DENIS ALVES FERREIRA

METODOLOGIA PARA CARACTERIZAÇÃO DA TENACIDADE À FRATURA USANDO CORPOS DE PROVA EM FLEXÃO QUATRO PONTOS

Versão Corrigida

Dissertação apresentada à Escola Politécnica
da Universidade de São Paulo para obtenção
do título de Mestre em Ciências

Área de Concentração: Engenharia Naval

Orientador: Prof. Dr. Diego Felipe Sarzosa Burgos

São Paulo

2020

DENIS ALVES FERREIRA

METODOLOGIA PARA CARACTERIZAÇÃO DA TENACIDADE À FRATURA USANDO CORPOS DE PROVA EM FLEXÃO QUATRO PONTOS

Versão Corrigida

Dissertação apresentada à Escola Politécnica
da Universidade de São Paulo para obtenção
do título de Mestre em Ciências

Área de Concentração: Engenharia Naval

Orientador: Prof. Dr. Diego Felipe Sarzosa Burgos

São Paulo

2020

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

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

São Paulo, 23 de Janeiro de 2020

Assinatura do autor

Assinatura do orientador

Catalogação-na-publicação

Alves Ferreira, Denis
METODOLOGIA PARA CARACTERIZAÇÃO DA TENACIDADE À FRATURA USANDO CORPOS DE PROVA EM FLEXÃO QUATRO PONTOS / D. Alves Ferreira -- São Paulo, versão corri. 2020.
111 p.

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

1.MECÂNICA DA FRATURA 2.DUCTILIDADE 3.ENSAIOS DOS MATERIAIS 4.TENACIDADE DOS MATERIAIS 5.FALHA DÚCTIL I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica II.t.

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais, Jane Maria Alves Ferreira e Dernival José Ferreira, e toda minha família pelo constante apoio na minha trajetória acadêmica. Sem eles não chegaria até aqui!;

Ao amigo e orientador Prof. Dr. Diego Felipe Sarzosa Burgos, pela orientação, exemplo de profissionalismo e parceria durante todos esses anos de trabalho;

Aos colegas do NAMEF: Leonardo Mathias, Rodolfo Souza, Rafael Savioli, Luis Parise, Vitor Barbosa e Marcus Nathan pelo companheirismo, ajuda nos momentos de dúvidas e amizade.

Ao técnico do Laboratório de Mecânica Offshore, Cristiano Justiniano, e ao Dr. Rafael Savioli pela realização dos testes experimentais;

Ao Laboratório de Mecânica Offshore da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo pelo espaço para realização dos ensaios;

Ao Núcleo em Mecânica da Fratura e Integridade Estrutural (NAMEF) da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo pelos equipamentos utilizados nos ensaios;

Ao Departamento de Engenharia Naval e Oceânica da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo pelo apoio institucional.

RESUMO

Este trabalho estuda a viabilidade de propor uma metodologia para caracterizar curvas de resistência à fratura de materiais, tais como os aços de dutos usados na indústria de óleo e gás, utilizando corpos de prova em flexão quatro pontos (4PT). A definição da metodologia se dará por meio da obtenção das equações de flexibilidade, fator de intensidade de tensões, o fator de proporcionalidade entre a energia de deformação e a integral J, conhecido como fator η, e do fator adimensional que contabiliza os efeitos do crescimento dúctil da trinca, conhecido como fator γ. Além disso, este trabalho também vai mostrar os efeitos da geometria sobre as restrições na ponta da trinca utilizando a teoria J-Q. A geometria em 4PT apresenta uma evolução na triaxialidade de tensões na ponta da trinca, similares ao de risers rígidos trincados circunferencialmente. A principal contribuição desta pesquisa é a metodologia detalhada para cálculo as curvas de tenacidade à fratura usando espécimes com seção transversal quadrada ou retangular submetidas a flexão em quatro pontos. Complementarmente, foram realizados experimentos para validar a metodologia proposta testando espécimes flexionados em quatro pontos. Os resutlados foram comparados com dados experimentais de geometrias padronizadas SE(B) e SE(T). Os ensaios experimentais validaram as análises numéricas. Portanto, as equações propostas aqui podem ser utilizadas para determinar a tenacidade à fratura de materiais metálicos usando corpos de prova flexionados em quatro pontos.

Palavras Chaves: Mecânica da Fratura, Ductilidade, Ensaios dos Materiais, Tenacidade dos Materiais, Falha Dúctil

ABSTRACT

This work studies the feasibility of proposing a methodology to characterize the fracture resistance curves of materials, such as pipeline steels used in the oil and gas industry, using four-point (4PT) bending specimens. The methodology will be defined by obtaining the equations of flexibility, the stress intensity factor, a proportionality factor between the strain energy and the J-integral, known as η factor, and the dimensionless factor that accounts for the effects of ductile crack growth, known as γ factor. Also, this work will show the geometry effects on crack tip constraint by using the J-Q theory. The 4PT geometry presents an evolution in the crack-tip stress triaxiality, which is similar to circumferentially cracked risers. The main contribution of this research is the detailed methodology for calculating fracture toughness curve using samples with square or rectangular cross section under four-pointbending loading. In addition, experimental test were carried out using to validate the proposed methodology testing four-point bending specimens. The results were compared with experimental data coming from standardized geometries SE(B) and SE(T). The experiments validated the numerical analyzes. Therefore, the equations proposed here can be used to measure the fracture toughness of steels by testing four-point bending specimens.

Keywords: Fracture Mechanics, Ductility, Material Testing, Material Fracture Toughness, Ductile Failure.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Tabela do Balanço Energético Nacional da EPE com ano base 2018. Oferta Interna de Energia. [1] 1
Figura 2 - Exemplo de colapso catastrófico de um gasoduto [4] 3
Figura 3 - Processo de desenrolamento e lançamento ao mar de risers [15] 4
Figura 4 - Comparação das curvas R para diferentes geometrias [19] 5
Figura 5 - Curva carregamento-CMOD medida para um aço X80 com solda circunferencial usando corpo SE(T) engastado com a/W=0,4 e 3PT SE(B) com a/W=0,25 [27] 8
Figura 6 – (a) Contorno arbitrário ao redor da ponta da trinca; (b) cálculo de J considerando o crescimento da trinca 11
Figura 7 - Configuração do Corpo de Prova Proposto - Flexão em quatro pontos 14
Figura 8 - Descarregamentos parciais durante a evolução do carregamento com a abertura da ponta da trinca (CMOD)[4] 15
Figura 9 - Definição da área plástica sob a curva carga vs. deslocamento [4] 17
Figura 10 - Estimativa do CTOD a partir da interceptação em 90° da ponta da trinca e deslocamentos HRR 19
Figura 11 - Procedimento para determinar o parâmetro Q baseado na diferença do campo a uma dada distância da ponta da trinca [26] 22
Figura 12 - Modelo de elementos finitos usado 23
Figura 13 – Malha ao redor da ponta da trinca 24
Figura 14 - Curva P-CMOD para corpos de prova à flexão em três pontos 28
Figura 15 - Obtenção do fator de forma adimensional - SE(B) 3 Pontos 29
Figura 16 - Diagrama de corpo livre - momento puro [37] 30
Figura 17 - Curva P-CMOD para corpos de prova à flexão em quatro pontos 32
Figura 18 - Obtenção do fator de forma adimensional - SE(B) 4 Pontos 33
Figura 19 - Fator m vs. a/W - Comparação Barbosa [52] e modelos computacionais 34
Figura 20 - Diagrama de corpo livre de uma viga flexionada em quatro pontos 35
Figura 21 - Curva P vs. CMOD para corpos SE(B) quatro pontos e três pontos com a/W=0,2 36
Figura 22 - Curva P vs. CMOD para corpos SE(B) quatro pontos e três pontos com a/W=0,5 36
Figura 23 - Análise do nível de encruamento no comportamento da curva carga-deslocamento - SE(B) 4PT com trinca rasa 37
Figura 24 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=0,5W - n=10 - Apoio 6W 38
Figura 25 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=5 - a/W=0,3 39
Figura 26 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=5 - Apoio 10W - Carga 2W 40
Figura 27 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=0,5W - n=10 - lambda=3 41
Figura 28 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=0,5W – n=10 42
Figura 29 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=W – n=10 42
Figura 30 - Variação da Flexibilidade normalizada, μ, em função de a/W para corpos de prova SE(B) 4PT 43
Figura 31 - Variação de f(a/w) em função de a/W 44
Figura 32 - Variação de $\eta JCMOD$ em função de a/W 46

