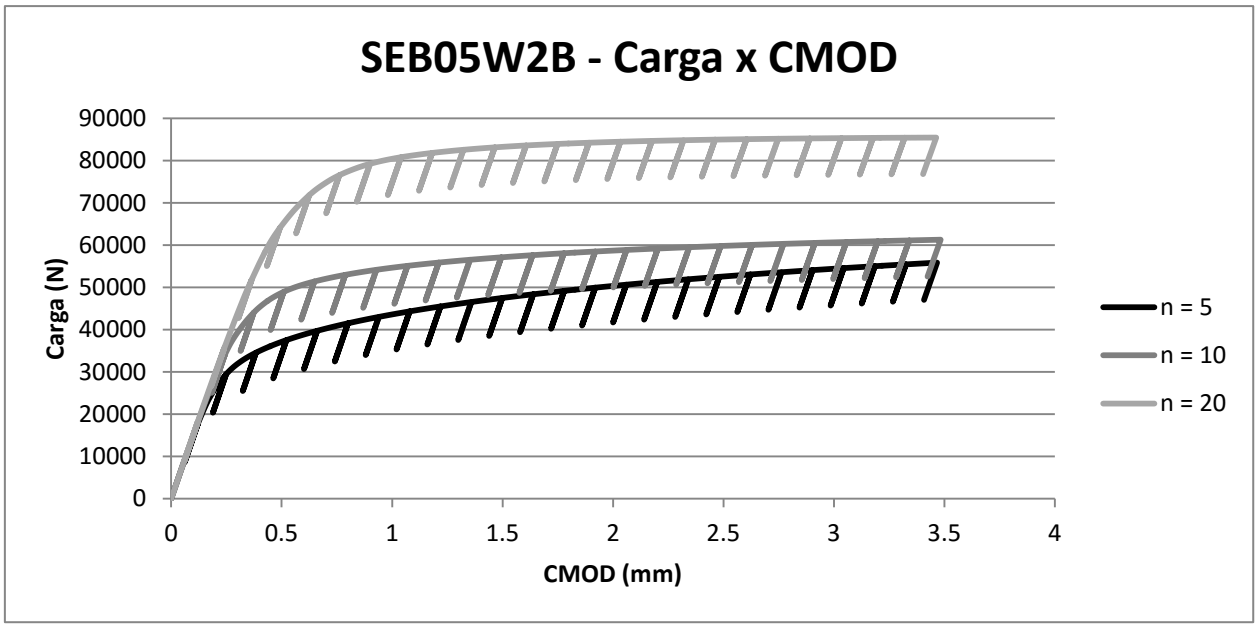
Abaixo será mostrado o efeito da plasticidade na flexibilidade elástica das geometrias de corpos de prova estudados. Para tal, serão mostrados gráficos que descrevem o carregamento aplicado (carga x $CMOD$), bem como gráficos que mostram a tendência da evolução da flexibilidade com o aumento do $CMOD$ e raio da zona plástica (estimativa de Irwin) (ANDERSON, 2005).

Adicionalmente, serão mostrados os gráficos de evolução da flexibilidade considerando todas as profundidades de trinca e materiais estudados, de modo similar ao realizado por Verstraete (2013), mostrado na Figura 34. Nestes também serão destacadas variações percentuais de flexibilidade e de previsão de tamanho relativo de trinca para cada profundidade de trinca e material estudado.

4.2.1 Efeito da plasticidade para $SE(B)$

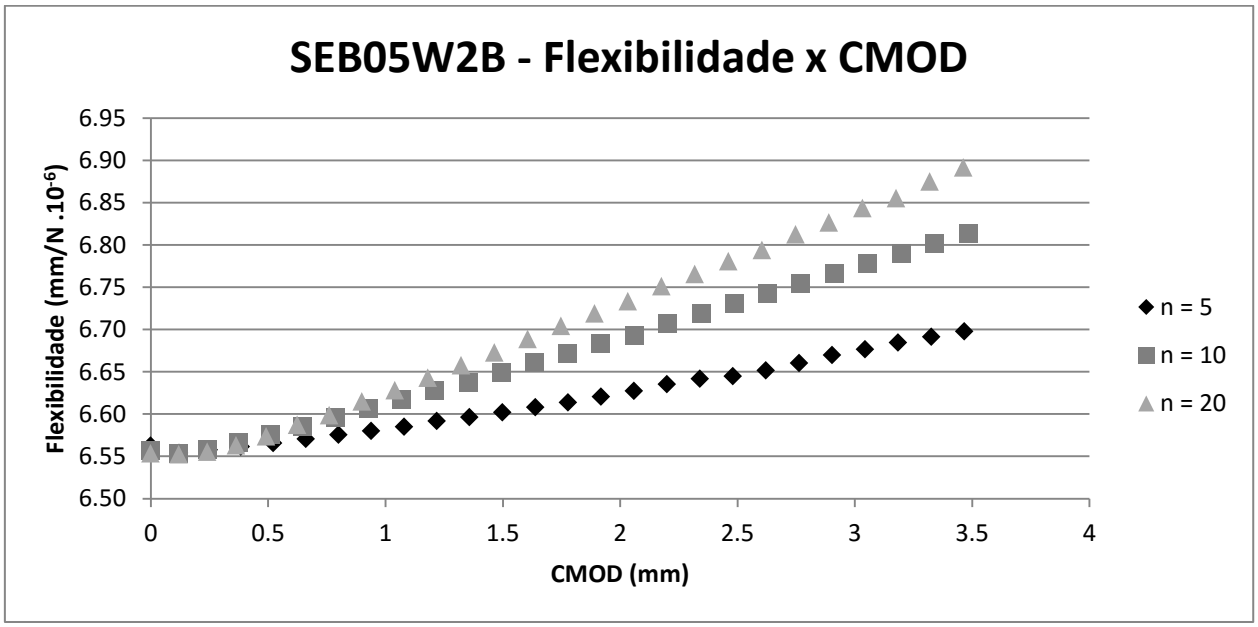
Uma vez que a mesma tendência de comportamento foi observada para as diversas profundidades de trinca e espessuras consideradas para $SE(B)$, será mostrado aqui a título de exemplo o comportamento dos corpos de prova com $a/W = 0{,}5$ e espessura $W = 2B$. Os demais são mostrados no Apêndice 2 deste trabalho. Para $SEB05W2B$, está mostrado o carregamento (Figura 57), a flexibilidade em função do $CMOD$ (Figura 58) e a flexibilidade em função do raio da zona plástica (Figura 59).

Figura 57 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SEB05W2B$



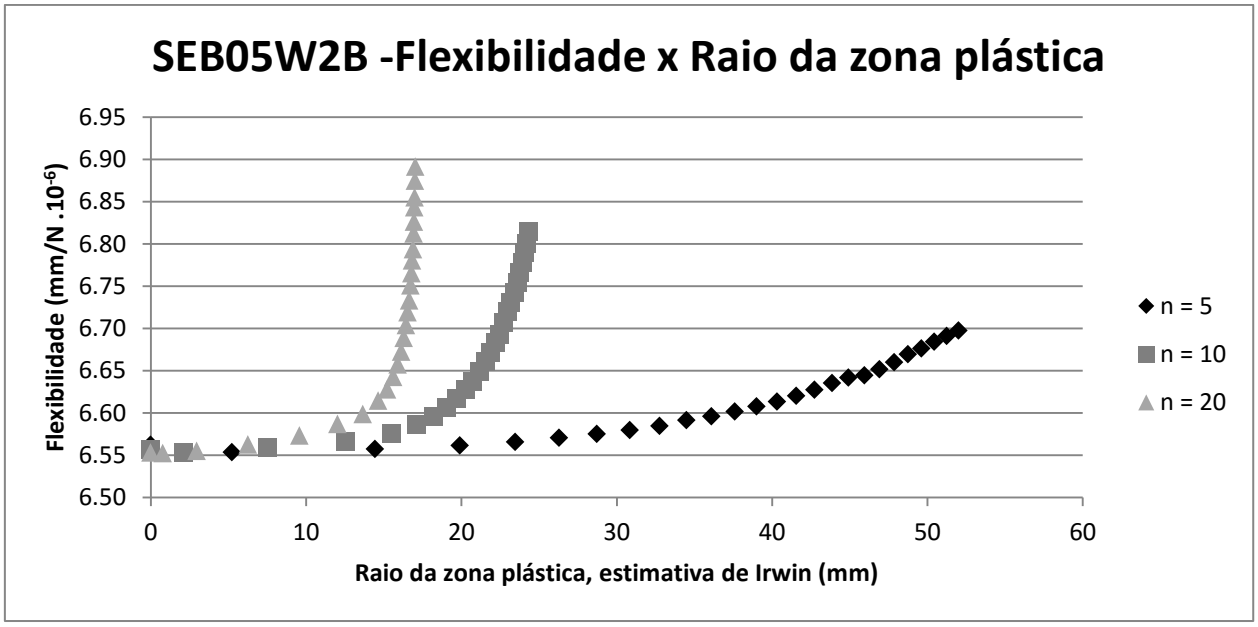
Fonte: Autor

Figura 58 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB05W2B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

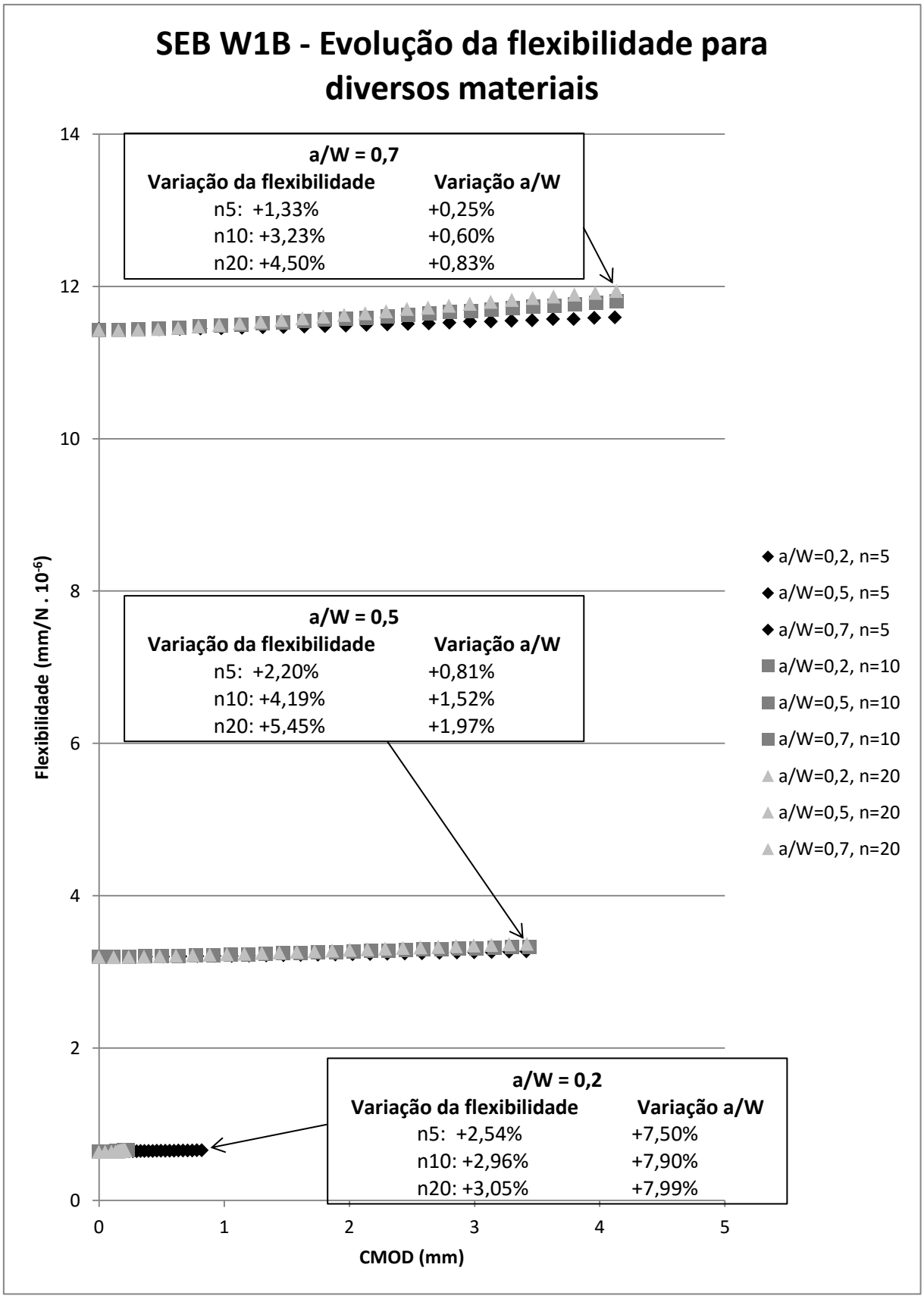
Figura 59 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB05W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

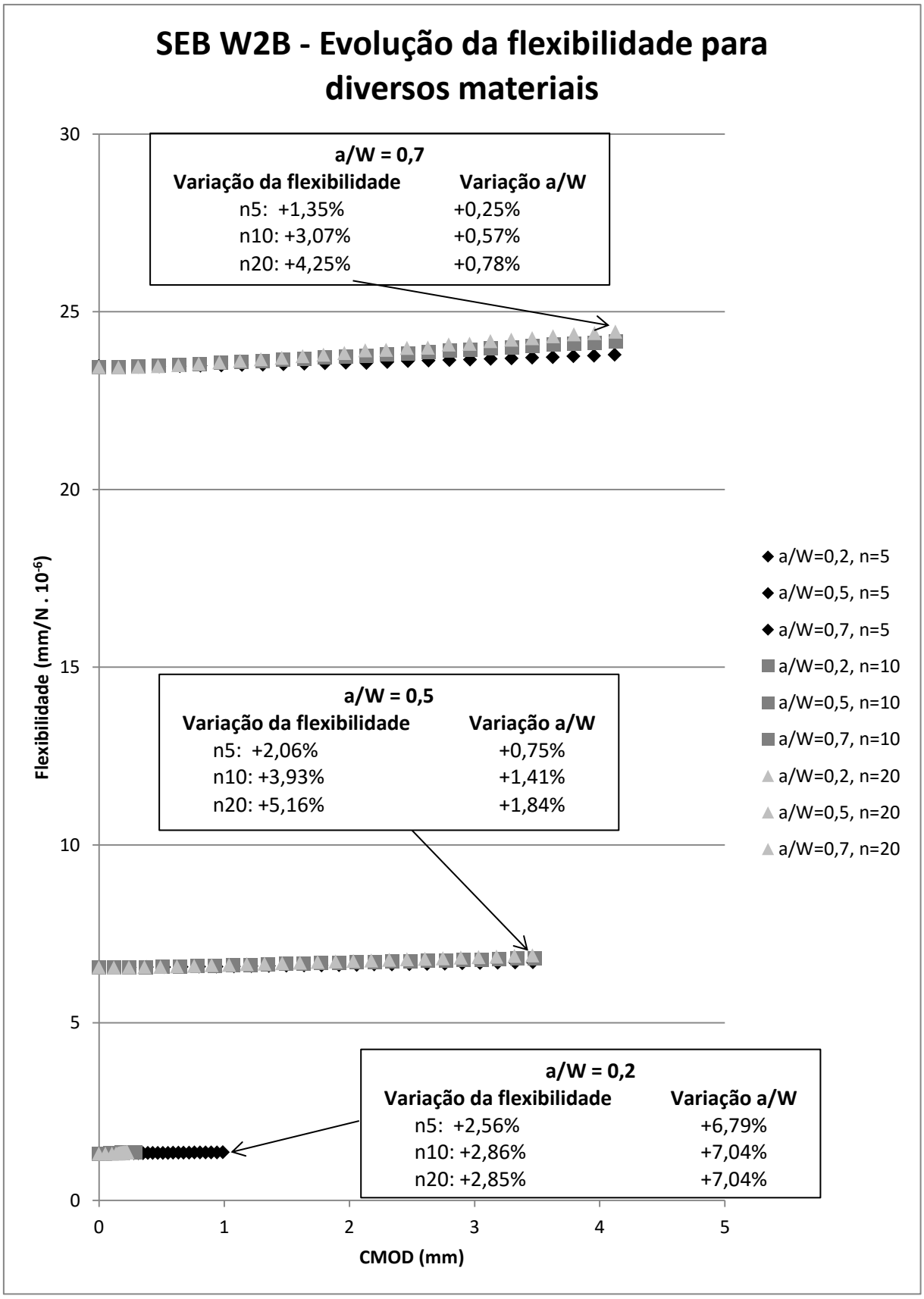
Nota-se que existe uma queda sutil e posterior aumento da flexibilidade com o aumento do carregamento. Ainda, o material com o menor encruamento ($N20$) foi mais susceptível ao aumento da flexibilidade elástica. O raio da zona plástica tende a uma saturação, esta que é menor quanto menor o encruamento do material for. A seguir serão mostrados os gráficos da evolução da flexibilidade, considerando diversas profundidades de trinca, a fim de se apresentar um comportamento geral. $SEBW1B$ está mostrado na Figura 60, $SEBW2B$ na Figura 61 e $SEBW4B$ na Figura 62. Nestes são mostrados também a variação percentual da flexibilidade e o impacto que esta variação causaria na previsão de tamanho instantâneo de trinca, foco principal do trabalho.

Figura 60 - Evolução da flexibilidade elástica para modelos $SEBW1B$



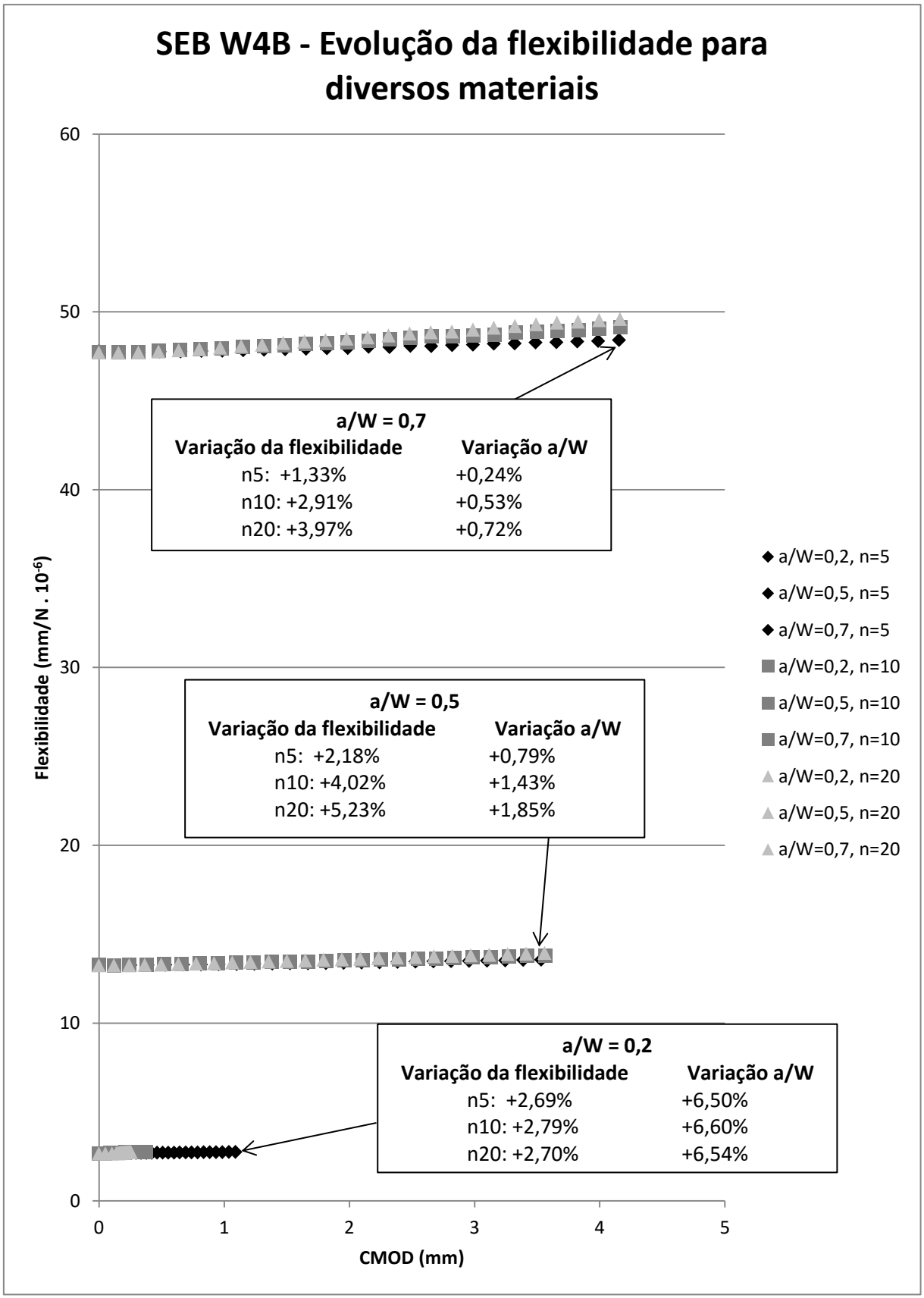
Fonte: Autor
Legenda: São mostradas também variações percentuais de interesse.

Figura 61 - Evolução da flexibilidade elástica para modelos $SEBW2B$



Fonte: Autor
Legenda: São mostradas também variações percentuais de interesse.

Figura 62 - Evolução da flexibilidade elástica para modelos $SEBW4B$



Fonte: Autor
Legenda: São mostradas também variações percentuais de interesse.

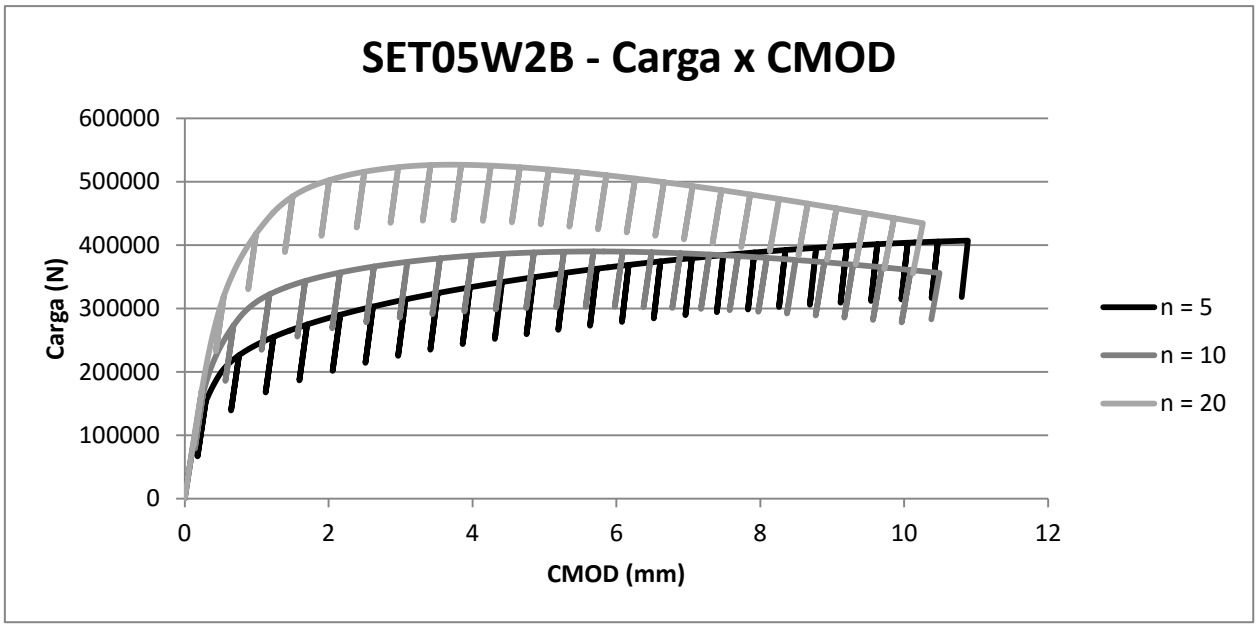
Nos gráficos de evolução da flexibilidade mostrados anteriormente, o comportamento ideal da flexibilidade com a variação do $CMOD$ seria de uma linha reta paralela ao eixo das abscissas, representando mesma flexibilidade do corpo de prova para mesma profundidade relativa de trinca com independência do $CMOD$. Nas condições de teste, apesar desta divergência existir, a mesma não foi significativa, ou seja, as curvas traçadas nesses gráficos não desviam substancialmente do paralelismo ao eixo das abscissas, mostrando pouca influência de plasticidade para geometria $SE(B)$.

A maior variação da flexibilidade elástica foi de $+5{,}45\%$ para o corpo de prova $SEB05W1BN20$, enquanto o maior impacto na previsão de tamanho relativa de trinca ocorreu para o corpo de prova $SEB02W1BN20$, com variação de $+7{,}99\%$. Apesar deste valor ser significativo, vale ressaltar que foi obtido em condições bastante severas de $CMOD$, para uma profundidade de trinca consideravelmente rasa e espessura $W1B$ ($50{,}8mm$). Considerando apenas os casos de trinca média e trinca profunda, a maior variação na previsão do tamanho relativo de trinca foi de $+1{,}97\%$ também para $SEB05W1BN20$, valor que pode ser em muitas condições considerado negligenciável.

4.2.2 Efeito da plasticidade para $SE(T)_c$

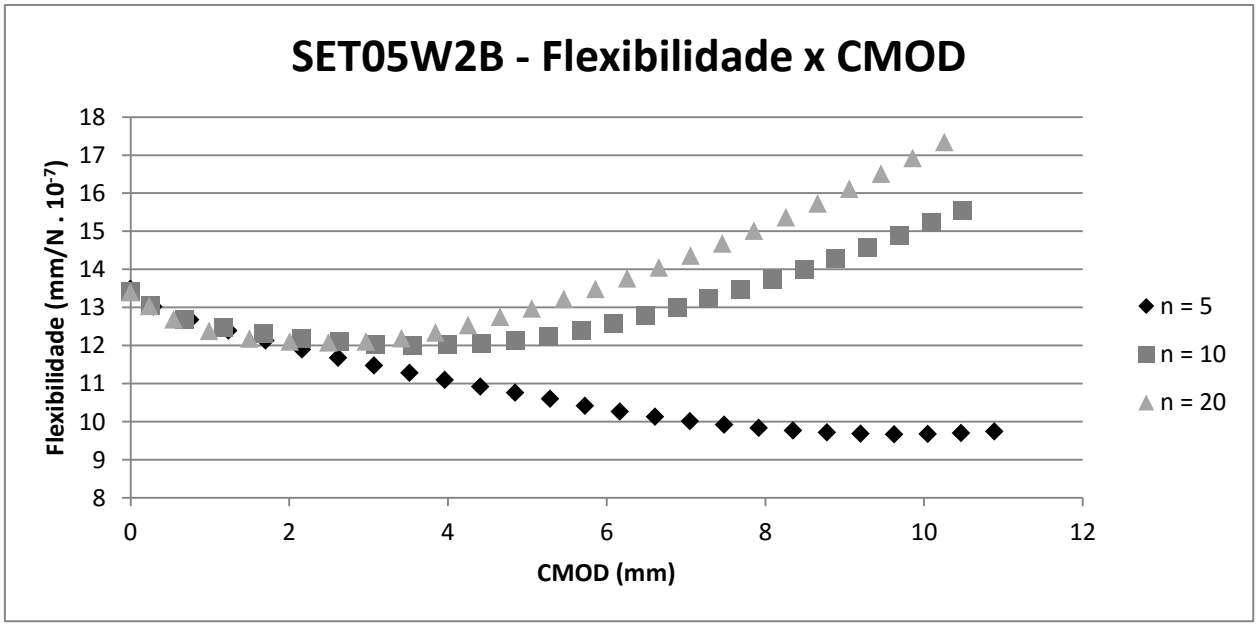
Analogamente ao que foi observado para modelos $SE(B)$, o comportamento dos $SE(T)_c$ também foi constante ao longo das análises. No geral, a flexibilidade apresentou uma queda e posterior aumento, no entanto desta vez substancialmente mais significativos do que o observado nos $SE(B)$. Em alguns casos, apenas queda de flexibilidade foi detectada aliada ou não com uma tendência de aumento. Para exemplificar o comportamento dos $SE(T)_c$, segue o carregamento imposto na Figura 63, o comportamento da flexibilidade com o aumento do $CMOD$ na Figura 64 e comportamento da flexibilidade com aumento da zona plástica na Figura 65 para $SET05W2B$.

Figura 63 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SET05W2B$



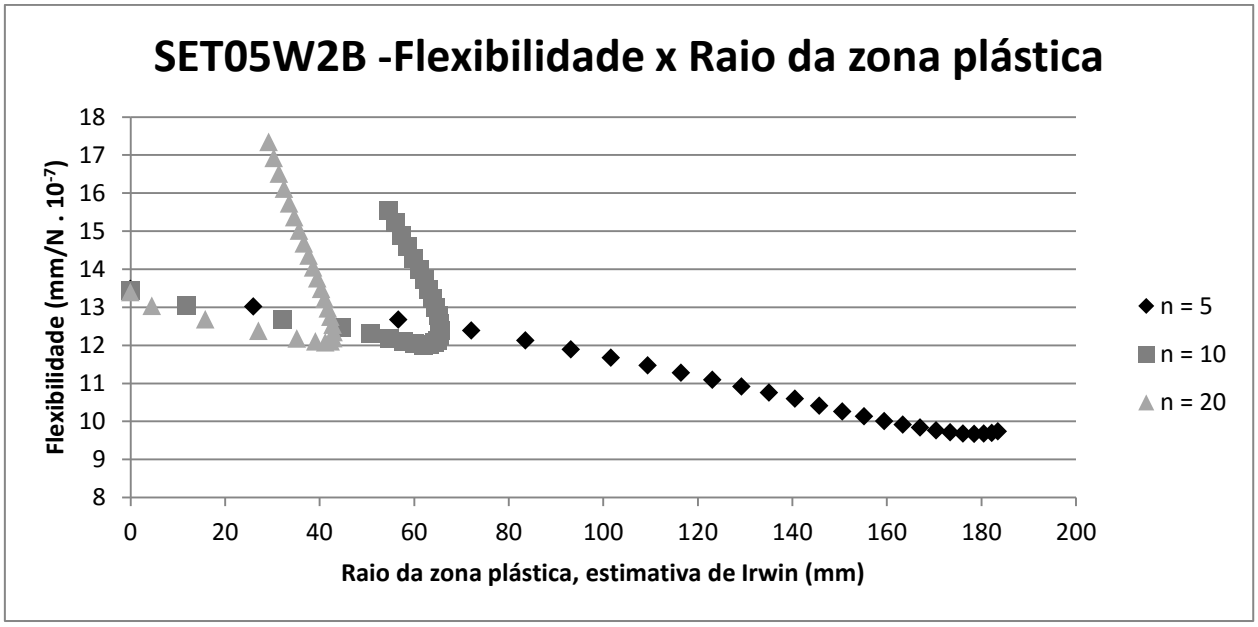
Fonte: Autor

Figura 64 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET05W2B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

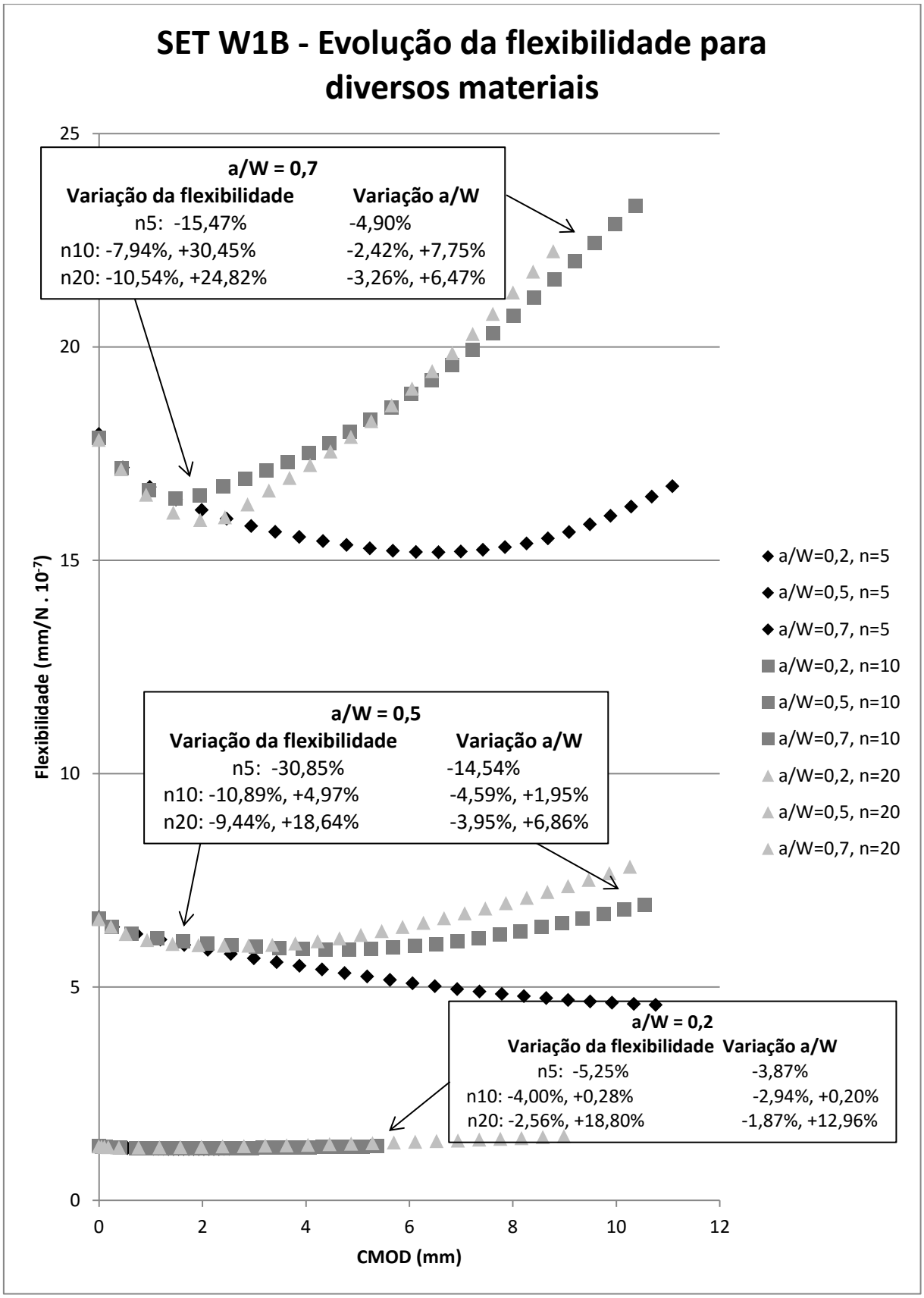
Figura 65 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET05W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

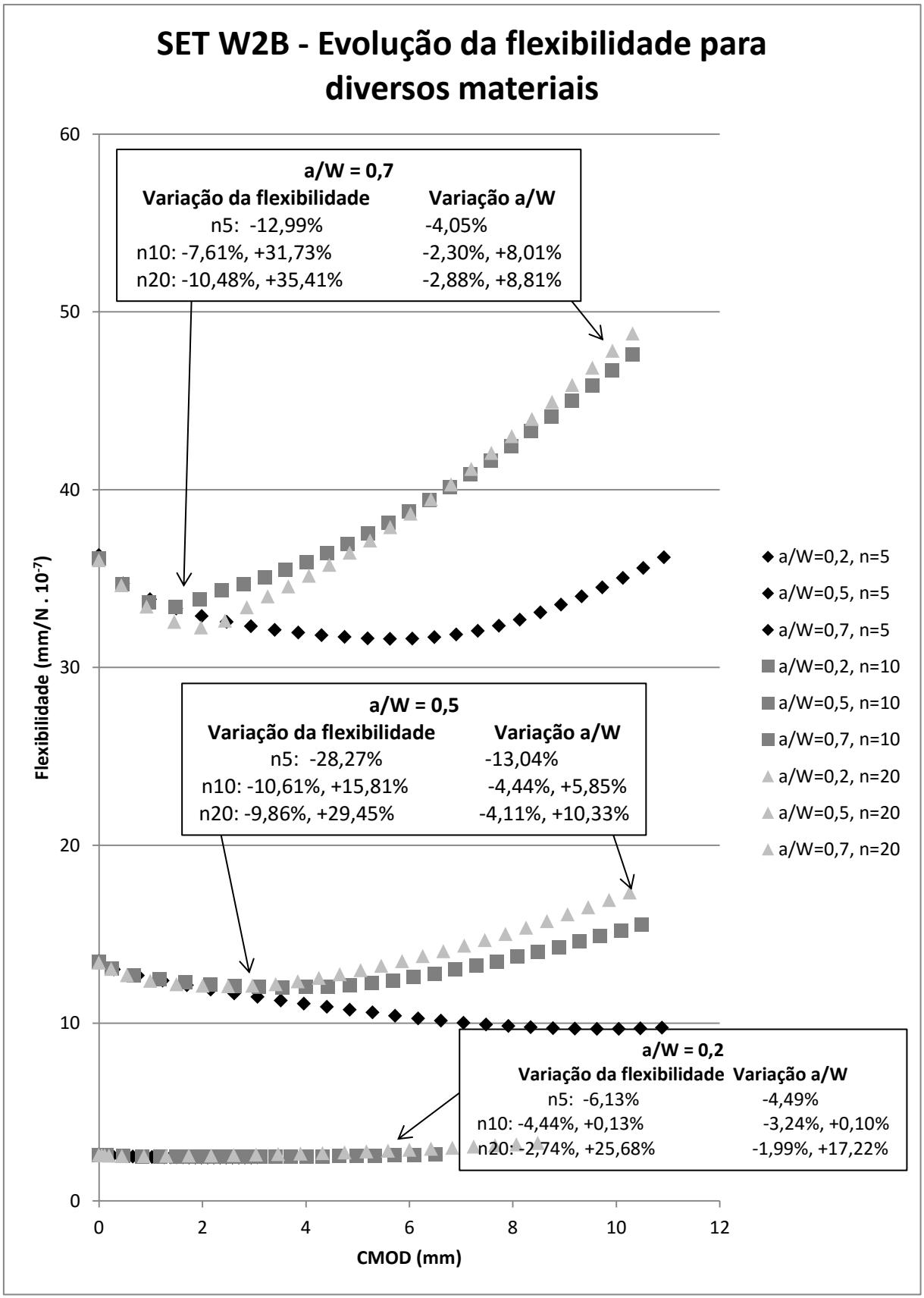
Apesar de o comportamento ser similar ao $SE(B)$, o $SE(T)_c$ apresentou variação mais expressiva. De forma similar, o material com o menor encruamento ($N20$) foi mais susceptível ao aumento da flexibilidade elástica, enquanto o material com maior encruamento ($N5$) apenas apresentou tendência de aumento para este caso específico. Quanto à análise do comportamento da flexibilidade com o raio da zona plástica, uma anomalia ocorreu. Segundo a previsão de Irwin, o raio da zona plástica é determinado em função de K_I. Uma vez que o carregamento cai, a previsão de raio da zona plástica cairá também, mostrando que esta formulação não é robusta para este caso. O que é observado no $SE(T)_c$ é uma plasticidade generalizada na região do ligamento remanescente, causando o fenômeno de instabilidade plástica, justificando este comportamento e o tornando de reduzida relevância em termos de análise. A seguir serão mostrados os gráficos da evolução da flexibilidade de forma análoga ao feito para $SE(B)$. $SETW1B$ está mostrado na Figura 66, $SETW2B$ na Figura 67 e $SETW4B$ na Figura 68.

Figura 66 - Evolução da flexibilidade elástica para modelos $SETW1B$



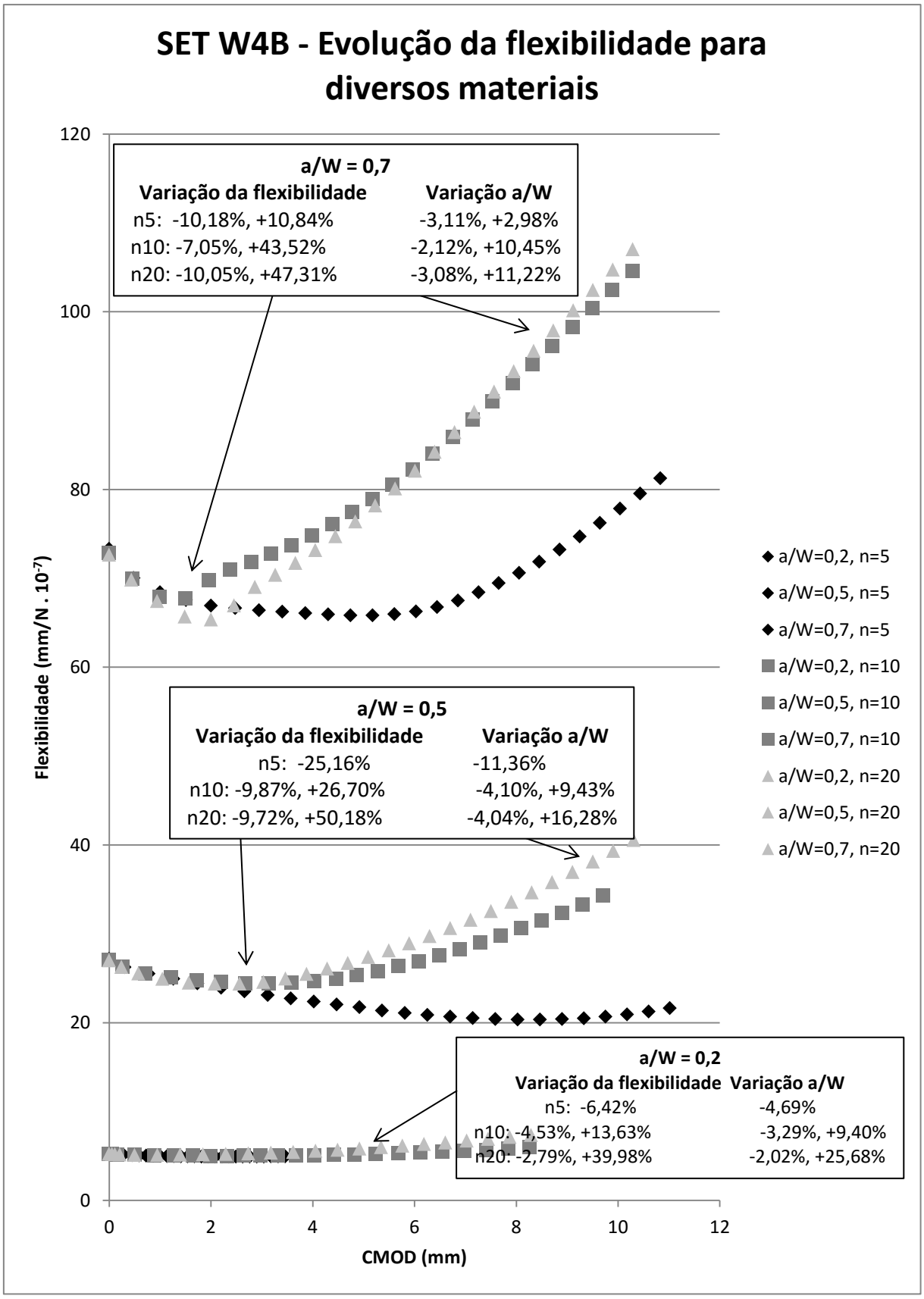
Fonte: Autor
Legenda: São mostradas também variações percentuais de interesse.

Figura 67 - Evolução da flexibilidade elástica para modelos $SETW2B$



Fonte: Autor
Legenda: São mostradas também variações percentuais de interesse.

Figura 68 - Evolução da flexibilidade elástica para modelos $SETW4B$



Fonte: Autor
Legenda: São mostradas também variações percentuais de interesse.

Conflitando com os resultados obtidos para geometria $SE(B)$, os $SE(T)_c$ apresentaram uma grande divergência do desejado paralelismo com o eixo das abscissas, mostrando que existe grande dependência da flexibilidade com o carregamento aplicado. Em todos os casos, foi detectada queda de flexibilidade, esta podendo chegar a até $-30{,}85\%$ para o $SET05W1BN5$, causando uma queda na previsão de tamanho relativo de trinca de $-14{,}54\%$. Após a redução, é detectado na grande maioria dos casos um aumento severo de flexibilidade, e nos casos que este aumento não é detectado é observada uma tendência de aumento. Em relação ao ponto inicial do carregamento, este aumento ultrapassou $+50\%$ no $SET05W4BN20$ e causou um aumento na previsão de tamanho relativo de trinca de $+25{,}68\%$ para o $SET02W4BN20$ (ainda que este último seja em condição extremamente severa de $CMOD$).

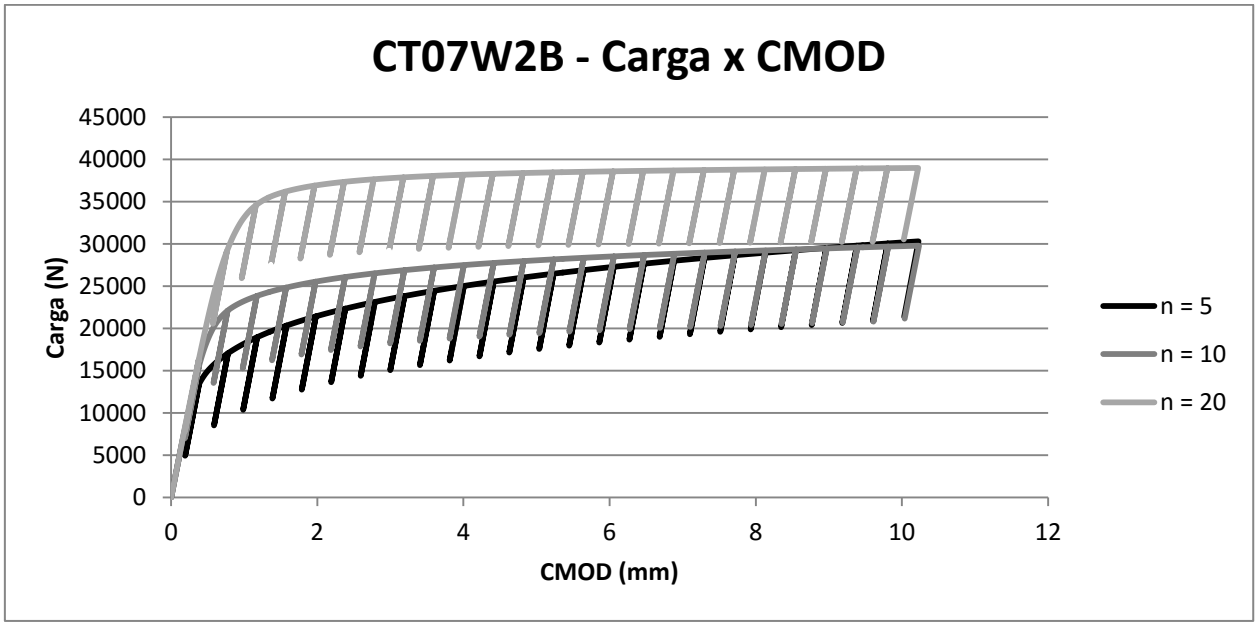
Estas informações mostram que a flexibilidade da geometria $SE(T)_c$ é altamente sensível ao carregamento aplicado. Em ensaios reais, estes resultados podem indicar a possibilidade de uma grande fonte de erro quando as metodologias disponíveis para SE(B) ou CT(T) são empregadas. Segundo Verstraete (2013), a queda da flexibilidade pode ser explicada por um efeito de arredondamento da ponta da trinca e de rotação do corpo de prova, esta causada pela distância do centro do ligamento remanescente com a linha de aplicação de carga. A fim de se entender completamente o efeito da plasticidade nestes casos, são necessários estudos sobre rotação neste corpo de prova.

4.2.3 Efeito da plasticidade para C(T)

Divergindo das geometrias $SE(B)$ e $SE(T)_c$, o comportamento dos $C(T)$ não foi constante nas diversas profundidades de trinca. Para trinca funda, foi possível a aplicação do esquema de carregamento idêntico ao que foi utilizado nos corpos de prova anteriores. No entanto, para trinca média e trinca rasa, não foi possível gerar $CMOD$ alto, impedindo a descrição de um comportamento da plasticidade por completo. Isto pode ser explicado pelo modo de carregamento do $C(T)$ (flexo-trativo, com alta tração, e necessidade de pinos que podem gerar regiões de deformação não desejadas), o que gera tensões elevadas na ponta da trinca, instabilizando a análise numérica antes de viabilizar um $CMOD$ alto. Focando nos modelos com trinca funda, que descrevem o comportamento da plasticidade por completo, estão mostrados a seguir um exemplo do modo de carregamento na Figura 69, a flexibilidade

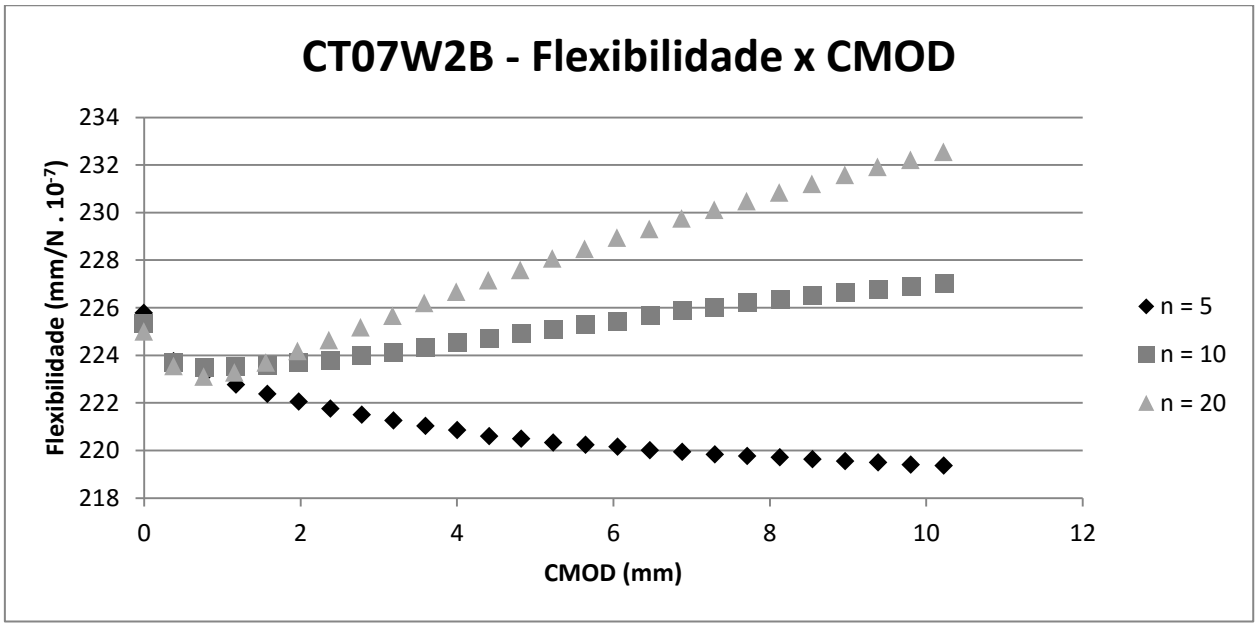
com o aumento do $CMOD$ na Figura 70 e a flexibilidade com o aumento da zona plástica na Figura 71.

Figura 69 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $CT07W2B$



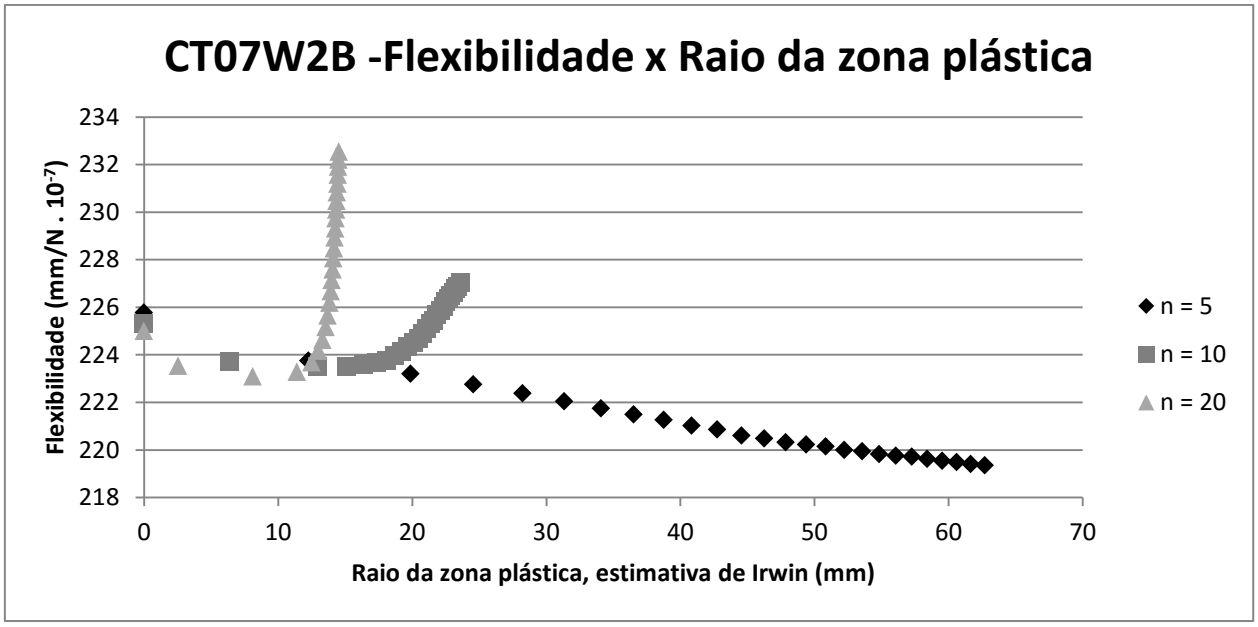
Fonte: Autor

Figura 70 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT07W2B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

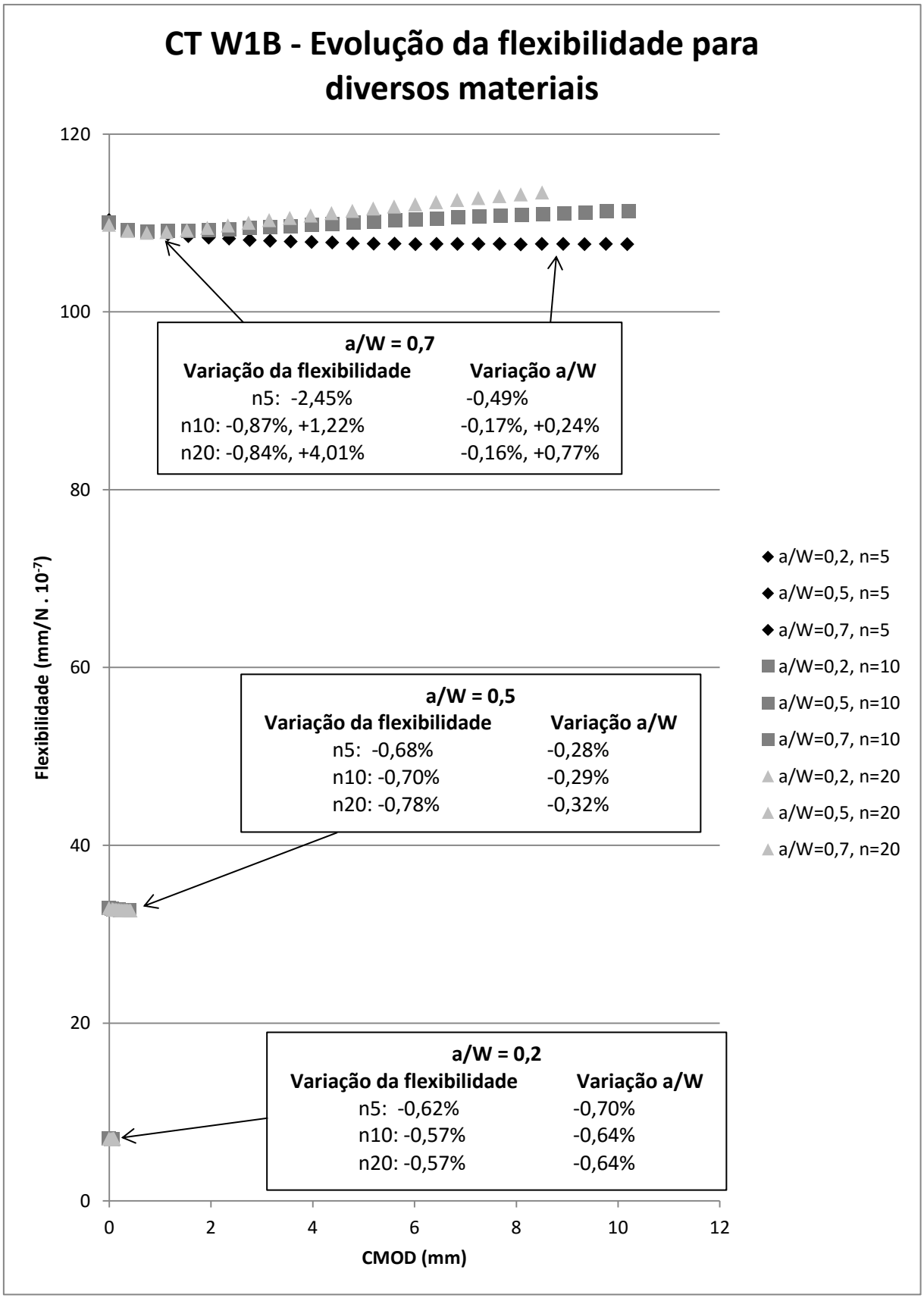
Figura 71 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT07W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

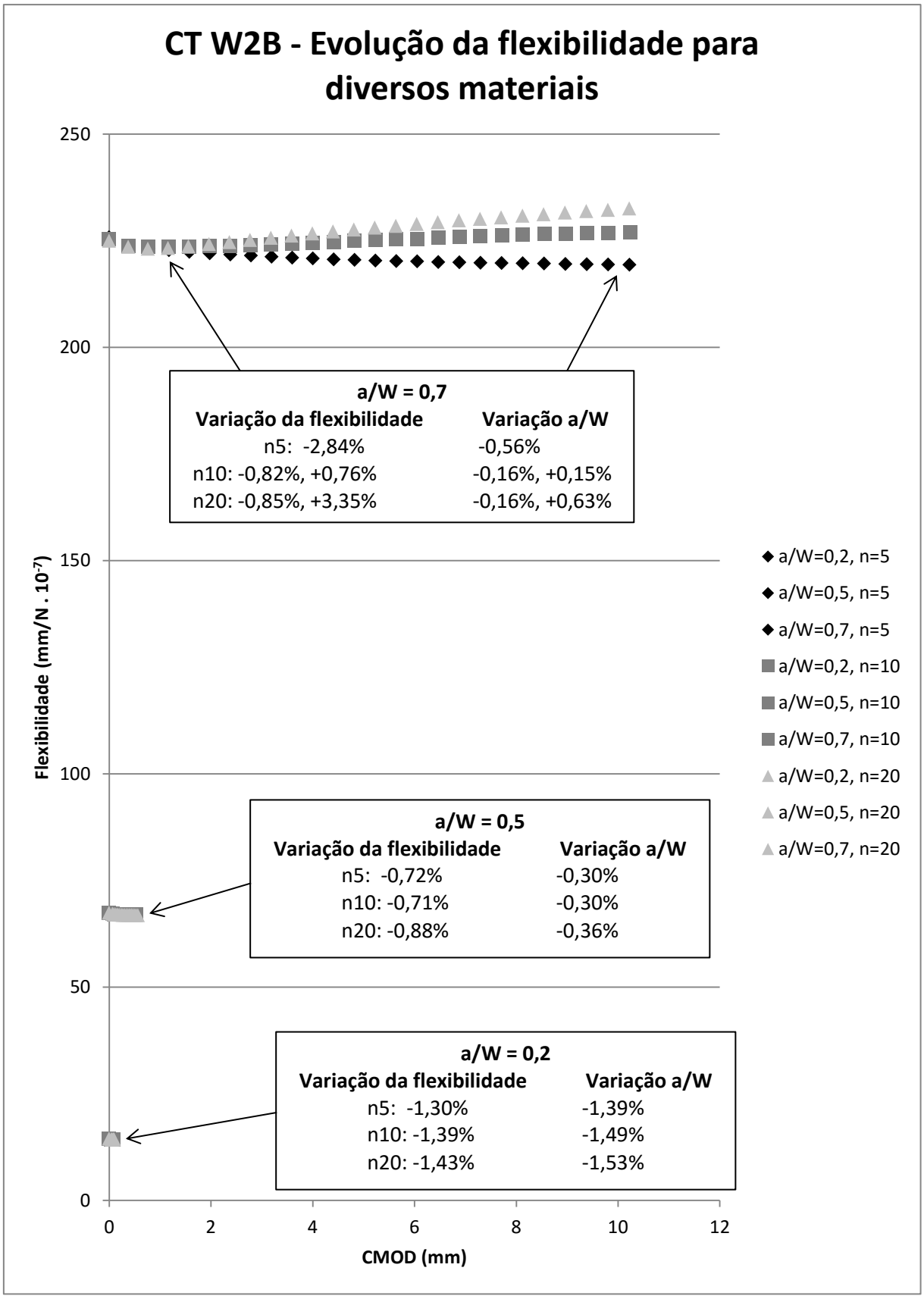
A evolução do carregamento observada no $C(T)$ foi similar ao $SE(B)$. O comportamento da flexibilidade com o aumento do $C(T)$ seguiu a mesma tendência do $SE(T)_c$, mas com divergências percentuais substancialmente menores, o que pode indicar que os efeitos que tendem a diminuir (arredondamento da ponta da trinca e rotação) e aumentar a flexibilidade (plasticidade) sejam comuns entre as duas geometrias, sendo menos pronunciados no $C(T)$. O raio da zona plástica também tendeu a uma saturação, e não apresentou nenhuma anormalidade que se assemelhasse à observada no $SE(T)_c$, que seria indicativo de instabilidade plástica. Apresentando um comportamento geral englobando todas as análises realizadas, $CTW1B$ está mostrado na Figura 72, $CTW2B$ na Figura 73 e $CTW4B$ na Figura 74.

Figura 72 - Evolução da flexibilidade elástica para modelos $CTW1B$



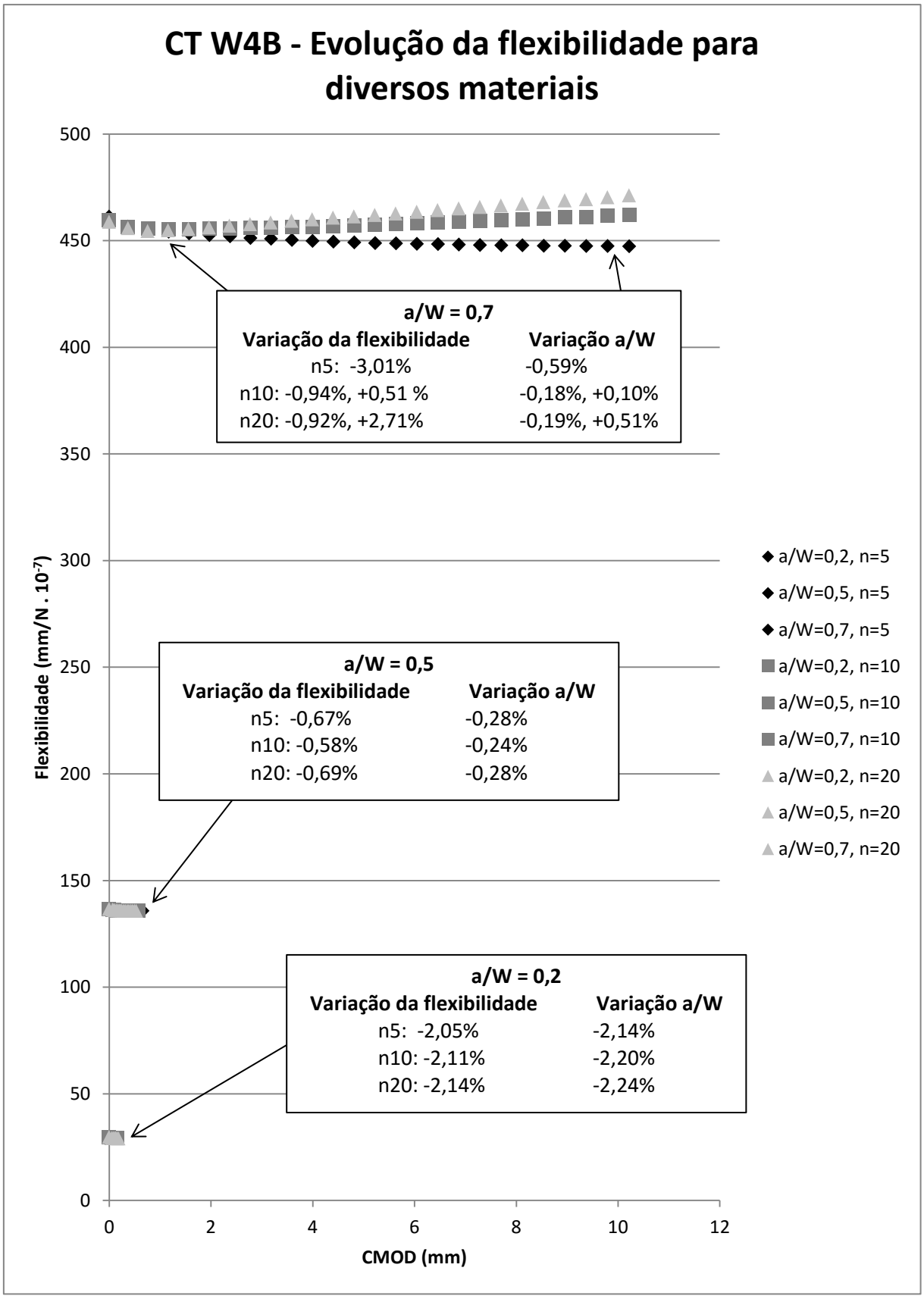
Fonte: Autor
Legenda: São mostradas também variações percentuais de interesse.

Figura 73 - Evolução da flexibilidade elástica para modelos $CTW2B$



Fonte: Autor
Legenda: São mostradas também variações percentuais de interesse.

Figura 74 - Evolução da flexibilidade elástica para modelos $CTW4B$



Fonte: Autor
Legenda: São mostradas também variações percentuais de interesse.

Apesar de não ter um comportamento completamente descrito como o $SE(B)$, dentro dos limites de $CMOD$ considerados, o $C(T)$ foi o que apresentou menor divergência percentual das três geometrias estudadas. A variação na flexibilidade não ultrapassou 4% em nenhum caso e a maior variação percentual na previsão do tamanho instantâneo de trinca foi de $-2{,}24\%$ para o $CT02W4BN20$. Se consideradas apenas trincas médias e fundas, a maior variação percentual no tamanho instantâneo de trinca foi abaixo de 1%, podendo ser considerados negligenciáveis para a grande maioria dos ensaios reais, mostrando que o $C(T)$ não tem grande sensibilidade à plasticidade como observado no $SE(T)_c$.

Concluindo, foi detectado que os efeitos da plasticidade na flexibilidade elástica foram baixos para geometrias $SE(B)$ e $C(T)$, salvo exceções de casos bastante severos (trinca rasa, alto $CMOD$ e $W1B$) em que o impacto da plasticidade gerou erros na previsão de tamanho relativo de trinca na ordem de 6 à 8%. Em contrapartida, no $SE(T)_c$ houve um impacto bastante severo, tanto de queda da flexibilidade por efeito de arredondamento da ponta da trinca e rotação do corpo de prova e de aumento gerado pela plasticidade. A fim de se compreender totalmente os efeitos, um entendimento de como o efeito de rotação impacta na flexibilidade destes corpos de prova é necessário e recomenda-se a continuidade dos estudos na área.

5 PROPOSTA DE TRINCA RETILÍNEA EQUIVALENTE

Tendo em vista que os erros causados pelo tunelamento na flexibilidade mostrados na seção 4.1 deste trabalho podem ser significativos quando os limites da ASTM E1820 (2013) são violados, foi elaborada uma proposta para nova trinca retilínea equivalente. Considerando a extensão do esforço necessário para realização desta proposta, apenas a geometria $SE(B)$ foi estudada.

A estratégia desta proposta é garantir mesma flexibilidade elástica para trinca reta e trinca retilínea equivalente, para diversos níveis de curvatura. Para tal, foi elaborada uma metodologia que será explicada a seguir, seguida dos resultados obtidos e recomendações para futura validação e sequência.

5.1 METODOLOGIA DE DESENVOLVIMENTO DA PROPOSTA

A metodologia para elaboração da proposta de trinca retilínea equivalente será mostrada a seguir. Serão definidos os coeficientes β_i e posteriormente a estratégia para elaboração da proposta.

5.1.1 Definição dos coeficientes $\boldsymbol{\beta_i}$

A trinca retilínea equivalente sugerida pela ASTM E1820 (2013), explicada na seção 2.5.4, pode ser descrita em função da largura W utilizando a Equação 26:

$$a/W_{eq} = \frac{\frac{(aW_1 + aW_9)}{2} + aW_2 + aW_3 + aW_4 + aW_5 + aW_6 + aW_7 + aW_8}{8}, \tag{27}$$

sendo:

a/W_{eq} = profundidade relativa de trinca retilínea equivalente;

aW_i = profundidade relativa de trinca nos pontos determinados pela ASTM E1820 (2013), sendo 1 e 9 os pontos à $0{,}005.W$ da superfície e 5 o ponto central.

Se a trinca for simétrica (o que ocorre nos modelos tunelados estudados e é desejável em laboratório), temos que $aW_1 = aW_9$, $aW_2 = aW_8$, $aW_3 = aW_7$ e $aW_4 = aW_6$. Portanto:

$$a/W_{eq_{sim.}} = \frac{\frac{(2.aW_1)}{2} + 2.aW_2 + 2.aW_3 + 2.aW_4 + aW_5}{8}, \tag{28}$$

$$a/W_{eq_{sim.}} = 0{,}125.aW_1 + 0{,}250.aW_2 + 0{,}250.aW_3 + 0{,}250.aW_4 + 0{,}125.aW_5. \tag{29}$$

Neste ponto é introduzido um parâmetro auxiliar β_i, que descreve os pesos da trinca retilínea equivalente, que somados devem resultar na unidade. Para a ASTM E1820 (2013), os coeficientes estão mostrados na Tabela 12 e a seguinte equação será considerada:

$$a/W_{eq_{sim.}} = \beta_5.aW_1 + \beta_4.aW_2 + \beta_3.aW_3 + \beta_2.aW_4 + \beta_1.aW_5. \tag{30}$$

Tabela 12 - Coeficientes β ASTM

Coeficientes β ASTM	
β_1 = 0,125	(centro)
β_2 = 0,250	
β_3 = 0,250	
β_4 = 0,250	
β_5 = 0,125	(borda)

Fonte: Autor

5.1.2 Estratégia utilizada para proposta de trinca retilínea equivalente

A estratégia para elaboração da proposta se inicia com a exploração da trinca tunelada que gera mesma flexibilidade da trinca retilínea. Para tal, foi adotada a seguinte rotina, exemplificada para o caso $SEB05W2B$:

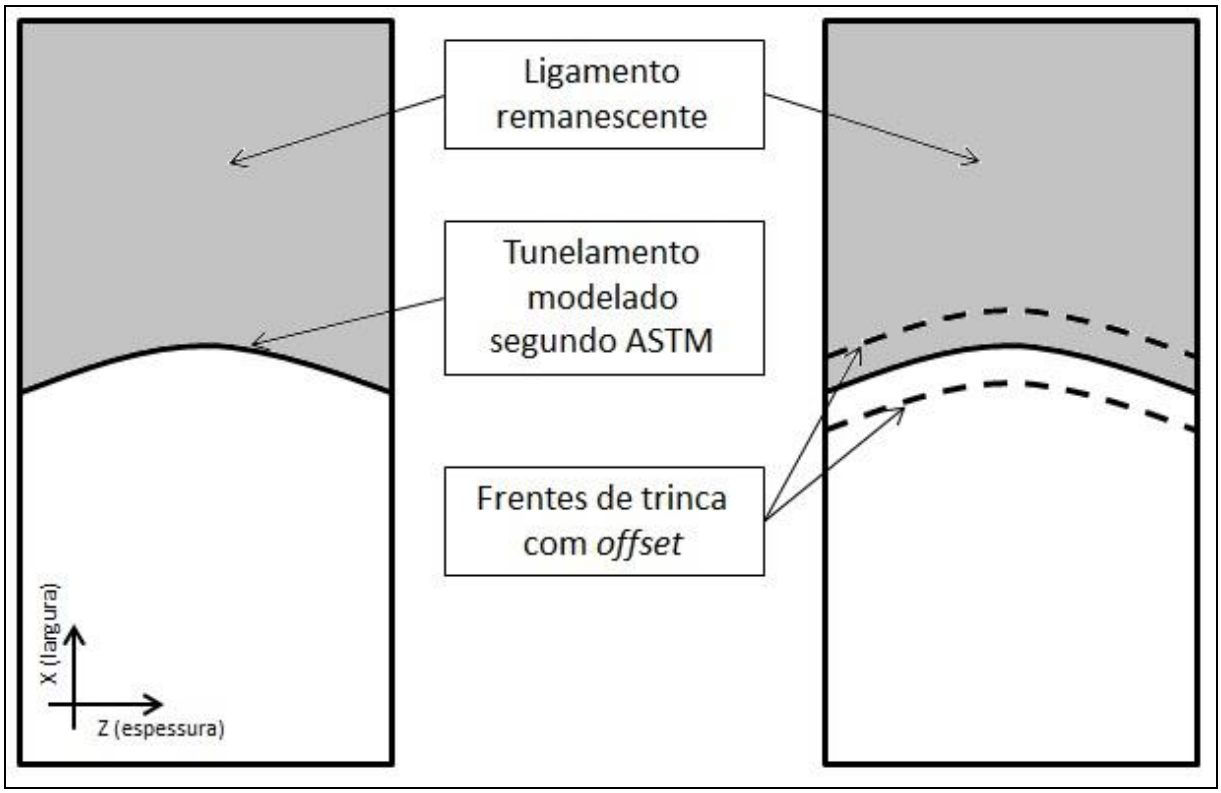
a) Determinação da flexibilidade elástica do modelo com trinca retilínea.

Retomando a seção 4.1 deste trabalho, é observada que a flexibilidade para $SEB05W2B\boldsymbol{T0}$ é $C_{t0} = 6{,}557.10^{-6}$. Esta será a flexibilidade que as trincas tuneladas deverão proporcionar.

b) Busca da trinca tunelada que gera mesma flexibilidade que a retilínea.

Exemplificando com nível de tunelamento $1mm$, foram gerados modelos com a posição sugerida pela ASTM E1820 (2013) e modelos com *offset*. Estes foram gerados deslocando a frente de trinca originalmente modelada segundo a ASTM E1820 (2013) de modo a buscar a posição em que esta trinca tunelada geraria mesma flexibilidade que a retilínea mostrada no passo anterior, mostrado esquematicamente na Figura 75. Foi então considerado um ajuste de curva linear (Tabela 13 e Figura 76) para determinação da posição exata do *offset* que geraria tal trinca. Considerando $T = 1mm$ à $T = 6mm$, foram geradas 24 simulações para $SEB05W2B$.

Figura 75 - Esquemático dos modelos com *offset*



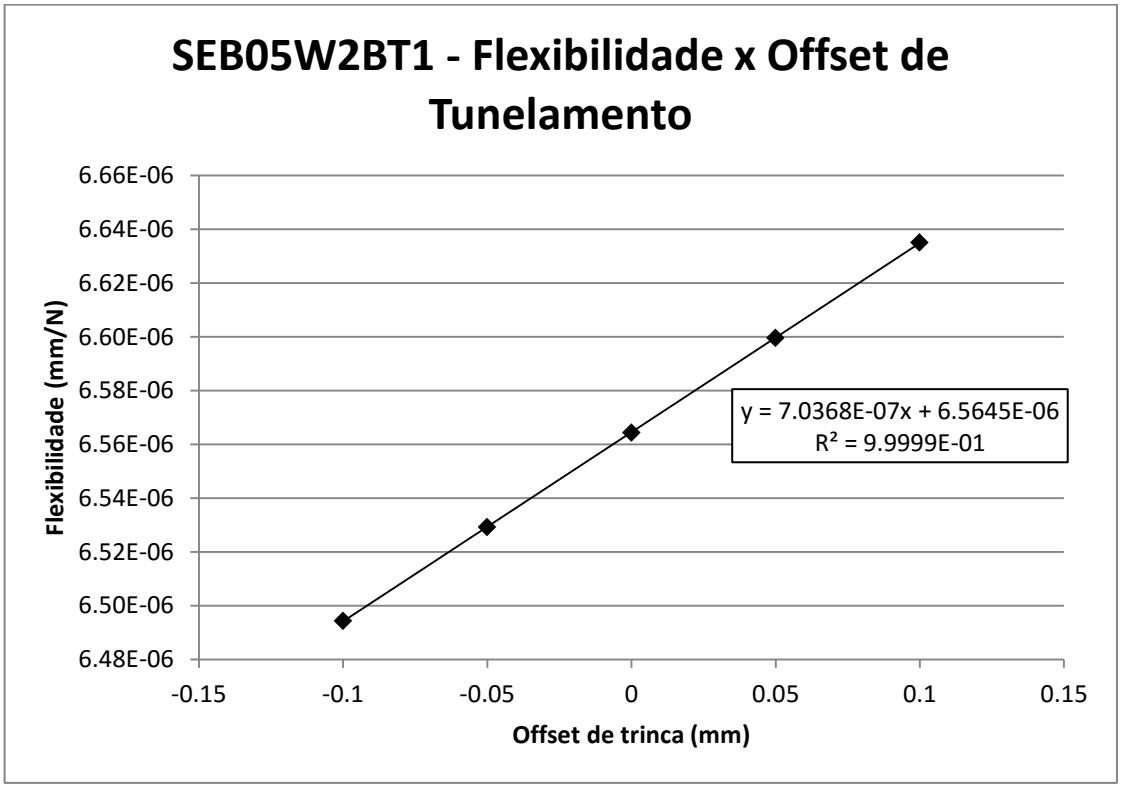
Fonte: Autor
Legenda: Vista do plano da trinca.

Tabela 13 - Resultados das simulações com *offset* para SEB05W2BT1

Offset	Flexibilidade
mm	mm/N
-0,1	6,494E-06
-0,05	6,529E-06
0	6,564E-06
0,05	6,600E-06
0,1	6,635E-06

Fonte: Autor

Figura 76 - Ajuste de curva para as simulações com *offset* para $SEB05W2BT1$



Fonte: Autor

É então determinado o offset que gera a trinca com mesma flexibilidade para cada nível de tunelamento. Mostrado na Tabela 14, estão os resultados de offset para todos os níveis de tunelamento de $SEB05W2B$.

Tabela 14 - Offset para geração de trinca tunelada com mesma flexibilidade para diversos níveis de tunelamento e $SEB05W2B$

SEB05W2B			
Ti	**Offset (mm)**	**Flexibilidade (mm/N)**	**Variação (%)**
T0	0	6,5574E-06	0
T1	-0,01005	6,5572E-06	-0,003
T2	0,00388	6,5573E-06	-0,003
T4	0,11727	6,5578E-06	0,006
T6	0,35568	6,5570E-06	-0,006

Fonte: Autor

c) Com base nos *offsets* calculados no item anterior foram determinadas variações de profundidade de trinca em relação à trinca retilínea em cada ponto ao longo da espessura z_i (Tabela 15) e posteriormente a profundidade relativa de trinca em cada um destes pontos:

Tabela 15 - Variação de profundidade de trinca para cada ponto da espessura do caso $SEB05W2BT1$

SEB05W2BT1		
	SEM OFFSET	**COM OFFSET**
z_i	**Δa (mm)**	
z_1	0,2203	0,2102
z_2	0,1898	0,1798
z_3	0,0920	0,0820
z_4	-0,1016	-0,1117
z_5	-0,5807	-0,5908

Fonte: Autor

Legenda: z_1 é o ponto do centro enquanto z_5 é o ponto da borda

A variação de profundidade relativa de trinca então se dá da seguinte maneira:

$$aW_i = \left(\frac{a}{W}\right)_{original} + \frac{\Delta a_{z_i}(com\ offset)}{W}. \tag{31}$$

Para $SEB05W2BT1$ ($a/W = 0{,}5$):

$$aW_1 = 0{,}5 + \frac{0{,}2102}{50{,}8} = 0{,}504. \tag{32}$$

Os resultados para os demais pontos estão mostrados na Tabela 16. Estes resultados multiplicados pelos coeficientes β_i e somados deverão retornar a trinca equivalente (como mostrado na Equação 29).

Tabela 16 - Profundidade relativa de trinca para cada ponto da espessura z_i para o caso $SEB05W2BT1$

SEB05W2BT1	
aWi	**a/W em cada ponto zi**
aW1	0,5041
aW2	0,5035
aW3	0,5016
aW4	0,4978
aW5	0,4884

Fonte: Autor

d) Utilizando os coeficientes β ASTM mostrados na Tabela 12, foi calculada a trinca retilínea equivalente e o erro para a trinca retilínea original (Equação 32). Lembrando que se o *offset* da trinca for zero, a trinca equivalente pela ASTM E1820 (2013) deverá ser a trinca original. O *offset* foi gerado para que a flexibilidade da trinca curva obtida fosse a mesma da trinca reta original.

$$a/W_{eq_{sim.}} = 0{,}125\,.\,0{,}5041 + 0{,}250\,.\,0{,}5035 + 0{,}250\,.\,0{,}5016 + 0{,}250\,.\,0{,}4978 + 0{,}125\,.\,0{,}4884 = \mathbf{0{,}4998} \tag{32}$$

O erro foi calculado como erro absoluto da seguinte maneira:

$$Erro = |a/W_{original} - a/W_{eq_{sim.}}|, \tag{33}$$

$$Erro = |0{,}5 - 0{,}4998| = 0{,}0002. \tag{34}$$

e) Os passos (b) ao (d) foram repetidos para os demais níveis de tunelamento, gerando a seguinte tabela de erros (Tabela 17):

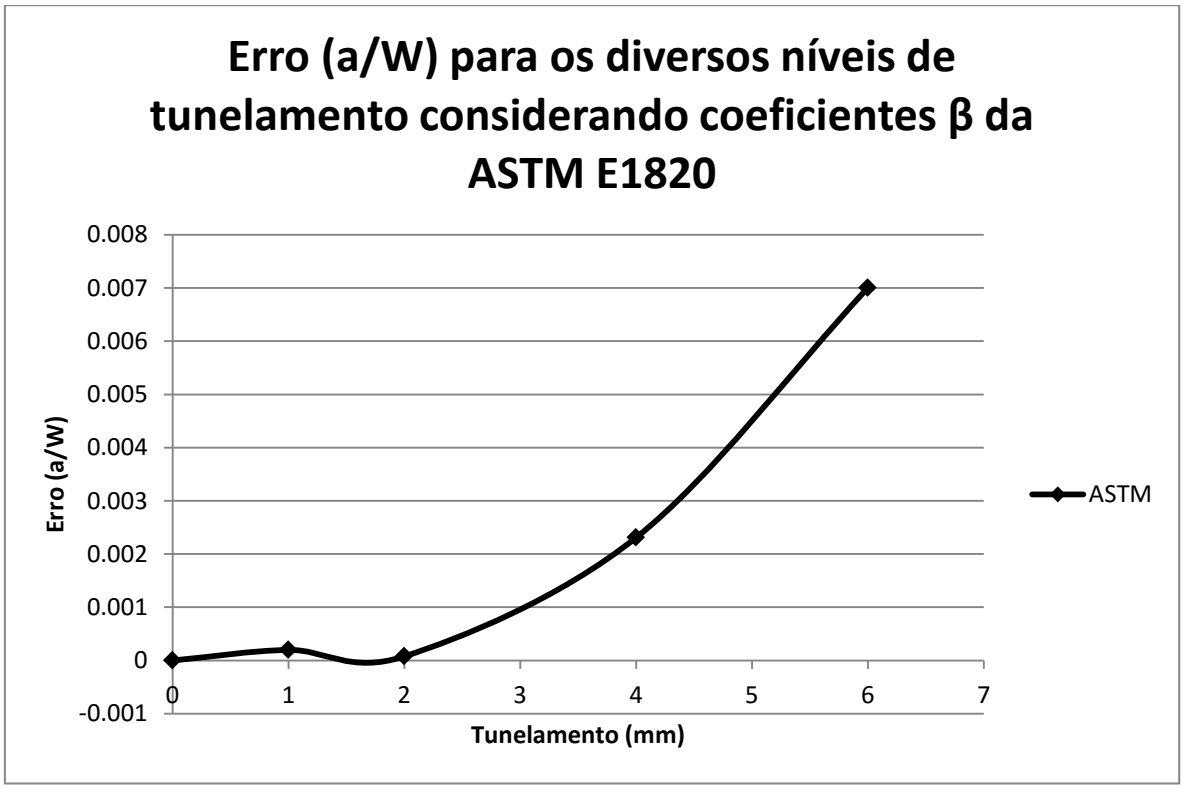
Tabela 17 - Erro (a/W) para os diversos níveis de tunelamento para $SEB05W2B$ com coeficientes da ASTM

Ti	a/W equivalente (ASTM)	Erro (a/W)
T1	0,4998	0,00020
T1	0,5001	0,00008
T2	0,5023	0,00231
T4	0,5070	0,00700
ERRO TOTAL =		**0,00958**

Fonte: Autor

Foi também gerado um gráfico que mostra a evolução do erro com o nível de tunelamento (Figura 77):

Figura 77 - Evolução do erro com o nível de tunelamento para diversos níveis de tunelamento com os coeficientes β da ASTM



Fonte: Autor

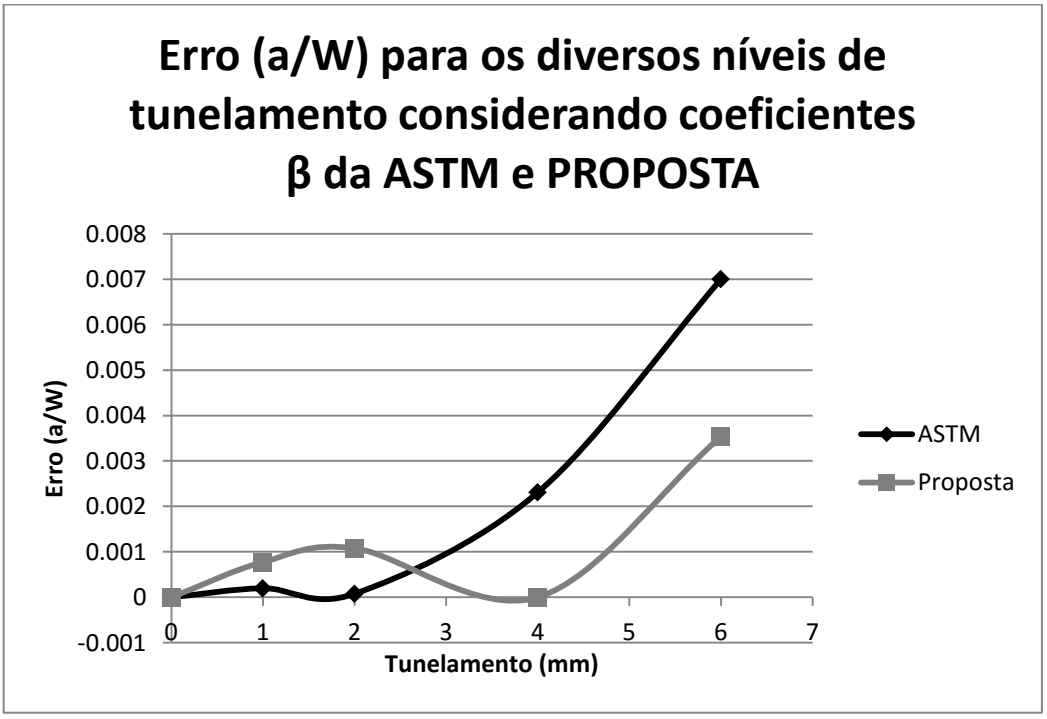
f) Com o auxílio do algoritmo de otimização SOLVER (GRG não linear) disponível no EXCEL®, foi buscado o conjunto de coeficientes β que minimizariam o erro total mostrado na Tabela 17. Com isso, os coeficientes obtidos estão mostrados na Tabela 18, bem como o gráfico que descreve a evolução do erro na Figura 78. Considerando o significado físico dos coeficientes β como pesos que ponderam a influência de cada posição de medida da trinca no comprimento equivalente do defeito, é de grande relevância ao trabalho buscar entender a magnitude dos fatores que descrevem a fenomenologia real.

Tabela 18 - Erro (a/W) para os diversos níveis de tunelamento para $SEB05W2B$ com coeficientes da proposta

Ti	a/W equivalente (proposta)	Erro (a/W)
T1	0,4992	0,00077
T1	0,4989	0,00108
T2	0,5000	0,00000
T4	0,5035	0,00354
ERRO TOTAL =		**0,00539**

Fonte: Autor

Figura 78 - Evolução do erro com o nível de tunelamento para diversos níveis de tunelamento com os coeficientes β da proposta



Fonte: Autor

Nota-se aqui que apesar do erro total obtido pelos coeficientes resultantes do programa de otimização ter sido menor que o obtido pelos coeficientes da ASTM E1820 (2013), os resultados para os níveis de tunelamento 1 e 2 mm foram piores. Sabendo que estes estão dentro dos limites contemplados pela norma, não faz sentido elaborar uma proposta que seja significantemente pior nestas condições. Foi elaborada então uma nova estratégia de abordagem.

g) Nova abordagem de estratégia: gerar uma média equivalente em que os coeficientes β não sejam números reais, mas sim função do nível de tunelamento. A ideia é com o auxílio do SOLVER (e empregando o mesmo algoritmo citado) determinar quais conjuntos de coeficientes β minimizariam o erro para cada caso de tunelamento, e não o erro total. A partir daí, buscar correlações entre os diversos coeficientes β.

Para o $SEB05W2B$, minimizando o erro para cada nível de tunelamento, obtém-se a seguinte distribuição de coeficientes β, mostrada na Tabela 19.

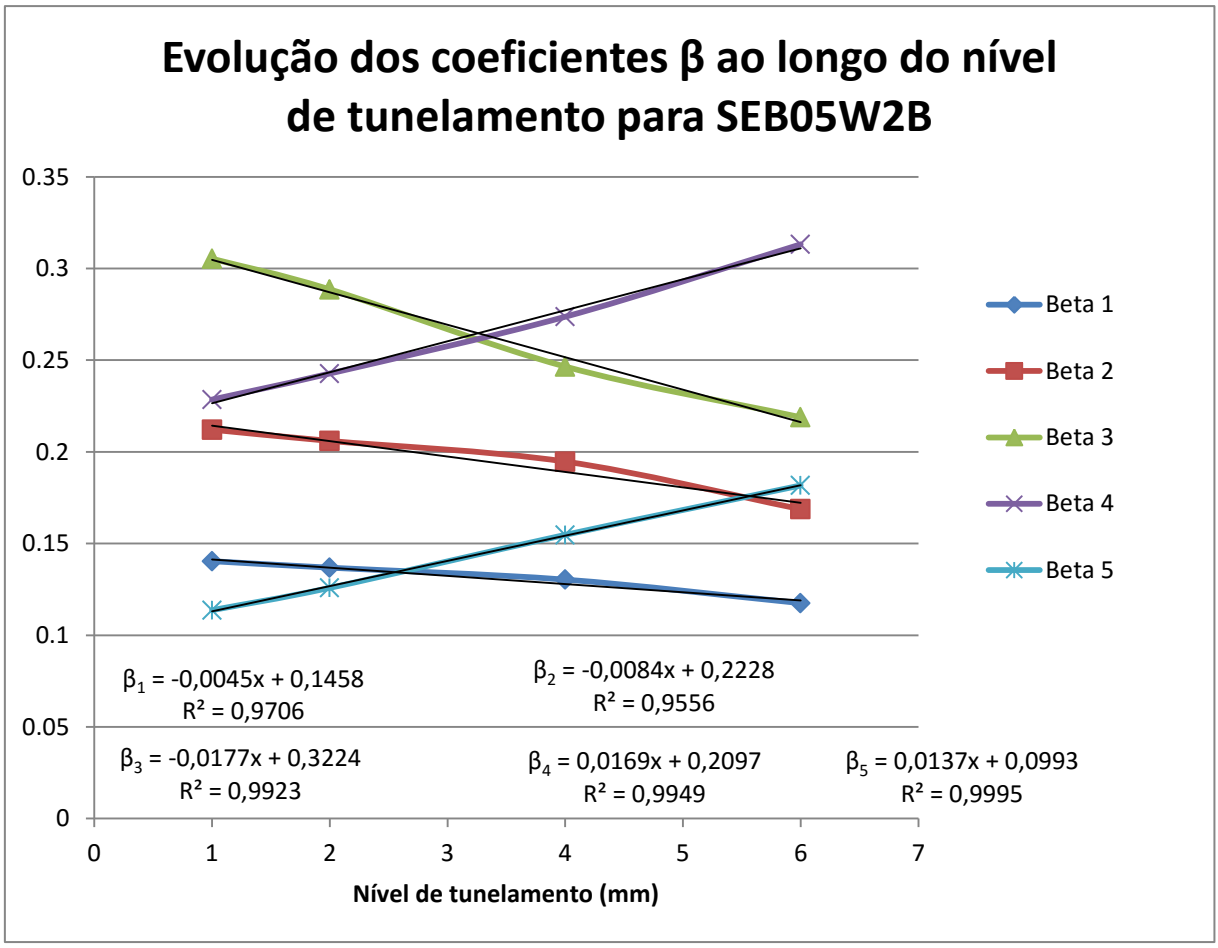
Tabela 19 - Distribuição dos coeficientes β que minimizam o erro para cada nível de tunelamento

	Nível de tunelamento (mm)			
βi	**1**	**2**	**4**	**6**
β1	0,1404	0,1368	0,1303	0,1175
β2	0,2121	0,2060	0,1947	0,1687
β3	0,3054	0,2886	0,2465	0,2189
β4	0,2285	0,2427	0,2737	0,3132
β5	0,1137	0,1258	0,1547	0,1817

Fonte: Autor

A partir destes coeficientes, foi traçada a evolução de cada um em função do nível de tunelamento, como mostrado na Figura 79.

Figura 79 - Evolução dos coeficientes β ao longo do nível de tunelamento para $SEB05W2B$



Fonte: Autor

Observa-se que a evolução dos coeficientes é praticamente linear com a evolução do tunelamento. Sabendo disso, foi então elaborada uma proposta de modelo multi-variável com base apenas no $SEB05W2B$, a qual é mostrada na Tabela 20 e incorpora o efeito do tunelamento nas previsões:

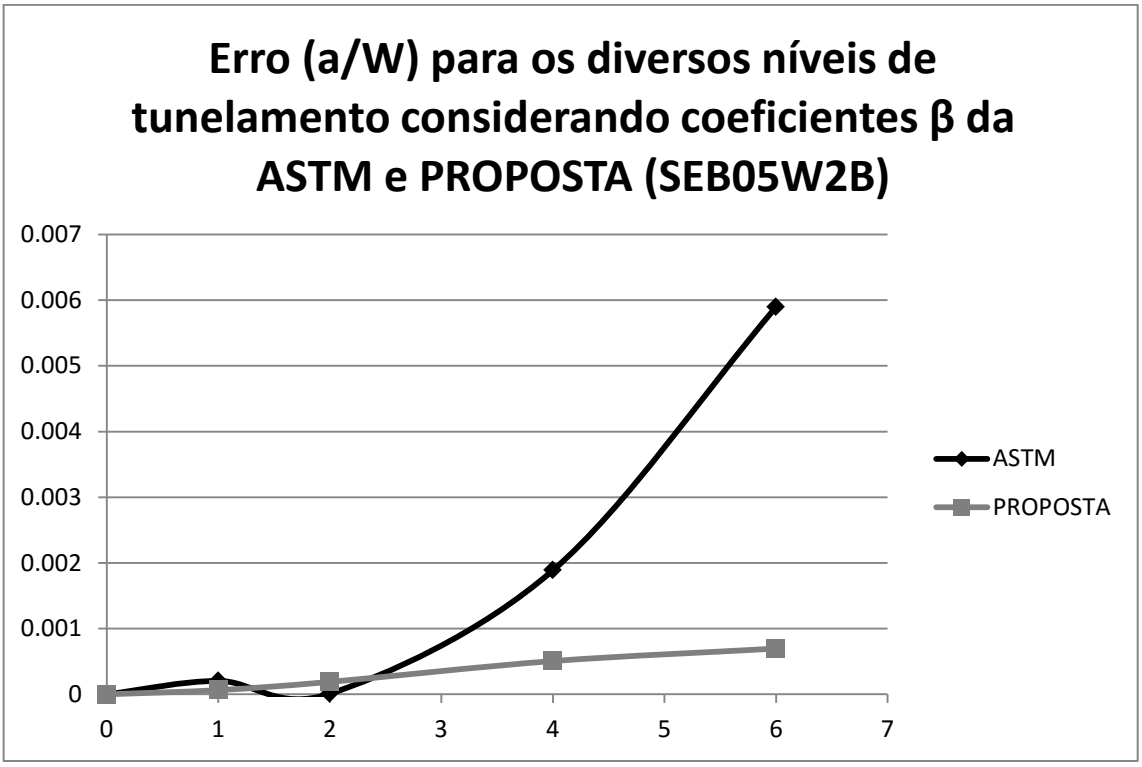
Tabela 20 - Coeficientes β da proposta apenas englobando $SEB05W2B$

Coeficientes β proposta (SEB05W2B)	
β_1 = -0,0045.T + 0,1458	(centro)
β_2 = -0,0084.T + 0,2228	
β_3 = -0,0177.T + 0,3224	
β_4 = 0,0169.T + 0,2097	
β_5 = 0,0137.T + 0,0993	(borda)

Fonte: Autor

onde T é o nível de tunelamento, ou seja, a diferença da profundidade de trinca mais profunda para a mais rasa. Os resultados, ainda pendentes de validação numérica, apresentaram melhora substancial e estão mostrados na Figura 80.

Figura 80 - Evolução do erro com o nível de tunelamento para diversos níveis de tunelamento com os coeficientes β da proposta para $SEB05W2B$



Fonte: Autor

Nota-se que desta vez os resultados foram bastante promissores, indicando robustez da proposta, justificando a repetição dos passos (b) ao (g) para os casos $SEB02W2B$ e $SEB07W2B$, totalizando 72 análises até este ponto.

h) Geração de coeficientes beta que minimizam o erro para os casos de $a/W = 0{,}2$ e $a/W = 0{,}7$, com $W2B$. Toda estratégia executada até este ponto foi repetida para os casos de trinca rasa e trinca profunda. Para resumir esta seção do trabalho, apenas as tabelas contendo os coeficientes β serão mostradas.

Para $SEB02W2B$ (Tabela 21):

Tabela 21 - Coeficientes β da proposta apenas englobando $SEB02W2B$

Coeficientes β proposta (SEB02W2B)	
β_1 = -0,0045.T + 0,1425	(centro)
β_2 = -0,0084.T + 0,2158	
β_3 = -0,0194.T + 0,3127	
β_4 = 0,0176.T + 0,2290	
β_5 = 0,0147.T + 0,1001	(borda)

Fonte: Autor

Para $SEB07W2B$ (Tabela 22):

Tabela 22 - Coeficientes β da proposta apenas englobando $SEB07W2B$

Coeficientes β proposta (SEB07W2B)	
β_1 = -0,0051.T + 0,1462	(centro)
β_2 = -0,0096.T + 0,2230	
β_3 = -0,0203.T + 0,3227	
β_4 = 0,0193.T + 0,2139	
β_5 = 0,0157.T + 0,0943	(borda)

Fonte: Autor

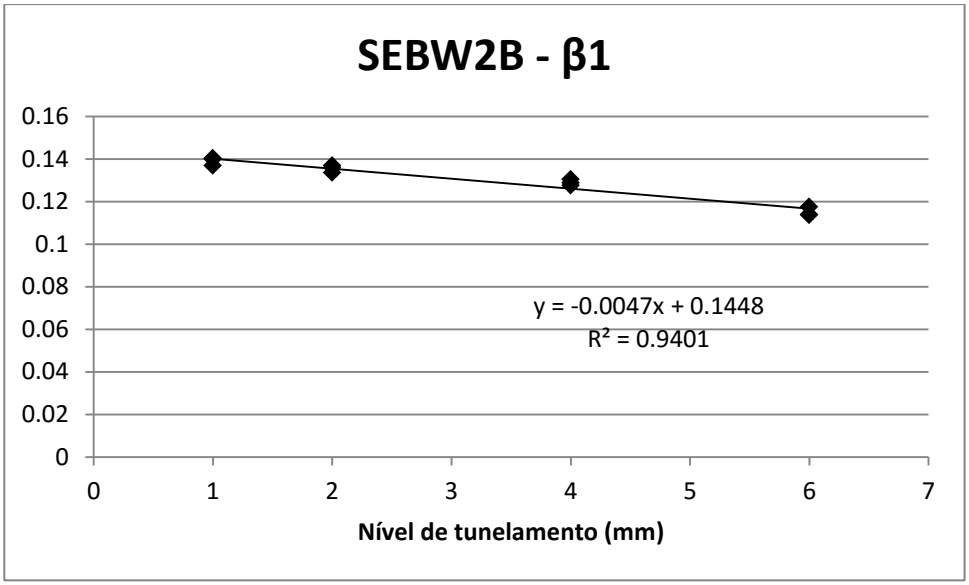
i) Determinação de qual conjunto de equações descreve melhor a flexibilidade de trincas tuneladas.