Figura 33 - - Estudo da obtenção de LLD - variação do ponto de referência no plano do suporte (adaptado de [40]) 47
Figura 34 - Estudo da obtenção de LLD - variação do ponto de referência no plano do apoio 48
Figura 35 - Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=W - n=10 - Apoio externo 6W 48
Figura 36 - Variação de η_{LLD} em função de a/W 49
Figura 37 - Variação de γ em função de a/W 50
Figura 38 - Variação de m em função de a/W 51
Figura 39 - Esquema dos Corpos de Prova extraídos da chapa 53
Figura 40 - Dimensões dos corpos de prova 53
Figura 41 - Ensaio de flexão em quatro pontos 54
Figura 42 - Curvas P-CMOD experimentais - comparação entre corpos de prova 55
Figura 43 - Curvas R experimentais – sem correção da integral J - comparação entre corpos de prova 55
Figura 44 - Curvas R experimentais – com correção da integral J - comparação entre corpos de prova 56
Figura 45 - Integral J vs. CMOD/CMODmax 57
Figura 46 - Corpo de Prova experimental 01 - SE(B) 4PT - a/W=0,3 – B=W=19mm – 10W_2W 58
Figura 47 - Corpo de Prova experimental 03 - SE(B) 4PT - a/W=0,2 – B=W=19mm – 6W_2W 58
Figura 48 - Comparação medição de a – SE(B) 4PT – Corpo de Prova Experimental 01 58
Figura 49 - Comparação medição de a – SE(B) 4PT – Corpo de Prova Experimental 03 59
Figura 50 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=0,5W - n=10 - Apoio 10W 69
Figura 51 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=0,5W - n=5 - Apoio 6W 69
Figura 52 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=0,5W - n=5 - Apoio 10W 70
Figura 53 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=0,5W - n=20 - Apoio 6W 70
Figura 54 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=0,5W - n=20 - Apoio 10W 70
Figura 55 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=W - n=10 - Apoio 6W 71
Figura 56 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=W - n=10 - Apoio 10W 71
Figura 57 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs Q - SE(B) - W=25,4mm - B=W - n=5 - Apoio 6W 71
Figura 58 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=W - n=5 - Apoio 10W 72
Figura 59 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=W - n=20 - Apoio 6W 72
Figura 60 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=W - n=20 - Apoio 10W 72
Figura 61 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=10 - a/W=0,1 73
Figura 62 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=5 - a/W=0,1 73
Figura 63 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=20 - a/W=0,1 73
Figura 64 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=10 - a/W=0,2 74
Figura 65 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=5 - a/W=0,2 74
Figura 66 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=20 - a/W=0,2 74
Figura 67 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=10 - a/W=0,3 75
Figura 68 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=20 - a/W=0,3 75
Figura 69 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=10 - a/W=0,4 75
Figura 70 - Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=5 - a/W=0,4 76

Figura 71 - Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=20 - a/W=0,4 76
Figura 72 - Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=10 - a/W=0,5 76
Figura 73 - Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=5 - a/W=0,5 77
Figura 74 - Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=20 - a/W=0,5 77
Figura 75 - Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=10 - Apoio 6W - Carga 2W 77
Figura 76 - Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=10 - Apoio 10W - Carga 2W 78
Figura 77 - Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=5 - Apoio 6W - Carga 2W 78
Figura 78 - Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=20 - Apoio 6W - Carga 2W 78
Figura 79 - Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=20 - Apoio 10W - Carga 2W 79
Figura 80 - Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=W, a/W=0,1, apoio externo 6W 79
Figura 81 - Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=W, a/W=0,3, apoio externo 6W 79
Figura 82 - Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=W, a/W=0,4, apoio externo 6W 80
Figura 83 - Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=W, a/W=0,5, apoio externo 6W 80
Figura 84 - Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=W, a/W=0,1, apoio externo 10W 80
Figura 85 - Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=W, a/W=0,2, apoio externo 6W 81
Figura 86 - Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=W, a/W=0,3, apoio externo 10W 81
Figura 87 - Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=W, a/W=0,4, apoio externo 10W 81
Figura 88 - Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=W, a/W=0,5, apoio externo 10W 82
Figura 89 - Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=0,5W, a/W=0,1, apoio externo 6W 82
Figura 90 - Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=0,5W, a/W=0,2, apoio externo 6W 82
Figura 91 - Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=0,5W, a/W=0,3, apoio externo 6W 83
Figura 92 - Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=0,5W, a/W=0,4, apoio externo 6W 83
Figura 93 - Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=0,5W, a/W=0,5, apoio externo 6W 83
Figura 94 - Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=0,5W, a/W=0,1, apoio externo 10W 84
Figura 95 - Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=0,5W, a/W=0,2, apoio externo 10W 84
Figura 96 - Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=0,5W, a/W=0,3, apoio externo 10W 84
Figura 97 - Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=0,5W, a/W=0,4, apoio externo 10W 85

Figura 98 - Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=0,5W, a/W=0,5, apoio externo 10W 85
Figura 99 - Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=W - n=10 - Apoio externo 10W 85
Figura 100 - Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=0,5W - n=10 - Apoio externo 6W 86
Figura 101 - Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=0,5W - n=10 - Apoio externo 10W 86
Figura 102 - Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=W - n=5 - Apoio externo 6W 86
Figura 103 - Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=W - n=5 - Apoio externo 10W 87
Figura 104 - Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=0,5W - n=5 - Apoio externo 6W 87
Figura 105 - Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=0,5W - n=5 - Apoio externo 10W 87
Figura 106 - Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=W - n=20 - Apoio externo 6W 88
Figura 107 - Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=W - n=20 - Apoio externo 10W 88
Figura 108 - Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=0,5W - n=20 - Apoio externo 6W 88
Figura 109 - Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=0,5W - n=20 - Apoio externo 10W 89
Figura 110 - Número de elementos ao redor da trinca igual a 40 90
Figura 111 - Número de elementos ao redor da trinca igual a 80 90
Figura 112 - Número de elementos ao redor da trinca igual a 100 90
Figura 113 - Curva σyy/σ0 versus λ=r/(J/σ0) para verificação do cálculo do parâmetro Q .. 92
Figura 114 - Curva J vs. Q mostrando a evolução dos campos de tensões 92
Figura 115 - Q vs. λ - SE(B) - W=25,4mm - B=W - Apoio 6W - Carga 2W 93
Figura 116 - Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão 94
Figura 117 - Variação de η em função de a/W para B=0,5W e rolete externos em 6W 95
Figura 118 - Variação de η em função de a/W para B=0,5W e rolete externos em 10W 95
Figura 119 - Variação de η em função de a/W para B= W e rolete externos em 6W 96
Figura 120 - Variação de η em função de a/W para B= W e rolete externos em 10W 96

LISTA DE ABREVIAÇÕES

2-D – contexto bidimensional

3-D – contexto tridimensional

3PT – três pontos

4PT – quatro pontos

ASTM – Sociedade Americana de Testes e Materiais (do inglês, American Society for Testing and Materials)