Tendo em mente que a definição de trinca rasa, média e profunda pode ser distorcida, principalmente quando a profundidade relativa de trinca for, por exemplo, 0,45 ou 0,60 , o autor julgou mais adequado a utilização de apenas um conjunto de equações para descrever os coeficientes β e consequentemente a trinca retilínea equivalente. Para tal, foram utilizados os três conjuntos de equações acima para avaliar qual retornaria o menor erro para as três condições de trinca simultaneamente.

Adicionalmente, foram incluídos na análise coeficientes β resultantes de um ajuste polinomial considerando todas as profundidades de trinca, chamado de MÉDIA (Exemplo: β_1 para os 4 casos de tunelamento e 3 profundidades de trinca, resultando em 12 dados, e

posterior regressão linear (Figura 81)), totalizando 4 conjuntos de coeficientes. Estes estão mostrados na Tabela 23.

Figura 81 - SEBW2B - Exemplo de coeficiente β da MÉDIA



Fonte: Autor

Tabela 23 - Coeficientes β da proposta englobando $SEB\ (02, 05\ e\ 07)W2B$ (MÉDIA)

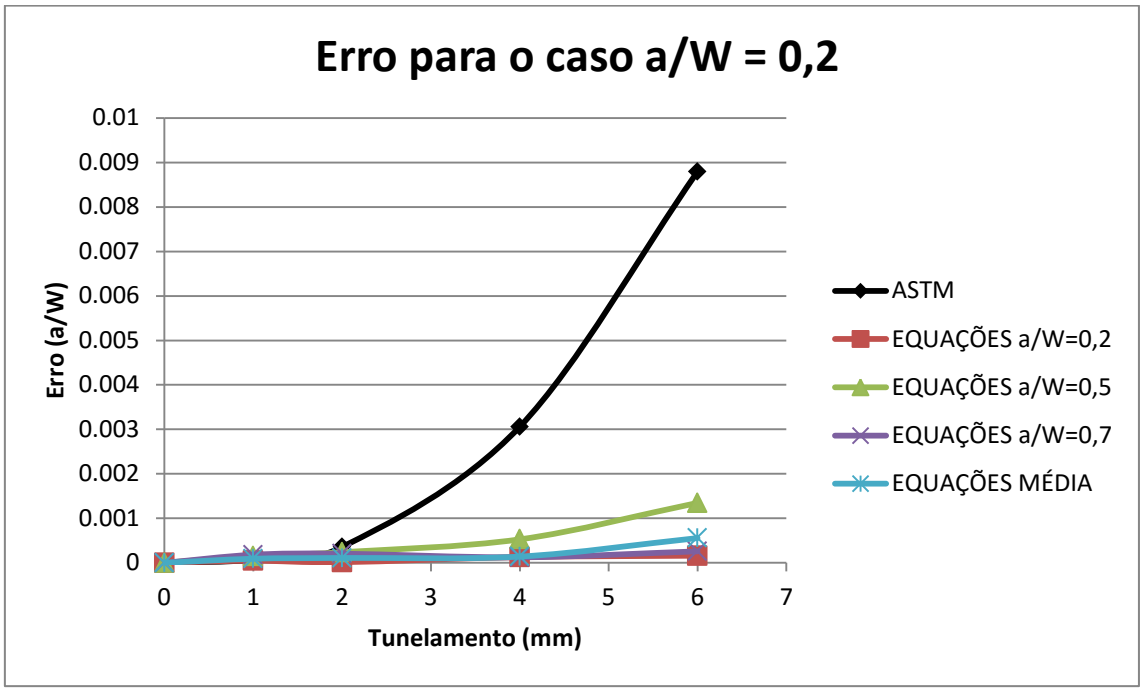
Coeficientes β proposta (MÉDIA)	
β_1 = -0,0047.T + 0,1448	(centro)
β_2 = -0,0088.T + 0,2205	
β_3 = -0,0191.T + 0,3192	
β_4 = 0,0179.T + 0,2175	
β_5 = 0,0147.T + 0,0979	(borda)

Fonte: Autor

Foram então gerados gráficos que mostram os diversos erros em função do tunelamento para a ASTM e para os quatro conjuntos de equações (coeficientes β) obtidos.

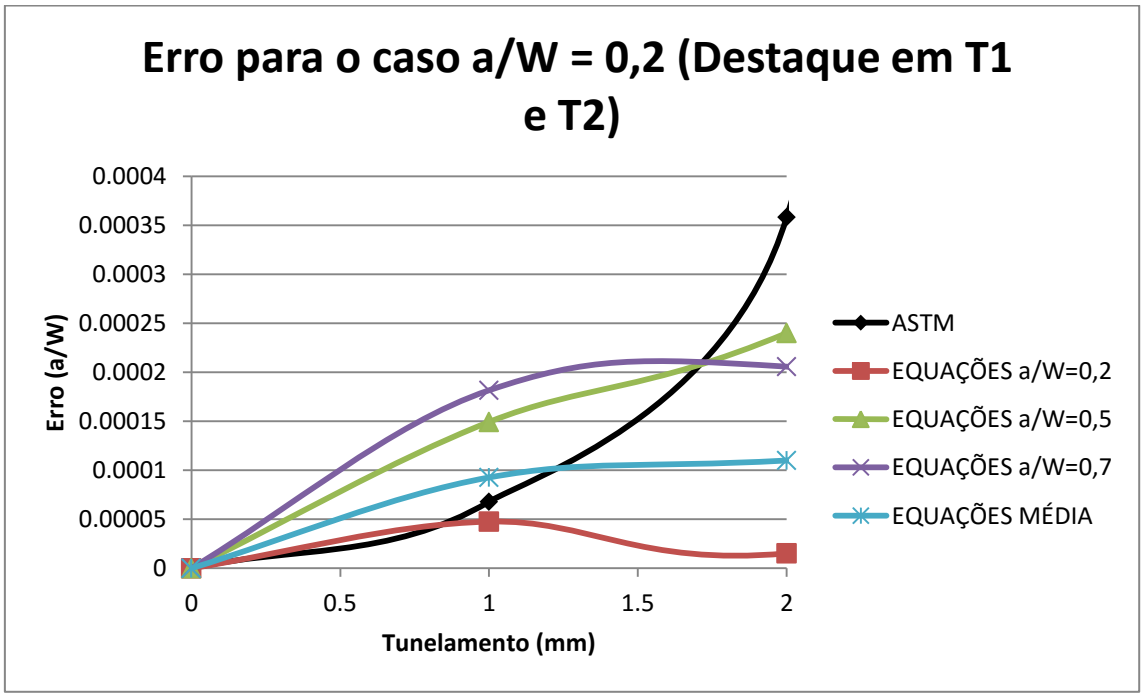
$a/W = 0{,}2$ nas Figuras 82 e 83:

Figura 82 - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}2$



Fonte: Autor

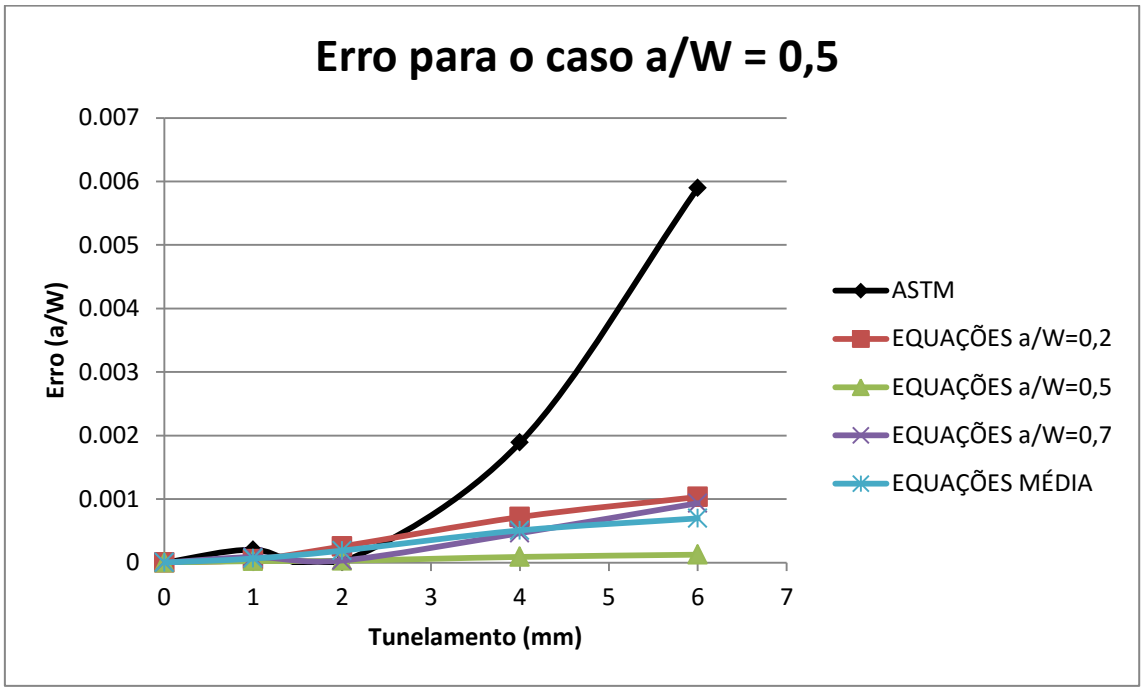
Figura 83 - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}2$, com destaque em T1 e T2



Fonte: Autor

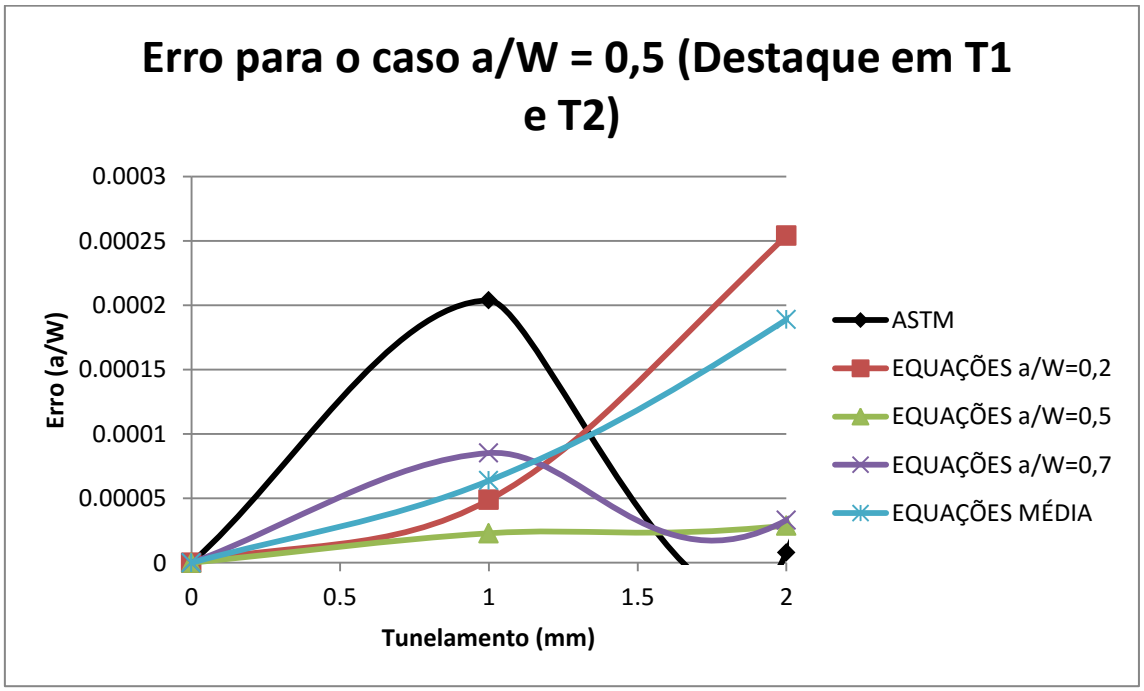
$a/W = 0{,}5$ nas Figuras 84 e 85:

Figura 84 - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}5$



Fonte: Autor

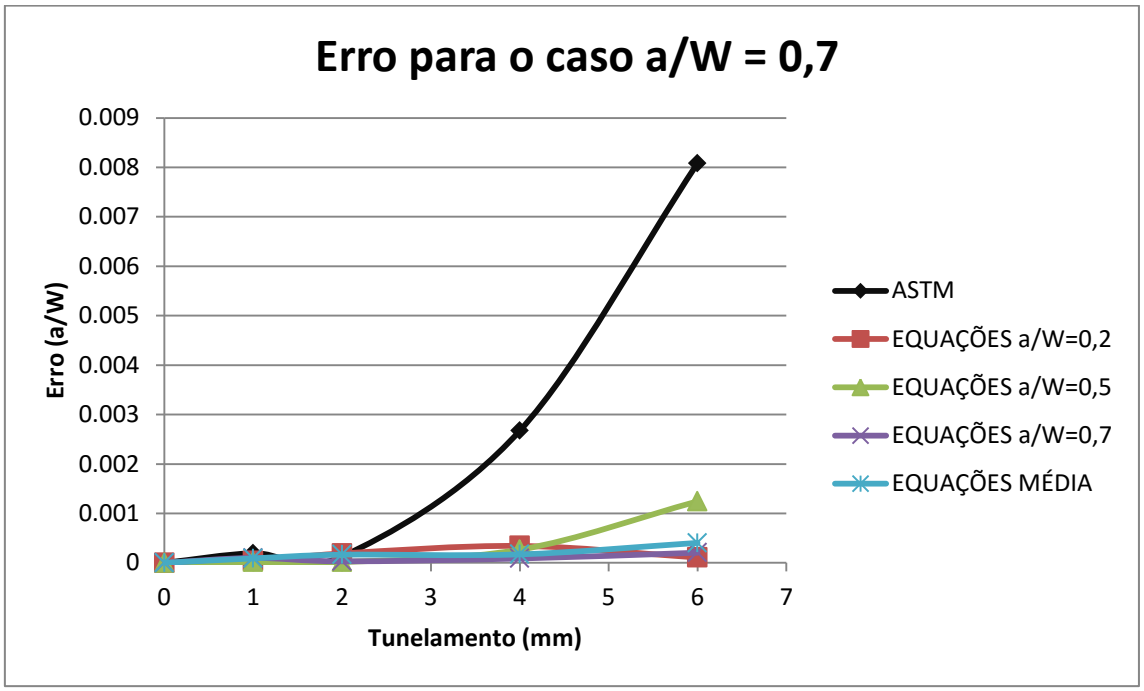
Figura 85 - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}5$, com destaque em T1 e T2



Fonte: Autor

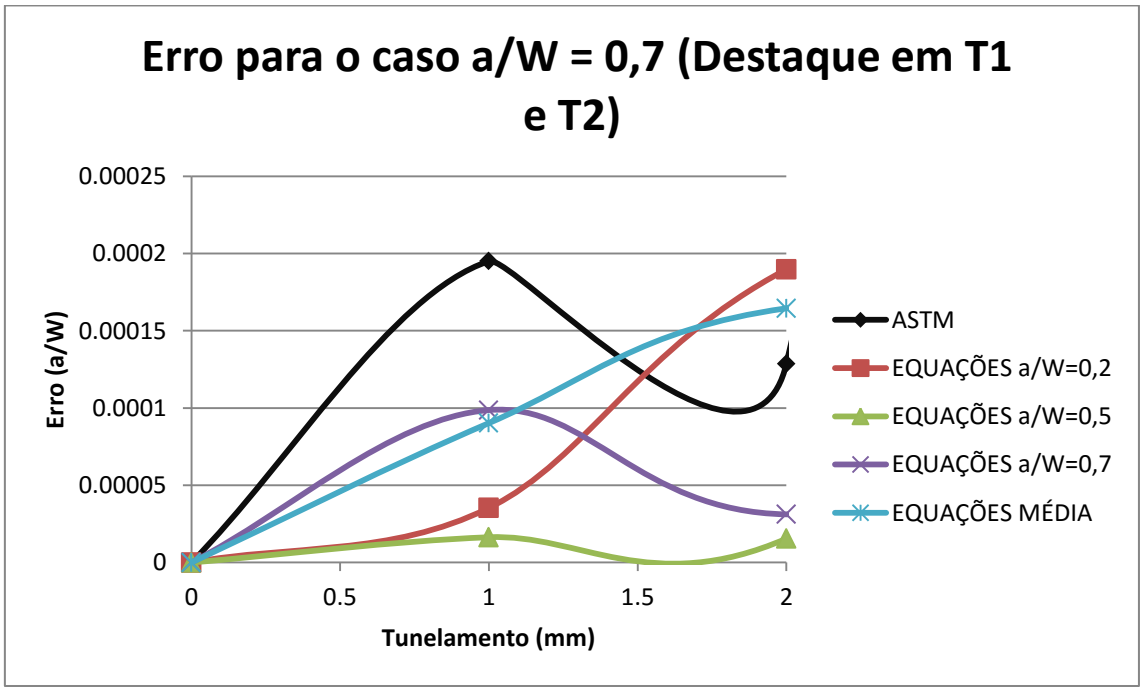
$a/W = 0{,}7$ nas Figuras 86 e 87:

Figura 86 - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}7$



Fonte: Autor

Figura 87 - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}7$, com destaque em T1 e T2



Fonte: Autor

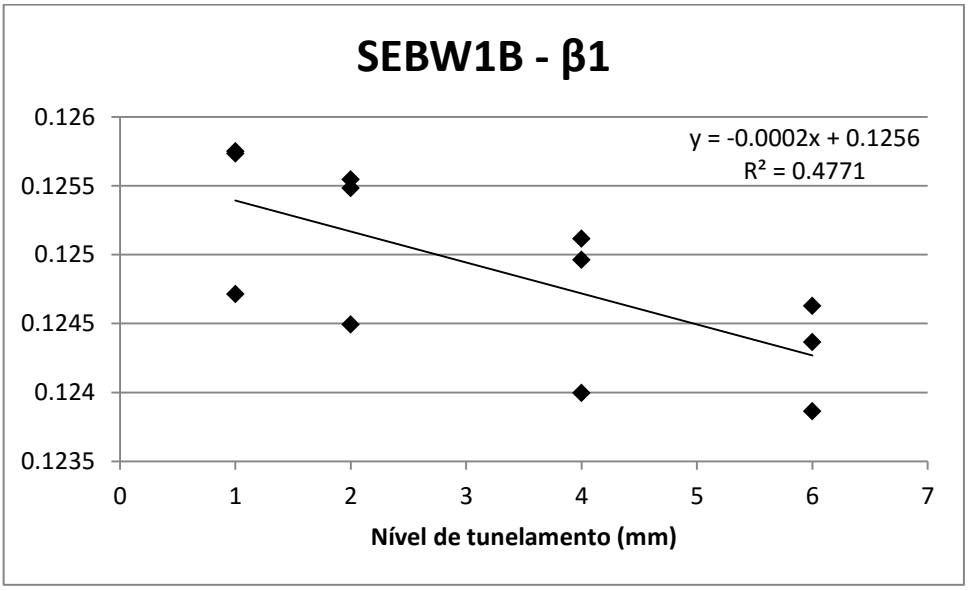
Para este caso, foi escolhida como melhor conjunto de equações para descrever a trinca retilínea as equações para $a/W = 0{,}7$. Estas além de retornar um baixo erro para níveis de tunelamento altos melhoram o erro em comparação com a ASTM para os níveis $T1$ e $T2$ na maioria dos casos.

Este estudo foi então repetido por completo para $W1B$ e $W4B$, gerando adicionalmente duas outras equações que descrevem a trinca retilínea equivalente para estas espessuras de corpo de prova $SE(B)$. Os gráficos que mostram a o erro em função do tunelamento para estes casos estão mostrados no Apêndice 3 deste trabalho. Aqui serão apenas discutidas algumas peculiaridades destes.

j) Peculiaridades para $SEBW1B$

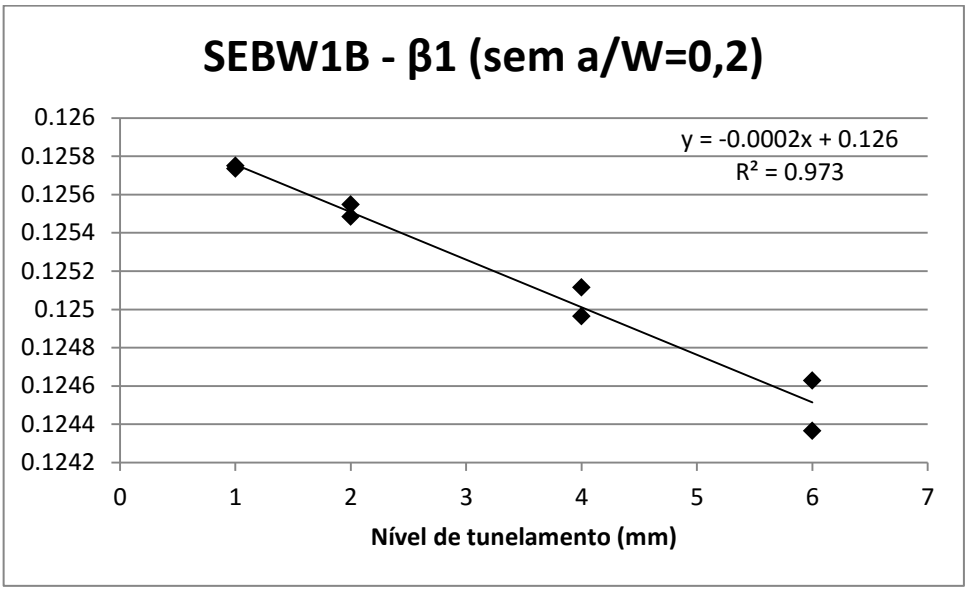
Notou-se para o caso $SEBW1B$ que os coeficientes β para $a/W = 0{,}2$, apesar de serem descritos por uma reta com alto índice de correlação, apresentavam uma grande divergência para os casos $a/W = 0{,}5$ e $a/W = 0{,}7$. Isto é exemplificado para o β_1 na Figura 88 e após a exclusão dos dados de $a/W = 0{,}2$ na Figura 89:

Figura 88 - $SEBW1B$ - Exemplo de coeficiente β da MÉDIA severamente afetado com a inclusão de valores $a/W = 0{,}2$



Fonte: Autor

Figura 89 - $SEBW1B$ - Exemplo de coeficiente β da MÉDIA sem a utilização de valores de $a/W = 0{,}2$



Fonte: Autor

Considerando isso, o autor decidiu por não utilizar os dados de $a/W = 0{,}2$ para a elaboração da proposta para $W1B$. Isto não deverá ser de grande impacto, uma vez que a utilização de trinca rasa neste nível de espessura deve ser raro. São apresentados então na Tabela 24 os coeficientes β que melhor se adequam para descrever a trinca retilínea equivalente para $W1B$. São estes as equações da MÉDIA com a exclusão de $a/W = 0{,}2$:

Tabela 24 - $SEBW1B$ - Coeficientes β propostos. Foram utilizadas as equações da MÉDIA com a exclusão de $a/W = 0{,}2$

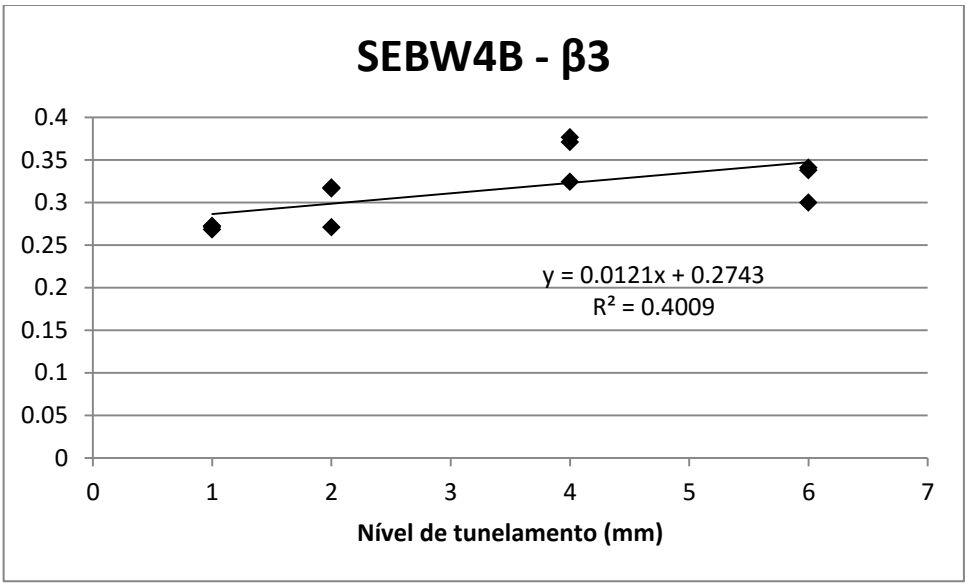
Coeficientes β (W1B) proposta (MÉDIA sem a/W=0,2)	
β_1 = -0,0002.T + 0,1260	(centro)
β_2 = -0,0187.T + 0,3258	
β_3 = 0,0032.T + 0,2371	
β_4 = 0,0095.T + 0,2115	
β_5 = 0,0063.T + 0,0996	(borda)

Fonte: Autor

k) Peculiaridades para $SEBW4B$

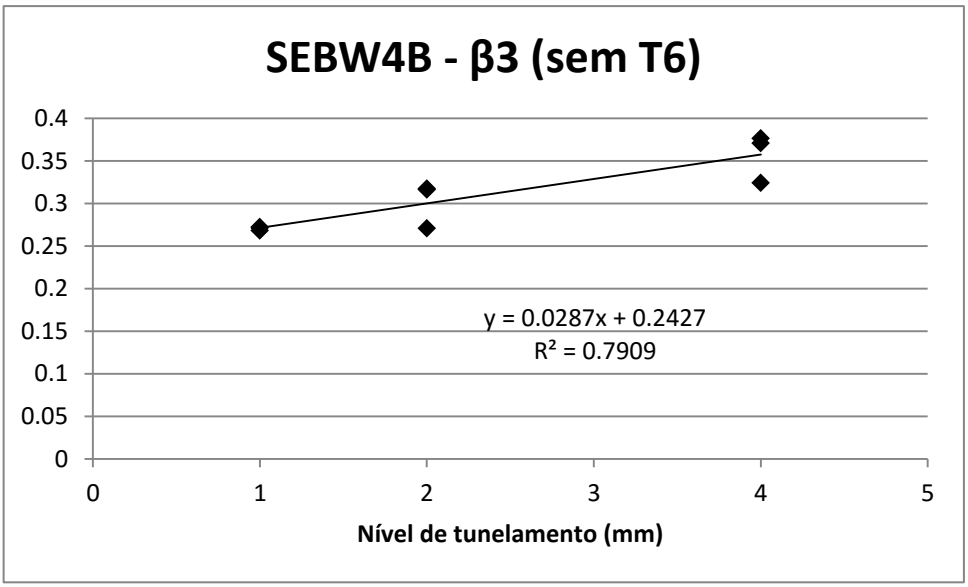
De forma similar ao ocorrido para o caso $W1B$, o autor notou uma grande divergência nos resultados para $W4B\ T6$. A consideração do nível máximo de tunelamento para a menor espessura gerou severas não linearidades no coeficiente β_3, fazendo com que este nível de curvatura fosse desconsiderado para o desenvolvimento da proposta. Está mostrado na Figura 90 o coeficiente β_3 com a consideração de $T6$ e na Figura 91 sem a consideração de $T6$.

Figura 90 - $SEBW4B$ - Coeficiente β_3 da MÉDIA severamente afetado com a inclusão de valores de T6



Fonte: Autor

Figura 91 - $SEBW4B$ - coeficiente β_3 da MÉDIA menos afetado com a exclusão de T6



Fonte: Autor

Estão apresentados a seguir na Tabela 25 os coeficientes β para a proposta de $W4B$. São estes formados pelas equações de $a/W = 0{,}7$ com a exclusão de $T6$.

Tabela 25 - $SEBW4B$ - Coeficientes β propostos. Foram utilizadas as equações para $a/W = 0{,}7$ com a exclusão de $T6$

Coeficientes β (W4B) proposta (a/W=0,7 sem T6)	
β_1 = -0,0106.T + 0,1349	(centro)
β_2 = -0,0250.T + 0,2325	
β_3 = -0,0262.T + 0,2826	
β_4 = 0,0343.T + 0,2415	
β_5 = 0,0275.T + 0,1085	(borda)

Fonte: Autor

5.2 RESULTADOS

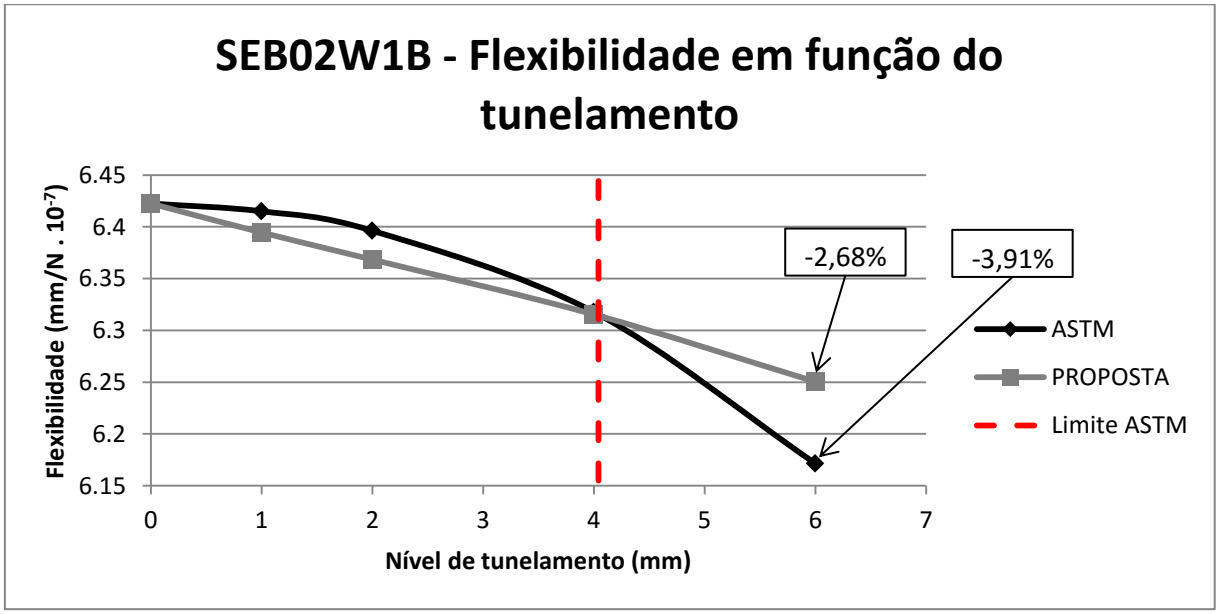
Serão apresentados a seguir análises que utilizam como trinca equivalente as propostas mostradas anteriormente para cada nível de espessura. Serão mostrados gráficos da evolução da flexibilidade e o erro absoluto para a ASTM E 1820 (2013) e respectivas propostas.

Com a inclusão das análises dos resultados, foram executadas 252 análises: 216 para a elaboração da proposta e 36 para verificação numérica.

5.2.1 Resultados para $SEBW1B$

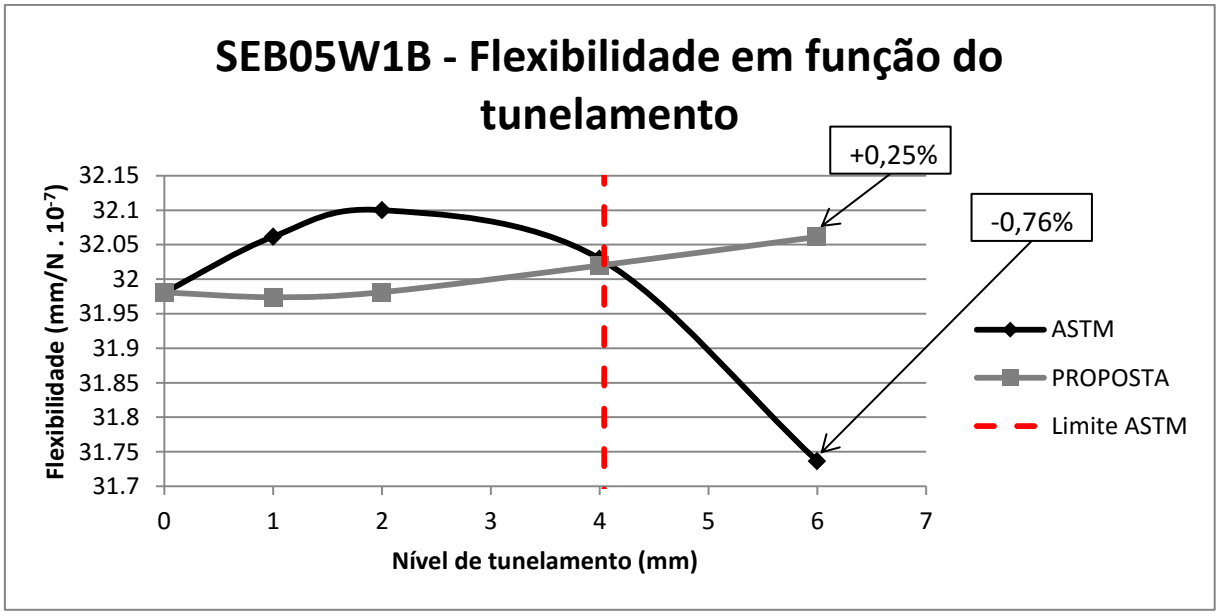
Estão mostrados abaixo na Figura 92 os resultados para $a/W = 0{,}2$, na Figura 93 para $a/W = 0{,}5$ e na Figura 94 para $a/W = 0{,}7$. Mesmo que para este nível de espessura os dados para $a/W = 0{,}2$ não foram considerados para elaboração da média, a evolução da flexibilidade com o tunelamento foi avaliada com a proposta.

Figura 92 - Variação de flexibilidade com o tunelamento para ASTM e proposta para $SEB02W1B$



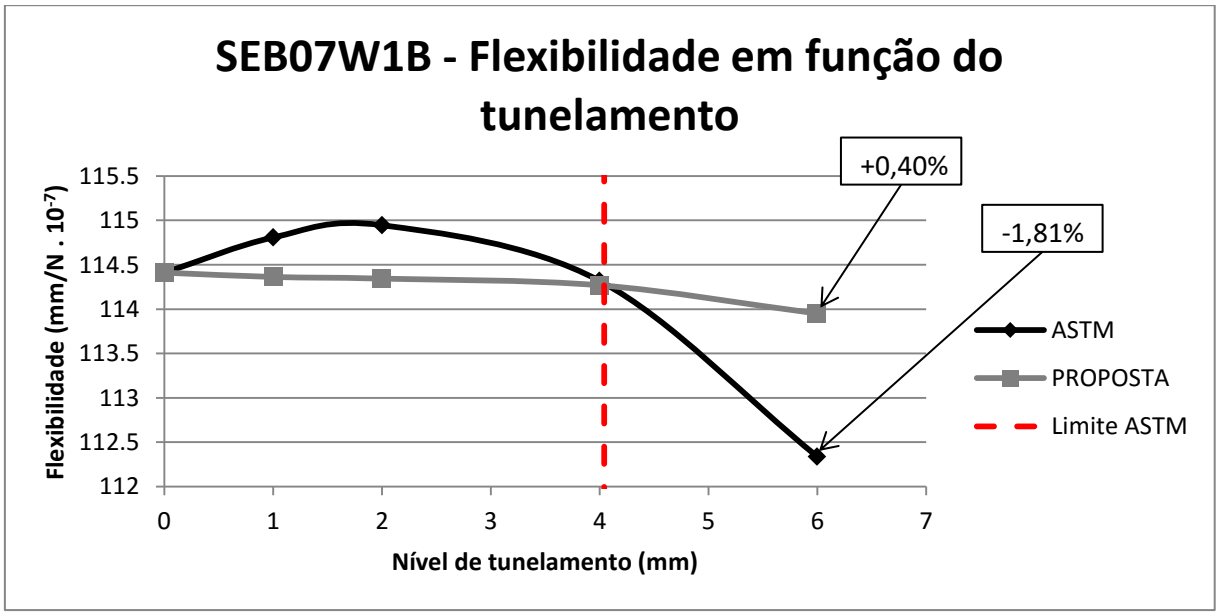
Fonte: Autor

Figura 93 - Variação de flexibilidade com o tunelamento para ASTM e proposta para $SEB05W1B$



Fonte: Autor

Figura 94 - Variação de flexibilidade com o tunelamento para ASTM e proposta para $SEB07W1B$



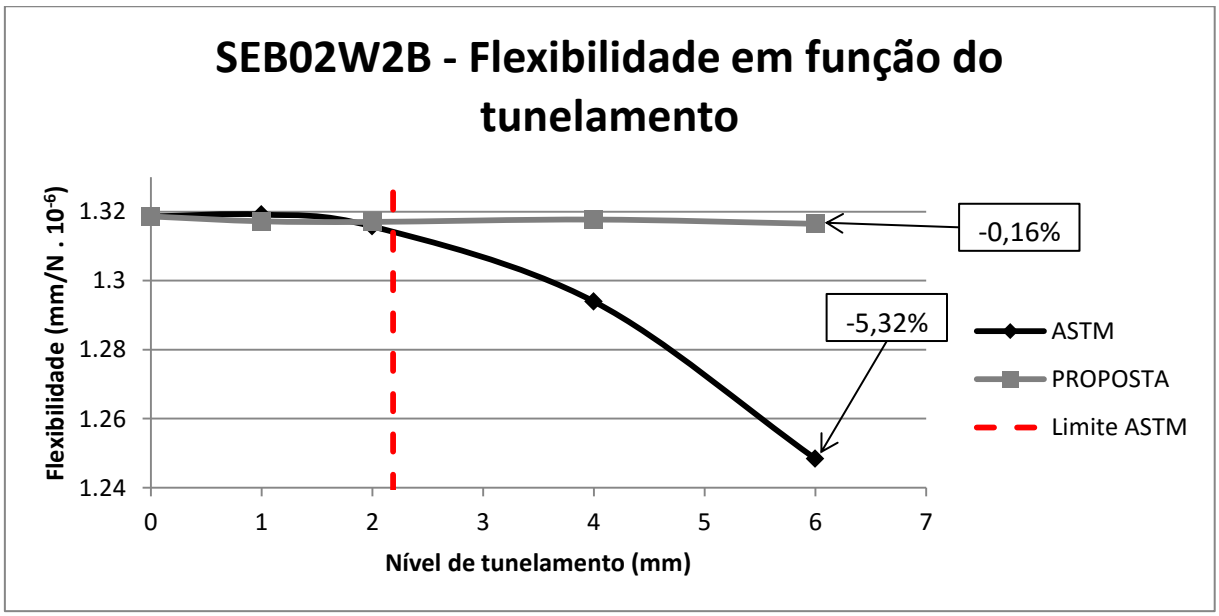
Fonte: Autor

Para o $SEBW1B$ foi observada melhora significativa na maioria dos casos. Os únicos que apresentaram piora foram $SEB02W1BT1$ e $SEB02W1BT2$, estas que não foram substancialmente inferiores ao proposto pela ASTM E1820 (2013), mostrando que esta proposta é promissora.

5.2.2 Resultados para $SEBW2B$

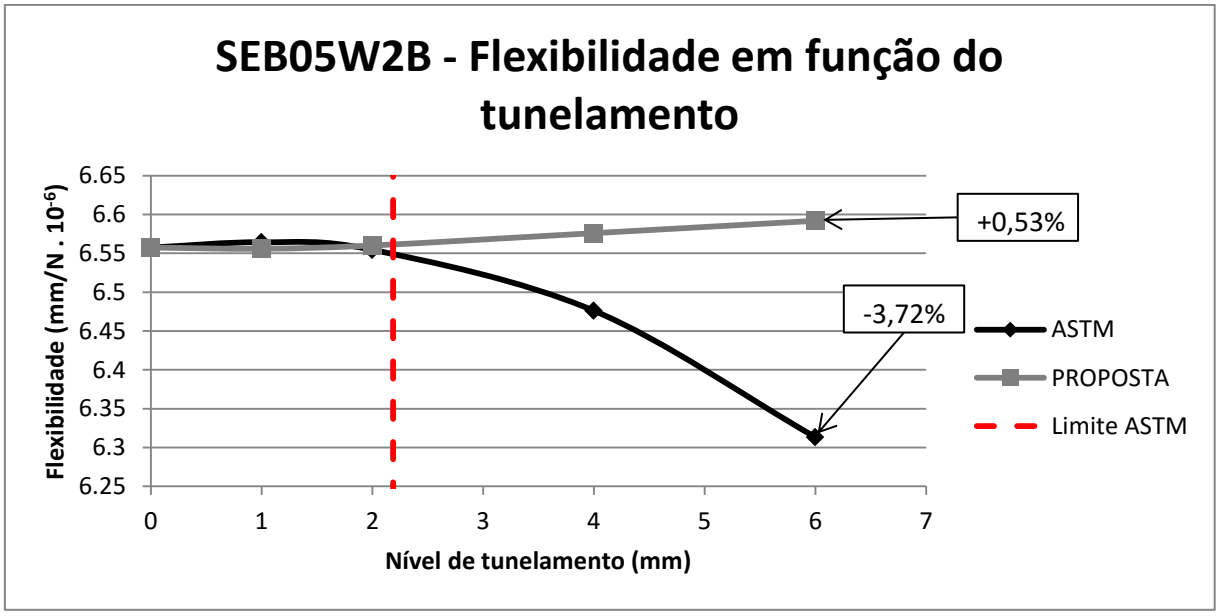
Estão mostrados abaixo na Figura 95 os resultados para $a/W = 0{,}2$, na Figura 96 para $a/W = 0{,}5$ e na Figura 97 para $a/W = 0{,}7$.

Figura 95 - Variação de flexibilidade com o tunelamento para ASTM e proposta para $SEB02W2B$



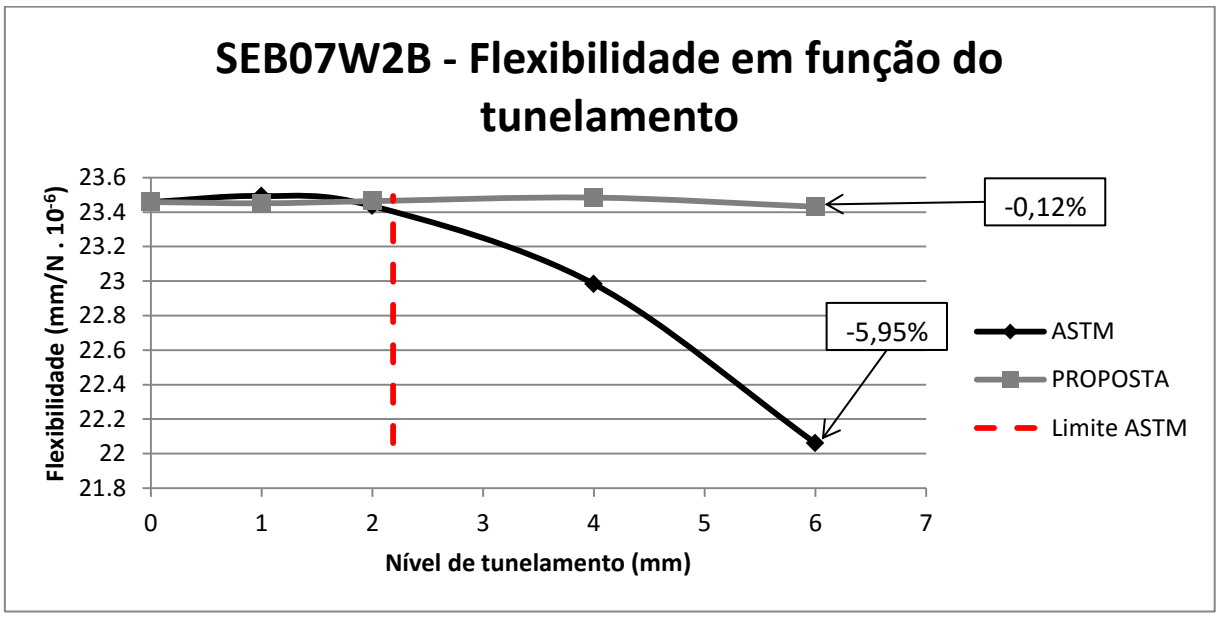
Fonte: Autor

Figura 96 - Variação de flexibilidade com o tunelamento para ASTM e proposta para $SEB05W2B$



Fonte: Autor

Figura 97 - Variação de flexibilidade com o tunelamento para ASTM e proposta para $SEB07W2B$



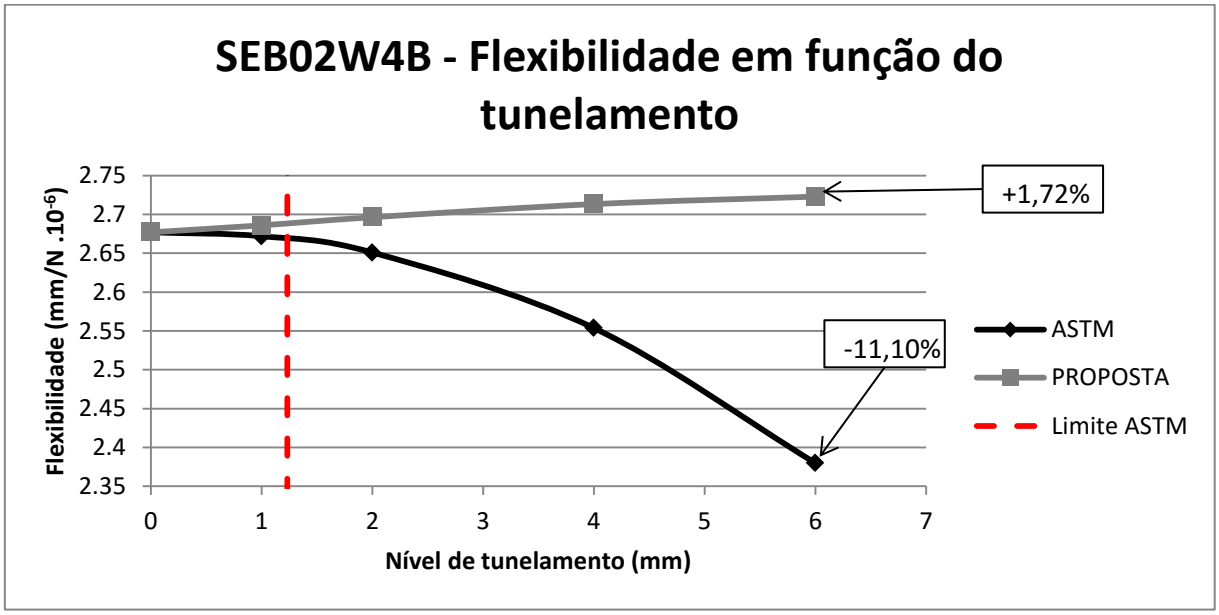
Fonte: Autor

A proposta para o $SEBW2B$ apresentou melhoras em todos os casos quando comparada com a ASTM E1820 (2013). O erro máximo obtido para o caso $T6$ reduziu de forma substancial.

5.2.3 Resultados para $SEBW4B$

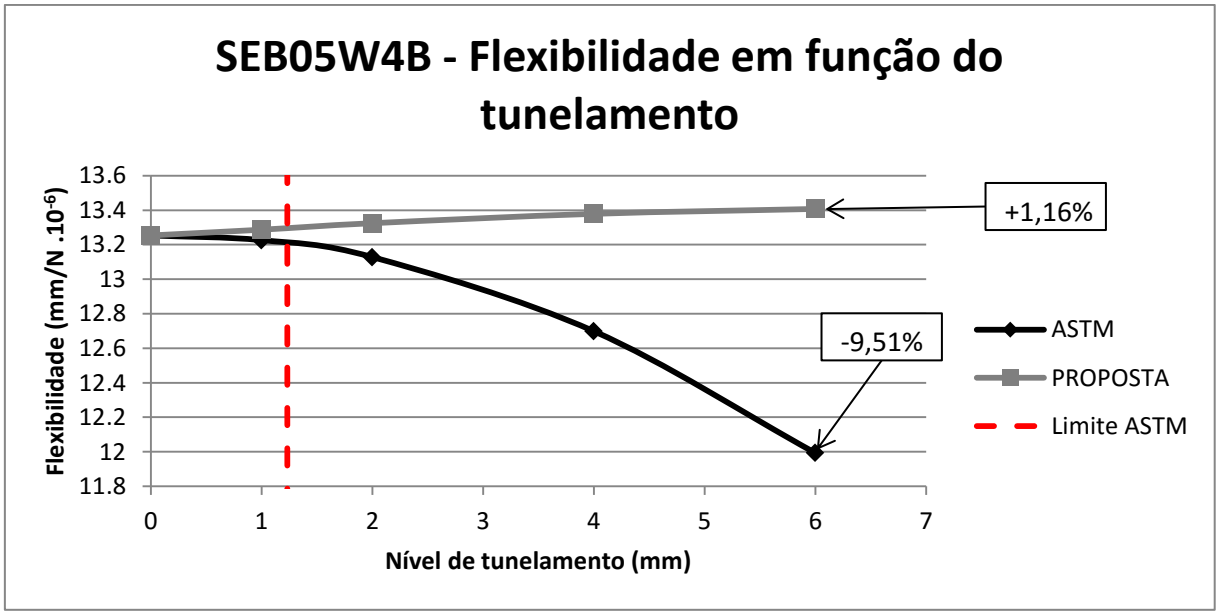
Estão mostrados abaixo na Figura 98 os resultados para $a/W = 0{,}2$, na Figura 99 para $a/W = 0{,}5$ e na Figura 100 para $a/W = 0{,}7$. De forma similar à $W1B$, os resultados para $T6$ foram incluídos nos resultados, mesmo que estes não tenham sido utilizados para elaboração da proposta.