CMOD – abertura da boca da trinca (do inglês, crack mouth opening displacement)

CP – corpo de prova

CTOD – abertura da ponta da trinca (do inglês, crack tip opening displacement)

Curvas R – curvas de resistência ao crescimento da trinca

C(T) – corpo de prova compacto

ECA – avaliação Crítica de Engenharia (do inglês, Engineering Critical Assessment)

FAD – diagramas de Avaliação de Falhas (do inglês, Failure Assessment Diagrams)

FEM – modelos de Elementos Finitos (do inglês, Finite Element Model)

FFS – apto para o Serviço (do inglês, Fitness-For-Service)

HRR – Hutchinson-Rice-Rosengren

LLD – deslocamento da linha de carga (do inglês, load line displacement)

LSY – escoamento de grande monta (do inglês, Large Scale Yielding)

MBL – camada limite modificada (do inglês, Modified Boundary Layer)

MFEL – mecânica da Fratura Elástica Linear

SCRs – risers de aço em catenária (do inglês, Steel Catenary Risers)

SGC – pequenas deformações (do inglês, Small Geometry Change)

SE(B) – corpo de prova sob flexão

SE(T) – corpo de prova sob tração

SSY – escoamento de pequena monta (do inglês, Small Scale Yielding)

LISTA DE SÍMBOLOS

α – coeficiente polinomial de ordem 2 – $f(a/W)$

a – tamanho da trinca

a/W – tamanho relativo da trinca

A_i – coeficiente polinomial η_J^{CMOD}

A_P – área plástica

β – coeficiente polinomial de ordem 1 – $f(a/W)$

b – ligamento remanescente ($b = W - a$)

b_0 – ligamento remanescente inicial

B – espessura do corpo de prova

B_N – espessura do corpo de prova com entalhe lateral

B_i – coeficiente polinomial m

γ – fator de correção da parte plástica da integral J devido ao crescimento da trinca

Γ – curva aberta ao redor da ponta da trinca

c – comprimento do elemento numérico

C - flexibilidade

δ – deslocamento da boca da trinca, mm

Δa – variação do tamanho da trinca

D – espaçamento entre os roletes interno e externo

dn – fator de proporcionalidade entre integral J e δ, inverso de m

ds - caminho de integração ao longo do elemento de arco

E – módulo de Young

$f(a/W)$ – fator adimensional de forma

F_i – coeficiente polinomial m

H – espaçamento entre os roletes externos

I – momento de inércia

J – Integral J

K – fator de intensidade de tensão

λ – distância adimensional da ponta da trinca

Λ – coeficiente polinomial de η_J^{LLD}

L – espaçamento entre os roletes internos

μ – flexibilidade normalizada

m – fator de proporcionalidade entre integral J e δ

n – encruamento do material

η – fator de proporcionalidade entre a energia de deformação e a integral J

Ξ – coeficiente polinomial de η_J^{LLD}

P – carga, kN

ρ_0 – raio da trinca, modelo numérico

Π – energia potencial

Q – parâmetro para quantificar o nível de restrição plástica

r – coordenada polar centrada na ponta da trinca

θ – coordenada polar centrada na ponta da trinca

σ_0 – tensão de escoamento, referência

σ_{uts} – tensão última de resistência

$\bar{\sigma}$ – tensão verdadeira uniaxial

Θ – coeficiente polinomial de η_J^{LLD}

S – curva fechada dentro do corpo

t – espessura do duto

T_i – vetor de tração

u_i – vetor de deslocamento

U – energia de deformação

φ – coeficiente polinomial de ordem 2 – η

ϕ – coeficiente polinomial de ordem 1 – η

Φ – coeficiente polinomial de ordem 1 – γ

ν – coeficiente de Poisson

V – deslocamento da linha de carga

W – largura do corpo de prova

$\bar{W}$ – forças externas

W_s – densidade de energia de deformação

ω – coeficiente polinomial de ordem 0 – $f(a/W)$

ψ – coeficiente polinomial de ordem 0 – η

Ψ – coeficiente polinomial de ordem 0 – γ

X – coeficiente polinomial de ordem 2 – equação flexibilidade

ζ – fator de flexibilidade

$\bar{\varepsilon}$ – deformação logarítmica

Y – coeficiente polinomial de ordem 1 – equação flexibilidade

Z – coeficiente polinomial de ordem 0 – equação flexibilidade

Ω – coeficiente polinomial de η_J^{LLD}

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO 1

1.1 Cenário energético brasileiro 1
1.2 Integridade estrutural de aços 2

2. CARACTERIZAÇÃO DA TENACIDADE À FRATURA 10

2.1 Configuração do corpo de prova 14
2.2 Cálculo da flexibilidade 15
2.3 Cálculo do fator de intensidade de tensões 16
2.4 Cálculo de ηJ e γ 17
2.5 Cálculo de m 18

3. COMPORTAMENTO DA FRATURA 20

3.1 Abordagem *J-Q* 20

4. MODELAGEM NUMÉRICA 23

4.1 Modelo de elementos finitos 23
4.2 Modelo do material e procedimentos 24
4.3 Matriz de análise 25

5. RESULTADOS 27

5.1 Validação metodológica 27
5.2 Curvas carga-deslocamento 34
5.3 Evolução do campo de tensões-triaxialidade de tensões 38

6. PROPOSTA DE SOLUÇÕES - ENSAIOS DE TENACIDADE À FRATURA USANDO SE(B) 4PT 43

6.1 Equações de flexibilidade 43
6.2 Fator de intensidade de tensões K 44
6.3 Fatores ηJ e γ 45
6.4 Fator m 51

7. EXPERIMENTOS 53

8. CONCLUSÕES 60

8.1 Sugestões para trabalhos futuros 62

REFERÊNCIAS 64

APÊNDICE A – GRÁFICOS ADICIONAIS 69

APÊNDICE B – VERIFICAÇÃO DA MALHA 90

APÊNDICE C – VALIDAÇÃO CURVAS J-Q 93

APÊNDICE D – ENCRUAMENTO CURVAS J-Q 94

APÊNDICE E – ANÁLISE FATOR η 95

1. INTRODUÇÃO

Nesta seção serão apresentadas a motivação e as metas deste trabalho. Primeiramente, mostra-se o cenário energético brasileiro, a fim de evidenciar a importância de se garantir uma integridade estrutural aceitável de operação das estruturas utilizadas em operações offshore. Consequentemente, serão apresentados os aspectos de avaliação da criticidade de defeitos nestas estruturas tanto para revelar os avanços da área como para analisar possíveis melhorias que ainda podem ser feitas. Com isso, define-se os objetivos e a configuração dos modelos analisados.

1.1 Cenário energético brasileiro

No Brasil, o fornecimento energético deve-se principalmente ao petróleo. Da energia fornecida pelos diversos meios (usinas hidrelétricas e/ou termelétricas, parques eólicos, usinas nucleares, etc.), aproximadamente 36% foi fornecida pelo petróleo e seus derivados em 2018 [1]. Além disso, o gás natural contribui com aproximadamente 13% [1], como é mostrado na Figura 1.

Tabela 1.3.b – Oferta Interna de Energia

Table 1.3.b – Domestic Energy Supply

%

FONTES	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	2016	2017	2018	*IDENTIFICATION*
ENERGIA NÃO RENOVÁVEL	**53,2**	**55,3**	**56,5**	**58,2**	**59,5**	**60,6**	**58,7**	**56,5**	**57,0**	**54,8**	***NON-RENEWABLE ENERGY***
PETRÓLEO E DERIVADOS	38,0	37,9	38,6	39,3	39,3	39,4	37,3	36,5	36,2	34,5	*PETROLEUM AND OIL PRODUCTS*
GÁS NATURAL	8,8	10,2	10,2	11,5	12,7	13,5	13,7	12,3	12,9	12,4	*NATURAL GAS*
CARVÃO MINERAL E COQUE	4,6	5,4	5,7	5,4	5,6	5,7	5,9	5,5	5,7	5,8	*COAL AND COKE*
URÂNIO (U_3O_8)	1,4	1,4	1,5	1,5	1,4	1,3	1,3	1,5	1,4	1,4	*URANIUM - U_3O_8*
OUTRAS NÃO RENOVÁVEIS	1	0	0	0	1	1	1	1	1	1	*OTHER NON-RENEWABLE*
ENERGIA RENOVÁVEL	**46,8**	**44,7**	**43,5**	**41,8**	**40,5**	**39,4**	**41,3**	**43,5**	**43,0**	**45,2**	***RENEWABLE ENERGY***
HIDRÁULICA [1]	15,2	14,0	14,7	13,8	12,5	11,5	11,3	12,6	11,9	12,6	*HYDRAULIC[1]*
LENHA E CARVÃO VEGETAL	10,1	9,7	9,5	9,1	8,3	8,2	8,3	8,0	8,2	8,4	*FIREWOOD AND CHARCOAL*
DERIVADOS DA CANA-DE-AÇÚCAR	18,1	17,5	15,7	15,4	16,1	15,8	16,9	17,4	17,0	17,4	*SUGAR CANE PRODUCTS*
EÓLICA	0,0	0,1	0,1	0,2	0,2	0,3	0,6	1,0	1,2	1,4	*WIND*
SOLAR	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1	*SOLAR*
OUTRAS RENOVÁVEIS	3,3	3,4	3,5	3,4	3,4	3,7	4,2	4,5	4,7	5,3	*OTHER RENEWABLE*
TOTAL	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	*TOTAL*

1. Inclui importação de eletricidade oriunda de fonte hidráulica. 1 kWh = 860 kcal (equivalente térmico teórico - primeiro princípio da termodinâmica). Ver Anexo VI.6 - Tratamento das informações. | *Includes electricity imports originated from hidraulic sources. 1 kWh = 860 kcal (physical equivalent - First Principle of Thermodynamics). Look Appendix VI.6.*

Figura 1 *- Tabela do Balanço Energético Nacional da EPE com ano base 2018. Oferta Interna de Energia. [1]*

Adicionalmente, a procura por soluções para se acessar todos os recursos disponíveis no pré-sal. Hoje, a produção de petróleo e gás do pré-sal já corresponde a 55,1% do total produzido no Brasil [2]. É evidente que uma das questões centrais no cenário energético no curto e médio prazos são o transporte adequado e eficiente destes recursos naturais. As linhas dutoviárias, já usadas efetivamente nos dias atuais, constituem uma das alternativas mais viáveis, confiáveis e econômicas para o escoamento da produção de gás e petróleo. Entretanto, é necessário um aumento da malha.

Esta expansão requer níveis de segurança e confiabilidade operacional muito elevados. Geralmente, acidentes ocorridos com essas estruturas possuem elevado alcance, tanto em relação a danos ambientais, quanto ao risco de vida, em casos de acidentes em áreas urbanas. Este cenário é importante quando leva-se em consideração que a maior parte da malha dutoviária brasileira foi construída nas décadas de 1970 e 1980 [3].

1.2 Integridade estrutural de aços

Sobre o problema da avaliação da integridade estrutural, são identificadas algumas necessidades fundamentais tais como aumentar a confiabilidade operacional e a vida útil dos dutos já existentes, reduzir os impactos de vazamento no meio ambiente e reduzir o tempo de reparo evoluindo a tecnologia necessária. A figura 2 evidencia a severidade do colapso catastrófico em um gasoduto originado a partir do crescimento instável de defeitos. Por exemplo, trincas originadas por corrosão localizada ou falhas em juntas soldadas. Durante o carregamento da estrutura, a trinca pode se propagar estavelmente até que um tamanho crítico seja atingido. Neste momento, ocorre a falha catastrófica por mecanismo de fratura frágil, ou colapso plástico. As condições de operação associadas à grande energia armazenada pelo gás provocaram a fratura instável da estrutura. Isto evidencia a necessidade do desenvolvimento de tecnologias adequadas à avaliação do comportamento mecânico destas estruturas e do impacto de defeitos sobre a integridade do material.

Figura 2 *- Exemplo de colapso catastrófico de um gasoduto [4]*

Progressos substanciais foram alcançados nos últimos anos em procedimentos "*Fitness-For-Service*" (FFS) aplicáveis à avaliação de defeitos e extensão da vida útil de estruturas críticas de engenharia. Estas metodologias, também conhecidas como procedimentos de Avaliações Críticas de Engenharia (ECA, do inglês, *Engineering Critical Assessment*), proporcionam um quadro conciso para correlacionar o tamanho de trinca com a carga aplicada em termos dos diagramas de avaliação de falhas (FAD, do inglês, *Failure Assessment Diagrams*) para avaliar a severidade das falhas do tipo trinca [5-7]. Uma característica chave destes métodos se baseia no uso de dados de tenacidade à fratura medidos de corpos de prova tipicamente com trinca profunda testados sobre flexão para garantir altos níveis de triaxialidade das tensões, as quais regem o processo de fratura. Sob estas condições, um experimento, independentemente do local da falha, é suficiente para fornecer aceitação de critérios altamente efetivos, embora conservativos, para componentes estruturais trincados. Várias metodologias de avaliação de falhas baseadas no conceito de FAD, como os procedimentos R6 [8], BS7910 [9], API 579 [10] e SINTAP [11] são agora bem estabelecidos e largamente aplicados para avaliar a criticidade de defeitos em componentes trincados.

A maioria dos defeitos estruturais são usualmente trincas superficiais que são formadas durante a fabricação ou operação (e.g. corrosão, inclusões não metálicas, trincas na solda, realces em cordão de solda, etc.) [12]. Estas configurações de falha

desenvolvem baixos níveis de triaxialidade de tensão na ponta da trinca que contrastam nitidamente com as condições presentes em corpos de prova com trincas profundas. Componentes estruturais que se enquadram nesta categoria incluem soldas circunferenciais feitas para sistemas de dutos de alta pressão e *risers* de aço em catenária (SCRs, do inglês, *steel catenary risers*). Em particular, como as estruturas offshore se encontram em águas profundas, SCRs se tornam muito atrativos devido ao seu baixo custo, maior diâmetro e uma maior capacidade estrutural quando comparados a *risers* flexíveis.

Métodos de instalação mais rápidos e eficientes que aplicam o processo de enrolamento de dutos e permitem que a soldagem e inspeção sejam conduzidas em instalações de fabricação *onshore* (em terra) com maior controle estão disponíveis (veja por exemplo em [13,14]). Os dutos soldados são enrolados em um carretel de grande diâmetro em uma embarcação e, então, são desenrolados, endireitados e finalmente lançados ao mar.