Figura 98 - Variação de flexibilidade com o tunelamento para ASTM e proposta para $SEB02W4B$



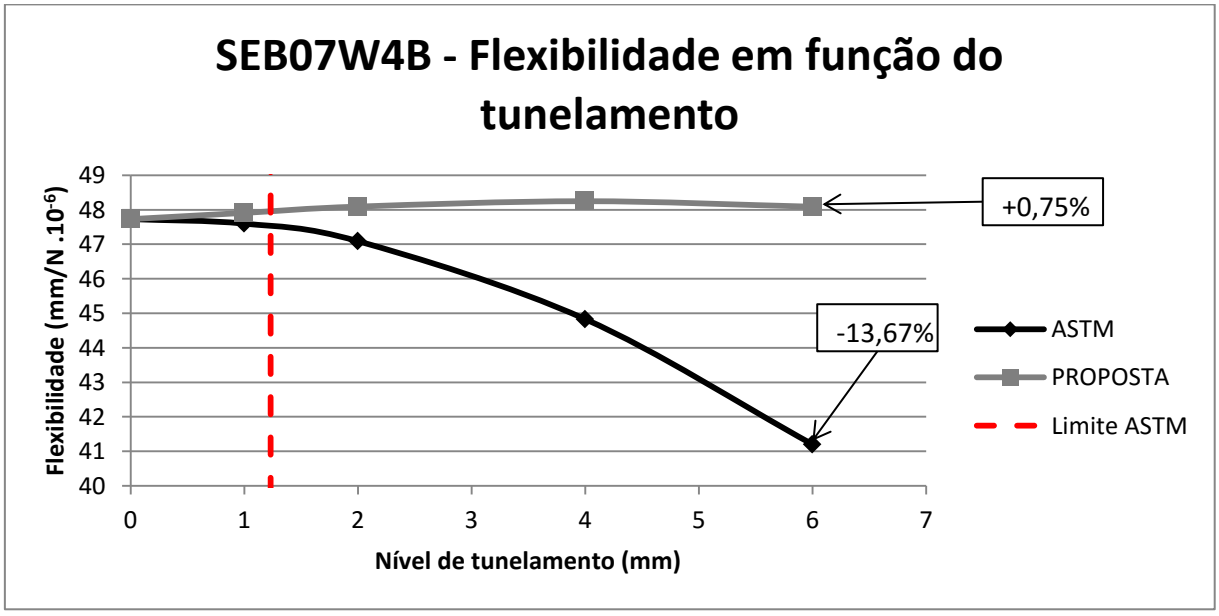
Fonte: Autor

Figura 99 - Variação de flexibilidade com o tunelamento para ASTM e proposta para $SEB05W4B$



Fonte: Autor

Figura 100 - Variação de flexibilidade com o tunelamento para ASTM e proposta para $SEB07W4B$



Fonte: Autor

A proposta para o $SEBW4B$ apresentou melhoras em todos os casos quando comparada com a ASTM E1820 (2013). De forma análoga ao $W2B$, erro máximo obtido para o caso $T6$ foi reduzido de forma substancial.

Para todos os casos, as propostas de trinca retilínea equivalente proporcionaram melhora na previsão de tamanho relativo de trinca com o aumento do nível de tunelamento nos modelos tunelados com trinca modelada por uma semi-elipse. No entanto, vale ressaltar que a melhora aqui avaliada se restringe ao escopo da flexibilidade, e não fica claro se os limites da ASTM E1820 (2013) foram elaborados considerando este efeito somente ou se englobam também considerações de dominância de forças motrizes de trinca (K ou J). Os passos subsequentes deste estudo (recomendados para trabalhos futuros) englobam a validação experimental (comparar a trinca prevista com o método da flexibilidade elástica com a prevista pela proposta de trinca retilínea equivalente) bem como analisar o comportamento de K e J aplicado no corpo de prova de formas numérica e experimental.

Finalizando, a rotina de aplicação da proposta em corpos de prova é a seguinte:

a) Determinação do tamanho de trinca a_i ou do tamanho relativo de trinca aW_i ao longo da espessura: realização das medições dos nove pontos ao longo da espessura, assim como proposto na ASTM E1820 (2013);

b) Determinação do nível de tunelamento T: $T = [máx(a_i) - mín(a_i)]$;

c) Uma vez que os coeficientes foram obtidos para trinca simétrica, realizar da média dos pontos simétricos: $\frac{(a_1+a_9)}{2}, \frac{(a_2+a_8)}{2} \frac{(a_3+a_7)}{2} \frac{(a_4+a_6)}{2}$;

d) Aplicação da Equação 29 com os devidos coeficientes β correspondentes da relação largura por espessura de corpo de prova utilizada ($W1B$, $W2B$ ou $W4B$) e determinação da trinca retilínea equivalente a_{eq} (ou tamanho relativo de trinca equivalente a/W_{eq}).

6 CONCLUSÕES

Da metodologia:

A utilização de malha de elementos finitos com raio de ponta finito de $0{,}05mm$ foi adequada para descrever o comportamento das geometrias estudadas na flexibilidade elástica no descarregamento para ambos os fenômenos (tunelamento e plasticidade).

O tunelamento modelado por uma semi-elipse apresentou comportamento em termos de flexibilidade elástica similar aos trabalhos de Yan e Zhou (2014) e Huang e Zhou (2015), estes que formulam a frente de trinca com a equação proposta por Nikishkov, Heerens e Hellmann (1999).

Do estudo do tunelamento:

O nível de tunelamento tolerado pela ASTM E1820 (2013) não proporciona variações significativas na flexibilidade elástica no descarregamento, sendo assim, se a norma for respeitada, o tunelamento não é fonte de erro expressivo na previsão do tamanho instantâneo de trinca. No entanto, em corpos de prova reais, diversos devem ser descartados por apresentar níveis de tunelamento superiores ao permitido, justificando o presente estudo.

Em termos percentuais, a profundidade de trinca menos afetada pelo tunelamento foi a média ($a/W = 0{,}5$), esta que apresentou uma variação de flexibilidade ligeiramente menor que as outras estudadas.

O aumento do nível de tunelamento gerou o mesmo efeito para a mesma espessura nas três geometrias estudadas. Isto evidencia que o fenômeno de queda de flexibilidade está associado com algo em comum entre as três geometrias. Com o aumento da curvatura, uma porção da frente de trinca se tornará mais profunda e outra se tornará mais rasa. Esta combinação, quando modelada de acordo com a proposição da ASTM E1820 (2013) deverá tender na maioria dos casos a favorecer a porção mais rasa, proporcionando uma maior resistência ao carregamento imposto (Figura 56) e reduzindo a flexibilidade.

A trinca tunelada modelada de acordo com a ASTM E1820 (2013) proporcionará uma previsão de tamanho instantâneo de trinca menor do que a respectiva retilínea equivalente quando o nível de tunelamento viola os limites estabelecidos na norma.

Da elaboração de trinca retilínea equivalente:

A metodologia para elaboração da proposta de trinca retilínea equivalente que fosse função do nível de tunelamento T se mostrou robusta. Ainda pendente de validação experimental, a proposta se mostrou bastante promissora do ponto de vista das análises numéricas, retornando erros significantemente menores do que a ASTM E1820 (2013) para a previsão de tamanho instantâneo de defeitos presentes em geometria $SE(B)$.

Do estudo da plasticidade:

Nas condições estudadas a plasticidade não afetou de forma significativa a previsão do tamanho instantâneo de trinca em geometria $SE(B)$ e $C(T)$. Nestas geometrias, as maiores variações se deram para o caso de trinca rasa para valores de CMOD elevados, que provavelmente não devem ser atingidos durante ensaios reais.

Uma pequena redução de flexibilidade inicial na geometria $SE(B)$ pode indicar efeito de arredondamento da ponta da trinca (do inglês, "*blunting*"), este que pode ser mais evidente em outras geometrias como a $SE(T)_c$.

A geometria $SE(T)_c$ apresentou sistematicamente uma redução significativa da flexibilidade na porção inicial das simulações seguida por um aumento severo. Isto pode ser explicado pela presença de três fenômenos, sendo dois para redução da flexibilidade (a rotação e o arredondamento da ponta da trinca) e um para aumento (plasticidade). Adicionalmente, as curvas de carga vs. $CMOD$ de um grande número dos modelos apresentou queda, indicando a ocorrência de instabilidade plástica.

É um passo crítico para a inclusão do $SE(T)_c$ nas normas vigentes a realização de validações experimentais e de um estudo de rotação do corpo de prova $SE(T)_c$. Isto

proporcionará um entendimento geral de como a flexibilidade destes se comporta com o aumento do carregamento sob tais condições.

O material estudado com maior encruamento ($ESO800N5$) apresentou menor sensibilidade à plasticidade. Isto indica que este efeito deverá ser mais severo para materiais de baixo encruamento.

De maneira geral, a plasticidade aumentou a flexibilidade dos modelos. Isso pode possivelmente ser explicado porque o plano que contém a trinca é também o plano de maiores tensões. Quanto maior for o nível de carregamento local, maior será a plasticidade e maior será o afinamento localizado do material, reduzindo a seção transversal e consequentemente aumentando a flexibilidade.

7 SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS

1 - Exploração da dominância de K e J para as condições de emprego da proposta de tunelamento para a geometria $SE(B)$, bem como a realização de validação experimental. Caso promissor, estender o estudo para demais geometrias de interesse.

2 - Caracterizar individualmente as parcelas envolvidas nas tendências de redução e aumento da flexibilidade para as três geometrias estudadas, com foco principal no $SE(T)_c$.

3 - Estudar o efeito de rotação no $SE(T)_c$.

4 - Mesclar os efeitos de tunelamento e plasticidade, analisando o comportamento global de como a flexibilidade evolui com o aumento do $CMOD$. Realizar também o estudo com modelos contendo trinca crescente, como no caso de determinação de curvas-R.

REFERÊNCIAS

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **E399:** linear-elastic plane-strain fracture toughness KIC of metallic materials. Philadelphia, nov.2012.

_____. **E1457:** Standard Test Method of Creep Crack Growth Times and Rates in Metals. Philadelphia, fev.2013a.

_____. **E1820:** Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness. Philadelphia, nov.2013b.

_____. **E647:** Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates. Philadelphia, out.2013c.

ANDERSON, T. L. **Fracture mechanics.** 3. ed. New York: Taylor & Francis Group, 2005.

BAO, C.; CAI, L. Investigation on compliance rotation correction for compact tensile specimen in unloading compliance method. **Acta Mechanica Solida Sinica**, v. 24, n. 2. Wuhan: AMSS Press, abr.2011.

CLARKE, G. A. et al. Single specimen tests for JIC determination. **Mechanics of Crack Growth, ASTM STP 590**. p. 27-42, Philadelphia, 1976.

CRAVERO, S. **Desenvolvimento de procedimentos para avaliação de curvas J-R em espécimes à fratura SE(T) utilizando o método da flexibilidade**. 2007. 81 f. (Doutorado em engenharia mecânica) – Universidade de São Paulo, São Paulo, 2007.

_____.; BRAVO, R.; ERNST, H. Constraint evaluation and effects on J-R resistance curves for pipes under combined load conditions. In: 17TH EUROPEAN CONFERENCE ON FRACTURE, 2008, Brno. **Anais**… Brno, 2008. p. 1174-1183.

DET NORSKE VERITAS. **DNV-RP-F108:** Fracture control for pipeline installation methods introducing cyclic plastic strain. Høvik, jan.2006.

DOWLING, N. E. **Mechanical behavior of materials.** 4. ed. Upper Saddle River, New Jersey: Prentice-Hall, 2007.

HANSEN, J. R. **First man:** the life of Neil A. Armstrong. 1. ed. New York: Simon & Schuster, 2005.

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**, n. 134, p. 112-127, 2015.

HUTCHINSON, J. W. Singular behavior at the end of a tensile crack tip in a hardening material. **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, v. 16, p.13-31, 1968.

IRWIN, G. R. Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. **Journal of Applied Mechanics**, v .24, p. 361-364. Washington, 1957.

JABLONSKI, D. A. et al. Compliance functions for various fracture mechanics specimens. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 22, p. 819-827, 1985.

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.; HACKETT, E. M.; ROE, C. Effects of crack depth and mode of loading on the J-R curve behavior of a high-strength steel. In: HACKETT, E. M., SCHWALBE, K. H., DODDS, Jr. **ASTM STP 1171 - Constraint Effects in Fracture**. Philadelphia: Library of Congress Cataloging, 1993. p. 239-263.

LOSS, F. J.; MENKE, B. H.; GRAY JR., R. A. Development of J-R curve procedures**. NRL-EPRI Research Program**, Washington, ago.1979.

MOREIRA, F. C. **Determinação numérica de limites de deformação e flexibilidades elásticas aplicáveis a geometrias C(T), SE(B) e SE(T)**. 2014. 79 f. (Mestrado em engenharia mecânica) – Centro Universitário da FEI, São Bernardo do Campo, 2014.

_____.; DONATO, G. H. B. Estimation procedures for J and CTOD fracture parameters experimental evaluation using homogeneous and mismatched clamped SE(T) specimens. In: PROCEEDINGS OF THE ASME 2010 PRESSURE VESSELS & PIPING DIVISION. Bellevue, Washington, 2010. **Conference paper**… Washington, 2010.

NATIONAL TRANSPORTATION SAFETY BOARD - NTSB. Pacific gas and eletric company natural gas transmission pipeline rupture and fire San Bruno, California. **Pipeline Accident Report**. Washington, 9 Setembro 2010. Report.

NEALE, B. K.; PRIEST, R. H. The unloading compliance method for crack length measurement using compact tension and preckracked charpy specimens. In: WESSEL, E. T., LOSS, F. J. **ASTM STP 856 - Elastic-Plastic Fracture Test Methods:** The User's Experience**.** Philadelphia: Library of Congress, 1985. p. 375-393.

NIKISHKOV, G.; HEERENS, J.; HELLMANN, D. Effect of crack front curvature and side grooving on CTOD δ5 and J-integral in CT and 3PB specimens. **Journal of Testing and Evaluation, JTEVA**, v. 27, n. 5, p. 312-319. set.1999.

PIASCIK, R. S.; NEWMAN JR., J. C. An extended compact tension specimen for fatigue crack propagation and fracture. **NASA Technical Memorandum 110243**, Hampton, mar.1996.

RICE, J. R. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. **Journal of Applied Mechanics**, v. 35, p. 379-386. 1968.

_____.; ROSENGREN, G. F. plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material**. Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, v. 16, p. 1-12. 1968.

SAXENA, A.; HUDAK JR., S. J. Review and extension of compliance information for common crack growth specimens. **International journal of fracture**, v. 14, p. 453-468. 1978.

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. In: WESSEL, E. T., LOSS, F. J. **ASTM STP 856 - Elastic-Plastic Fracture Test Methods:** The User's Experience**.** Philadelphia: Library of Congress, 1985. p. 338-362.

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**, v. 37, n. 4. 2009.

SHIH, C. F. Relationships between the J-integral and the crack opening displacement for stationary and extending cracks. **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, v. 29, n. 4 p. 305-326. 1981.

SNEDDON, I. N. The distribution of stress in the neighbourhood of a crack in an elastic solid. **Proceedings of the Royal Society of London**, v. A-187, p. 229-260. 1946.

STEENKAMP, P. JR-curve testing of three-point bend specimens by the unloading compliance method. **Fracture Mechanics: Eighteenth Symposium, ASTM STP 945**, p. 583-610. Philadelphia, 1988.

TARNOWSKI, K. M. et al. The influence of plasticity on crack length measurements using the potential drop technique. In: KANG, J., JABLONSKI, D., DUDZINSKI, D. **ASTM STP 1584 - Evaluation of existing and new sensor technologies for fatigue, fracture and mechanical testing.** Philadelphia: Library of Congress, 2015. p. 73-96.

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.

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.

WILLIAMS, M. L. On the stress distribution at the base of a stationary crack. **Journal of Applied Mechanics**, v. 24, p. 109-114. 1957.

WU, S. X. Crack length calculation formula for three point bend specimens. **International Journal of Fracture**, v. 24, p. R33-R35. 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. In: PROCEEDINGS OF THE CANADIAN SOCIETY FOR MECHANICAL ENGINEERING INTERNATIONAL CONGRESS., Toronto. **Conference paper**... Toronto, 2014.

APÊNDICE 1 - TABELAS DE DADOS PARA AS ANÁLISES DE TUNELAMENTO

1 TABELAS DE SE(B)

1.1 W1B

Tabela 26 - Tabela de dados para SEB02W1B

a/W = 0,2	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-7})**	**(mm/N . 10^{-7})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	6,423	0,000	0	0,192	0
1	6,415	-0,008	-0,12	0,192	-0,10
2	6,396	-0,026	-0,41	0,191	-0,34
4	6,318	-0,105	-1,63	0,189	-1,37
6	6,171	-0,251	-3,91	0,185	-3,31

Fonte: Autor

Tabela 27 - Tabela de dados para SEB05W1B

a/W = 0,5	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-7})**	**(mm/N . 10^{-7})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	31,981	0,000	0	0,488	0
1	32,062	0,081	0,25	0,489	0,09
2	32,100	0,119	0,37	0,489	0,14
4	32,030	0,049	0,15	0,489	0,06
6	31,736	-0,244	-0,76	0,487	-0,29

Fonte: Autor

Tabela 28 - Tabela de dados para SEB07W1B

a/W = 0,7	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-7})**	**(mm/N . 10^{-7})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	114,411	0,000	0	0,690	0
1	114,808	0,397	0,35	0,690	0,07
2	114,945	0,534	0,47	0,691	0,09
4	114,318	-0,093	-0,08	0,690	-0,02
6	112,338	-2,073	-1,81	0,688	-0,35

Fonte: Autor

1.2 W2B

Tabela 29 - Tabela de dados para SEB02W2B

a/W = 0,2	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-6})**	**(mm/N . 10^{-6})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	1,319	0,000	0	0,196	0
1	1,319	0,001	0,04	0,196	0,03
2	1,316	-0,003	-0,22	0,196	-0,18
4	1,294	-0,025	-1,87	0,193	-1,56
6	1,248	-0,070	-5,32	0,187	-4,49

Fonte: Autor

Tabela 30 - Tabela de dados para SEB05W2B

a/W = 0,5	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-6})**	**(mm/N . 10^{-6})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	6,557	0,000	0	0,493	0
1	6,564	0,007	0,10	0,493	0,04
2	6,555	-0,003	-0,04	0,493	-0,02
4	6,476	-0,081	-1,24	0,491	-0,46
6	6,313	-0,244	-3,72	0,486	-1,40

Fonte: Autor

Tabela 31 - Tabela de dados para SEB07W2B

a/W = 0,7	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-6})**	**(mm/N . 10^{-6})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	23,458	0,000	0	0,693	0
1	23,493	0,035	0,15	0,693	0,03
2	23,435	-0,023	-0,10	0,693	-0,02
4	22,983	-0,475	-2,02	0,691	-0,39
6	22,061	-1,397	-5,95	0,685	-1,17

Fonte: Autor

1.3 W4B

Tabela 32 - Tabela de dados para SEB02W4B

a/W = 0,2	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-6})**	**(mm/N . 10^{-6})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	2,677	0,000	0	0,198	0
1	2,672	-0,005	-0,19	0,198	-0,16
2	2,651	-0,026	-0,97	0,197	-0,80
4	2,554	-0,123	-4,60	0,191	-3,85
6	2,380	-0,297	-11,10	0,180	-9,46

Fonte: Autor

Tabela 33 - Tabela de dados para SEB05W4B

a/W = 0,5	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-6})**	**(mm/N . 10^{-6})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	13,254	0,000	0	0,495	0
1	13,226	-0,027	-0,21	0,494	-0,08
2	13,128	-0,125	-0,95	0,493	-0,35
4	12,699	-0,555	-4,19	0,487	-1,56
6	11,993	-1,260	-9,51	0,477	-3,67

Fonte: Autor

Tabela 34 - Tabela de dados para SEB07W4B

a/W = 0,7	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-6})**	**(mm/N . 10^{-6})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	47,728	0,000	0	0,696	0
1	47,597	-0,131	-0,27	0,695	-0,05
2	47,089	-0,639	-1,34	0,694	-0,25
4	44,831	-2,898	-6,07	0,687	-1,18
6	41,203	-6,526	-13,67	0,676	-2,81

Fonte: Autor

2 TABELAS DE $SE(T)_C$

2.1 W1B

Tabela 35 - Tabela de dados para SET02W1B

a/W = 0,2	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-8})**	**(mm/N . 10^{-8})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	12,762	0,000	0	0,202	0
1	12,741	-0,020	-0,16	0,201	-0,12
2	12,699	-0,063	-0,49	0,201	-0,36
4	12,534	-0,227	-1,78	0,199	-1,30
6	12,239	-0,522	-4,09	0,196	-3,00

Fonte: Autor

Tabela 36 - Tabela de dados para SET05W1B

a/W = 0,5	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-8})**	**(mm/N . 10^{-8})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	68,523	0,000	0	0,504	0
1	68,678	0,155	0,23	0,504	0,09
2	68,754	0,231	0,34	0,504	0,13
4	68,636	0,113	0,17	0,504	0,07
6	68,115	-0,408	-0,60	0,502	-0,24

Fonte: Autor

Tabela 37 - Tabela de dados para SET07W1B

a/W = 0,7	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-8})**	**(mm/N . 10^{-8})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	194,474	0,000	0	0,714	0
1	194,879	0,406	0,21	0,715	0,06
2	195,030	0,556	0,29	0,715	0,08
4	194,449	-0,025	-0,01	0,714	0,00
6	192,547	-1,927	-0,99	0,712	-0,28

Fonte: Autor

2.2 W2B

Tabela 38 - Tabela de dados para SET02W2B

a/W = 0,2	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-7})**	**(mm/N . 10^{-7})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	2,612	0,000	0	0,205	0
1	2,613	0,001	0,03	0,205	0,02
2	2,606	-0,006	-0,24	0,205	-0,17
4	2,562	-0,051	-1,93	0,202	-1,40
6	2,471	-0,142	-5,42	0,197	-3,96

Fonte: Autor

Tabela 39 - Tabela de dados para SET05W2B

a/W = 0,5	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-7})**	**(mm/N . 10^{-7})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	13,952	0,000	0	0,507	0
1	13,964	0,012	0,09	0,507	0,03
2	13,945	-0,007	-0,05	0,507	-0,02
4	13,794	-0,157	-1,13	0,505	-0,44
6	13,486	-0,466	-3,34	0,500	-1,33

Fonte: Autor

Tabela 40 - Tabela de dados para SET07W2B

a/W = 0,7	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-7})**	**(mm/N . 10^{-7})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	39,354	0,000	0	0,717	0
1	39,386	0,032	0,08	0,717	0,02
2	39,322	-0,032	-0,08	0,717	-0,02
4	38,855	-0,499	-1,27	0,714	-0,36
6	37,900	-1,454	-3,69	0,709	-1,07

Fonte: Autor

2.3 W4B

Tabela 41 - Tabela de dados para SET02W4B

a/W = 0,2	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-7})**	**(mm/N . 10^{-7})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	5,294	0,000	0	0,207	0
1	5,283	-0,011	-0,20	0,207	-0,15
2	5,240	-0,054	-1,03	0,206	-0,74
4	5,040	-0,254	-4,79	0,200	-3,48
6	4,689	-0,605	-11,43	0,189	-8,47

Fonte: Autor

Tabela 42 - Tabela de dados para SET05W4B

a/W = 0,5	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-7})**	**(mm/N . 10^{-7})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	28,121	0,000	0	0,509	0
1	28,064	-0,057	-0,20	0,508	-0,08
2	27,868	-0,252	-0,90	0,507	-0,35
4	27,023	-1,098	-3,90	0,501	-1,56
6	25,638	-2,483	-8,83	0,490	-3,60

Fonte: Autor

Tabela 43 - Tabela de dados para SET07W4B

a/W = 0,7	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-7})**	**(mm/N . 10^{-7})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	79,404	0,000	0	0,719	0
1	79,254	-0,150	-0,19	0,718	-0,05
2	78,710	-0,694	-0,87	0,717	-0,25
4	76,303	-3,101	-3,91	0,711	-1,13
6	72,307	-7,097	-8,94	0,700	-2,65

Fonte: Autor

3 TABELAS DE C(T)

3.1 W1B

Tabela 44 - Tabela de dados para CT02W1B

a/W = 0,2	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-7})**	**(mm/N . 10^{-7})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	6,724	0,000	0	0,162	0
1	6,765	0,041	0,61	0,163	0,72
2	6,796	0,073	1,08	0,164	1,26
4	6,825	0,101	1,50	0,165	1,74
6	6,797	0,073	1,09	0,164	1,27

Fonte: Autor

Tabela 45 - Tabela de dados para CT05W1B

a/W = 0,5	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-7})**	**(mm/N . 10^{-7})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	32,556	0,000	0	0,484	0
1	32,675	0,118	0,36	0,484	0,15
2	32,755	0,198	0,61	0,485	0,26
4	32,781	0,224	0,69	0,485	0,29
6	32,602	0,046	0,14	0,484	0,06

Fonte: Autor

Tabela 46 - Tabela de dados para CT07W1B

a/W = 0,7	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-7})**	**(mm/N . 10^{-7})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	108,703	0,000	0	0,690	0
1	109,154	0,450	0,41	0,690	0,08
2	109,379	0,675	0,62	0,691	0,12
4	109,047	0,343	0,32	0,690	0,06
6	107,541	-1,163	-1,07	0,688	-0,21

Fonte: Autor

3.2 W2B

Tabela 47 - Tabela de dados para CT02W2B

a/W = 0,2	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-6})**	**(mm/N . 10^{-6})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	1,506	0,000	0	0,184	0
1	1,508	0,002	0,13	0,184	0,14
2	1,506	0,000	-0,01	0,184	-0,01
4	1,487	-0,019	-1,29	0,181	-1,33
6	1,444	-0,062	-4,12	0,176	-4,30

Fonte: Autor

Tabela 48 - Tabela de dados para CT05W2B

a/W = 0,5	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-6})**	**(mm/N . 10^{-6})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	6,793	0,000	0	0,492	0
1	6,802	0,009	0,13	0,492	0,05
2	6,795	0,002	0,03	0,492	0,01
4	6,727	-0,066	-0,97	0,490	-0,40
6	6,579	-0,214	-3,14	0,486	-1,31

Fonte: Autor

Tabela 49 - Tabela de dados para CT07W2B

a/W = 0,7	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-6})**	**(mm/N . 10^{-6})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	22,393	0,000	0	0,694	0
1	22,430	0,038	0,17	0,694	0,03
2	22,385	-0,007	-0,03	0,694	-0,01
4	21,999	-0,394	-1,76	0,691	-0,35
6	21,196	-1,197	-5,34	0,686	-1,08

Fonte: Autor

3.3 W4B

Tabela 50 - Tabela de dados para CT02W4B

a/W = 0,2	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-6})**	**(mm/N . 10^{-6})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	3,087	0,000	0	0,188	0
1	3,080	-0,006	-0,20	0,188	-0,20
2	3,058	-0,029	-0,94	0,186	-0,94
4	2,954	-0,132	-4,28	0,180	-4,36
6	2,775	-0,312	-10,10	0,168	-10,63

Fonte: Autor

Tabela 51 - Tabela de dados para CT05W4B

a/W = 0,5	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-6})**	**(mm/N . 10^{-6})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	13,756	0,000	0	0,495	0
1	13,734	-0,022	-0,16	0,494	-0,07
2	13,649	-0,107	-0,78	0,493	-0,32
4	13,266	-0,490	-3,56	0,487	-1,48
6	12,624	-1,132	-8,23	0,477	-3,52

Fonte: Autor

Tabela 52 - Tabela de dados para CT07W4B

a/W = 0,7	Flexibilidade	Variação	Variação percentual	a/W previsto	Variação percentual de a/W
T	**(mm/N . 10^{-6})**	**(mm/N . 10^{-6})**	**(%)**	**-**	**(%)**
0	45,564	0,000	0	0,696	0
1	45,454	-0,110	-0,24	0,696	-0,05
2	45,014	-0,550	-1,21	0,694	-0,23
4	43,044	-2,520	-5,53	0,688	-1,11
6	39,859	-5,705	-12,52	0,678	-2,64

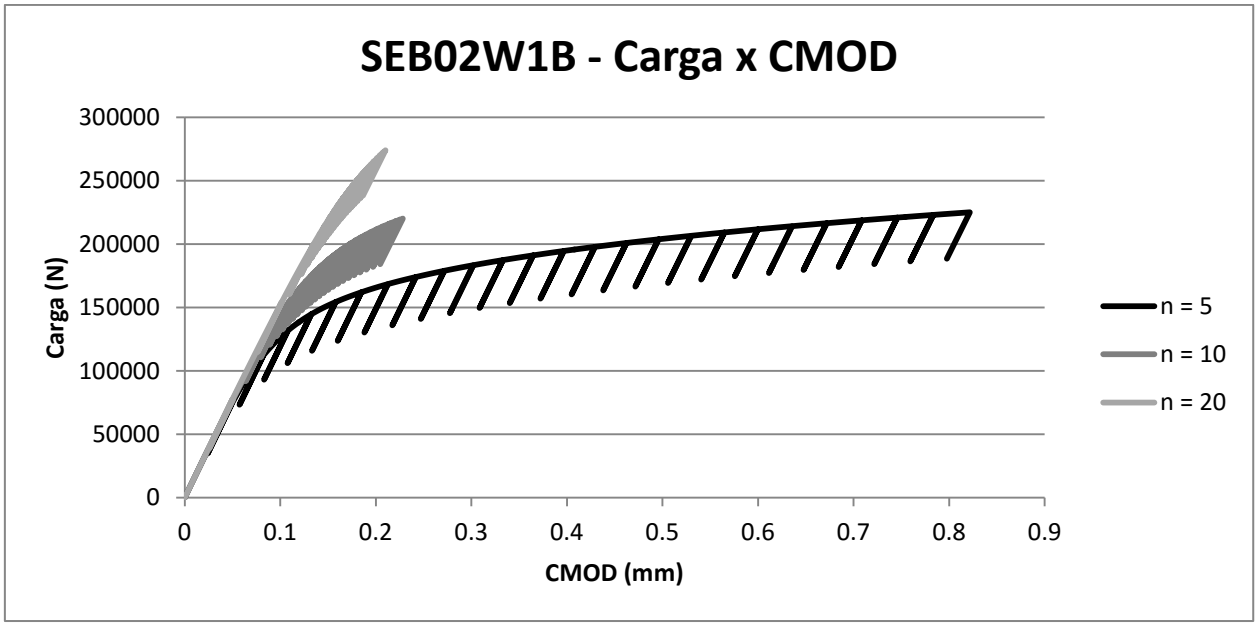
Fonte: Autor

APÊNDICE 2 - GRÁFICOS DE CARREGAMENTO E COMPORTAMENTO DA FLEXIBILIDADE PARA TODOS OS CASOS ESTUDADOS

1 GEOMETRIA $SE(B)$

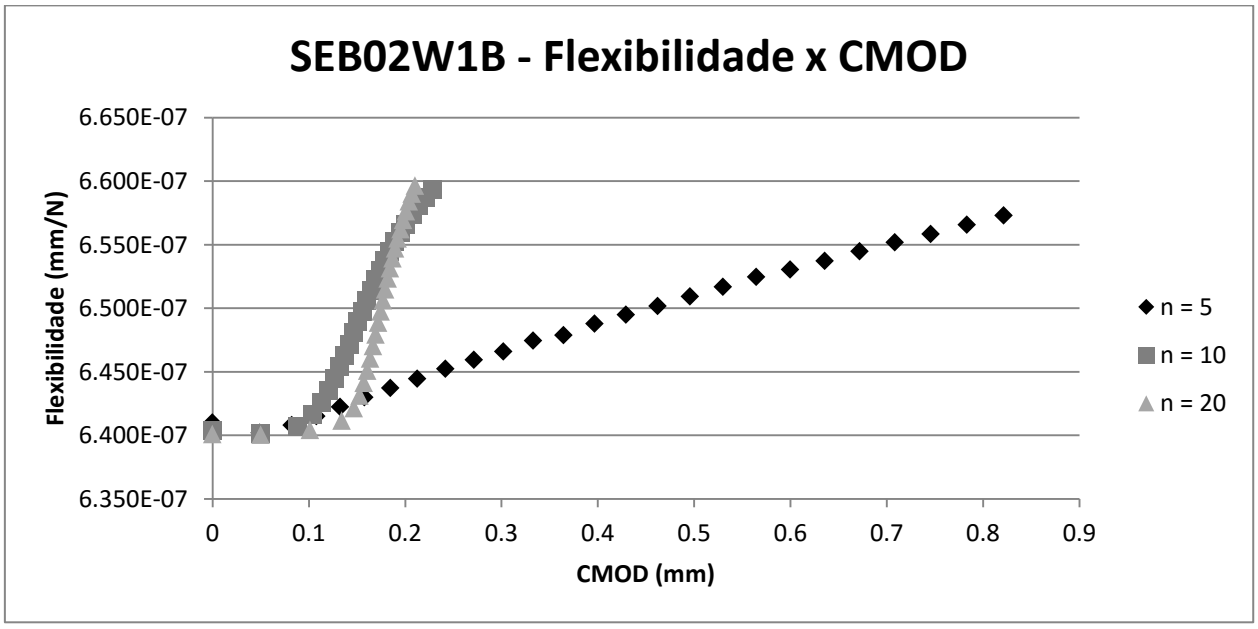
1.1 $SEB02W1B$

Figura 101 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SEB02W1B$



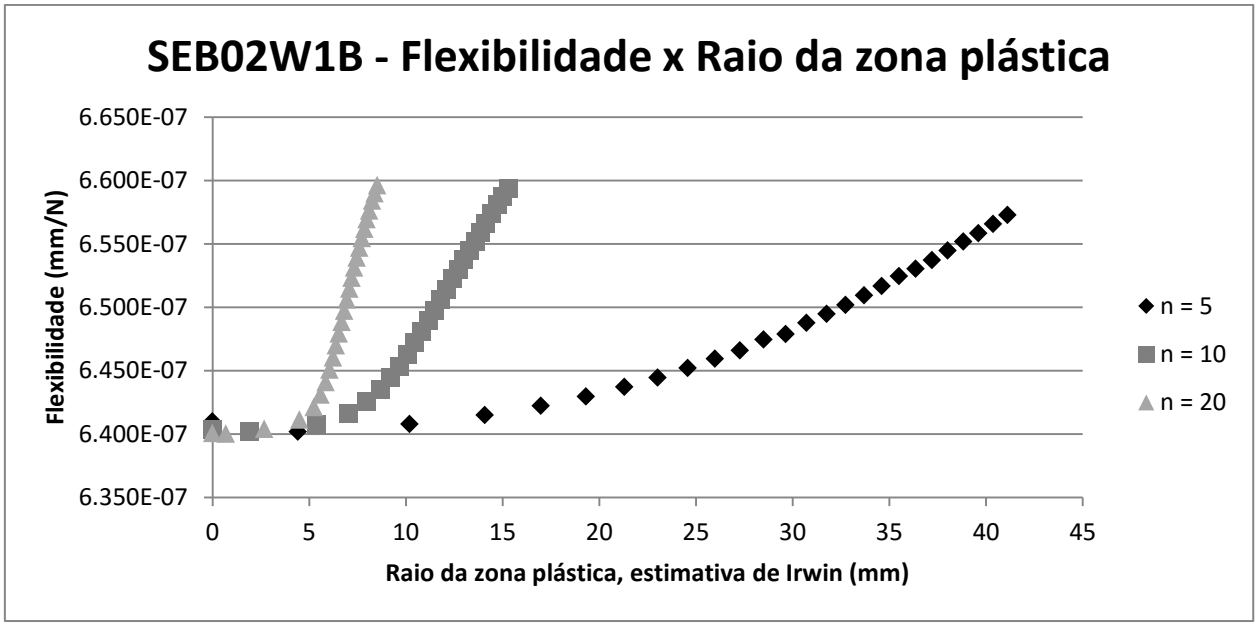
Fonte: Autor

Figura 102 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB02W1B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

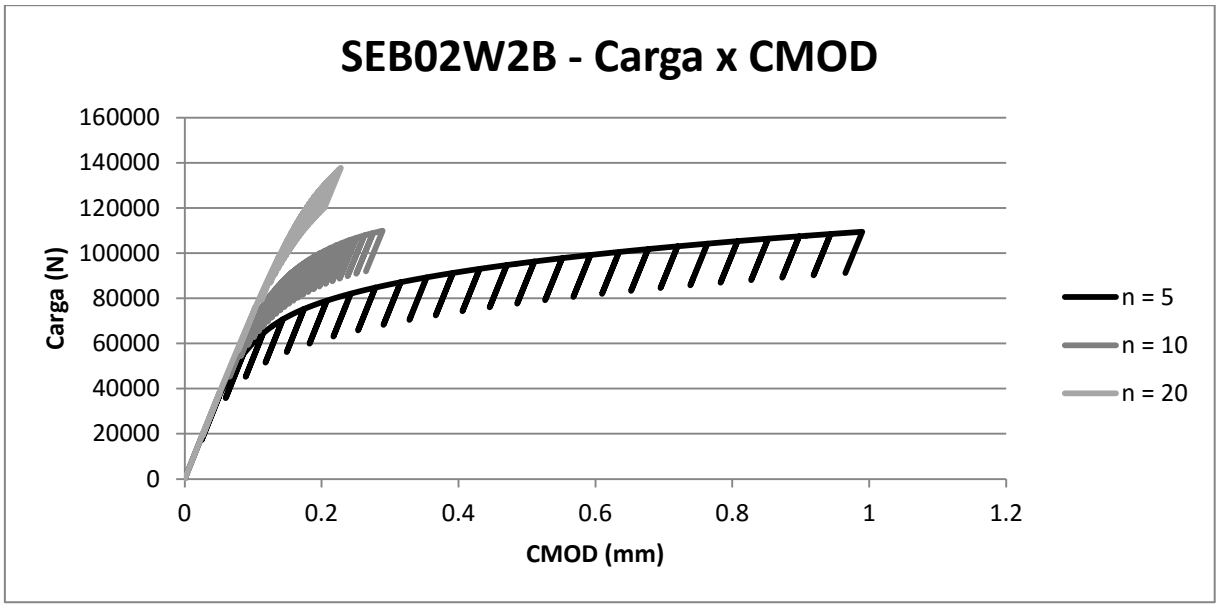
Figura 103 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB02W1B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

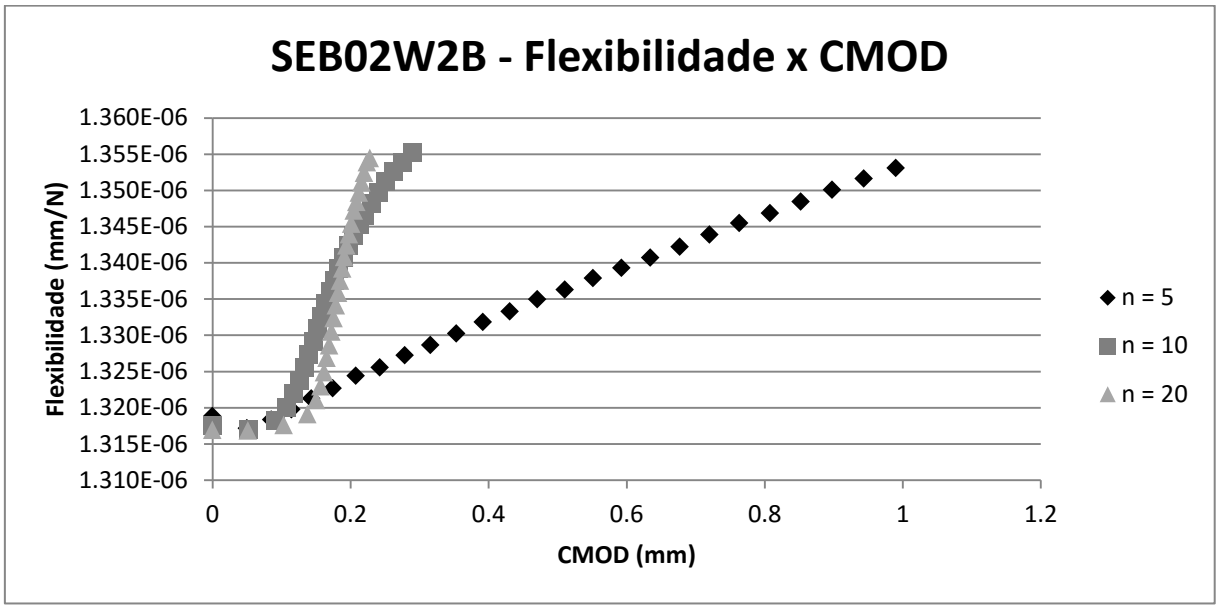
1.2 $SEB02W2B$

Figura 104 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SEB02W2B$



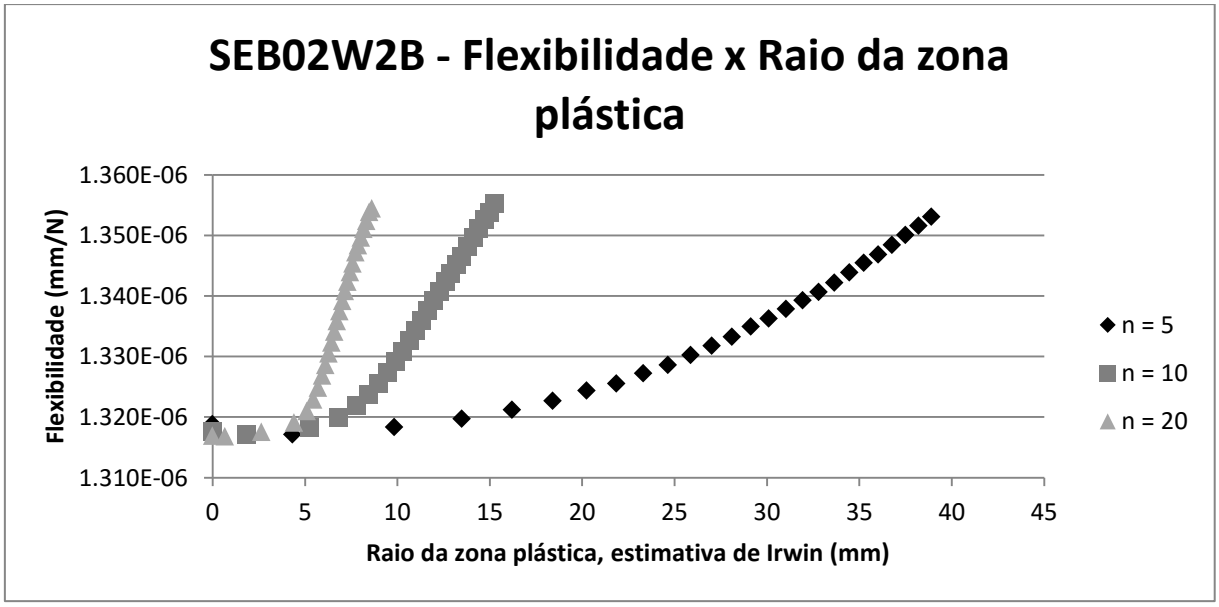
Fonte: Autor

Figura 105 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB02W2B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

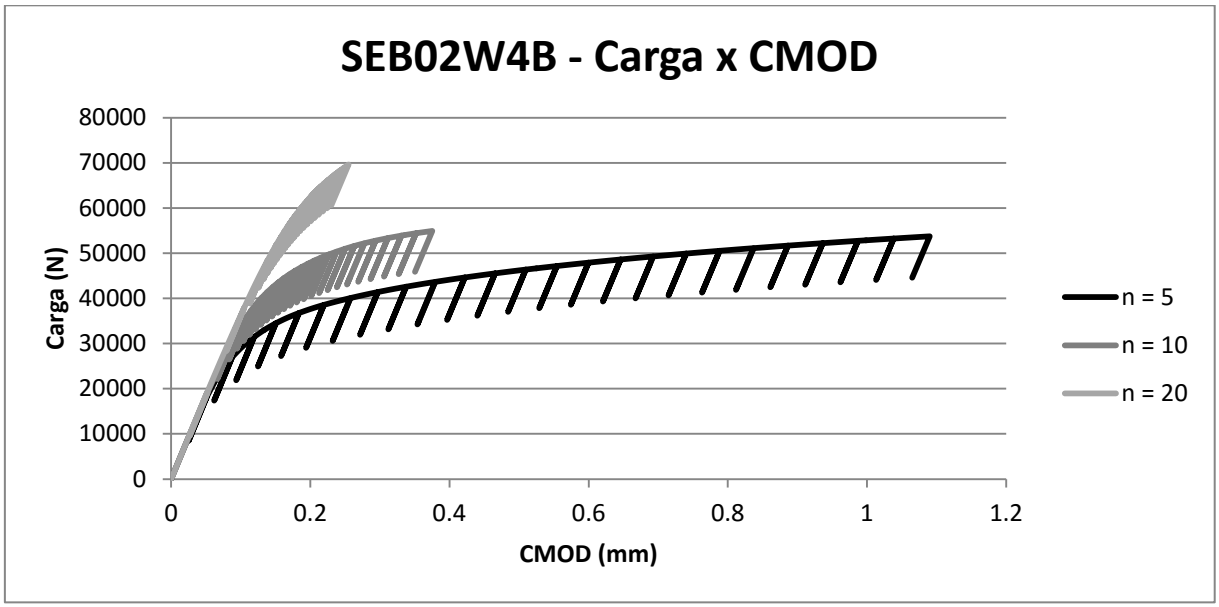
Figura 106 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB02W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

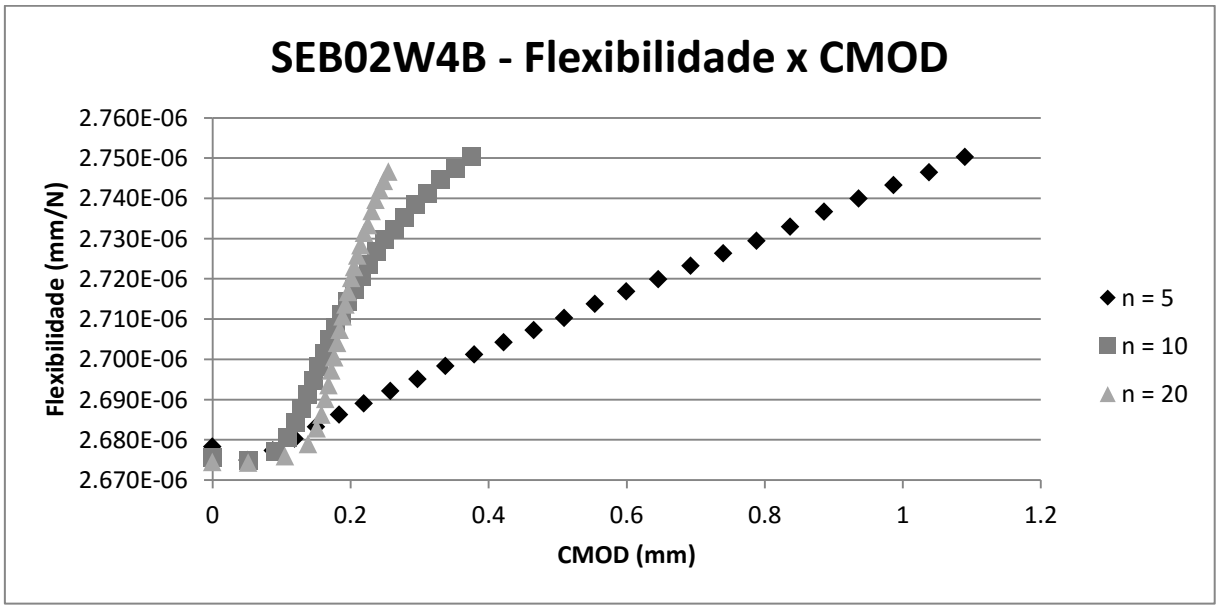
1.3 $SEB02W4B$

Figura 107 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SEB02W4B$



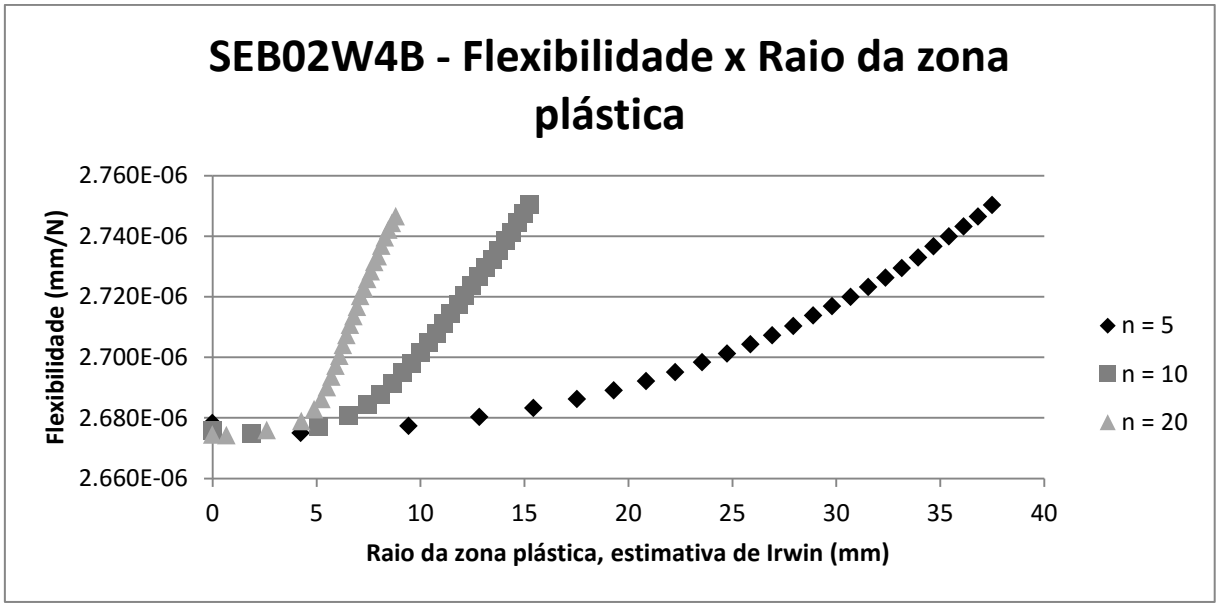
Fonte: Autor

Figura 108 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB02W4B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