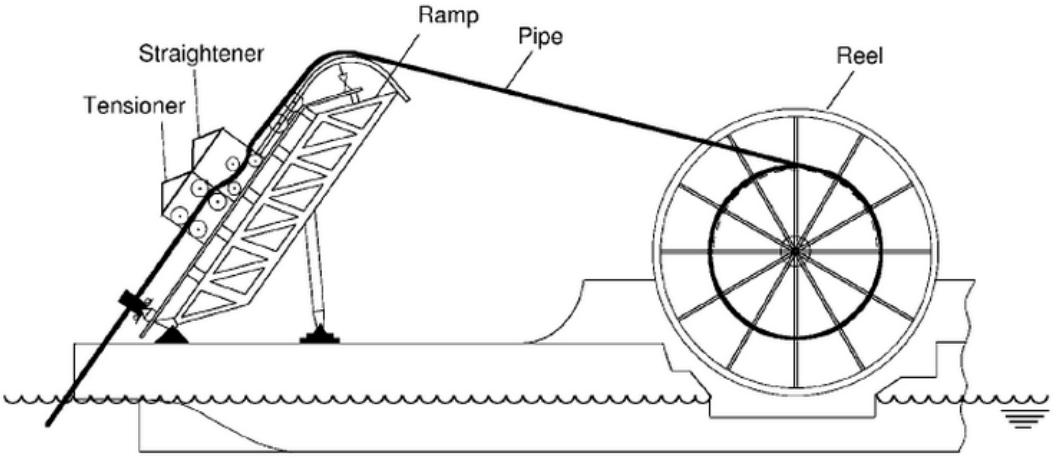


Figura 3 *- Processo de desenrolamento e lançamento ao mar de risers [15]*

Defeitos não detectados nas soldas circunferenciais para estas estruturas são, portanto, sujeitas a elevados campos de tensão. Estes campos estão associados com grandes deformações plásticas que geralmente levam a uma extensão significativa da trinca, o que aumenta o tamanho da falha subcrítica (não detectada). Procedimentos ECA aplicados a dutos enrolados [16] se baseiam na aplicação direta das curvas de resistência ao crescimento da trinca (J-Δa), comumente chamadas de curvas R, medidas usando pequenos corpos de prova e laboratoriais para especificar tamanhos de trincas aceitáveis. Consequentemente, o uso do experimento medindo dados de

resistência à fratura para esses componentes de tubulação estrutural, incluindo dutos com solda circunferencial, se mostram essenciais em predições corretas da resistência remanescente e tempo de vida durante seu uso.

Entretanto, testes experimentais de fratura em corpos de prova para medir curvas de resistência, consistentemente, revelam efeitos da geometria do corpo, profundidade relativa da trinca (caracterizado pela razão *a/W*) e o modo de carregamento tensão vs. flexão, em curvas R [17-19]. A imagem 4 ilustra estes efeitos para dados de tenacidade.

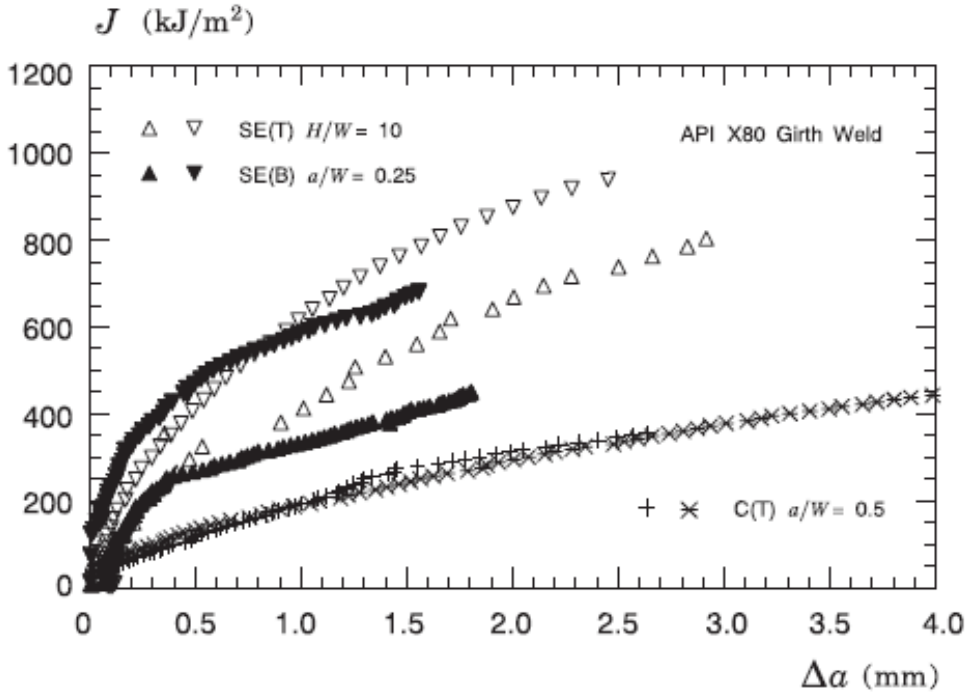


Figura 4 *- Comparação das curvas R para diferentes geometrias [19]*

Para o mesmo material, configurações de alta restrição plástica, como corpos de prova em flexão, SE(B), com trincas profundas e tração compacta, C(T), apresentam baixos valores nas curvas R enquanto configurações com trincas rasas em carregamentos de flexão e predominantemente em tração desenvolvem elevada resistência ao rasgamento dúctil e maiores valores de tenacidade sob valores similares de crescimento de trinca. Esta diversidade de resposta do comportamento de fratura dúctil sobre variadas condições de restrição plástica tem motivado esforços de investigação para incorporar o aumento observado na tenacidade durante o crescimento dúctil da trinca nos procedimentos de avaliação de defeitos de estruturas de baixa restrição plástica, incluindo trincas circunferenciais em tubos e cilindros.

Estas abordagens se fundamentam em corpos de prova sob tração, SE(T), em condições de engaste para medir curvas R experimentais mais aplicáveis a sistemas de dutos com alta pressão, incluindo *risers* de aplicação offshore com soldas circunferenciais. A motivação para o uso deste tipo de corpo de prova, nos procedimentos de avaliação de defeitos para esta categoria de componentes estruturais, é devido à similaridade nos campos de tensão e deformação na ponta da trinca. Estes campos controlam o processo de fratura para ambas as configurações da trinca como reportado em trabalhos anteriores por Nyhus e colaboradores [20-22]. Posteriormente, Xu et al. [23,24] examinaram efeitos da restrição plástica na resistência crescimento dúctil da trinca, para espécimes SE(T) engastados e SE(B) com trinca profunda, para correlacionar as respostas à fratura com o comportamento dúctil da falha em dutos com trincas circunferenciais.

Estes estudos representam um grande avanço em aplicações de engenharia dos corpos SE(T) diretamente ligados à avaliação de integridade estrutural de soldas circunferenciais em SCRs lançados pelo método de carretel, figura 3. A maioria destes resultados são derivados da comparação das configurações de corpos SE(T), variando o tamanho de trinca, com os SE(B) com trincas profundas. Aqui, os níveis de restrição na ponta da trinca envolvidos com o aumento do carregamento remoto em corpos de prova SE(T) seguem de perto os níveis de triaxialidade das tensões correspondentes para um duto trincada sob carregamento de tração ou flexão. Mantém-se aparente, entretanto, que uma investigação mais sistemática sobre a capacidade de medir a tenacidade destes corpos além do início da perda da restrição é necessária para avaliar o grau de similaridade entre configurações SE(T) e dutos trincados circunferencialmente. Mesmo assim, aplicações recentes de SE(T) engastados para caracterizar as propriedades de resistência ao crescimento da trinca em aços de oleodutos [25] têm sido efetivos em promover maiores tolerância nos tamanhos de defeitos. Ao mesmo tempo, reduzem o conservadorismo que surge quando é mensurada a resistência ao rasgamento do material baseada na alta restrição do corpo de prova.

Enquanto utilizado efetivamente em testes de fratura, algumas dificuldades associadas com os procedimentos nos corpos SE(T) podem gerar certas preocupações. Condições de fixação e aperto, por exemplo, criam incertezas sobre a significância e

qualificação das medições das curvas de resistência ao crescimento da trinca. Estas incertezas na medição de tenacidade à fratura podem afetar o tamanho dos defeitos toleráveis obtidos pelo procedimento ECA. Embora um pouco mais conservativo, testes de corpos em flexão com trinca rasa podem se tornar mais atrativos. Isto se deve ao seu protocolo simples de testes, procedimentos de laboratório e menores carregamentos necessários para propagar a trinca quando comparados aos ensaios em corpos SE(T). Consequentemente, o uso de corpos de prova menores, que ainda assim garantam níveis adequados de restrição plástica na ponta da trinca, para medir tenacidade à fratura de materiais emergem como uma alternativa altamente efetiva. É possível ver em [26] que é possível fazer essa caracterização com SE(B) em 3PT.

A proposta deste projeto para uma caracterização com SE(B) em 4PT foi influenciada por alguns fatores dentro deste contexto. Um dos fatores é poder realizar experimentos utilizando carregamentos menores para a propagação da trinca. Complementarmente, o campo de tensões e deformações nas proximidades da ponta da trinca em corpos de prova SE(B) em 3PT podem ser influenciados pela presença do rolete no plano da trinca, especialmente para geometrias com seção quadrada. Esta perturbação dos campos fica evidente para escoamento generalizado da seção remanescente. Em contraste, corpos de prova SE(B) em 4PT deslocam o ponto da aplicação da carga para fora do plano da trinca. Isto gera uma menor influência da aplicação da carga, tensões de contato/Hertz, no campo de tensões e deformações geradas na região próximas da ponta da trinca. Também, a distribuição da carga em dois roletes diminui o amassamento local nos pontos de aplicação da carga. Busca-se também procedimentos menos complexos, como posicionamento dos roletes. Este ponto é comprovado na seção 5. Outro benefício da configuração, como será explorado na seção 5.2, está ligado ao diagrama de forças atuantes no corpo. A intensidade da força cortante no plano da trinca é zero e o momento é constante. Para um corpo de prova em 3PT, a intensidade da força cortante no plano da trinca é máxima, assim como o momento no corpo.

Simulações de elementos finitos tridimensionais (3-D) são conduzidas para corpos SE(B) em 4PT tendo diferentes relações de profundidades de trinca (a) para largura do corpo (W) na faixa de $0{,}1 \leq a/W \leq 0{,}5$. Seções retangulares e quadradas são consideradas nas análises. Estes resultados são comparados com simulações já

realizadas para dutos afim de mostrar que é possível (ou não) caracterizar a tenacidade dos aços de dutos fazendo testes em SE(B) em 4PT.

Como dito anteriormente, alguns dos motivos para a proposição da configuração apresentada são o de retirar do plano da trinca a aplicação da carga. Isto elimina a possível influência dos campos de tensões locais gerados no ponto de aplicação da carga no campo de tensões na ponta da trinca. Este efeito pode ser tornar importante para corpos de prova de pequenas dimensões, por exemplo $W \leq 12.7\ mm$. A configuração proposta também reduz a carga por rolete necessária para realizar os experimentos. Dependendo da distância entre os roletes, a carga necessária no rolete, para um mesmo deslocamento, é menor na configuração em 4PT do que na 3PT. A figura 5 mostra um gráfico reportado em Mathias et al. [27] que mostra a carga P, em kN, aplicada pela máquina em função da abertura da boca da trinca, CMOD (do inglês, *crack mouth opening displacement*), em mm.

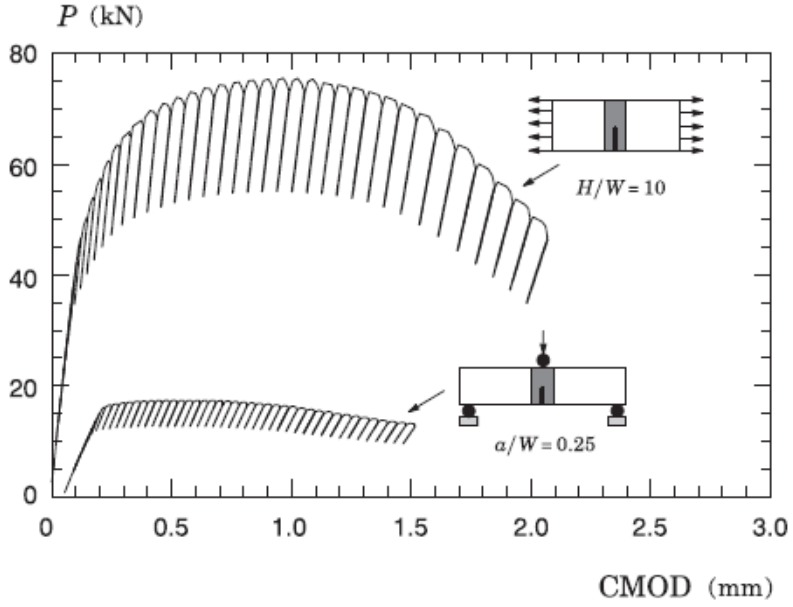


Figura 5 *- Curva carregamento-CMOD medida para um aço X80 com solda circunferencial usando corpo SE(T) engastado com a/W=0,4 e 3PT SE(B) com a/W=0,25 [27]*

É possível verificar que a carga requerida para um teste em flexão é muito menor do que o em tração. Neste caso, a carga em flexão é em torno de 20% do outro modo de carregamento. Na teoria, o carregamento em flexão quatro pontos tem um nível de carregamento similar à configuração em três pontos. Esta validação foi feita e pode ser vista na seção dos resultados. É importante relembrar que as forças atuantes nos corpos são influenciadas pela distância entre os roletes. Isto acarreta que, em certas

configurações, um espécime em 4PT pode ter o carregamento maior que o 3PT. Se a distância entre os roletes na configuração em 4PT for menor que a em 3PT, a carga será maior na primeira configuração. A possibilidade de caracterizar a tenacidade à fratura usando corpos em flexão 4PT aumenta consideravelmente o potencial experimental dos laboratórios que se dedicam a tal atividade. Componentes estruturais com grandes espessuras e, portanto, grandes dimensões, poderiam ser testados mesmo com pouca ou reduzida capacidade de carga das máquinas de ensaio unicamente variando os suportes entre os roletes internos e externos.

Motivado por essas observações, o trabalho propõe uma nova metodologia para caracterização da tenacidade à fratura de aços utilizando espécimes em flexão à quatro pontos. Adicionalmente, estudar-se-á a viabilidade de tal caracterização visando uma melhor correlação com os dutos. Para tal, uma configuração ideal da geometria do espécime em 4PT foi testada experimentalmente para confirmar as análises computacionais.

2. CARACTERIZAÇÃO DA TENACIDADE À FRATURA

Os primeiros procedimentos para a medição de curvas R empregavam múltiplos espécimes de dimensões similares e diferentes comprimentos iniciais de trinca. Estes métodos requeriam uma maior quantidade de material, incrementando, assim, o nível de complexidade operacional na caracterização das curvas R. Outra desvantagem do emprego de múltiplos espécimes é o elevado custo. O tempo de ocupação do equipamento experimental e o trabalho de usinagem acabam elevando os custos nesta situação. Isto motivou o desenvolvimento de procedimentos experimentais nos quais é empregado somente um corpo de prova para obter a curva de resistência. Os primeiros trabalhos que utilizaram este novo método foram os de Clarke e colaboradores[28] e Joyce e Gudas[29]. A metodologia proposta por Joyce e Gudas, especificamente, é usada amplamente por ser uma que resulta numa considerável economia de material e simplicidade na sua execução. Ela forma a base da norma ASTM E1820 [30, 31].

Basicamente, a norma assume a presença de trincas e os valores da tenacidade à fratura do material são identificados por testes. Caracterizando, assim, alguns modos de resistência à fratura. Este tipo de procedimento é útil quando a resposta do material não pode ser antecipada antes de sua utilização [30].