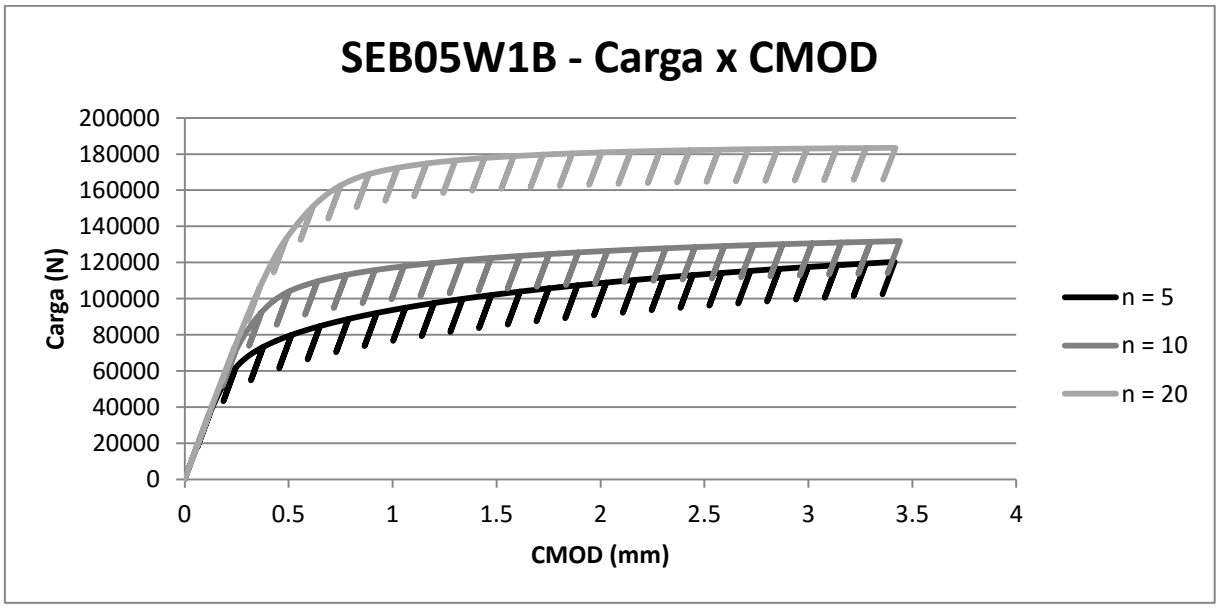
Figura 109 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB02W4B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

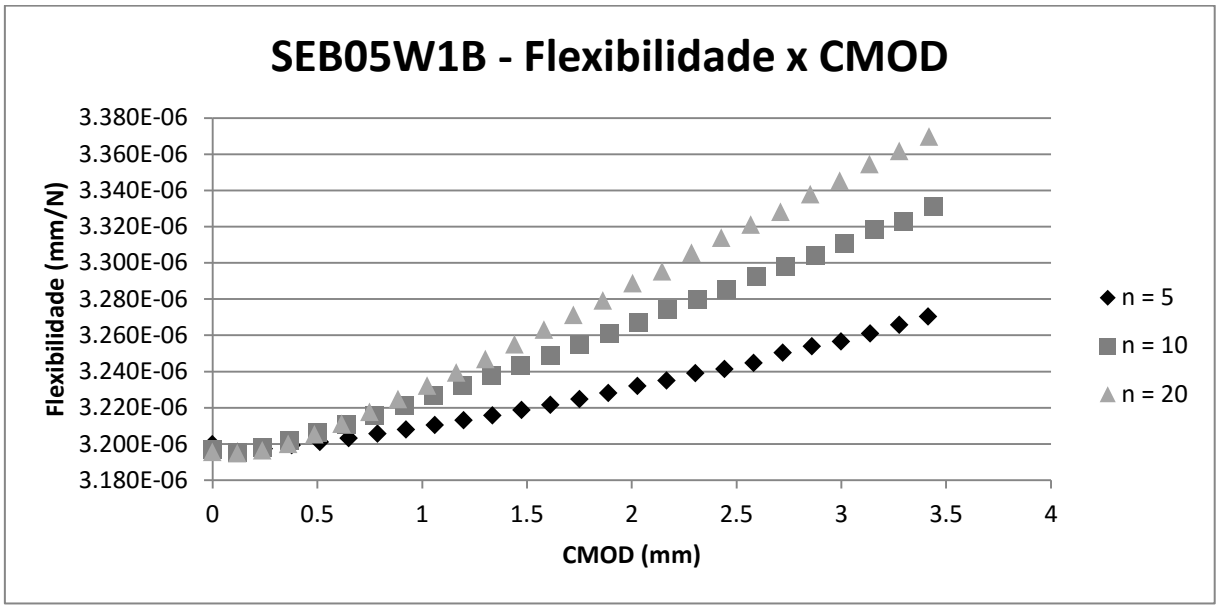
1.4 $SEB05W1B$

Figura 110 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SEB05W1B$



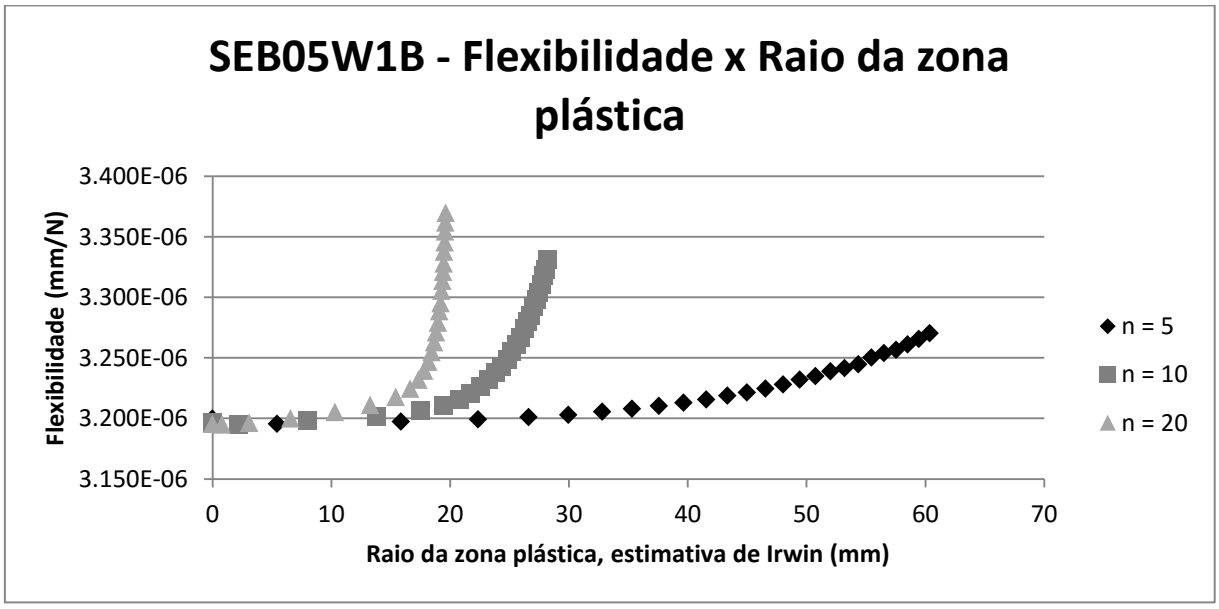
Fonte: Autor

Figura 111 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB05W1B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

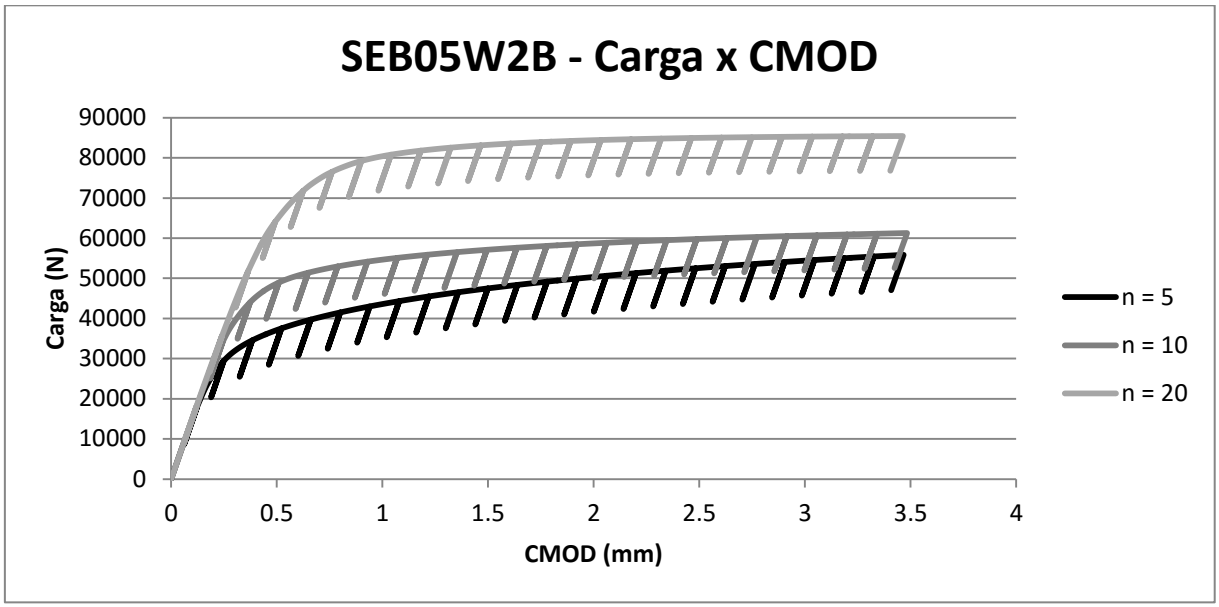
Figura 112 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB05W1B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

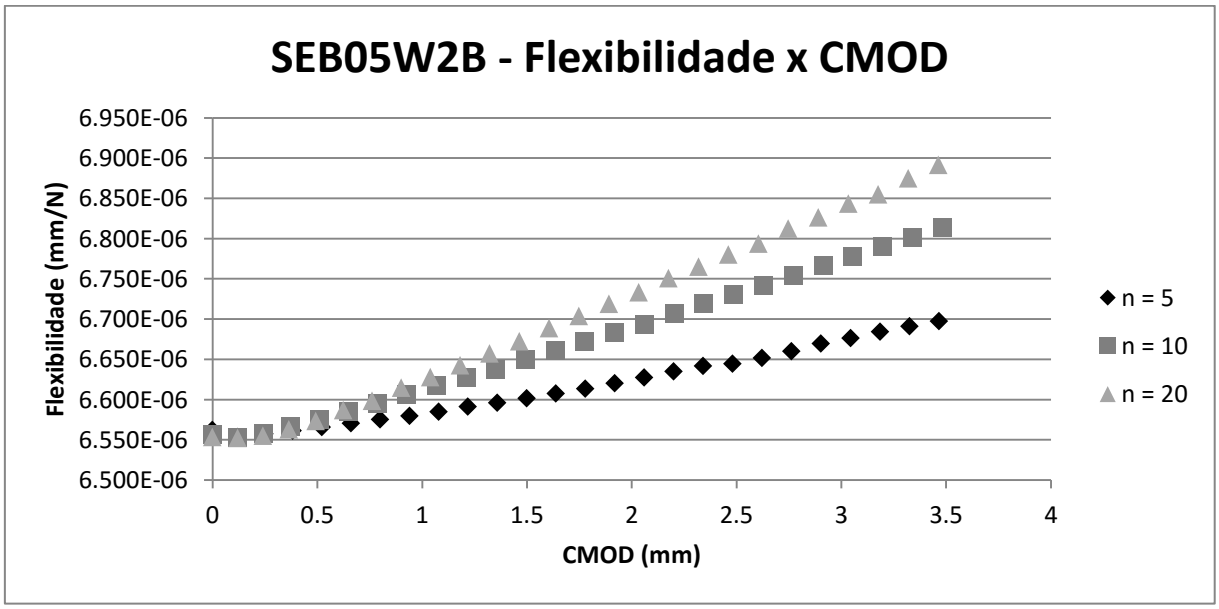
1.5 $SEB05W2B$

Figura 113 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SEB05W2B$



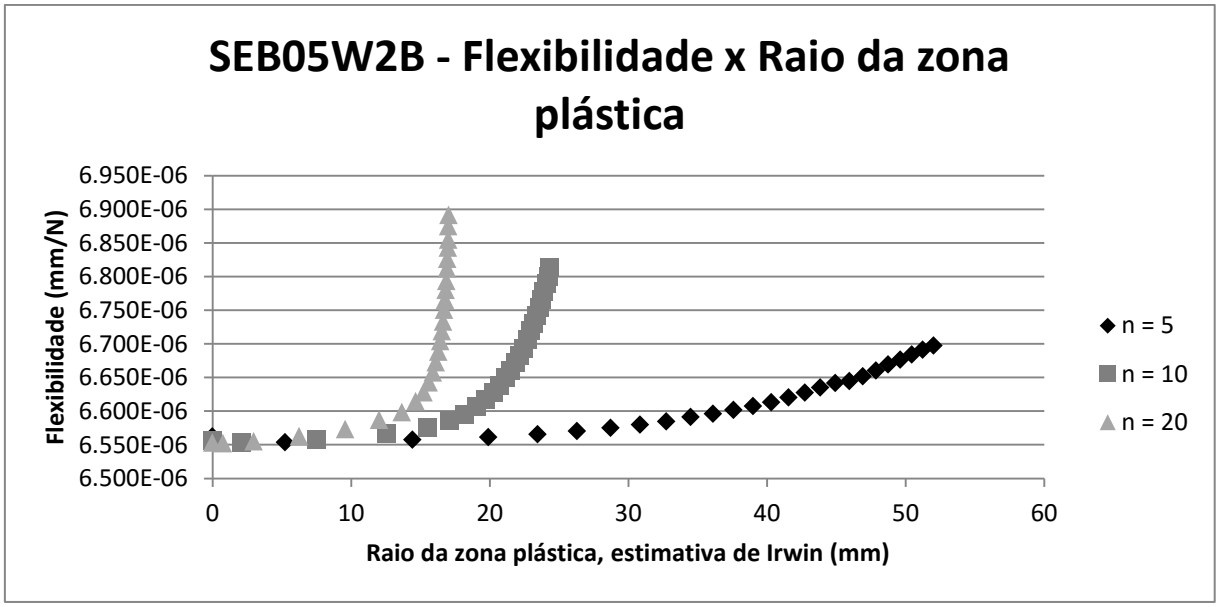
Fonte: Autor

Figura 114 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB05W2B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

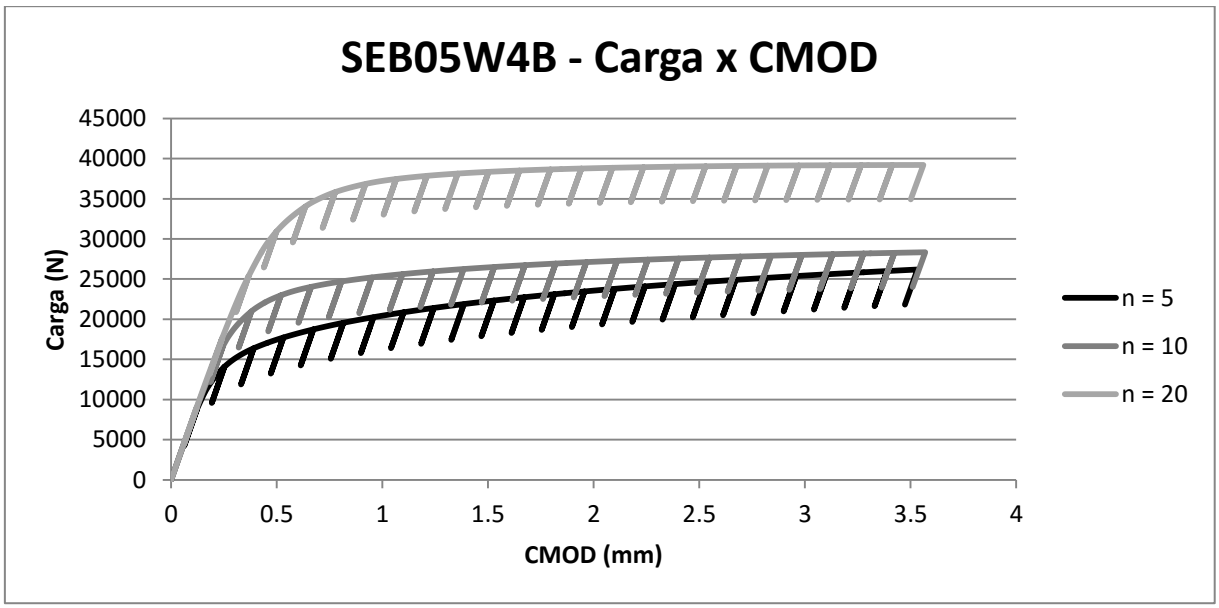
Figura 115 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB05W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

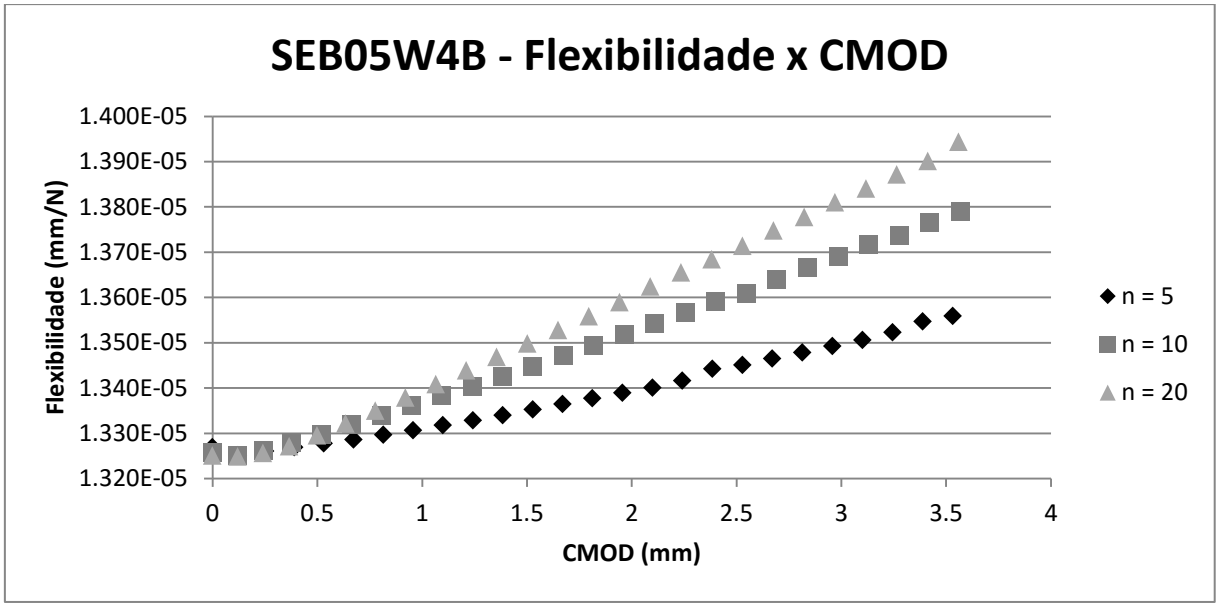
1.6 $SEB05W4B$

Figura 116 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SEB05W4B$



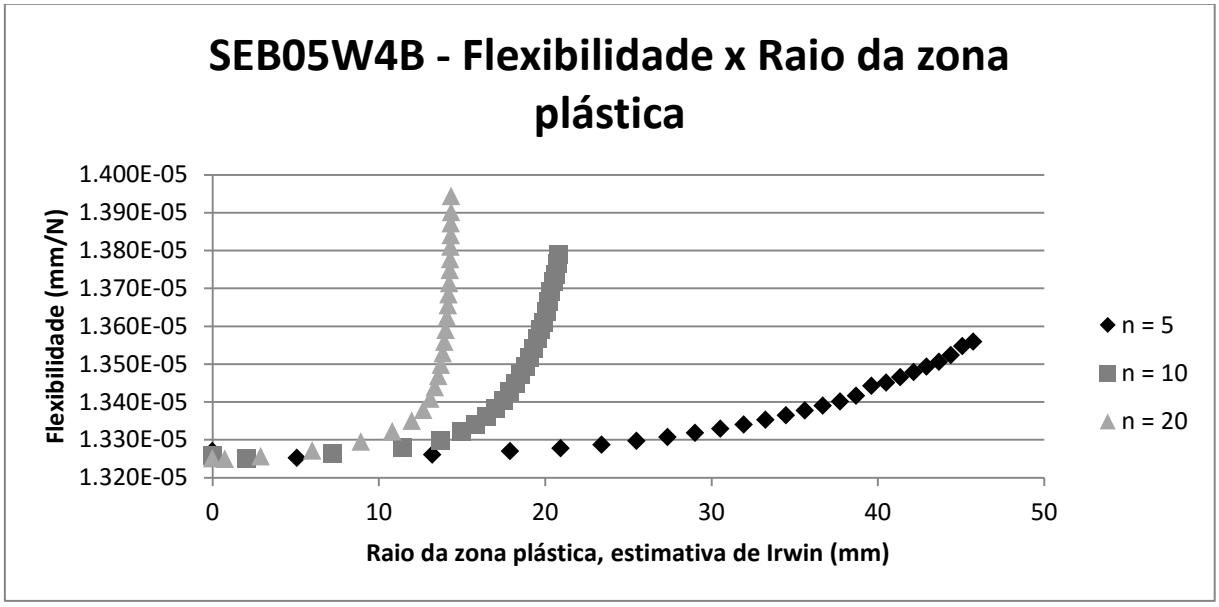
Fonte: Autor

Figura 117 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB05W4B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

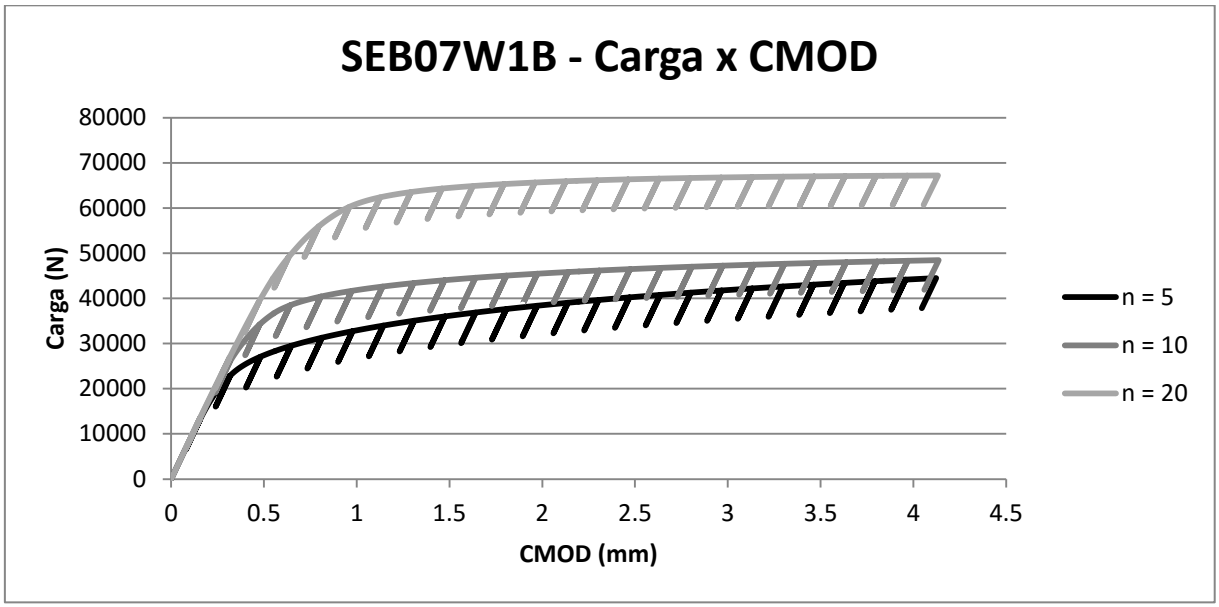
Figura 118 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB05W4B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

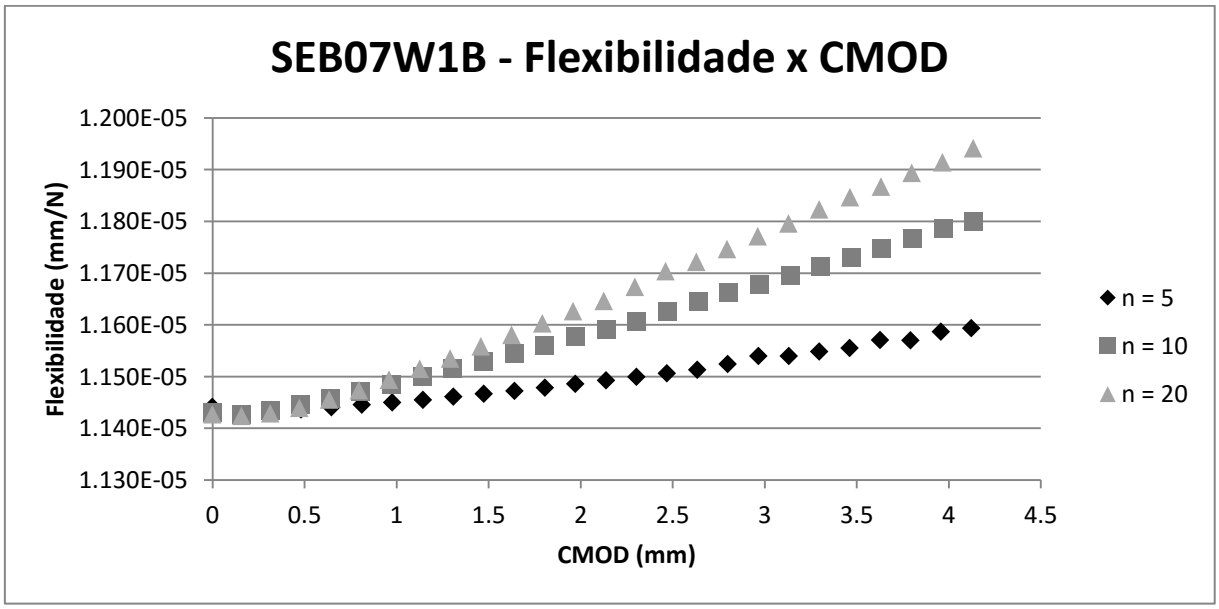
1.7 $SEB07W1B$

Figura 119 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SEB07W1B$



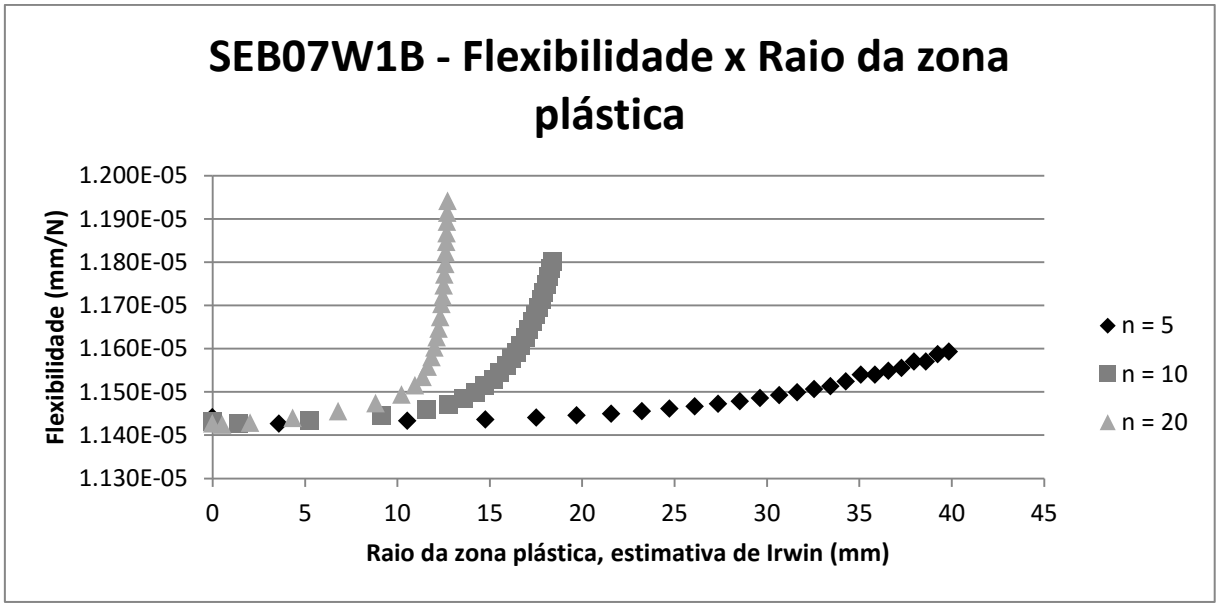
Fonte: Autor

Figura 120 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB07W1B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

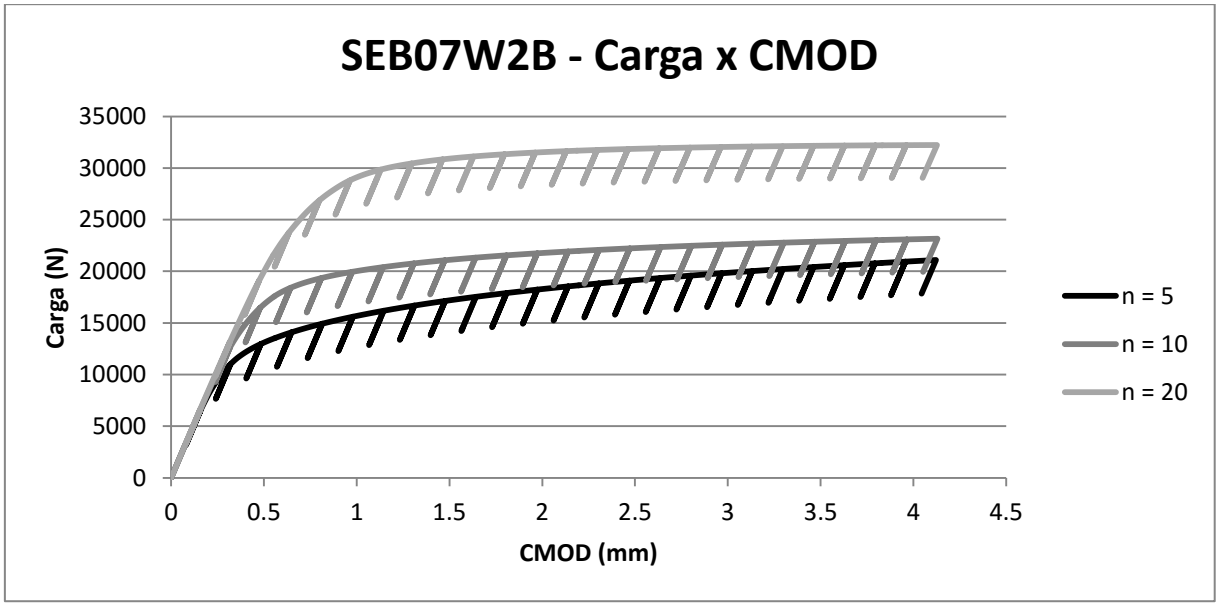
Figura 121 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB07W1B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

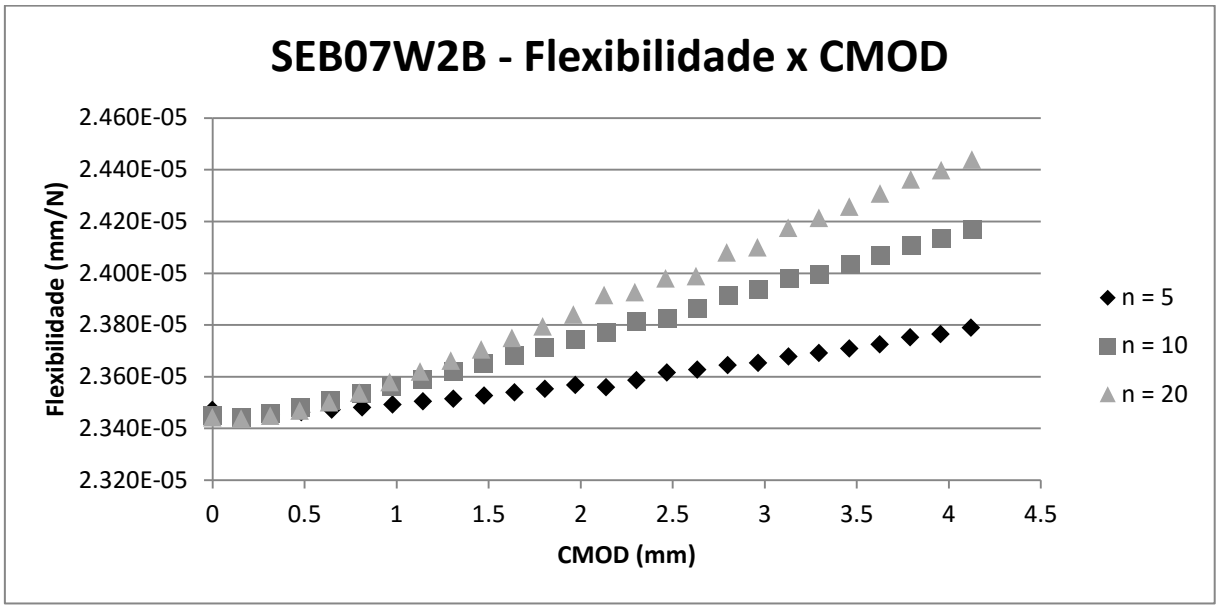
1.8 $SEB07W2B$

Figura 122 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SEB07W2B$



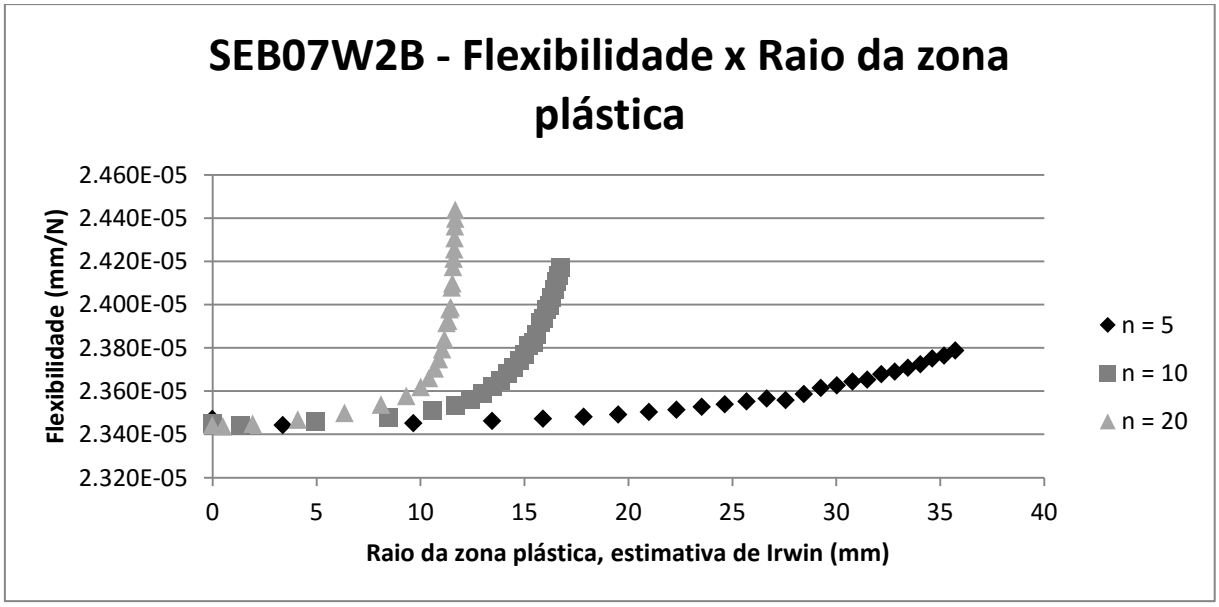
Fonte: Autor

Figura 123 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB07W2B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

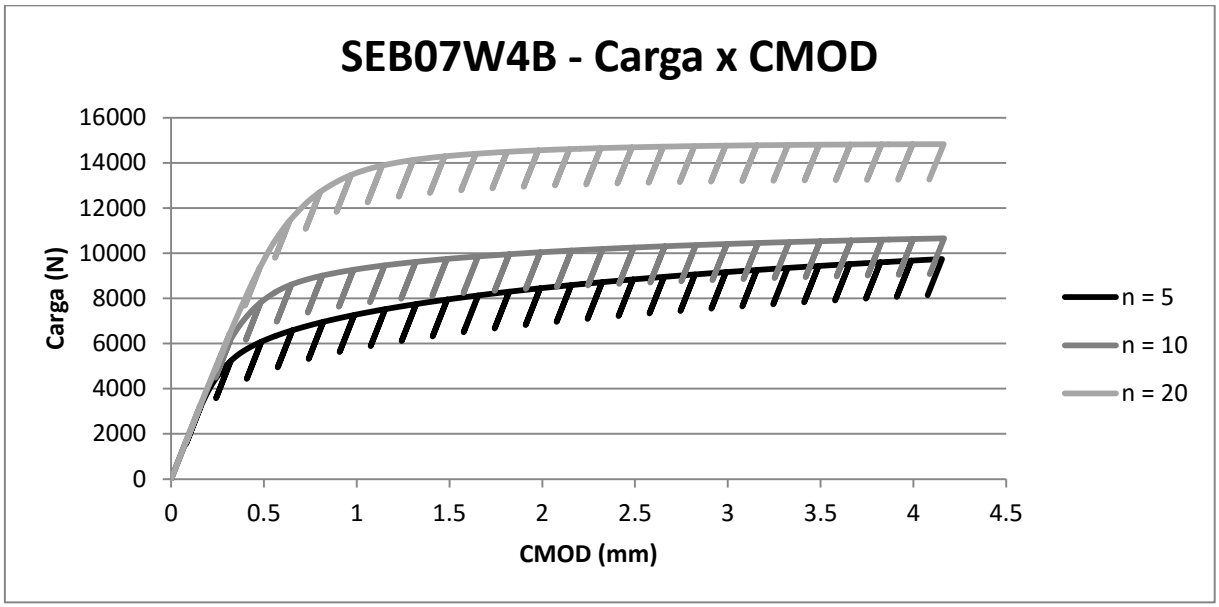
Figura 124 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB07W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

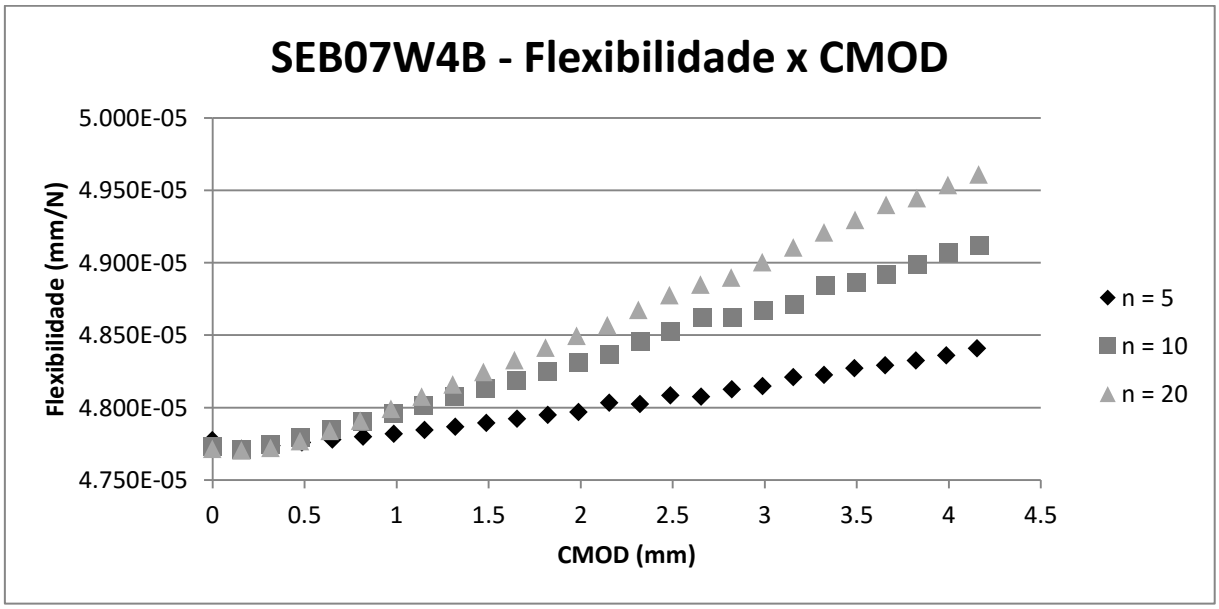
1.9 $SEB07W4B$

Figura 125 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SEB07W4B$



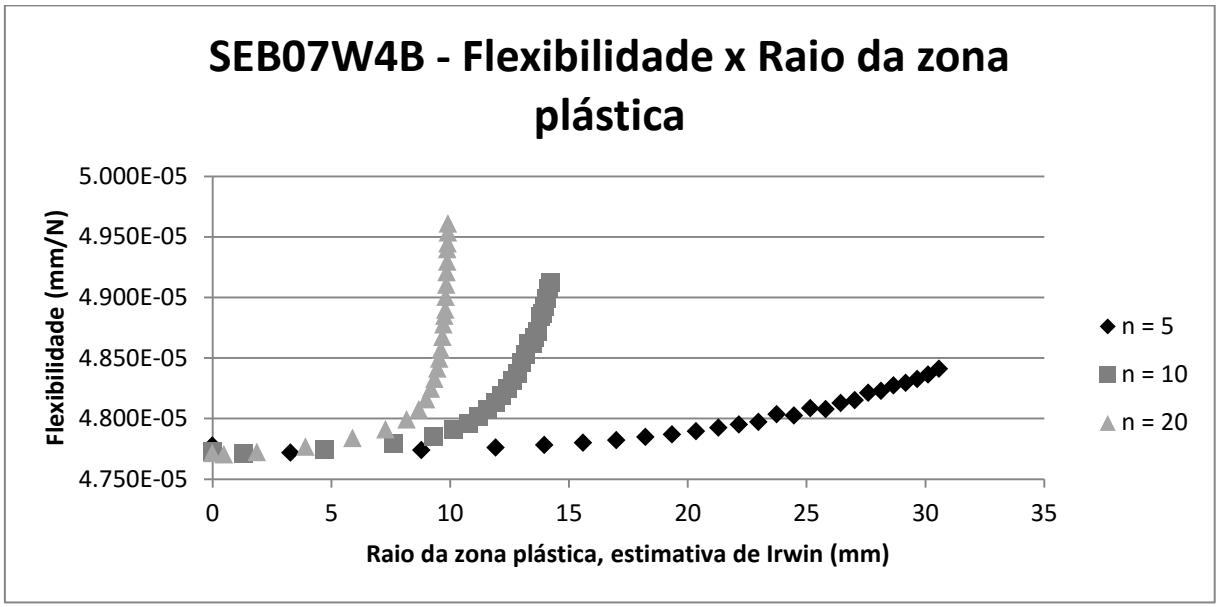
Fonte: Autor

Figura 126 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB07W4B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

Figura 127 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SEB07W4B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin

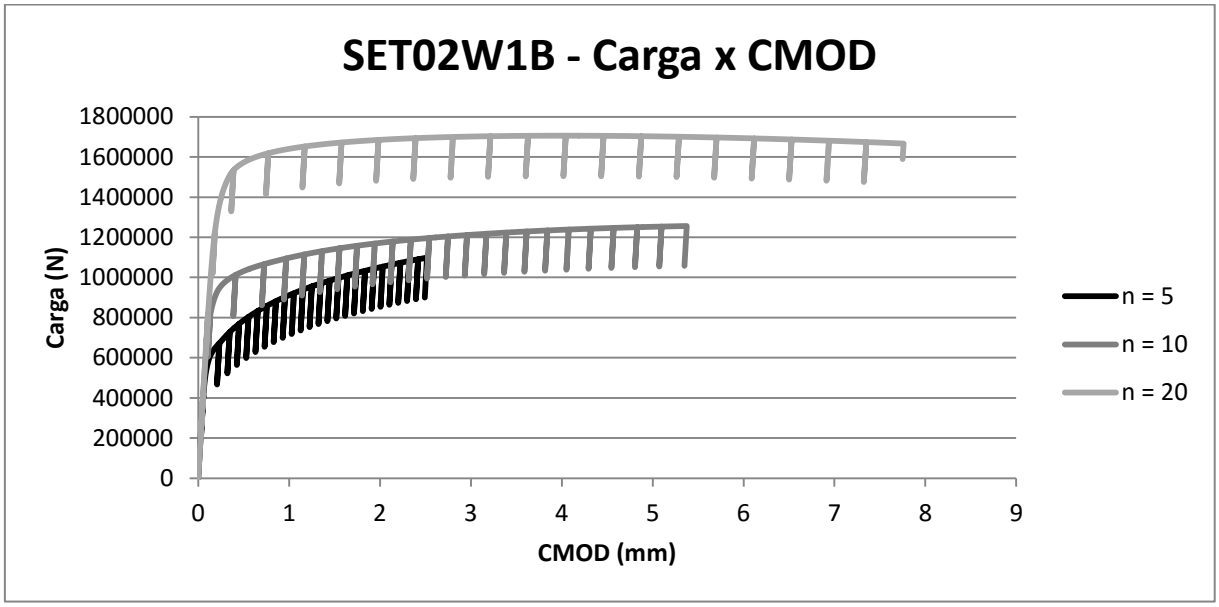


Fonte: Autor

2 GEOMETRIA $SE(T)$

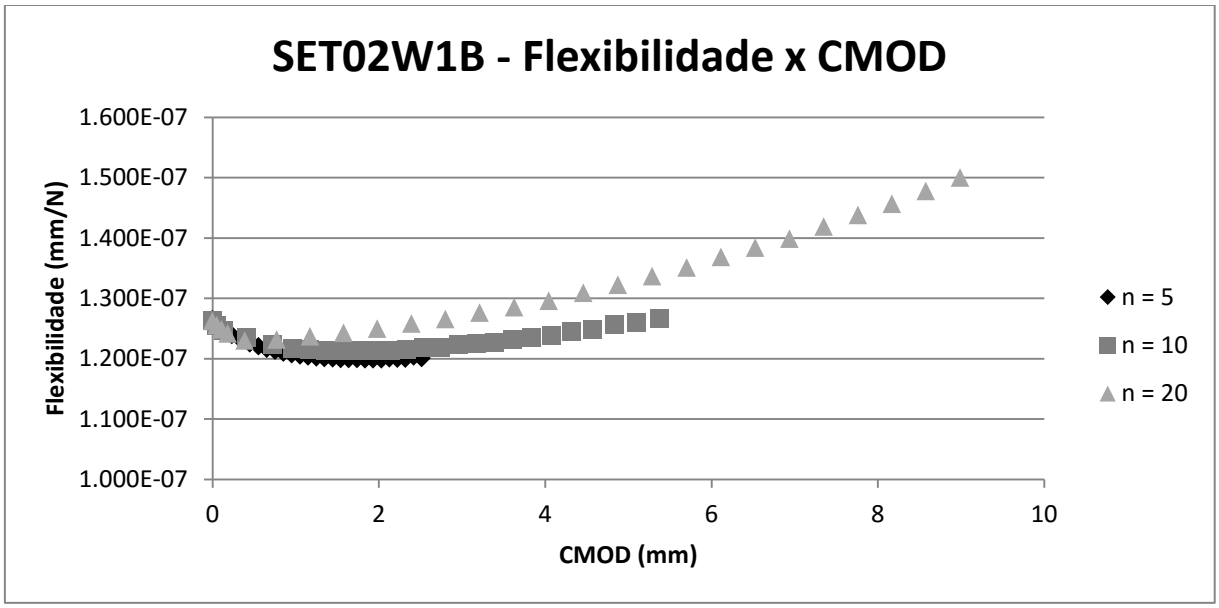
2.1 $SET02W1B$

Figura 128 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SET02W1B$



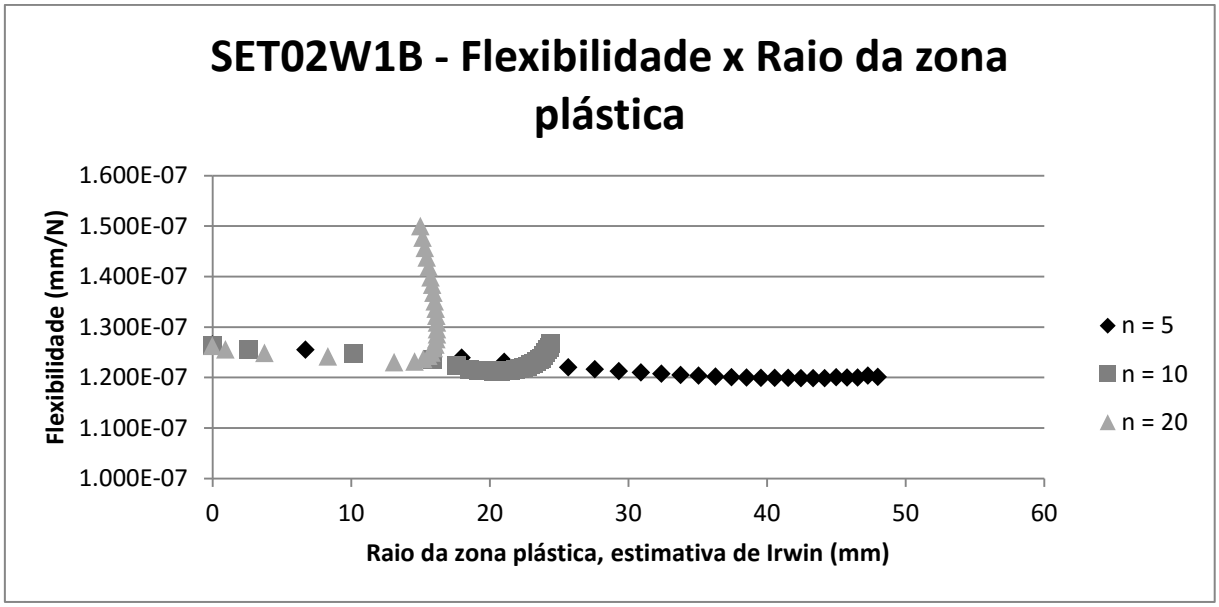
Fonte: Autor

Figura 129 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET02W1B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

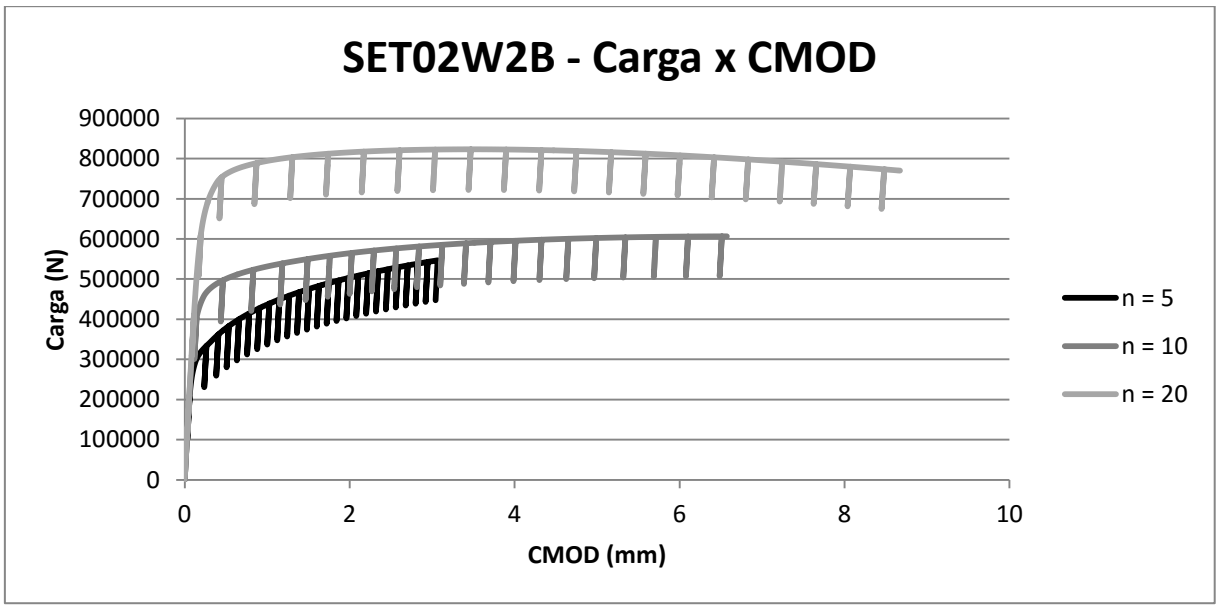
Figura 130 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET02W1B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