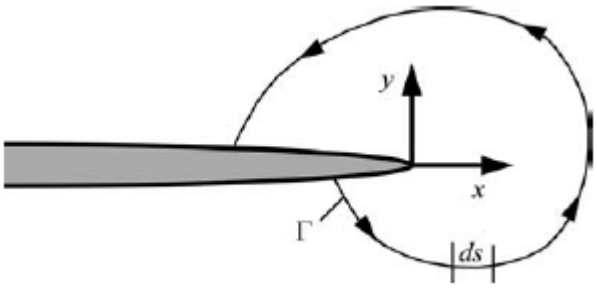
A Integral J pode ser interpretada como a taxa de liberação de energia. Considere um corpo homogêneo que possui um comportamento elástico (linear ou não linear), livre de forças do corpo, com uma trinca paralela ao eixo x e sujeito a um campo de deformação de duas dimensões. Agora é definida a integral [32]:

$$J = \int W_s dy - \frac{T_i \partial u_i}{\partial x} ds, \tag{1}$$

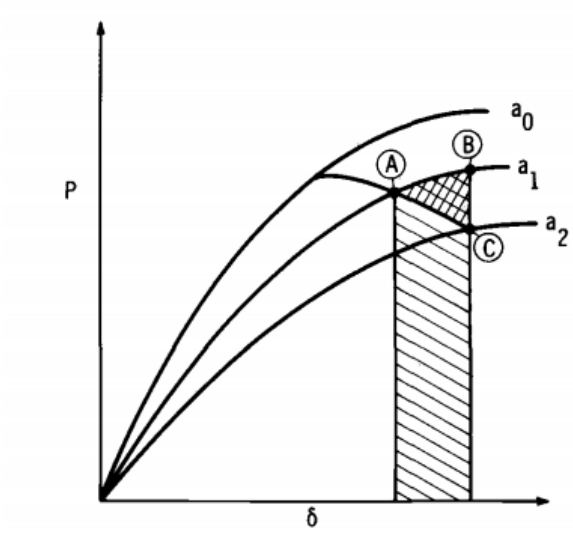
onde W_s é a densidade de energia de deformação, T_i é o vetor de tração, u_i é o vetor de deslocamento, x e y são as coordenadas e ds é o caminho de integração ao longo do elemento de arco. Prova-se em [32] que se a integral for avaliada ao longo de qualquer curva fechada S dentro do corpo (não passando por nenhuma singularidade), o resultado é zero.

$$\int_S W_s dy - \frac{T_i \partial u_i}{\partial x} ds = 0 \tag{2}$$

Como consequência, se agora a integral for feita ao longo de uma curva aberta Γ, ao redor da ponta da trinca, indo da superfície inferior para a superior e completamente dentro do corpo, o resultado é um valor único para todos os contornos de Γ, denominado J [32]. A figura 6(a) ilustra um contorno arbitrário de Γ.



(a)



(b)

Figura 6 *– (a) Contorno arbitrário ao redor da ponta da trinca; (b) cálculo de J considerando o crescimento da trinca*

Considerando a interpretação energética da Integral-J proposta por Rice [33], a integral J pode ser determinada pela equação 3:

$$J = -\frac{d\Pi}{Bda}, \tag{3}$$

onde Π é a energia potencial, B a espessura do corpo trincado e da o incremento diferencial no tamanho da trinca. A energia potencial é dada pela diferença entre a energia de deformação U e o trabalho feito pelas forças externas $\overline{W}$. Para condições de incremento do tamanho da trinca em controle de deslocamento, $\overline{W}$=0, $\Pi = U$. Portanto, uma definição alternativa para J é:

$$J = -\frac{dU}{Bda} = -\frac{\partial}{\partial a}\left[\int_0^{\delta} P d\delta\right], \tag{4}$$

$$J = -\int_0^{\delta} \left(\frac{\partial P}{\partial a}\right)_{\delta} d\delta, \tag{5}$$

onde foi considerada espessura unitária para simplificar o desenvolvimento da equação. Expressão similar pode ser obtida para controle de carga. Assim sendo, J pode ser interpretada como a diferença de energia absorvida por corpos trincados com tamanhos de trinca a e $a + da$, respectivamente, para materiais com resposta elasto-plástica. Observa-se que a definição anterior de J em termos de quantidades mensuráveis, carga e deslocamento, permite o cálculo experimental da força motriz em corpos trincados.

Separando o deslocamento em parcelas elástica e plástica, Ernst e colaboradores [32] propuseram um procedimento muito simples para avaliar J. Considerando J como função do tipo potência das variáveis a e δ, uma relação unívoca entre J e o par (a, δ) é garantida e a independência do caminho seguido no plano $a - \delta$ até o ponto de interesse é verificada. O valor atual de J é independente da história do carregamento. A existência de uma constante, chamada de fator η, que independe do nível de carregamento permite correlacionar o trabalho plástico feito com a parcela plástica da integral J. O fator η existirá se, e somente se, as cargas aplicadas podem ser separadas em duas funções que dependam das variáveis a/W e δ_{pl}/W:

$$P = \frac{b^2}{W} F\left(a/W, \delta_{pl}/W\right) \tag{6}$$

$$P = \frac{b^2}{W} g\left(a/W\right) H\left(\delta_{pl}/W\right) \tag{7}$$

o valor de J vem definido pela equação 8.

$$J = J_e + \frac{\eta}{b}\int_0^{\delta_{pl}} P d\delta_{pl} \tag{8}$$

sendo η definido pela equação 9.

$$\eta = \left(2 - \frac{b}{W}\frac{g'}{g}\right) \tag{9}$$

Determinando a diferencial total de J e integrando a expressão obtida entre os limites $[a_0, a]$ e $[0, \delta]$, Ernst determinou uma expressão geral para o cálculo de J:

$$dJ = \frac{\partial J}{\partial a} da + \frac{\partial J}{\partial \delta} d\delta \tag{10}$$

$$J = \int_{a_0}^{a} \left(\frac{J}{b}\gamma\right) da + \frac{\eta}{b}\int_0^{\delta} P\, d\delta \tag{11}$$

onde $\gamma = \eta - 1 - \frac{b}{W}\frac{\eta'}{\eta}$, com $\eta' = \frac{d\eta}{d(a/W)}$. Portanto, J pode ser calculada usando qualquer caminho desejado desde a origem do sistema de coordenadas até o ponto de interesse. Na presença de crescimento de trinca como mostra a figura 6(b), a integral J no ponto C pode ser calculada como:

$$J_C = J_B - \int_{a_0}^{a} \left(\frac{J}{b}\gamma\right) da \tag{12}$$

$$J_C = J_A + \frac{\eta}{b}\int_{\delta_A}^{\delta_B} P d\delta - \int_{a_0}^{a} \left(\frac{J}{b}\gamma\right) da \tag{13}$$

$$J_C = \frac{\eta}{b}\int_{0}^{\delta_A} P d\delta + \frac{\eta}{b}\int_{\delta_A}^{\delta_B} P d\delta - \int_{a_0}^{a} \left(\frac{J}{b}\gamma\right) da. \tag{14}$$

A expressão anterior é exata e nenhuma aproximação foi requerida. Se os pontos *A*, *B* e *C* são próximos entre si, algumas aproximações podem ser feitas visando simplificar o cálculo de J. No limite, considerando incrementos diferenciais das variáveis, o segundo e terceiro termo da integral podem ser simplificados como:

$$\frac{\eta}{b}\int_{\delta_A}^{\delta_B} P d\delta \approx \frac{\eta}{b} A_{AB} \tag{15}$$

$$\int_{a_0}^{a} \left(\frac{J}{b}\gamma\right) da \approx \frac{\gamma}{b} J_B (a - a_0) \tag{16}$$

finalmente o valor de J no ponto C pode ser determinado como:

$$J_C = J_A + \frac{\eta}{b} A_{AB} - \frac{\gamma}{b} J_B (a - a_0) \tag{17}$$

o procedimento adotado no presente trabalho atualiza os valores de J_e e J_p a cada um dos descarregamentos parciais durante o ensaio na forma

$$J^k = {J_e}^k + {J_p}^k \tag{18}$$

com este procedimento, o k-ésimo termo elástico é diretamente calculado do correspondente k-ésimo K_I usando o termo correspondente da equação apresentada anteriormente que relaciona J, K e E.