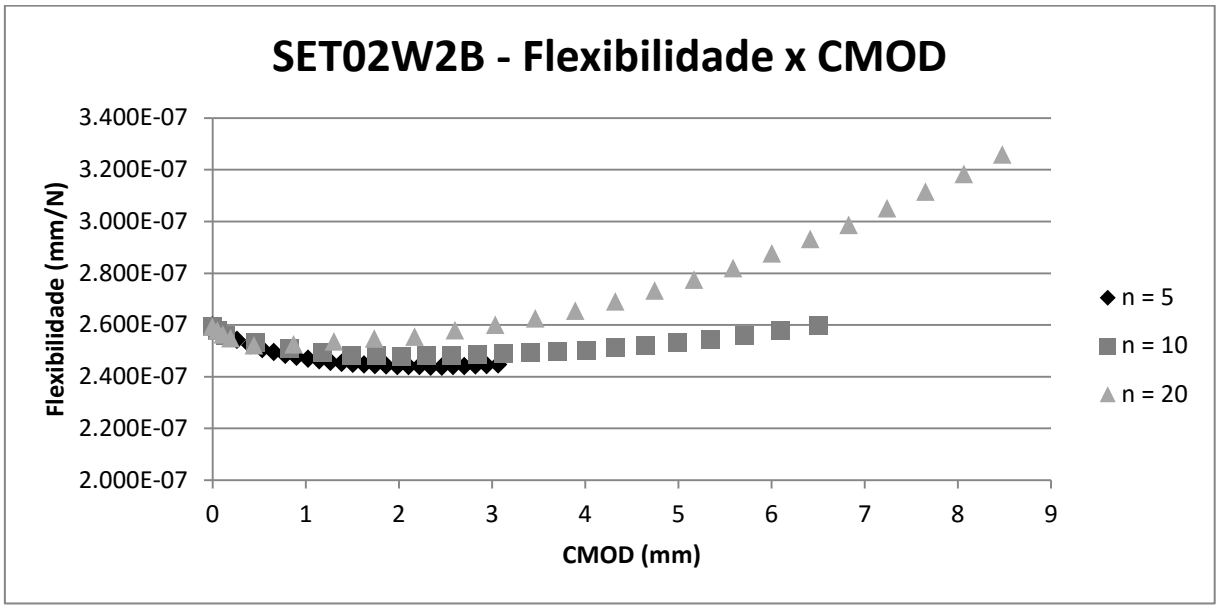
2.2 $SET02W2B$

Figura 131 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SET02W2B$



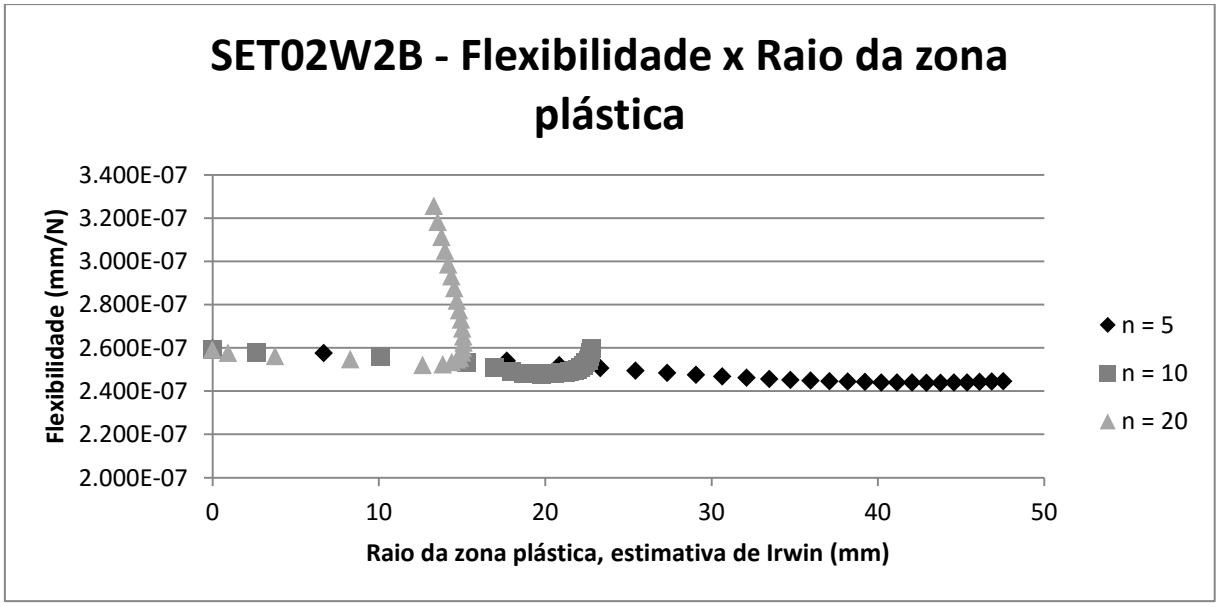
Fonte: Autor

Figura 132 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET02W2B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

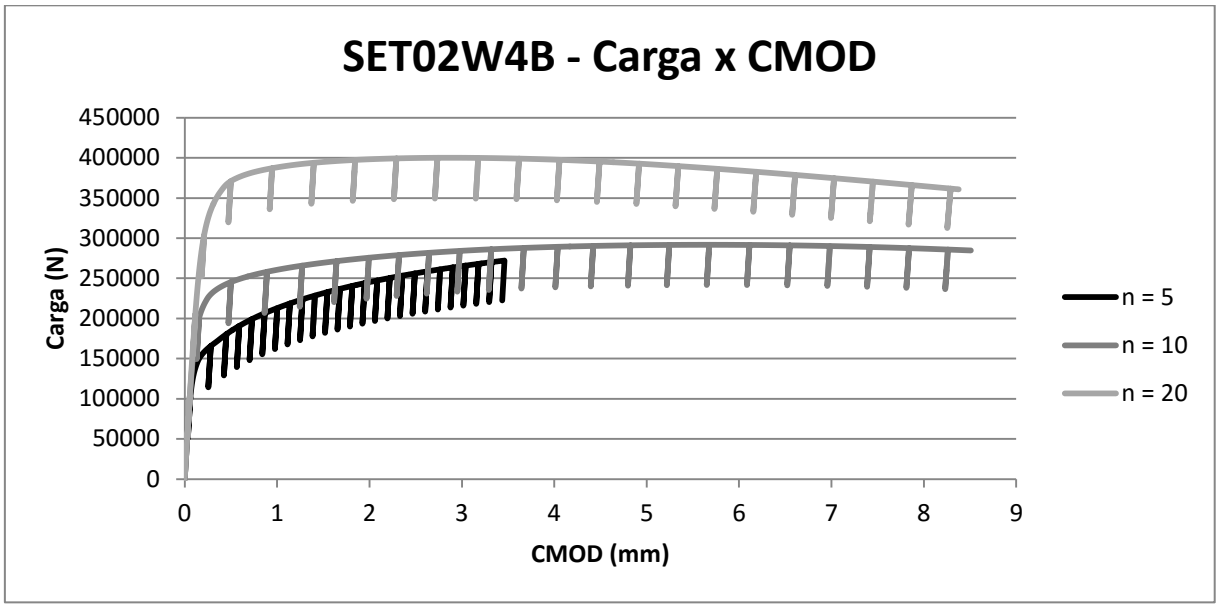
Figura 133 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET02W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

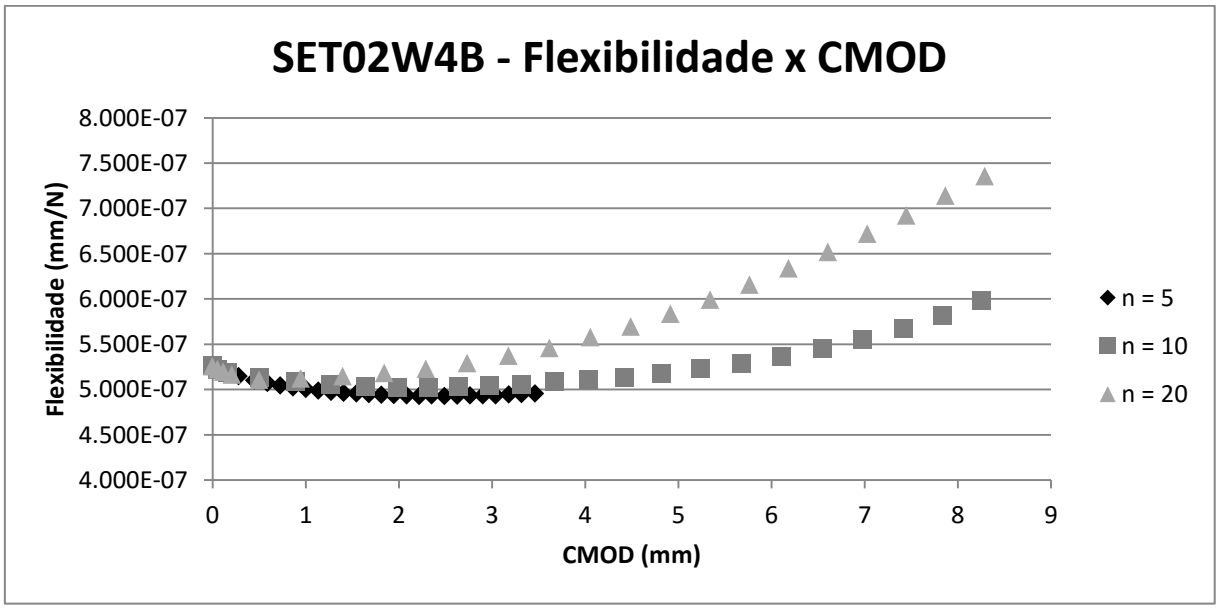
2.3 $SET02W4B$

Figura 134 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SET02W4B$



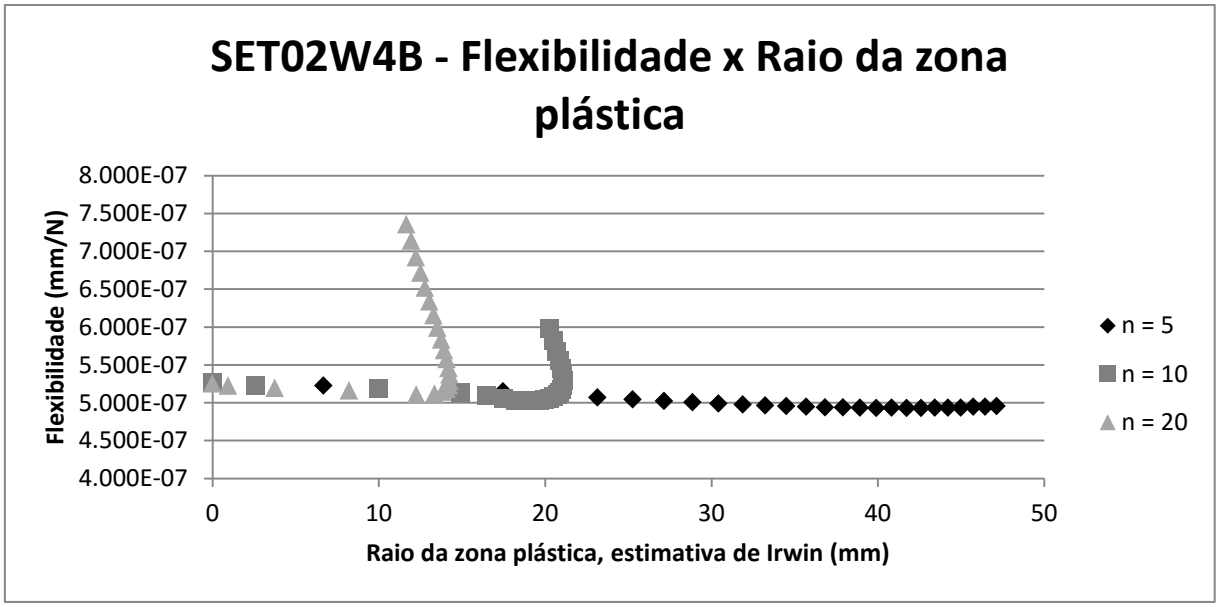
Fonte: Autor

Figura 135 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET02W4B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

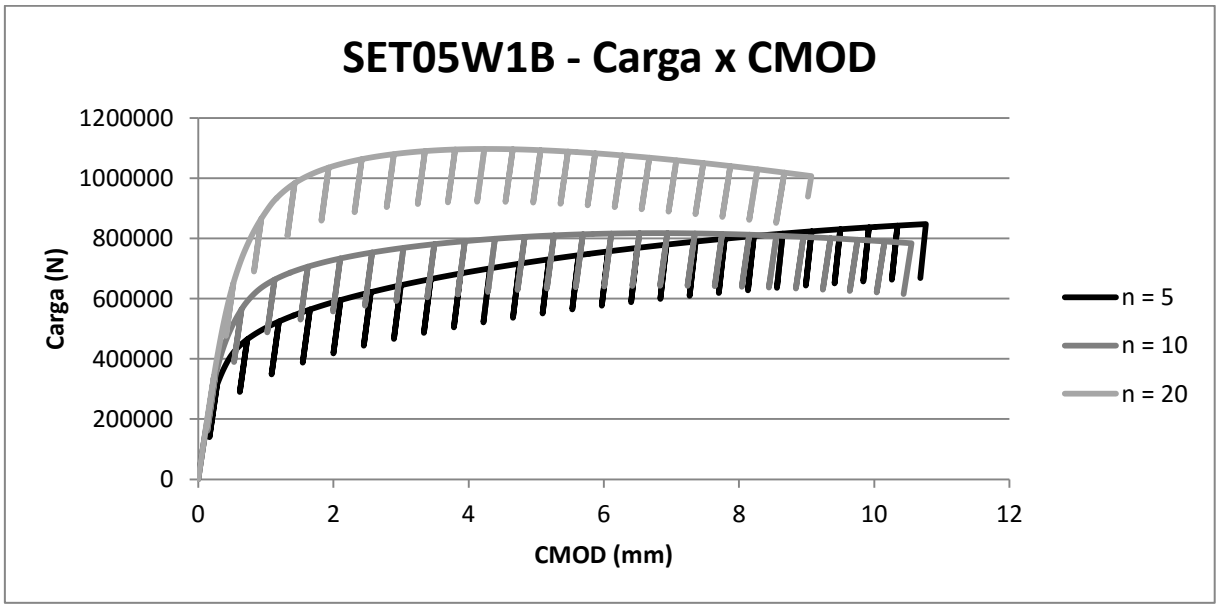
Figura 136 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET02W4B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

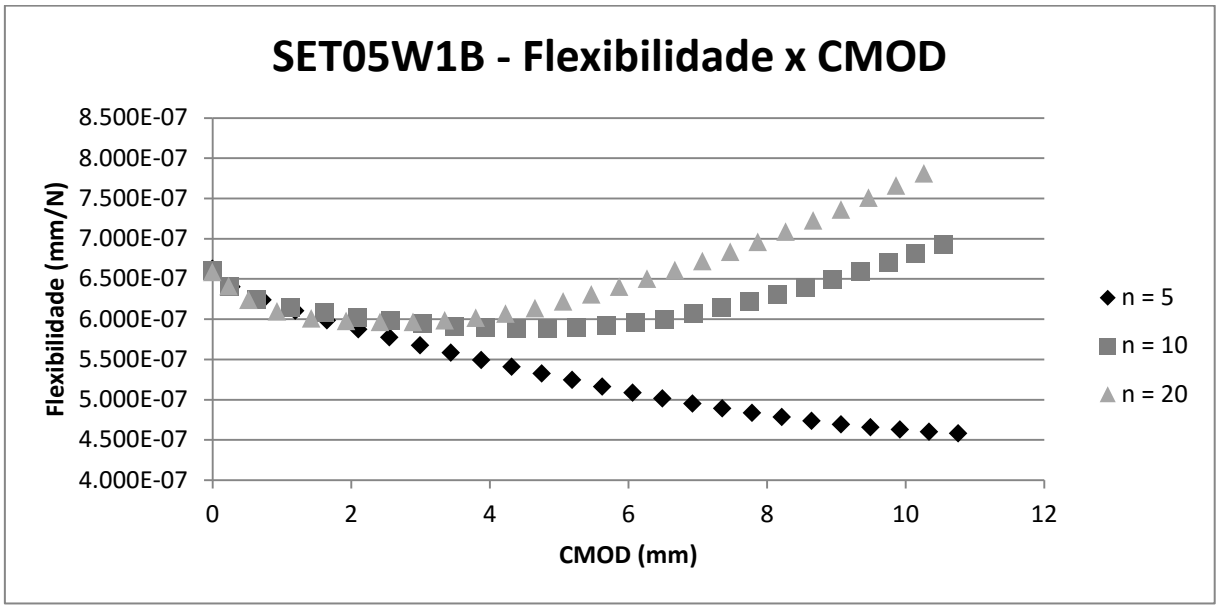
2.4 $SET05W1B$

Figura 137 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SET05W1B$



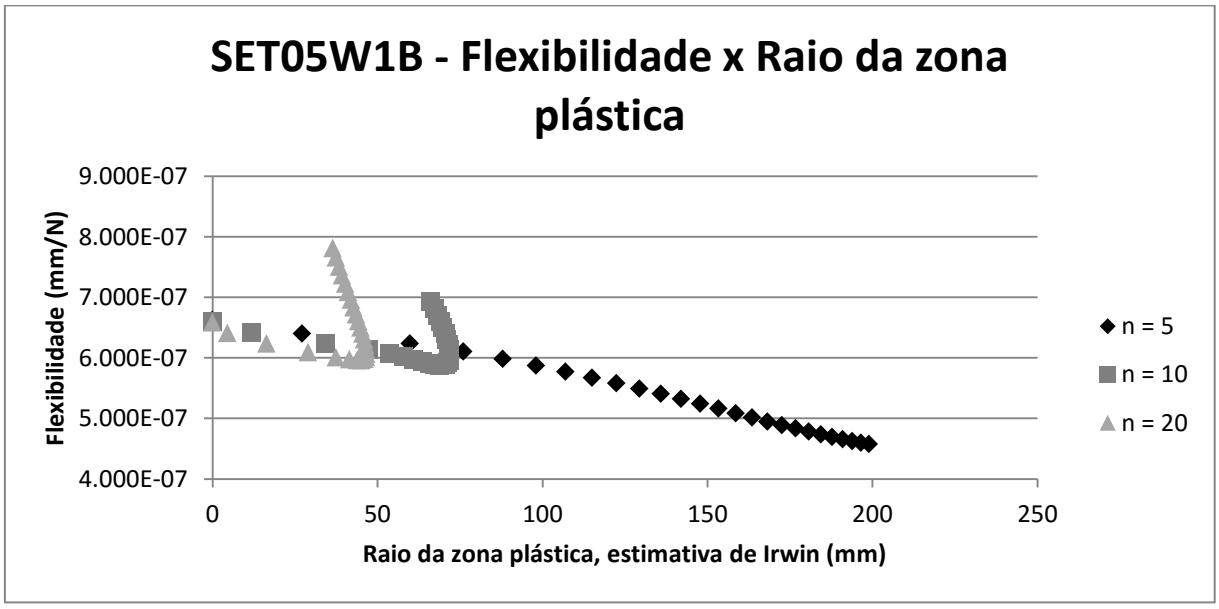
Fonte: Autor

Figura 138 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET05W1B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

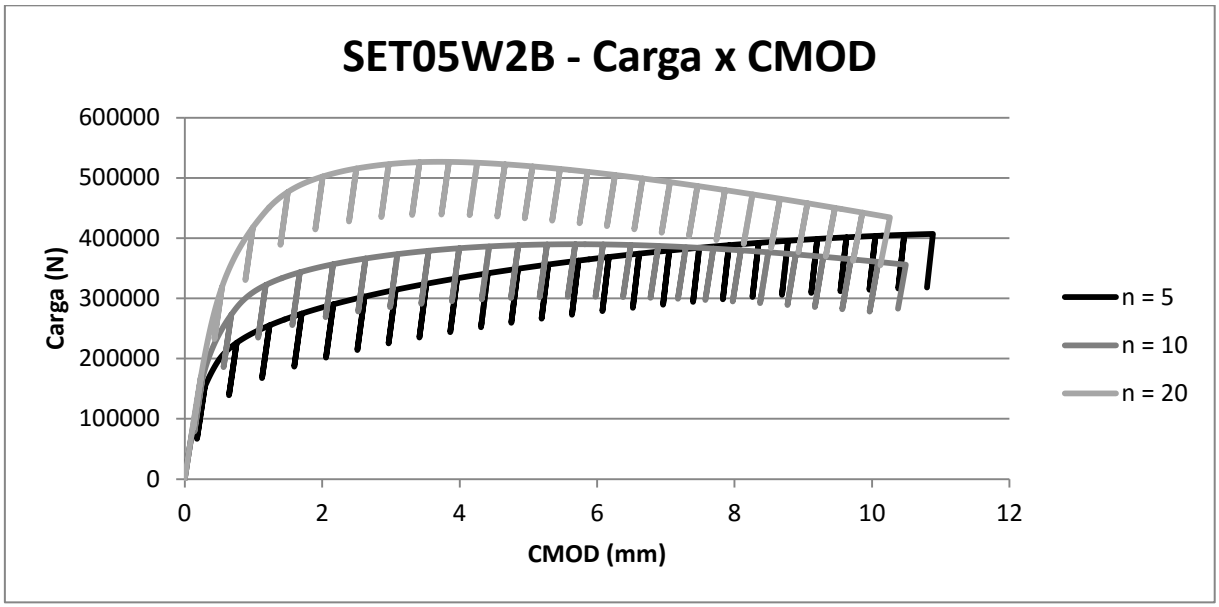
Figura 139 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET05W1B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

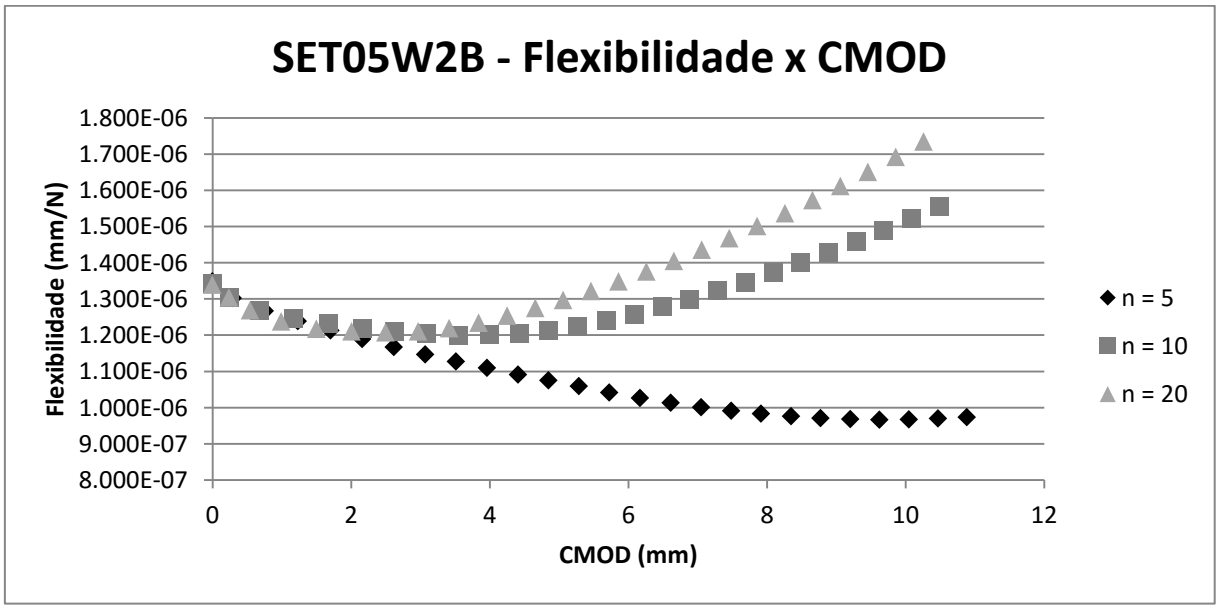
2.5 $SET05W2B$

Figura 140 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SET05W2B$



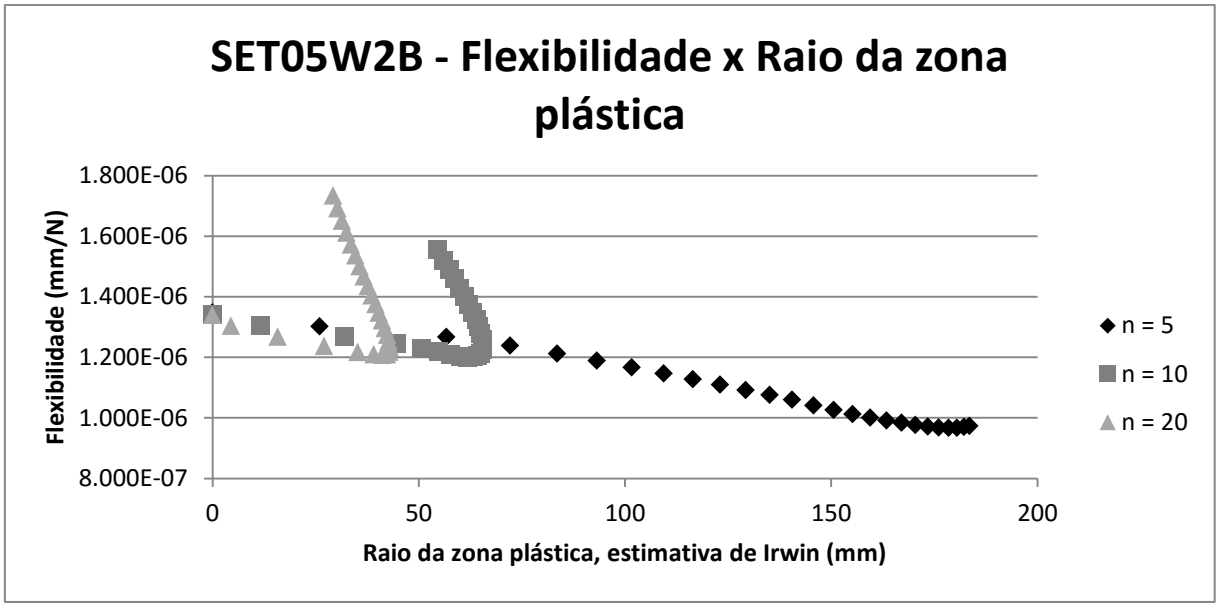
Fonte: Autor

Figura 141 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET05W2B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

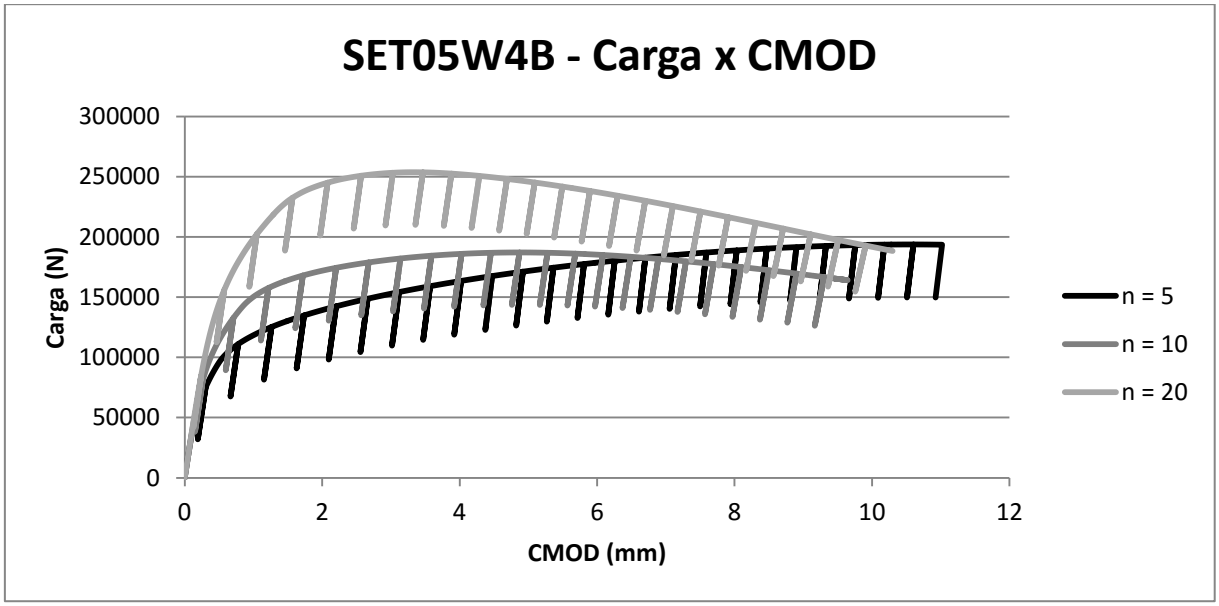
Figura 142 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET05W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

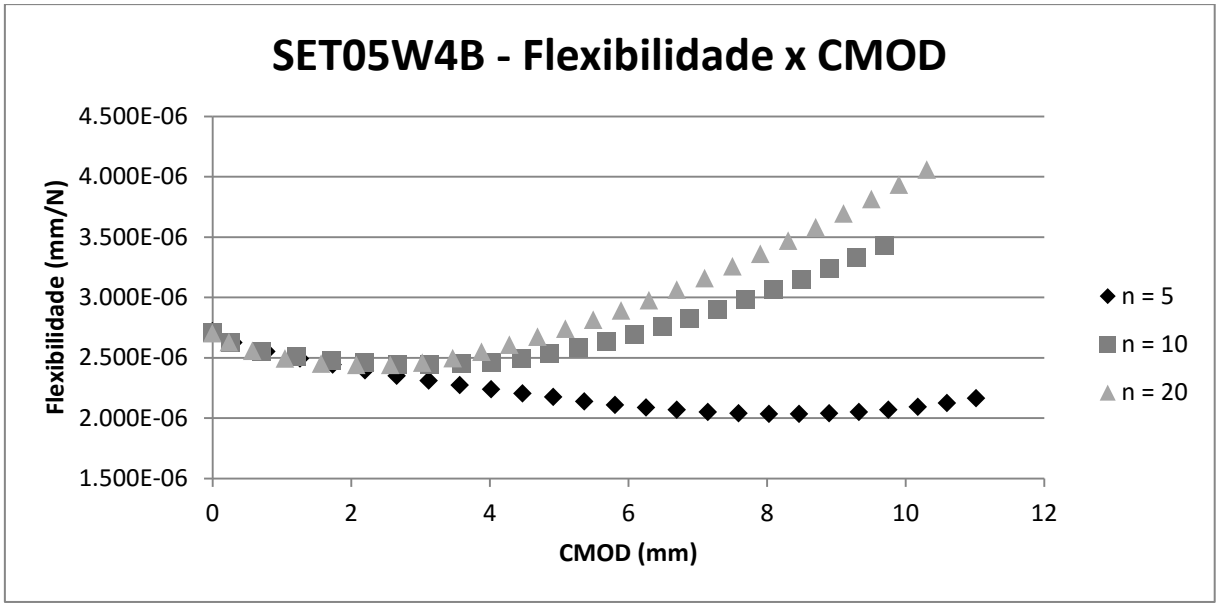
2.6 $SET05W4B$

Figura 143 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SET05W4B$



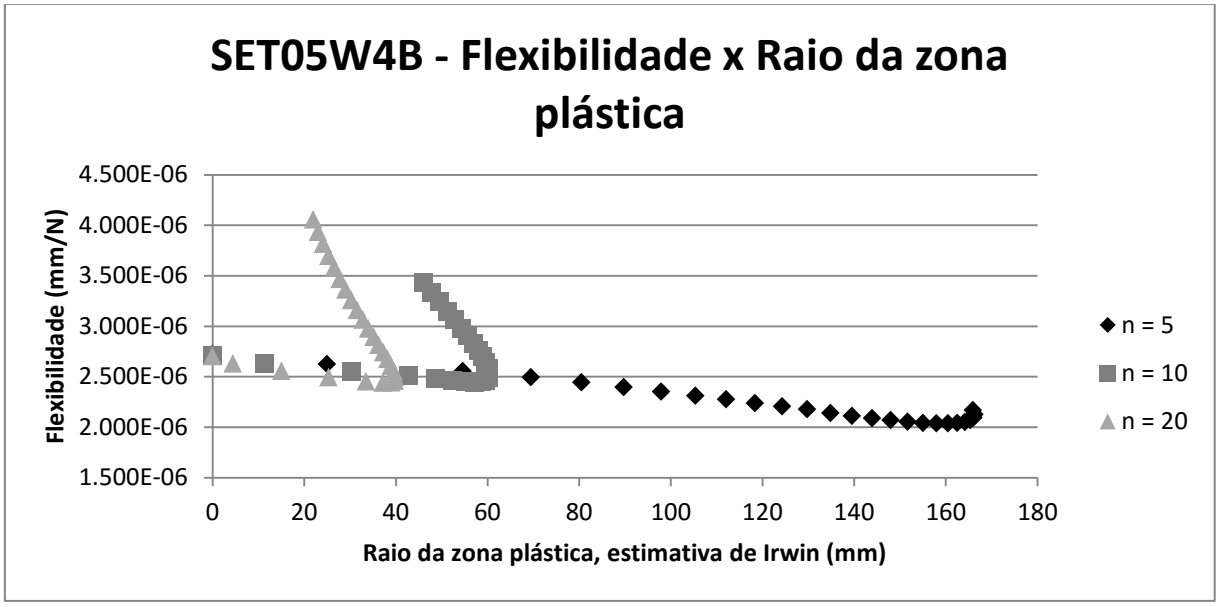
Fonte: Autor

Figura 144 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET05W4B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

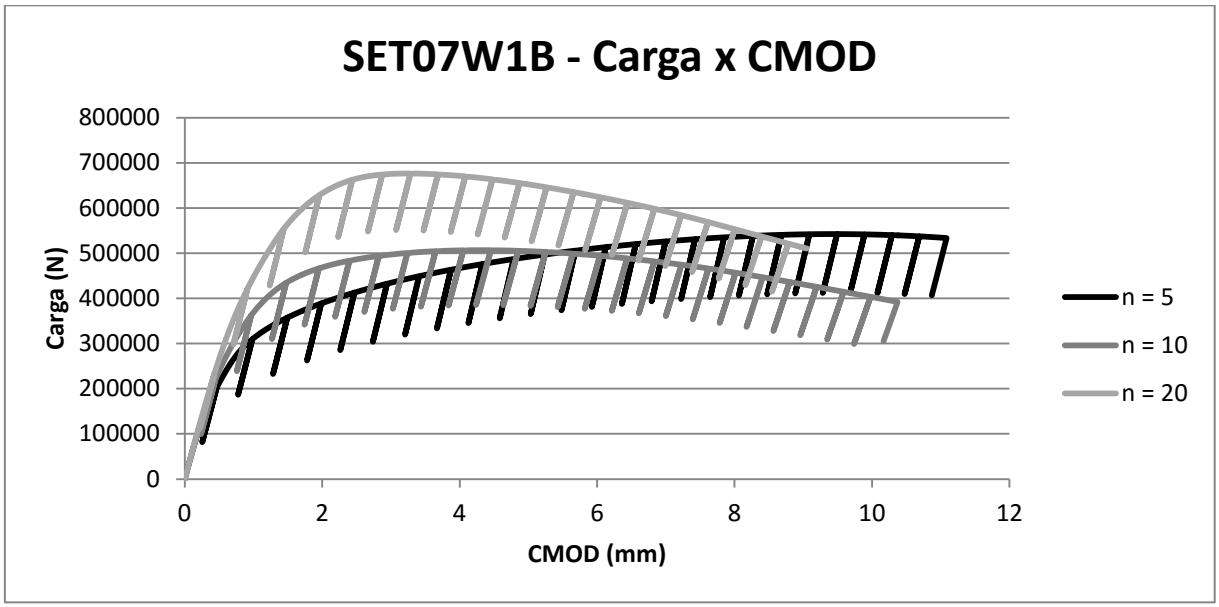
Figura 145 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET05W4B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

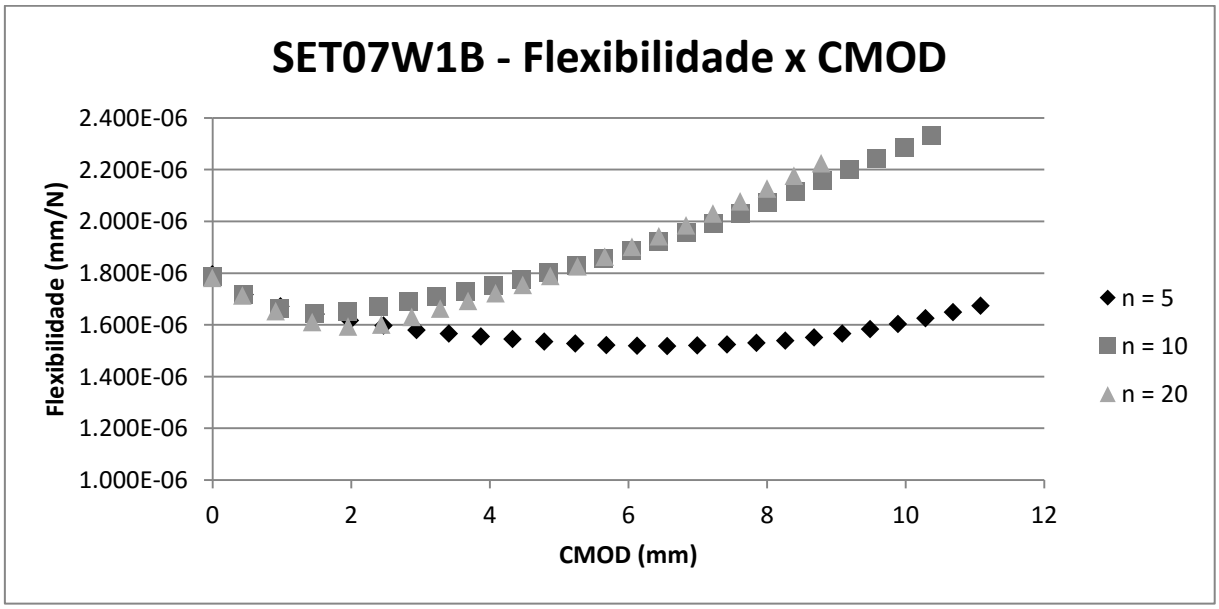
2.7 $SET07W1B$

Figura 146 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SET07W1B$



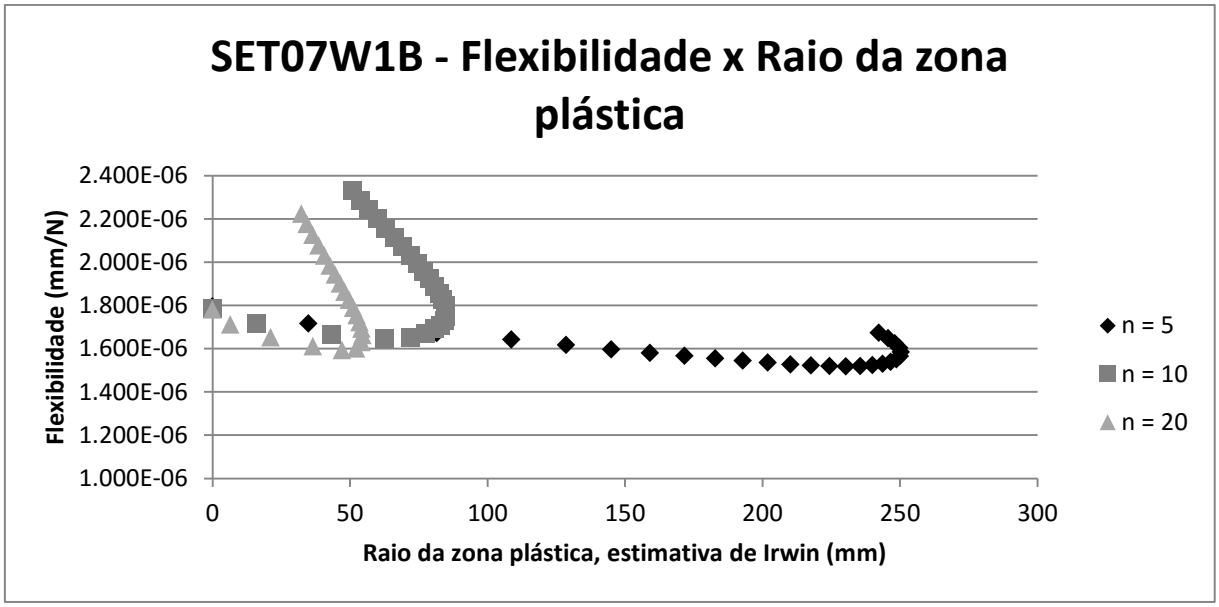
Fonte: Autor

Figura 147 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET07W1B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

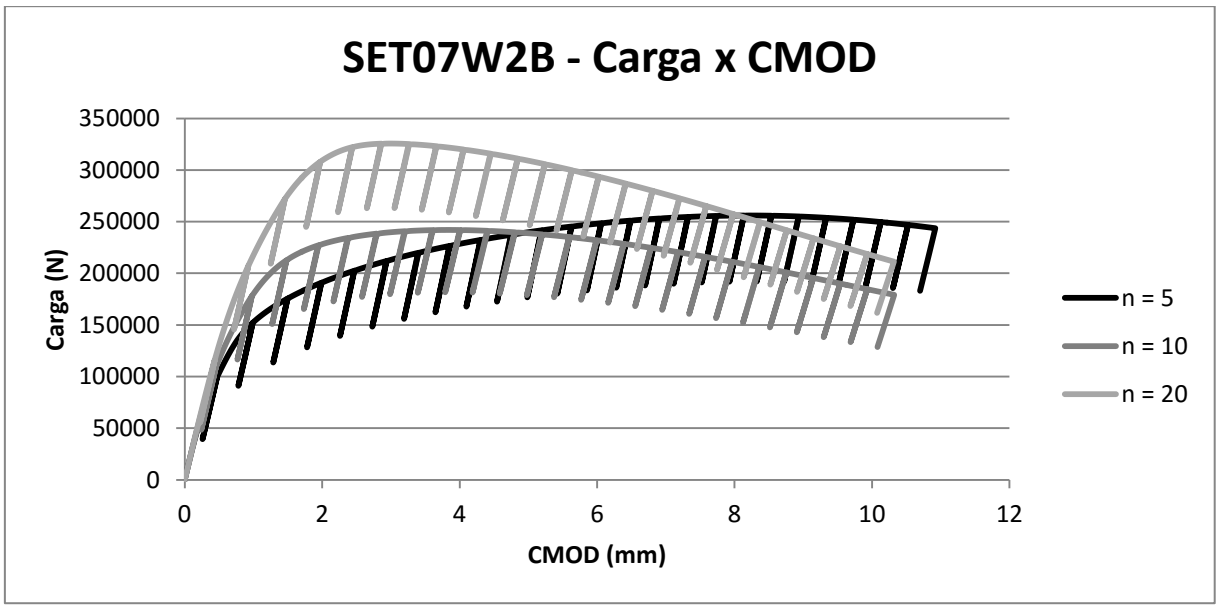
Figura 148 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET07W1B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

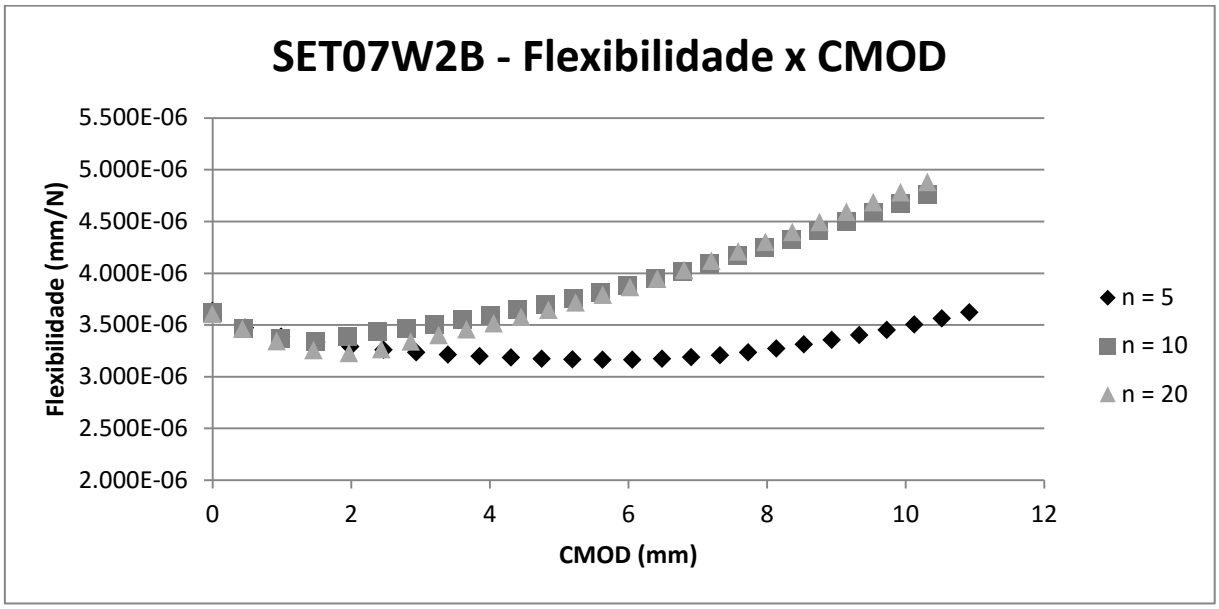
2.8 $SET07W2B$

Figura 149 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SET07W2B$



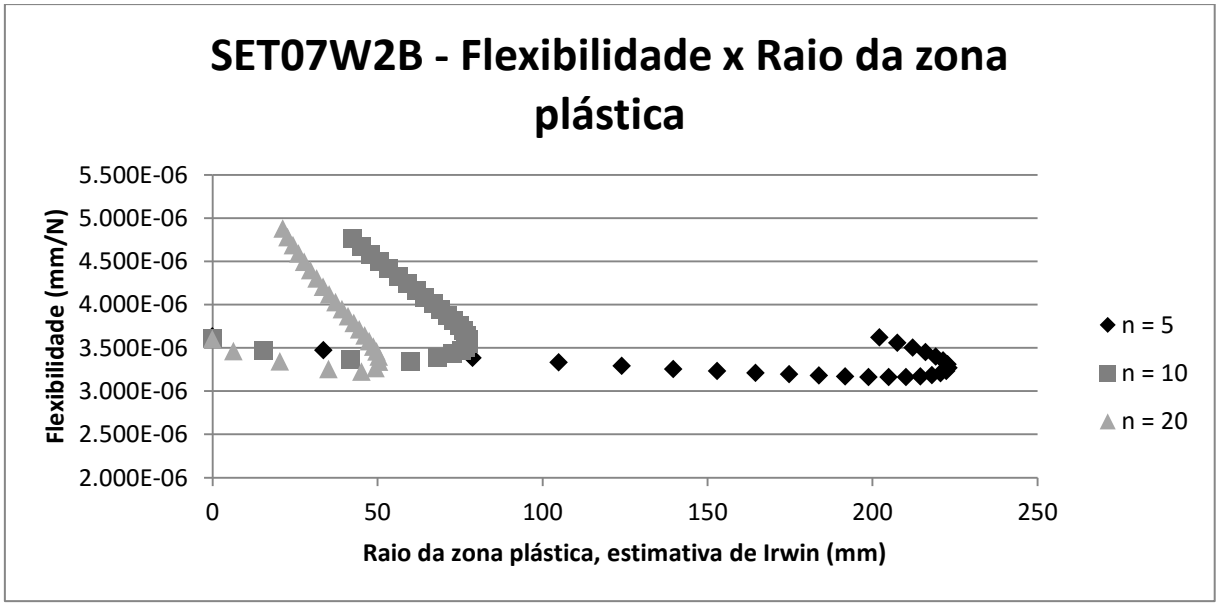
Fonte: Autor

Figura 150 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET07W2B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

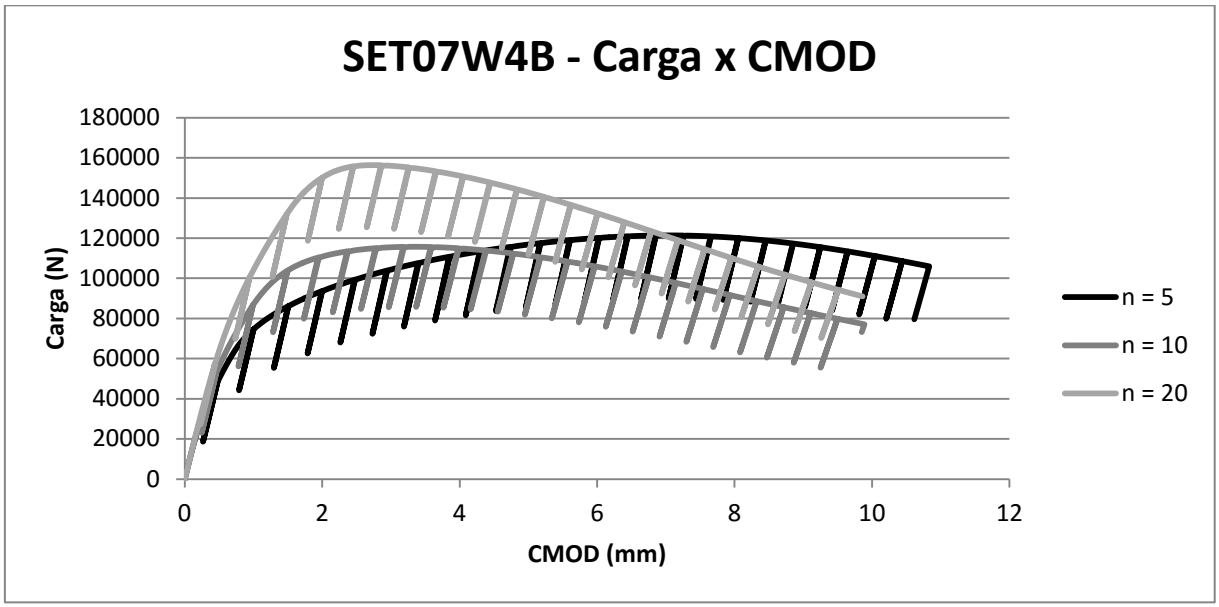
Figura 151 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET07W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

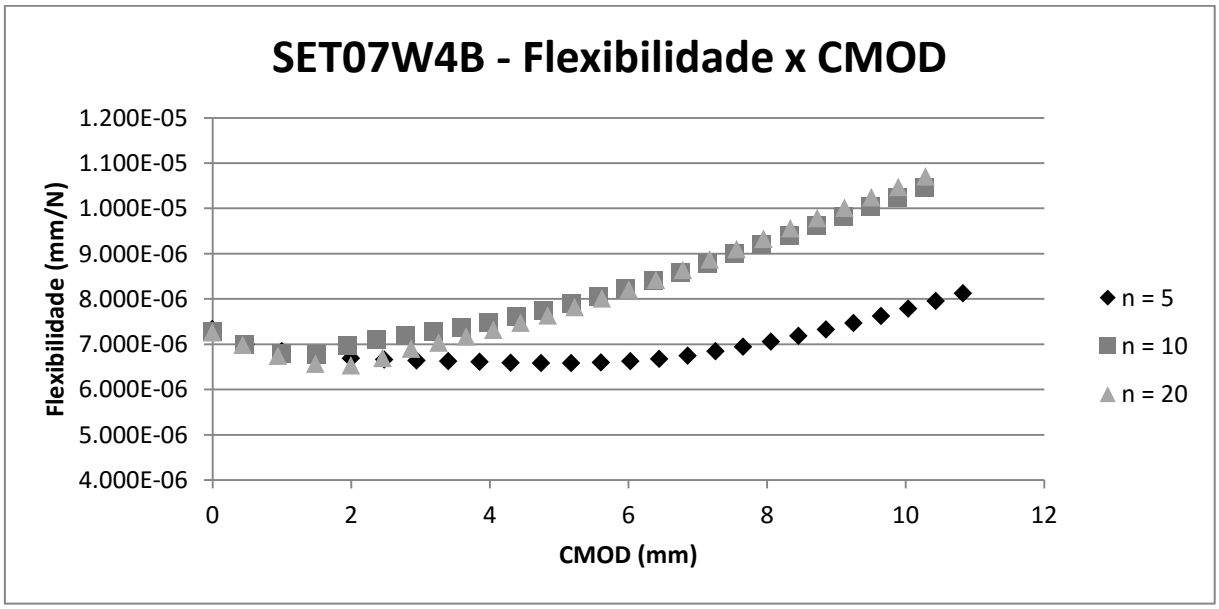
2.9 $SET07W4B$

Figura 152 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $SET07W4B$



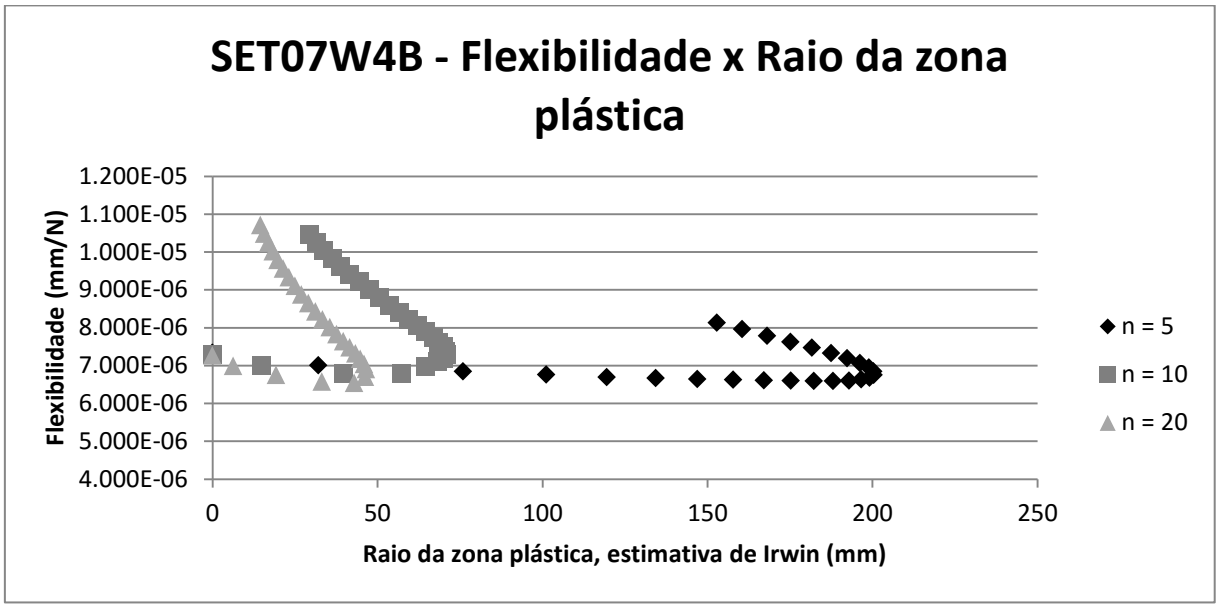
Fonte: Autor

Figura 153 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET07W4B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

Figura 154 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $SET07W4B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin

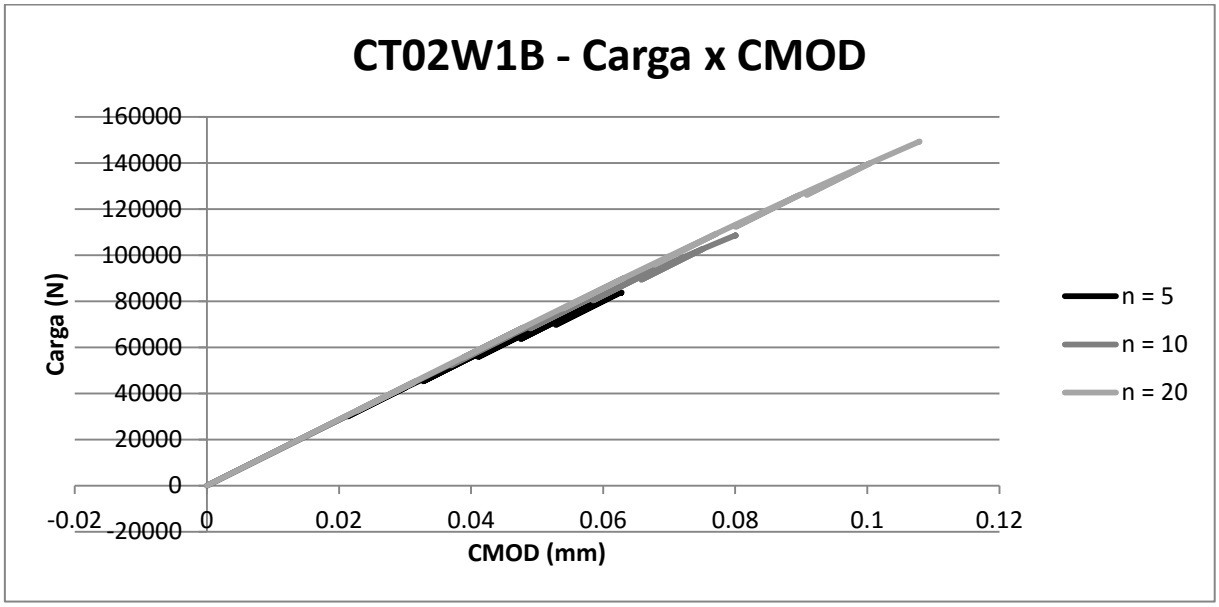


Fonte: Autor

3 GEOMETRIA $C(T)$

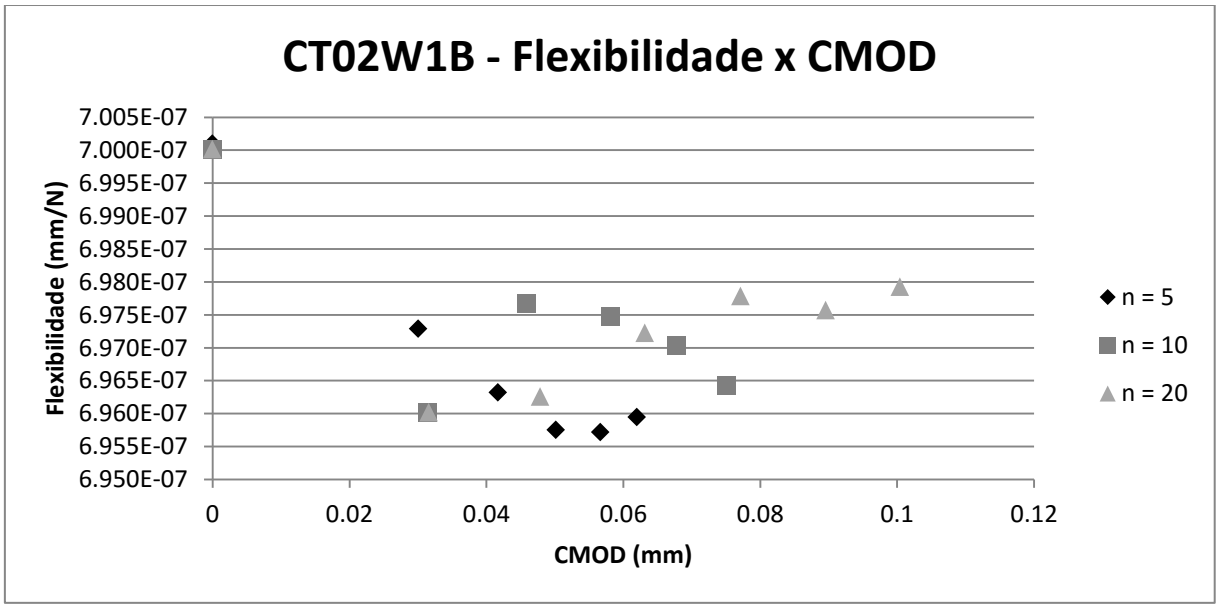
3.1 $CT02W1B$

Figura 155 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $CT02W1B$



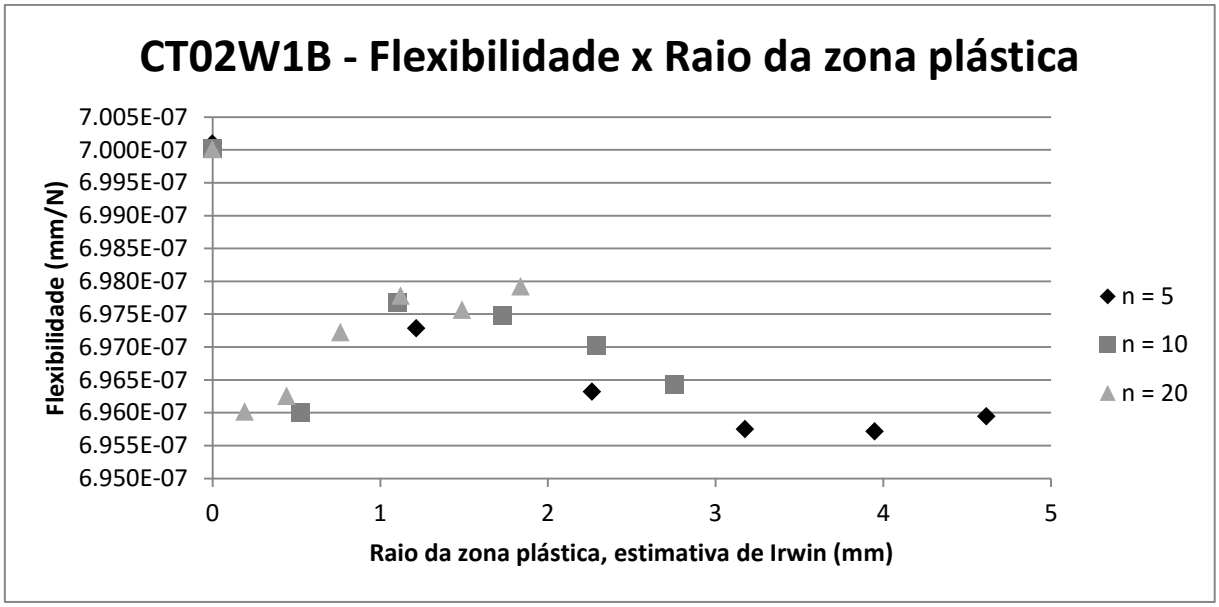
Fonte: Autor

Figura 156 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT02W1B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

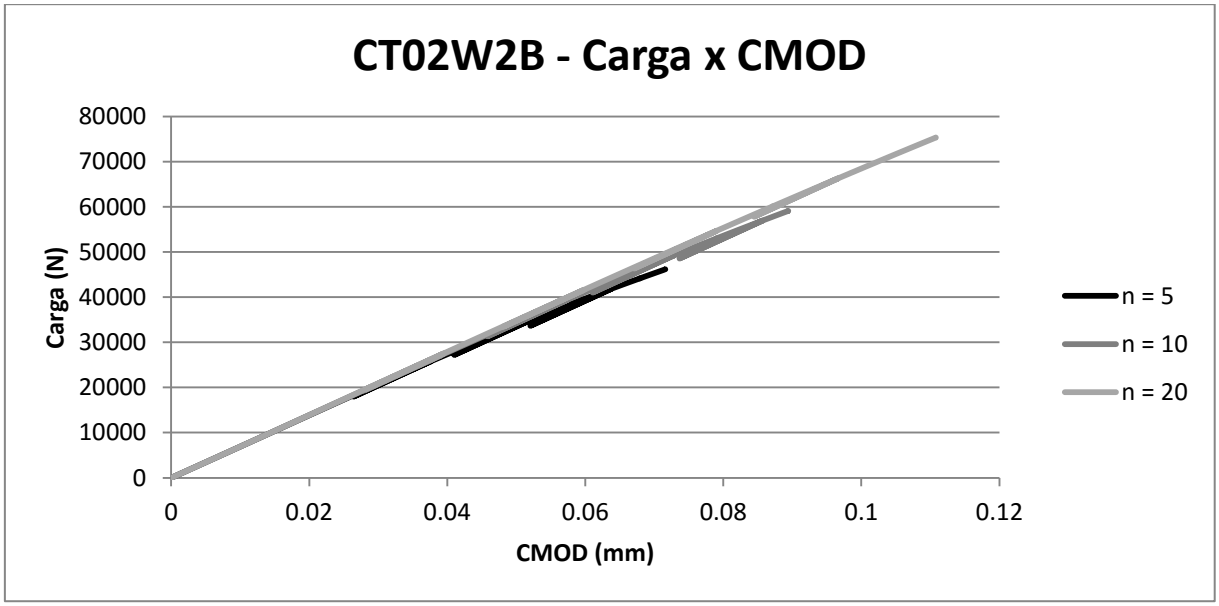
Figura 157 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT02W1B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

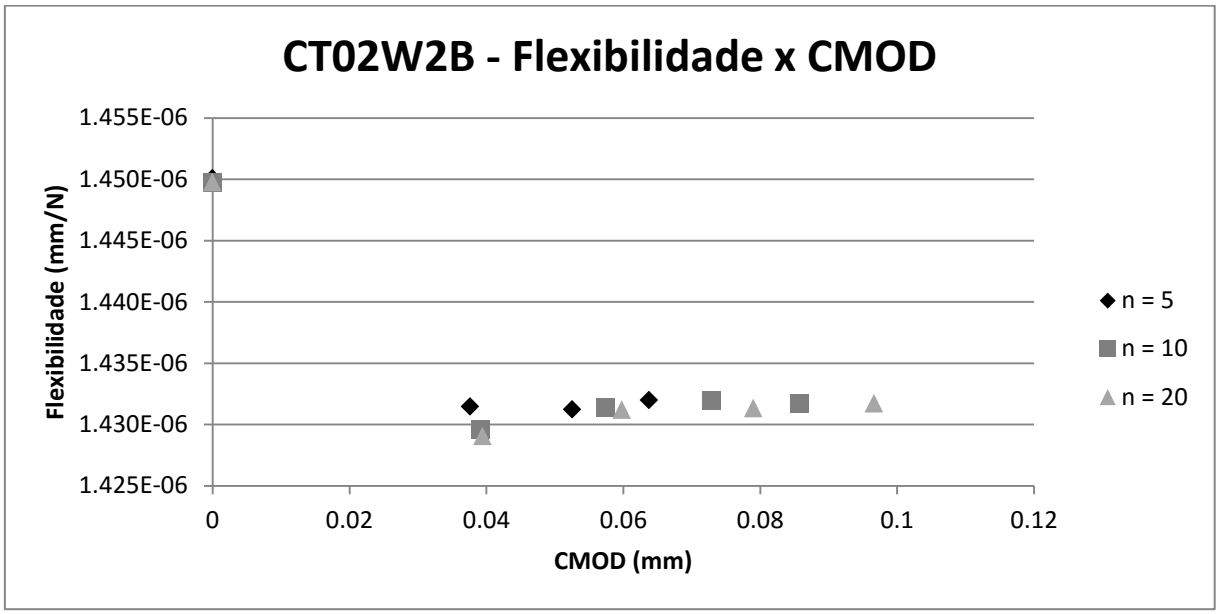
3.2 $CT02W2B$

Figura 158 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $CT02W2B$



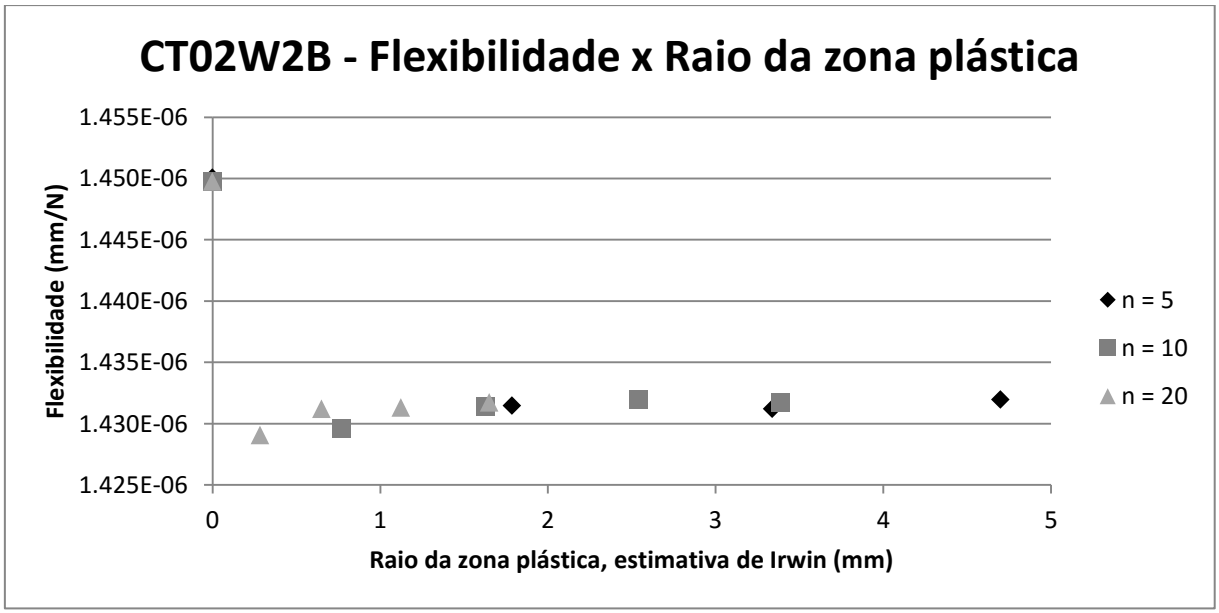
Fonte: Autor

Figura 159 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT02W2B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

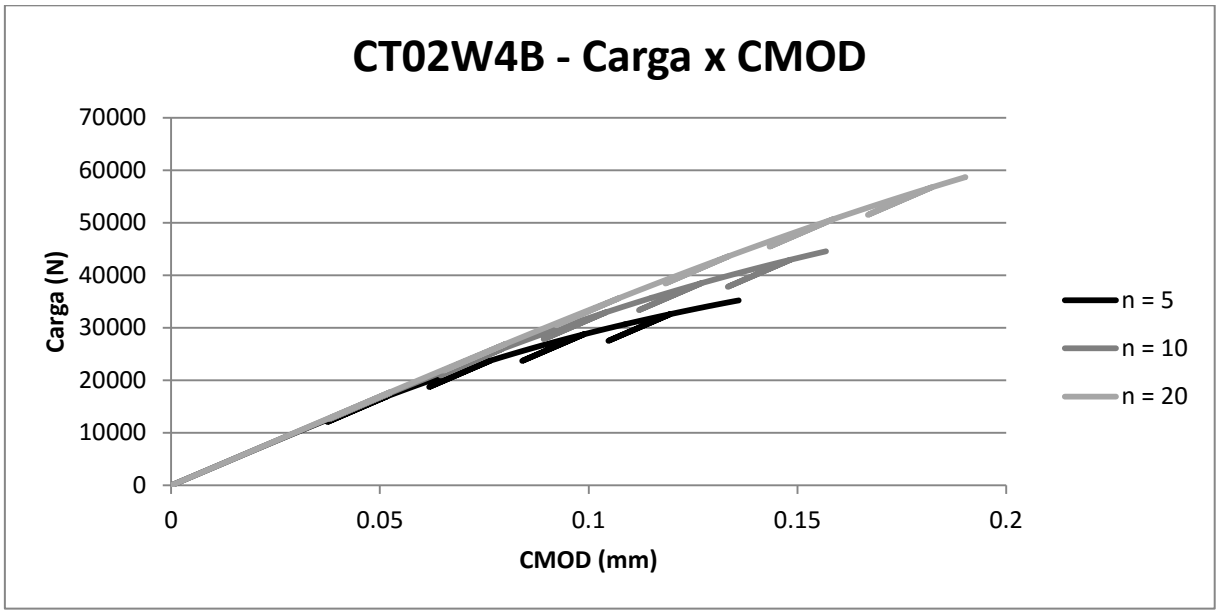
Figura 160 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT02W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

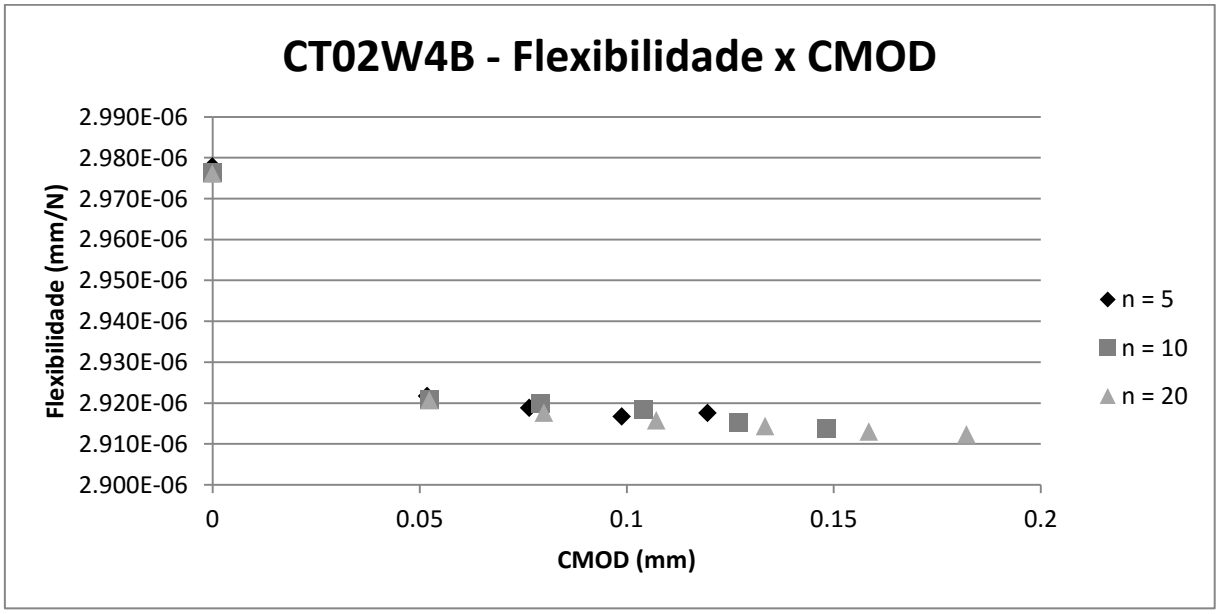
3.3 $CT02W4B$

Figura 161 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $CT02W4B$



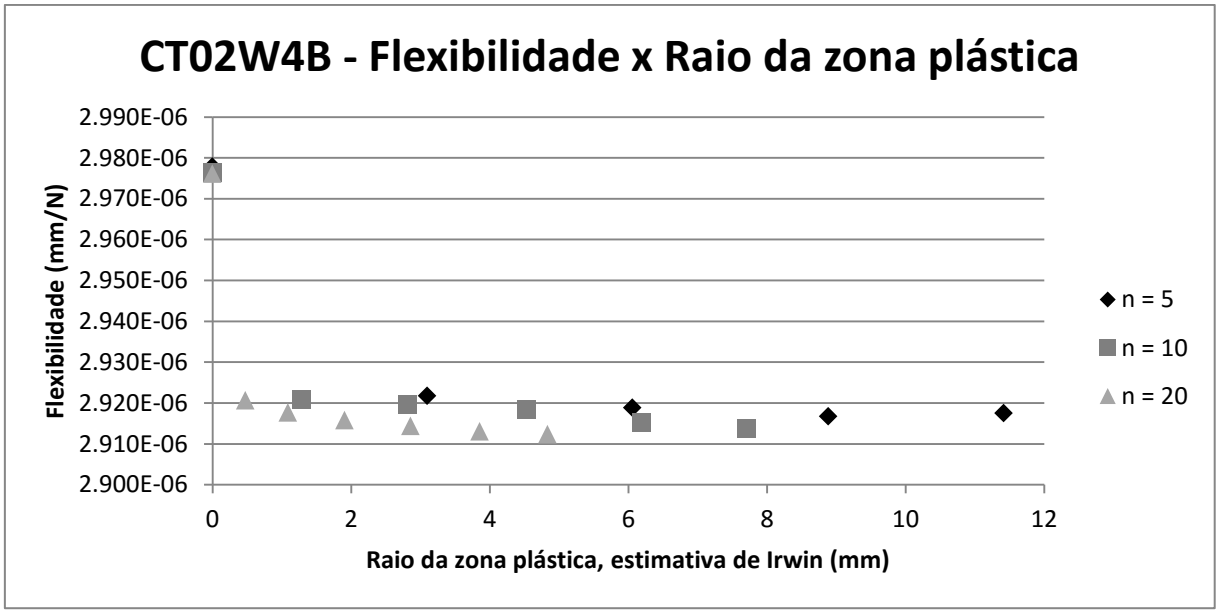
Fonte: Autor

Figura 162 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT02W4B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

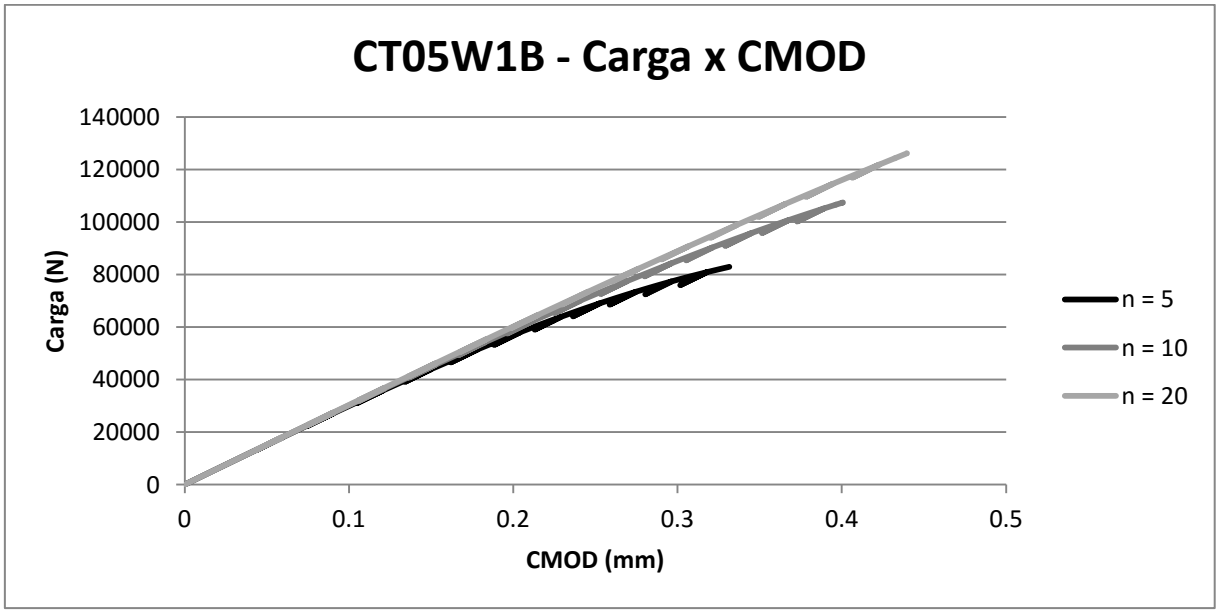
Figura 163 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT02W4B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

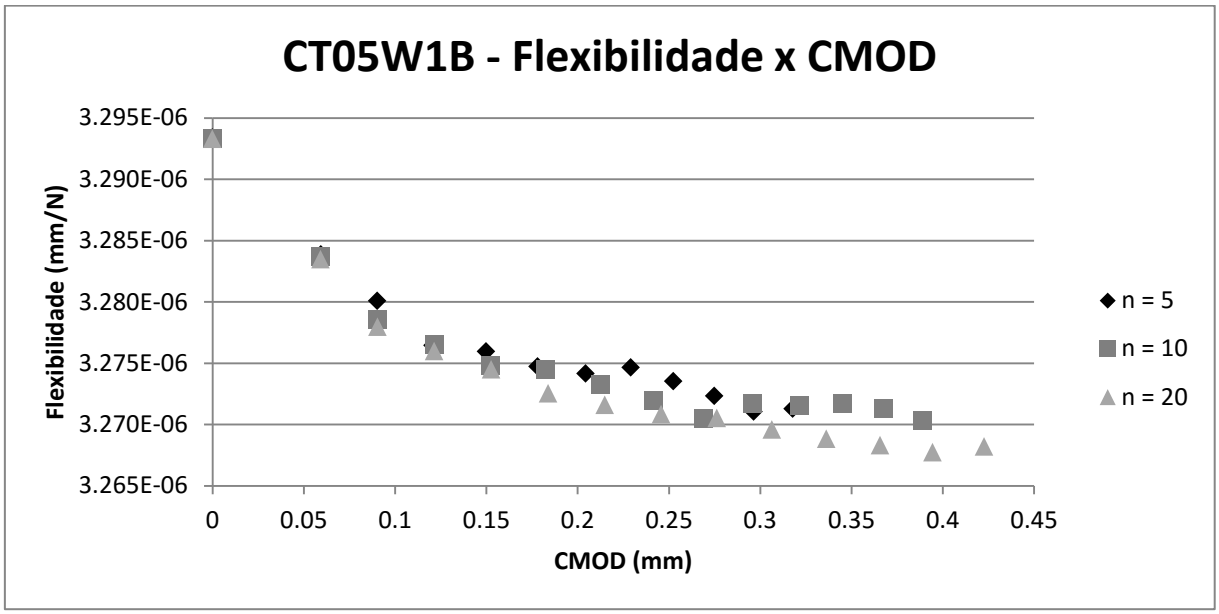
3.4 $CT05W1B$

Figura 164 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $CT05W1B$



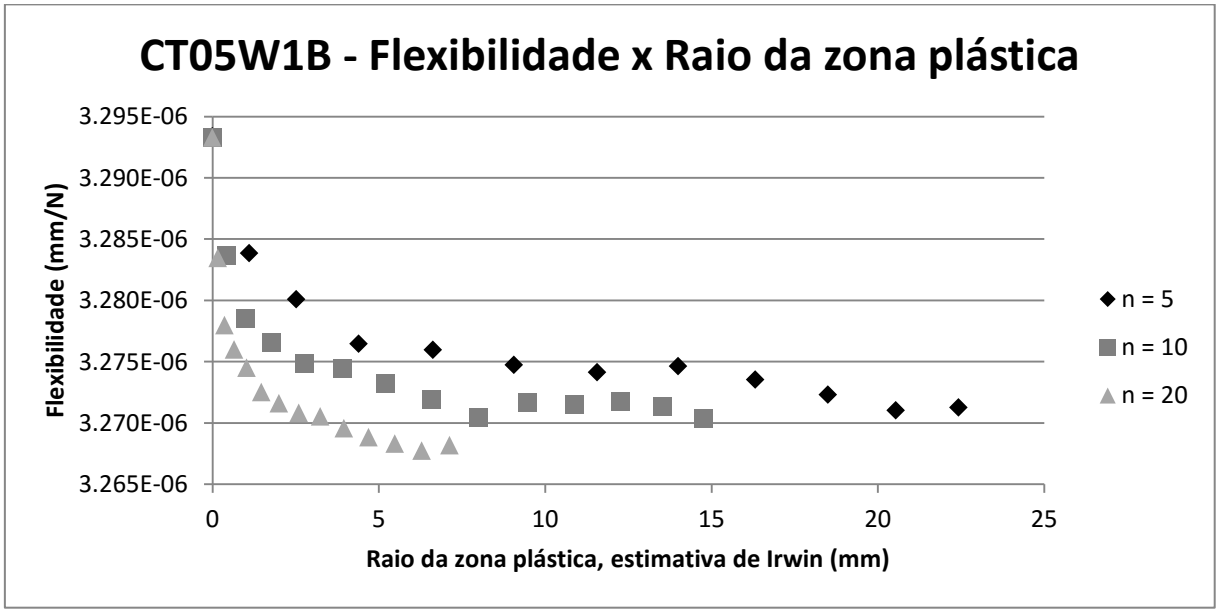
Fonte: Autor

Figura 165 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT05W1B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

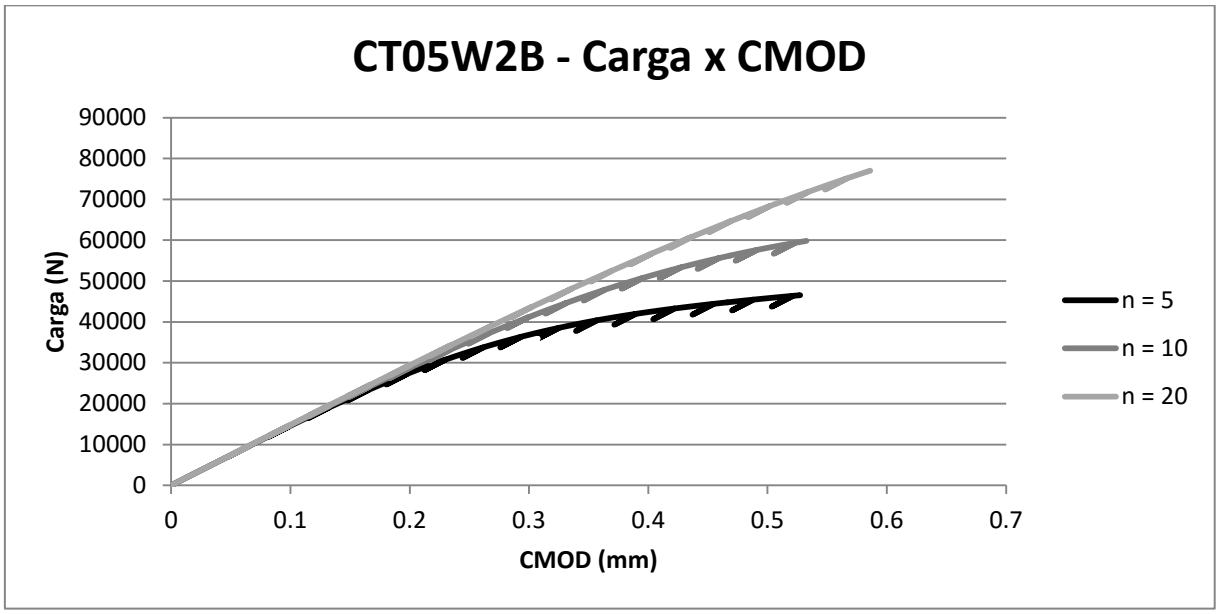
Figura 166 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT05W1B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

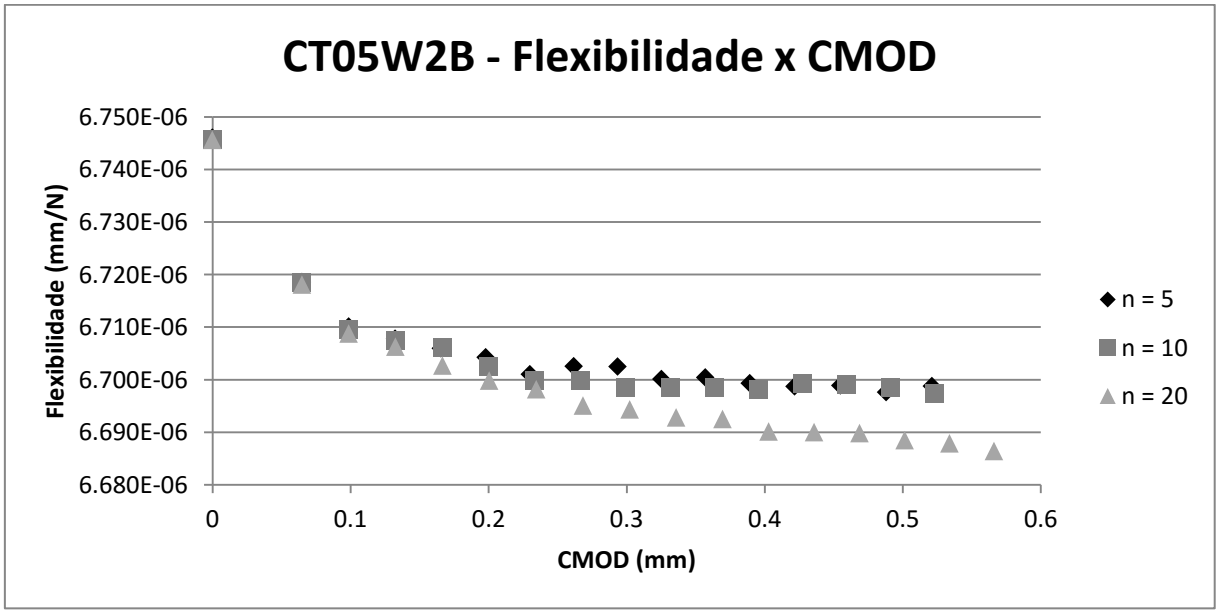
3.5 $CT05W2B$

Figura 167 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $CT05W2B$



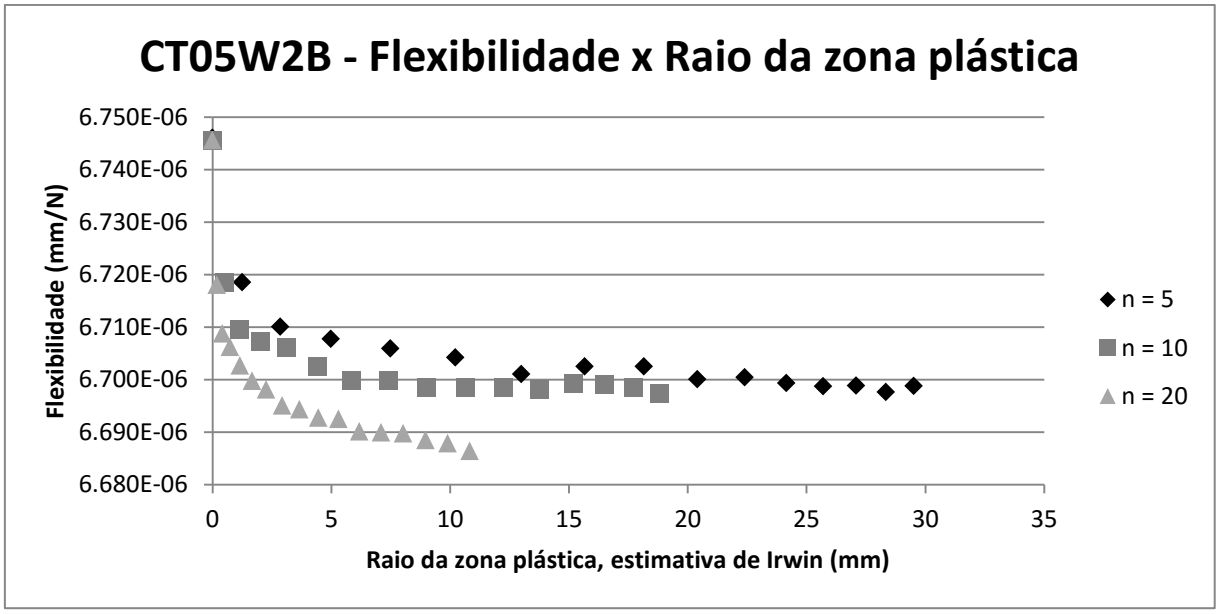
Fonte: Autor

Figura 168 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT05W2B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

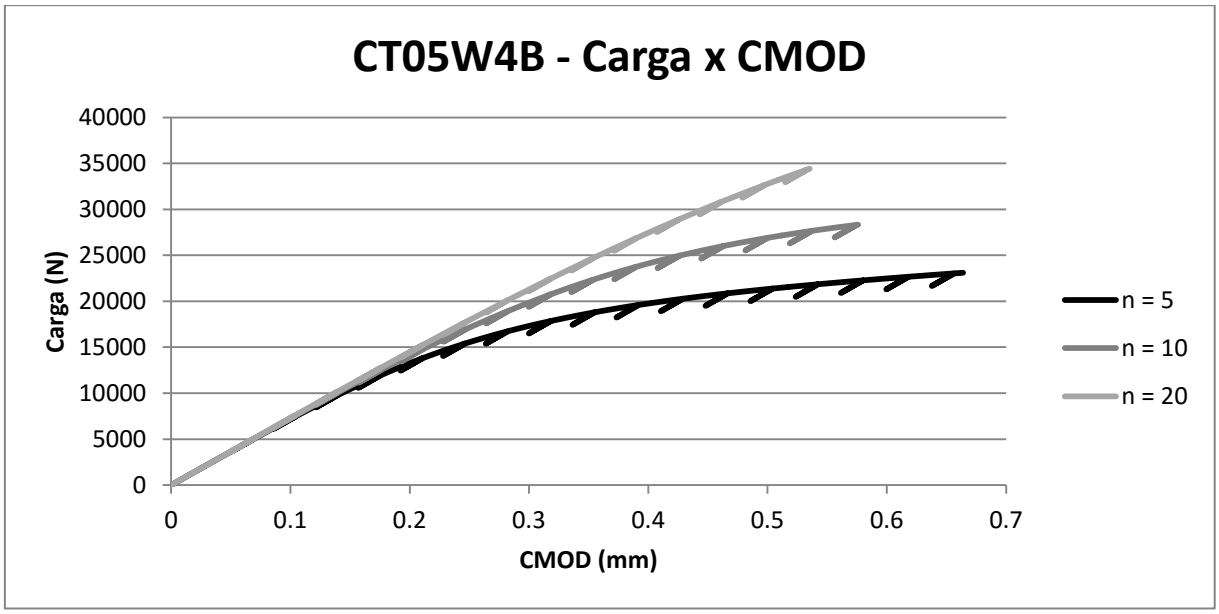
Figura 169 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT05W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

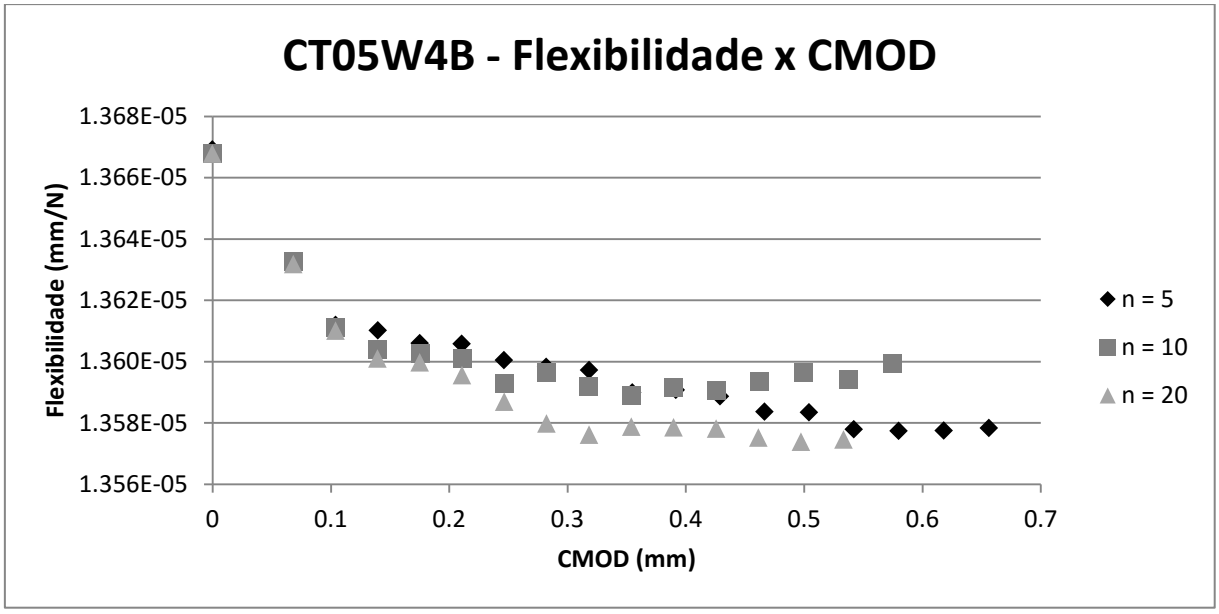
3.6 $CT05W4B$

Figura 170 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $CT05W4B$



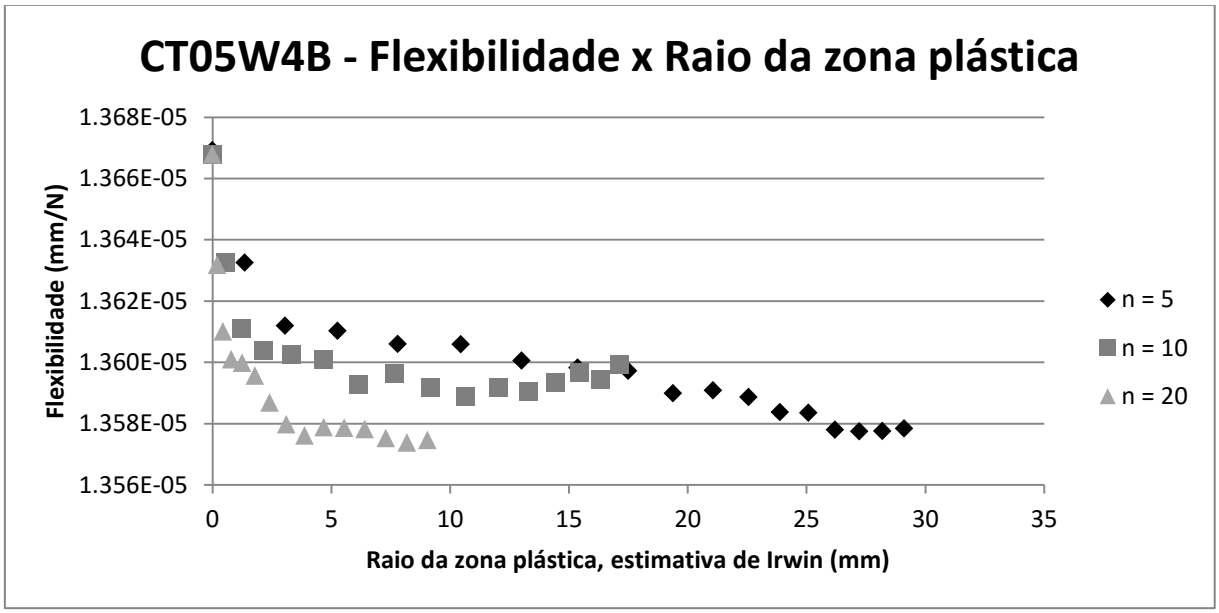
Fonte: Autor

Figura 171 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT05W4B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

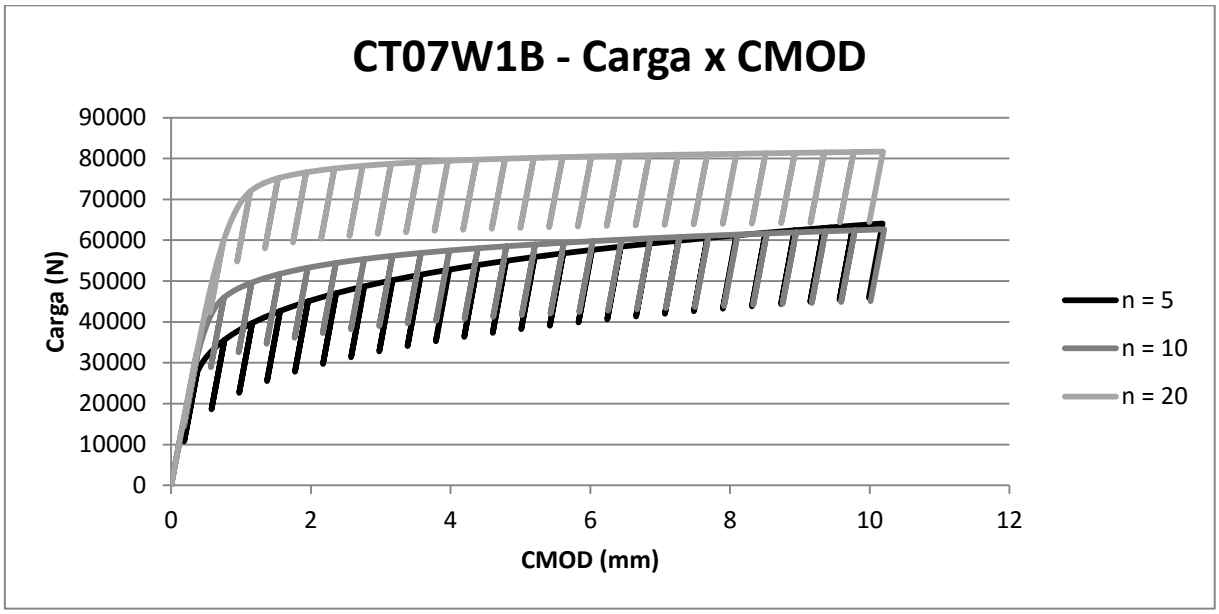
Figura 172 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT05W4B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

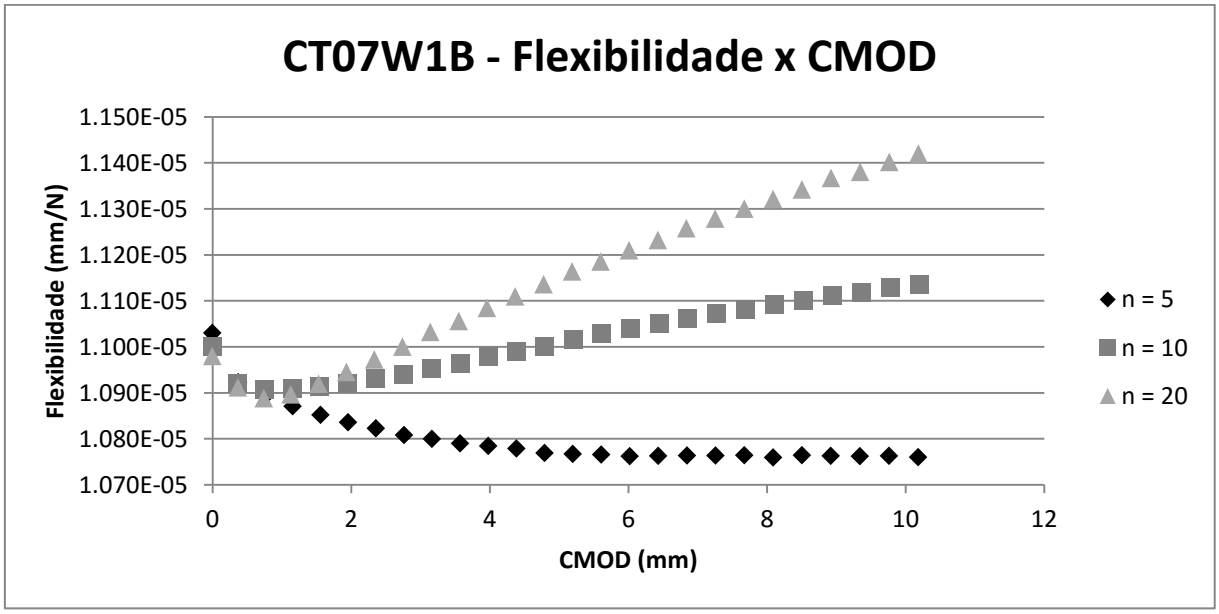
3.7 $CT07W1B$

Figura 173 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $CT07W1B$



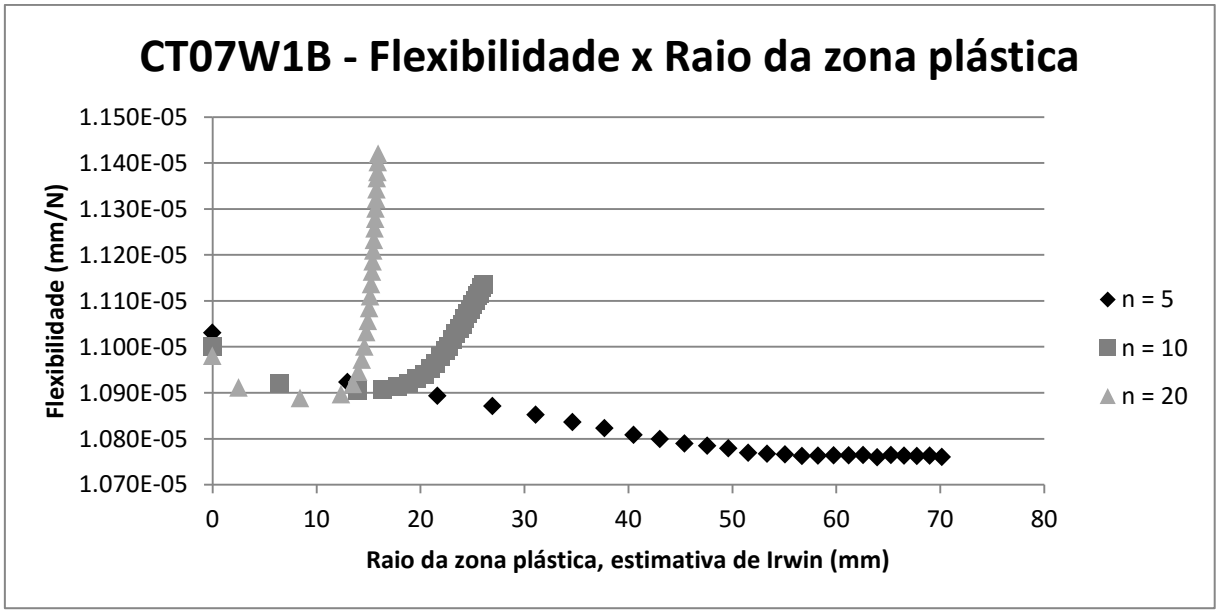
Fonte: Autor

Figura 174 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT07W1B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

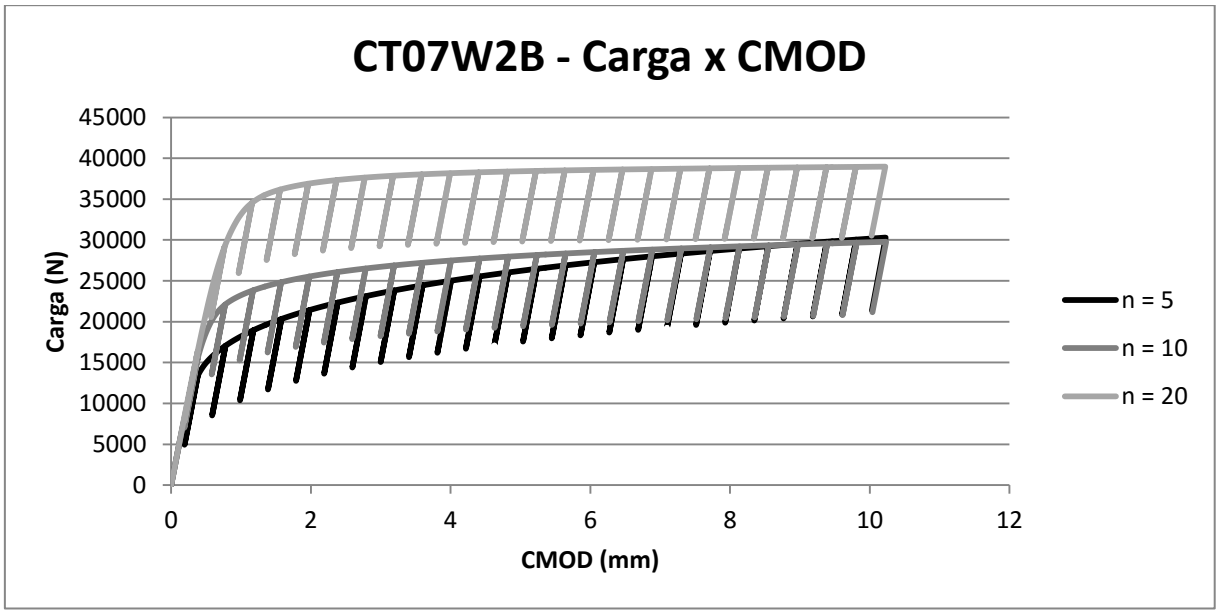
Figura 175 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT07W1B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

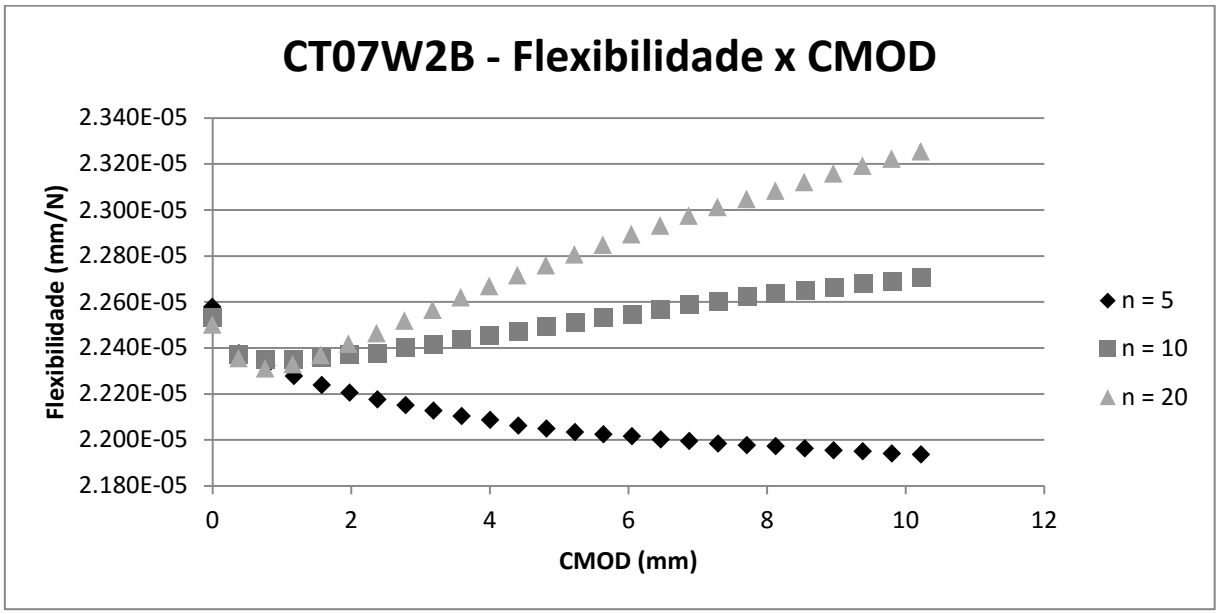
3.8 $CT07W2B$

Figura 176 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $CT07W2B$



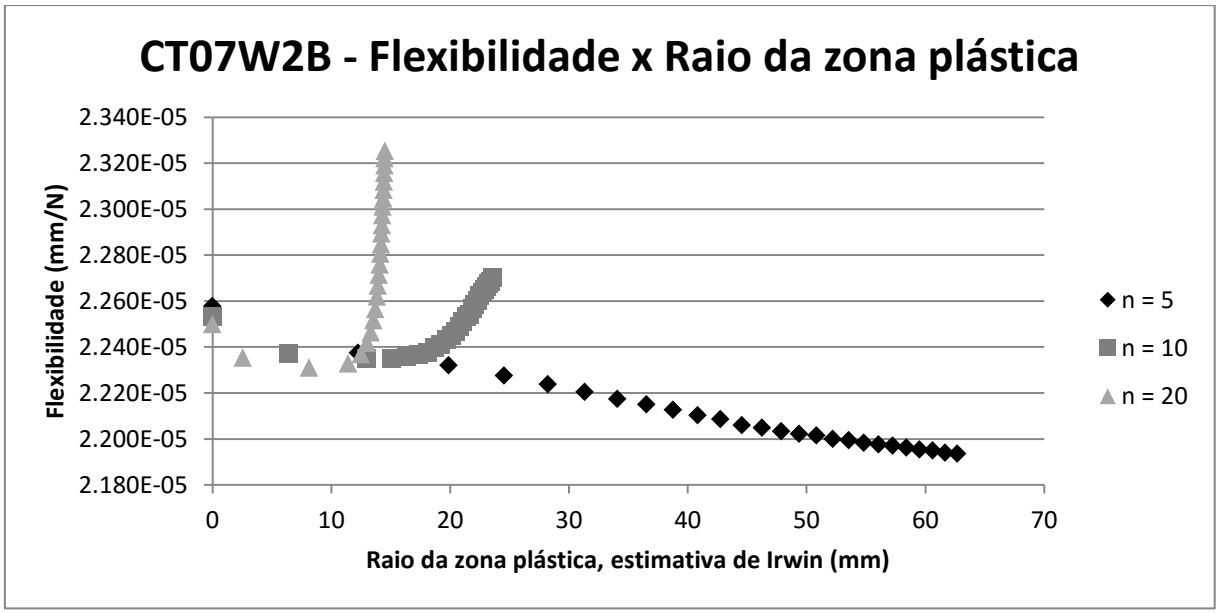
Fonte: Autor

Figura 177 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT07W2B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

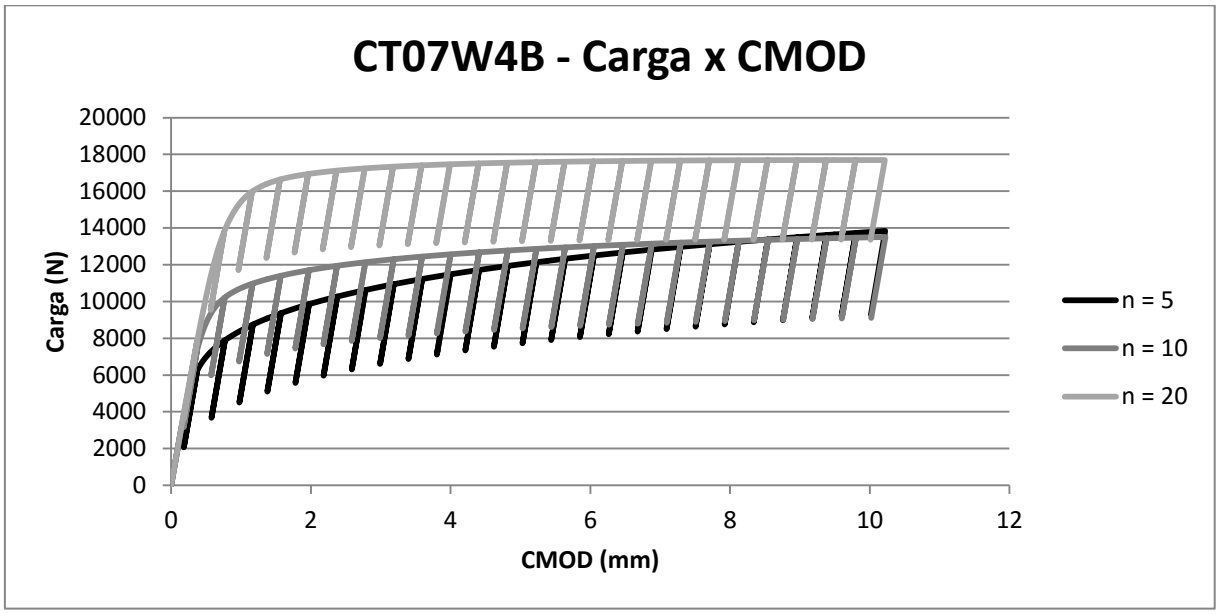
Figura 178 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT07W2B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



Fonte: Autor

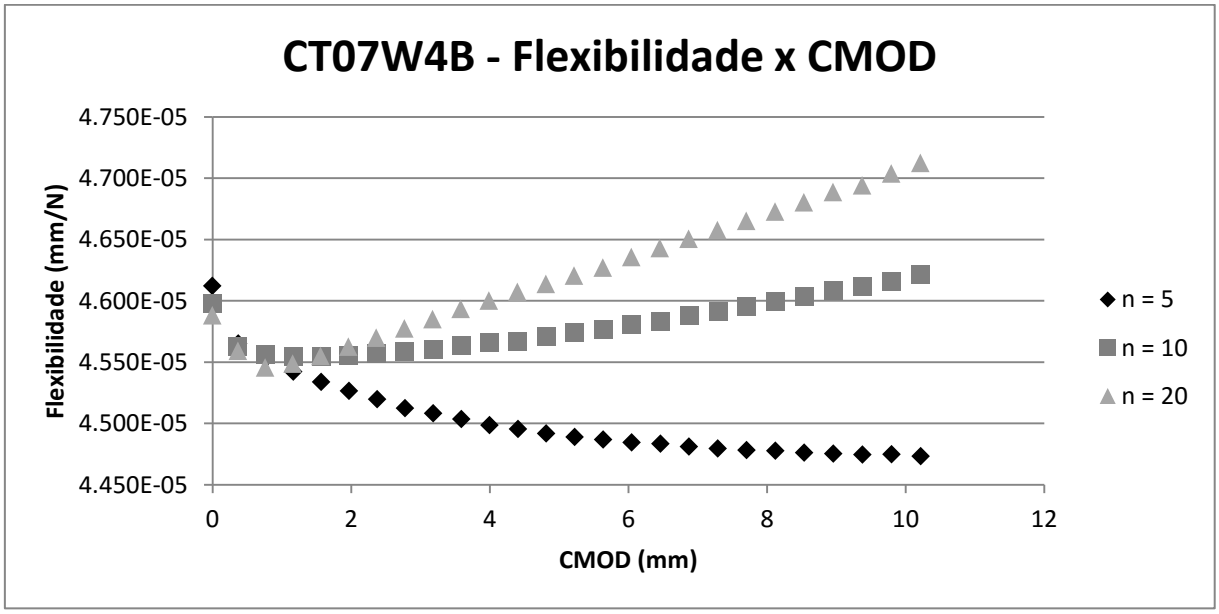
3.9 $CT07W4B$

Figura 179 - Esquema de carregamento imposto nos modelos $CT07W4B$



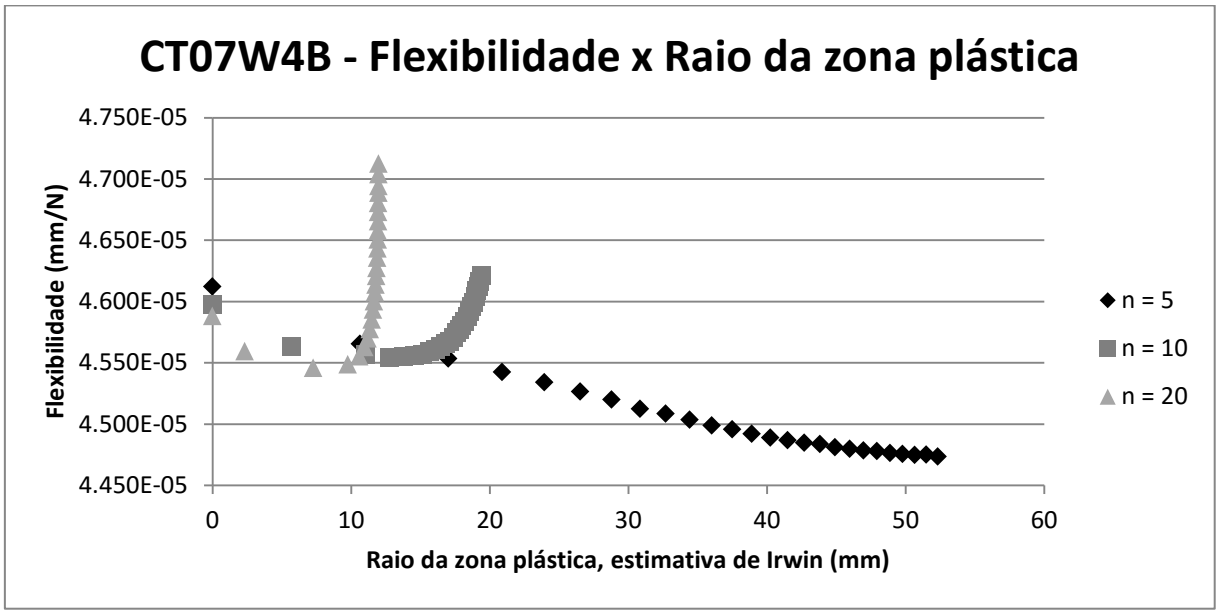
Fonte: Autor

Figura 180 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT07W4B$ com o aumento do $CMOD$



Fonte: Autor

Figura 181 - Comportamento da flexibilidade elástica em modelos $CT07W4B$ com a estimativa do raio da zona plástica pela técnica de Irwin



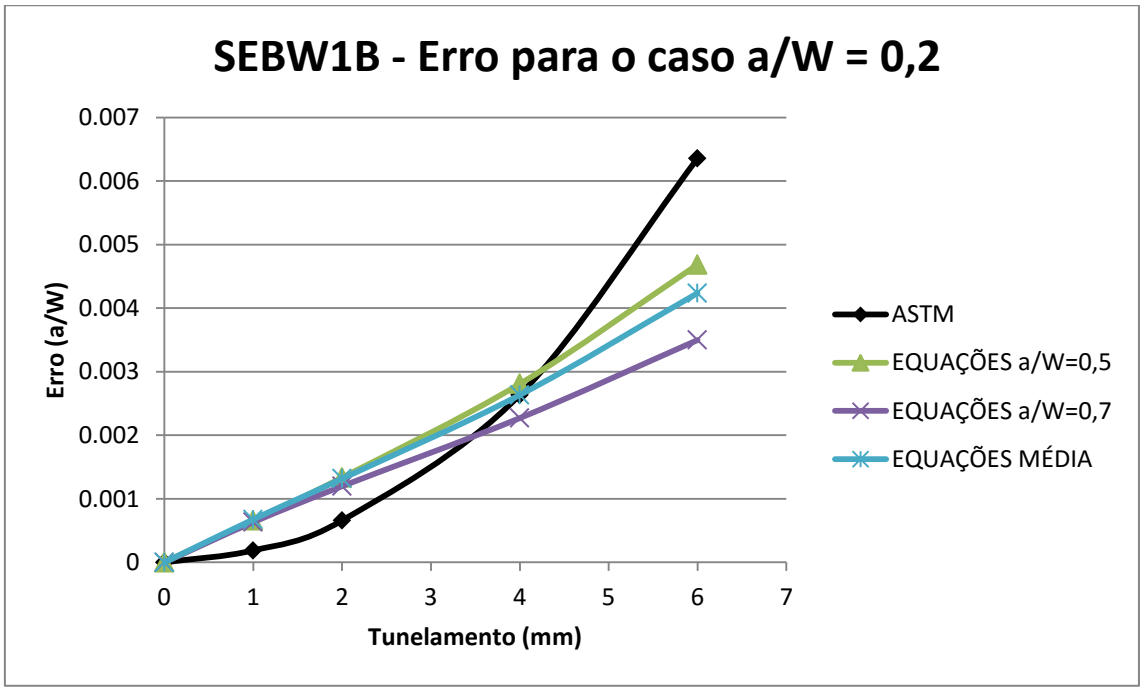
Fonte: Autor

APÊNDICE 3 - ERRO EM FUNÇÃO DO TUNELAMENTO PARA ELABORAÇÃO DA PROPOSTA DE TRINCA RETILÍNEA EQUIVALENTE PARA SEB W1B E W4B

1 W1B

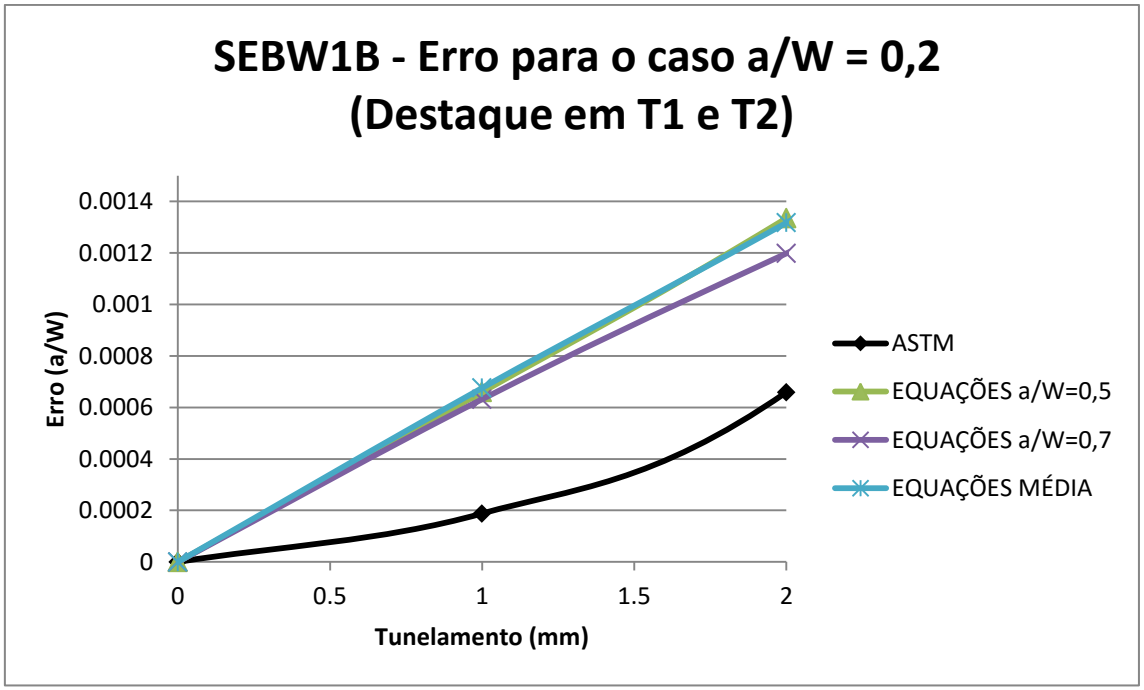
Peculiaridade: devido a severas diferenças entre as equações, foram desconsideradas as equações de $a/W = 0{,}2$ para este caso.

Figura 182 - $W1B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}2$



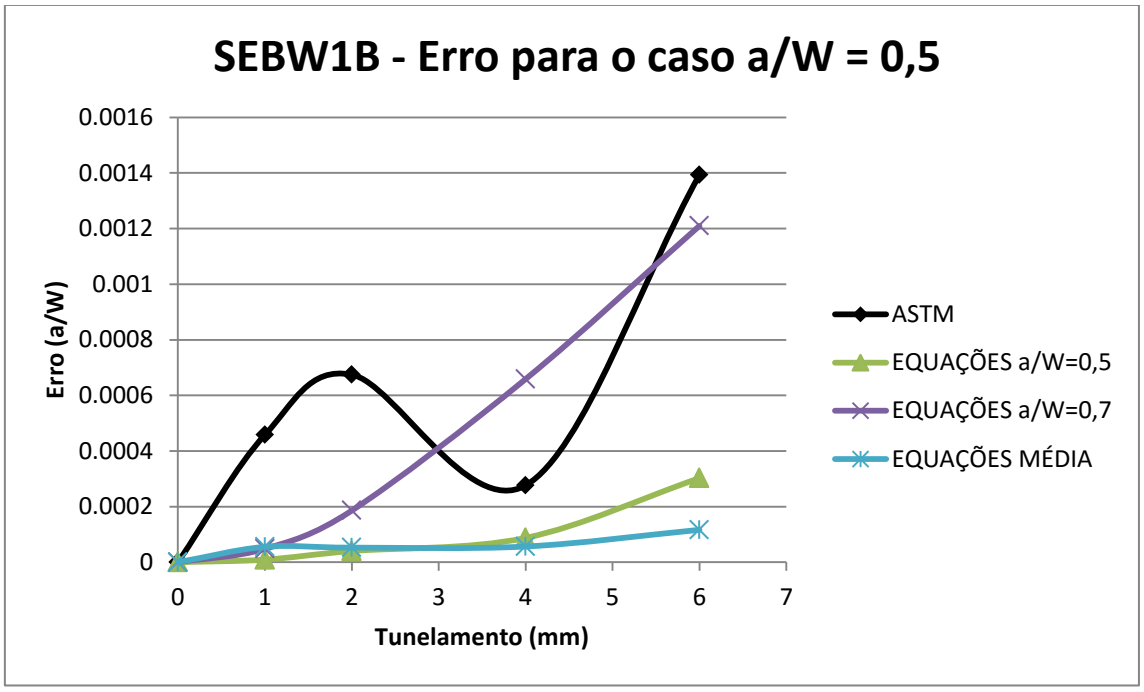
Fonte: Autor

Figura 183 - $W1B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}2$, com destaque em T1 e T2



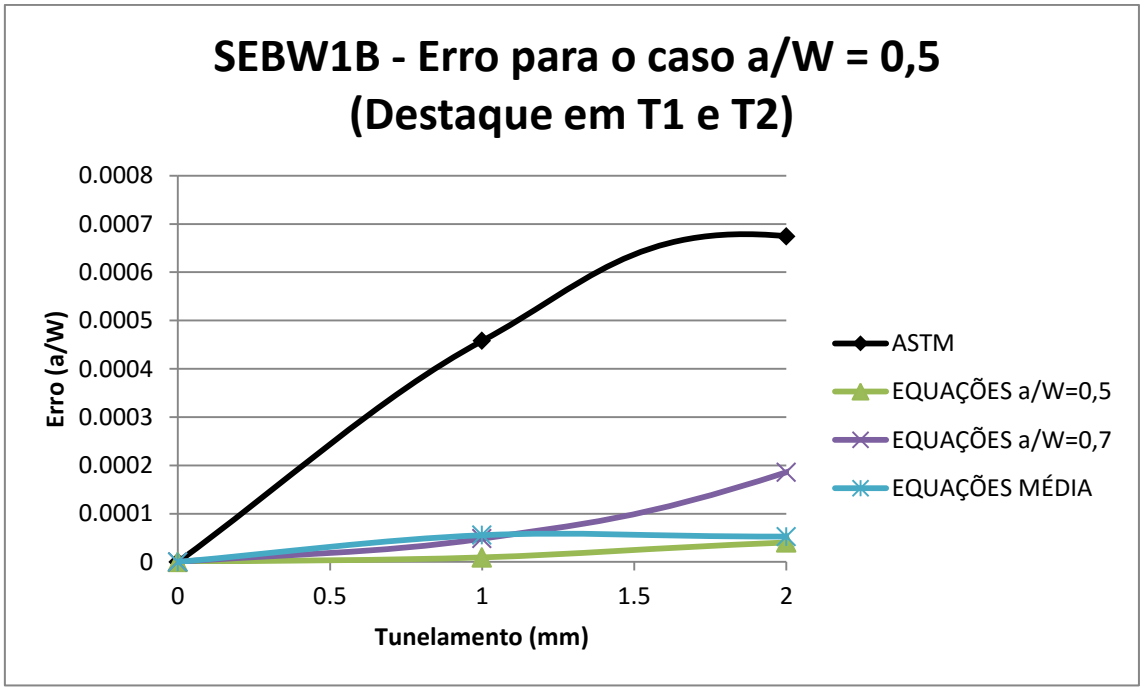
Fonte: Autor

Figura 184 - $W1B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}5$



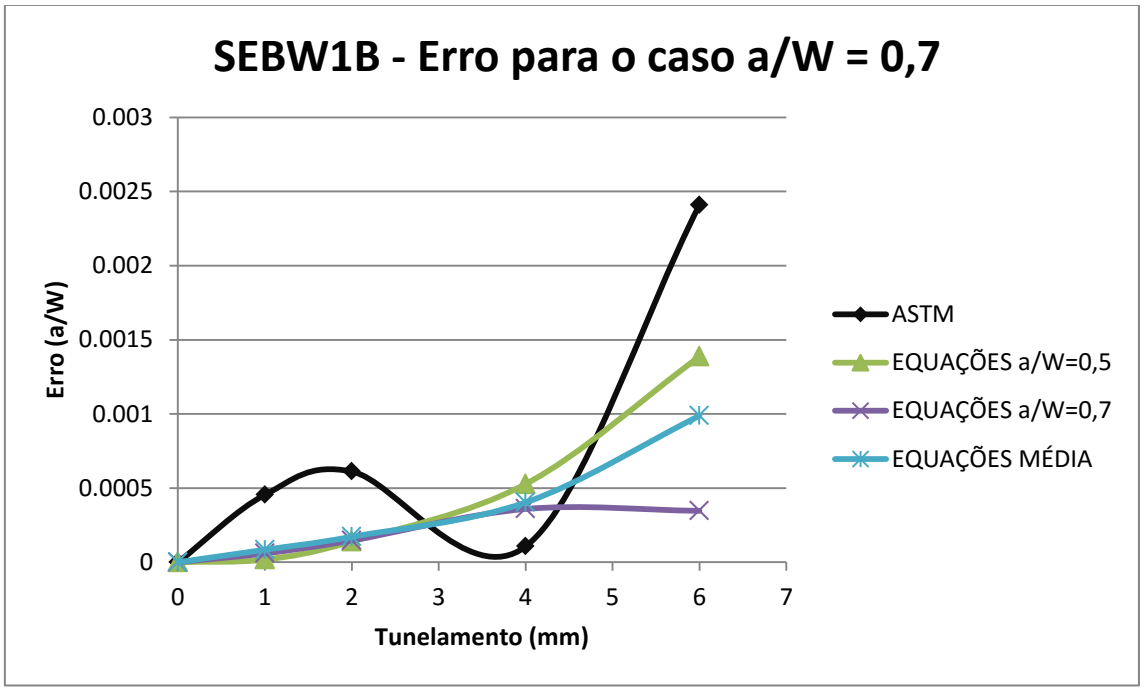
Fonte: Autor

Figura 185 - $W1B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}5$, com destaque em T1 e T2



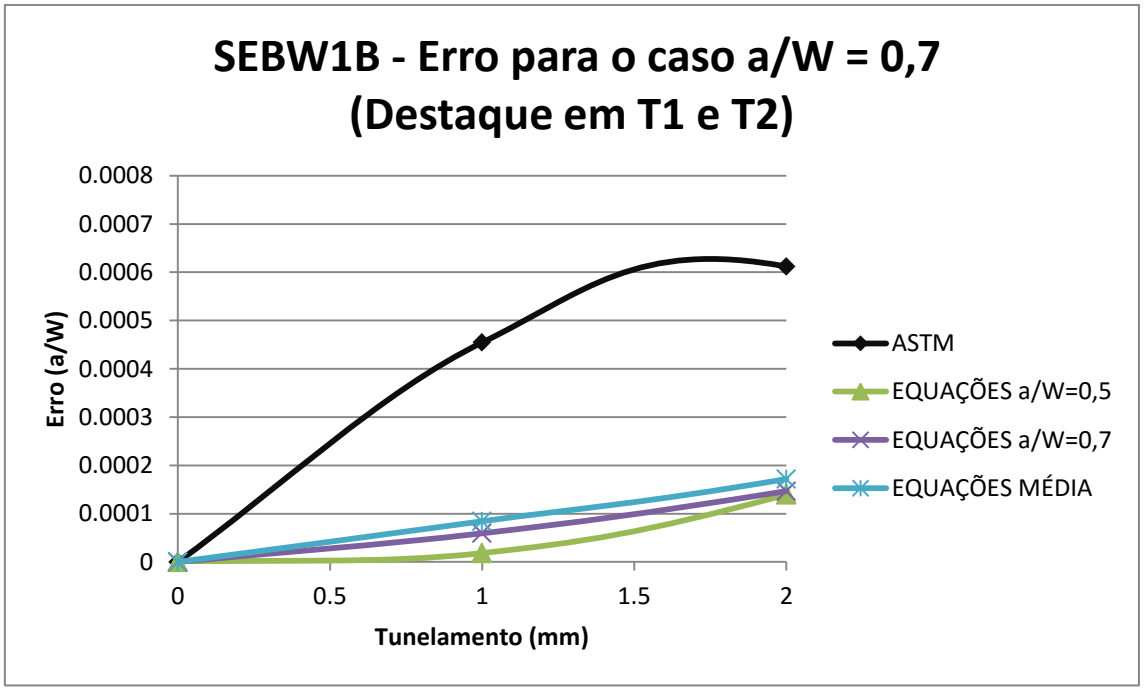
Fonte: Autor

Figura 186 - $W1B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}7$



Fonte: Autor

Figura 187 - $W1B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}7$, com destaque em T1 e T2

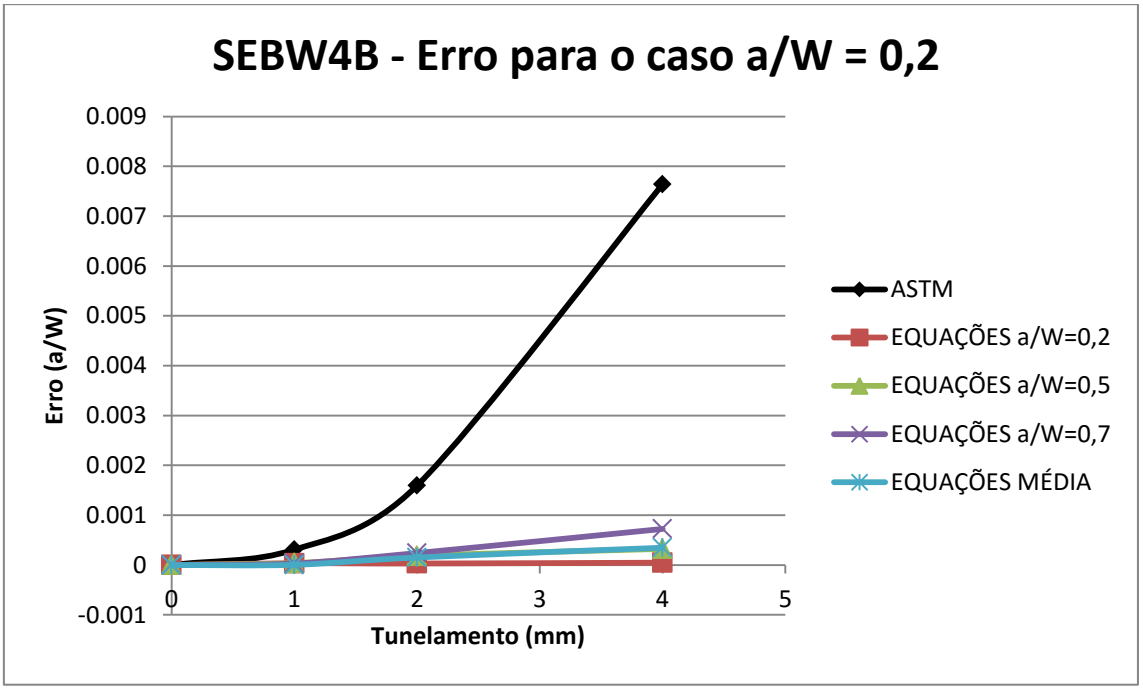


Fonte: Autor

2 W4B

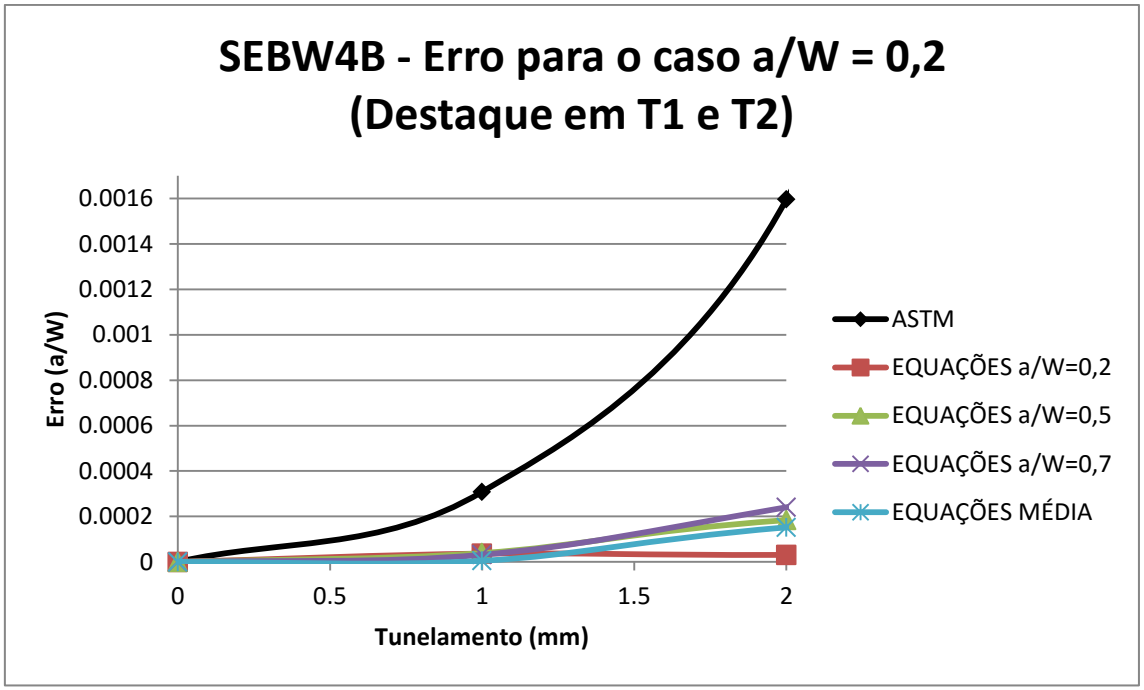
Peculiaridade: devido a severas diferenças entre as equações, foram desconsideradas as equações de T6 para este caso.

Figura 188 - $W4B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}2$



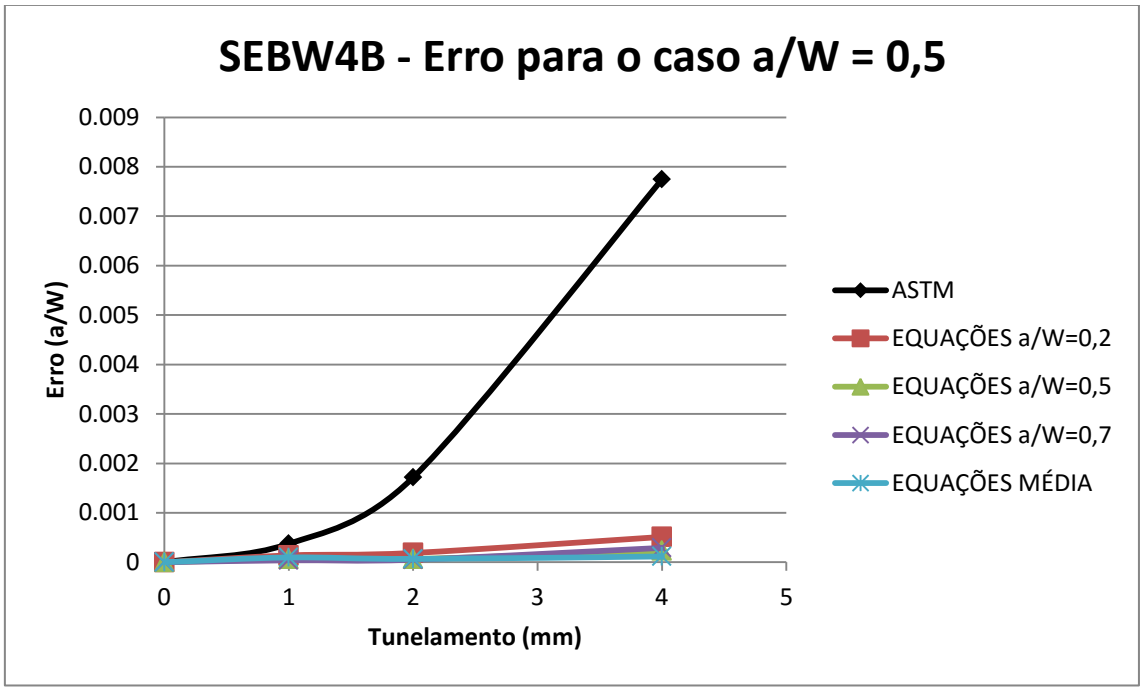
Fonte: Autor

Figura 189 - $W4B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}2$, com destaque em T1 e T2



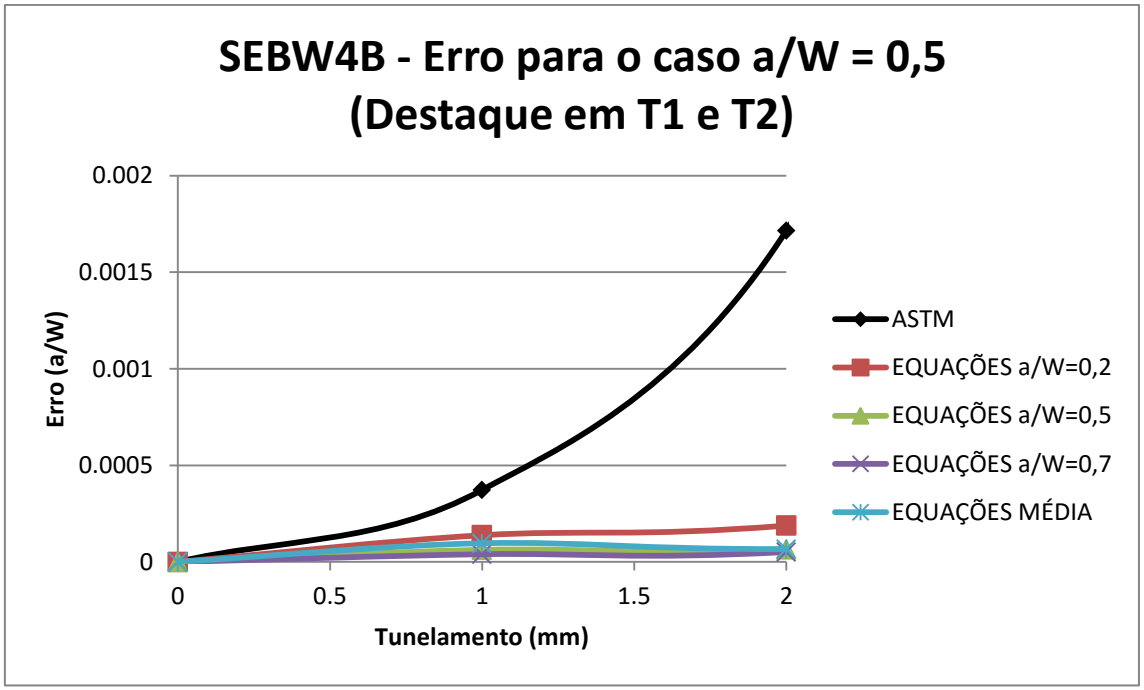
Fonte: Autor

Figura 190 - $W4B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}5$



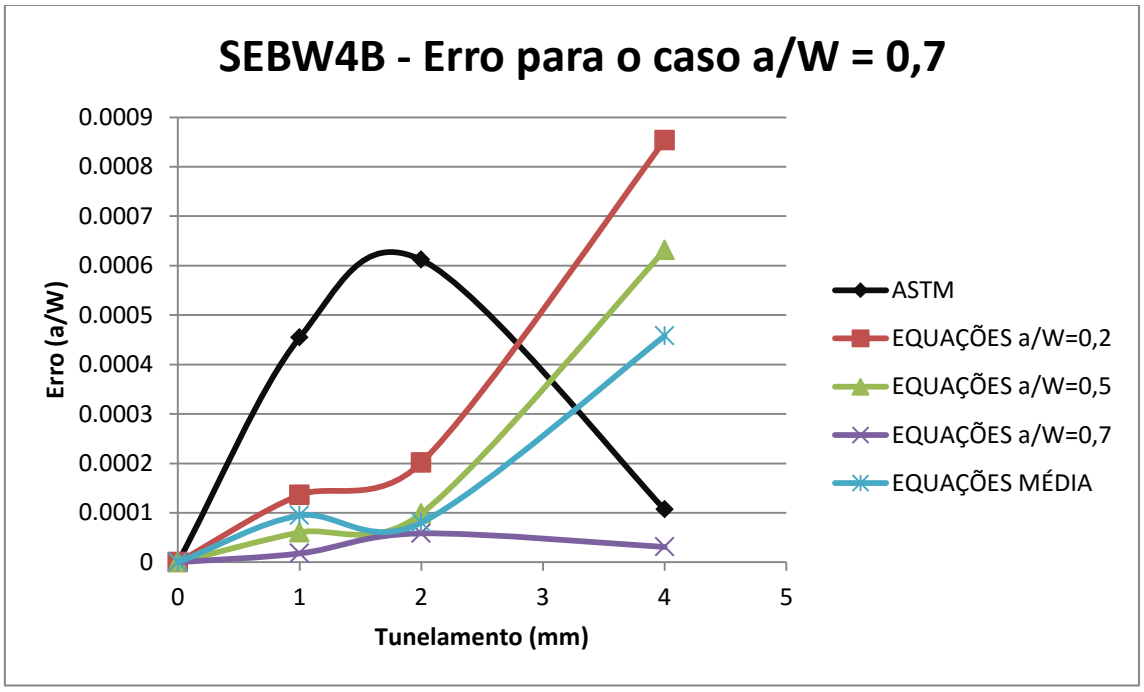
Fonte: Autor

Figura 191 - $W4B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}5$, com destaque em T1 e T2



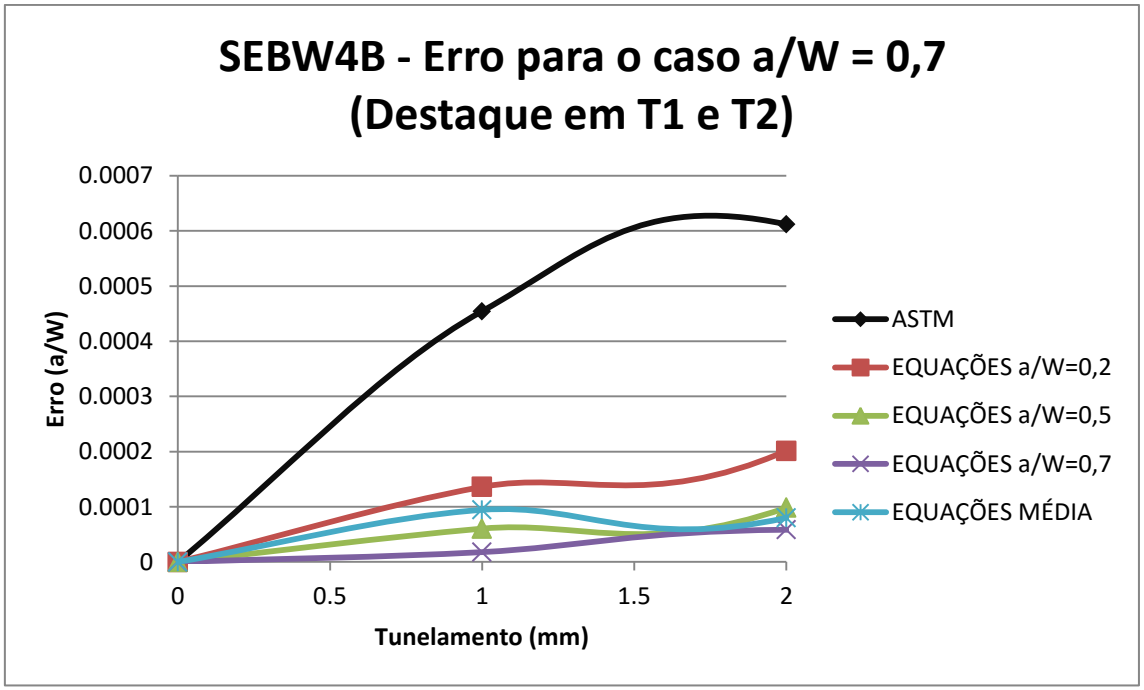
Fonte: Autor

Figura 192 - $W4B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}7$



Fonte: Autor

Figura 193 - $W4B$ - Erro para os diversos conjuntos de equações para o caso $a/W = 0{,}7$, com destaque em T1 e T2



Fonte: Autor