Para uma trinca estacionária, as componentes da Integral J podem ser escritas como [30]:

$$J = J_e + J_p = \frac{K_I^2}{E} + \frac{\eta_J \times A_P}{B \times b_0} \tag{19}$$

onde K_I é o fator elástico de intensidade de tensões no modo I de carregamento, A_P é a área sob a curva carga vs deslocamento, B é a espessura efetiva do corpo de prova e b_0 $(= W - a_0)$ é o ligamento remanescente inicial. O fator η_J introduzido por Sumpter e Turner [32] e Paris [34] representa um parâmetro adimensional que correlaciona a energia de deformação plástica com a porção plástica da integral J.

Estes valores de tenacidade à fratura podem servir como base para comparação, seleção e garantia de segurança de materiais. Pode ser usada para classificar os materiais em função da capacidade de absorver energia. Eles também servem como base para avaliação estrutural de tolerância a defeitos. Além disso, as curvas de resistência para corpos de prova flexionados em três pontos com trinca profunda são bastante conservadoras em relação a configurações de carregamento de tração [28].

Tendo estas afirmações como base, propõe-se uma nova metodologia usando espécimes flexionados em quatro pontos. Esta nova metodologia terá os mesmos objetivos da norma ASTM E1820 [29], que é de desenvolver um registro de força-deslocamento que possa ser usado para avaliação dos parâmetros $K, J\ e\ CTOD$. Porém, a norma citada anteriormente não é definida para experimentos com corpos de prova flexionados em quatro pontos. Para propor esta complementação à norma, é necessário obter expressões para as equações de flexibilidade, fator de intensidade de tensões, fator η_p, fator γ e m, explicados a seguir.

2.1 Configuração do corpo de prova

A figura 7 mostra a configuração do corpo de prova proposto neste trabalho.

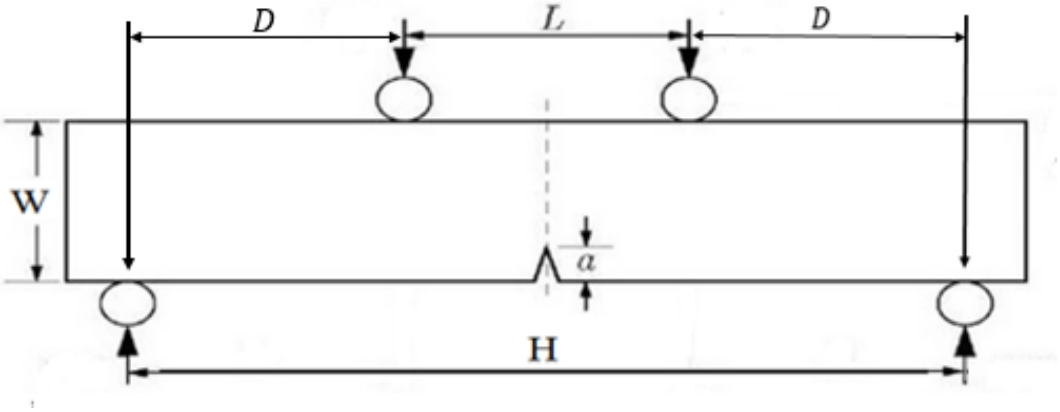


Figura 7 *- Configuração do Corpo de Prova Proposto - Flexão em quatro pontos*

O comprimento da trinca e a largura do corpo de prova são representados por a e W, respectivamente. A espessura do corpo é denotada por B. Não é possível visualizá-la na figura 4, mas é a dimensão perpendicular ao plano da figura. O espaçamento entre os roletes externos, fixos, é H. Entre os internos, local de aplicação do deslocamento, L, e o espaçamento entre os roletes, interno e externo, é D.

2.2 Cálculo da flexibilidade

No conceito de flexibilidade no descarregamento/carregamento, o comprimento da trinca é relacionado com a flexibilidade instantânea do espécime. Durante o ensaio experimental são executados descarregamentos elásticos em intervalos regulares, figura 8. Para cada um destes, é associado um valor de flexibilidade correspondente ao tamanho atual da trinca. O uso de uma função que relaciona os valores de flexibilidade, C, com o comprimento da trinca, a, do espécime permite obter os valores de crescimento (Δa) correspondentes a cada um dos descarregamentos parciais.

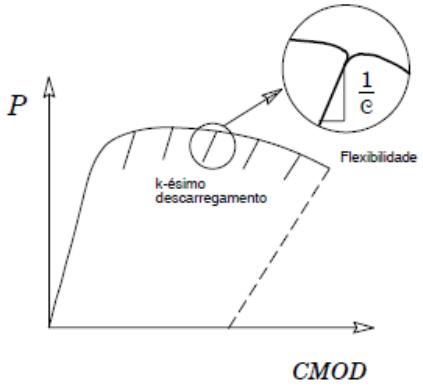


Figura 8 *- Descarregamentos parciais durante a evolução do carregamento com a abertura da ponta da trinca (CMOD)[4]*

Análises elásticas lineares dos corpos de prova descritos anteriormente fornecem uma medida da relação linear entre o carregamento aplicado, P, e a abertura da boca da trinca, CMOD, para avaliar a flexibilidade do espécime. Para cada espécime com relação a/W especificada, a evolução do carregamento com o CMOD é uma linha reta com inclinação igual ao inverso da flexibilidade.

A norma ASTM E1820 apresenta a flexibilidade C de forma normalizada. Ela é função do módulo de elasticidade do material e proporções geométricas do espécime tais como a espessura, largura e a relação H/W. Por meio de análise dimensional a flexibilidade fica normalizada para que seja independente destas variáveis. Para o caso de espécimes à flexão em três pontos, a normalização da flexibilidade resulta na seguinte expressão [31].

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{B*W*E*C}{\frac{H}{4}}\right)}+1} \tag{20}$$

Essa flexibilidade normalizada depois é relacionada com a profundidade relativa da trinca, a/W. Usando esta análise nos espécimes estudados neste trabalho, a variável não possui o comportamento esperado. A normalização da flexibilidade é feita com o intuito de ser independente das relações geométricas do corpo, como espessura e largura. Sendo função apenas de a/W. Portanto, a seguinte expressão é proposta para normalizar a flexibilidade dos corpos de provas flexionados em quatro pontos.

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{B*W*E*C}{D}\right)}+1} \tag{21}$$

As variáveis explicitadas nesta equação foram descritas na seção 1.3. A normalização proposta se mostrou aderente ao comportamento esperado da variável, como pode ser verificado na seção 6.1.

2.3 Cálculo do fator de intensidade de tensões

Uma vez definida a função de flexibilidade para cálculo dos valores instantâneos do tamanho da trinca, explicada na seção anterior, é necessário determinar a Integral J para cada um dos descarregamentos. A parte elástica da Integral J é determinada usando o fator de intensidade de tensões K_I. Este fator é avaliado usando a carga aplicada no ponto de início do descarregamento, P_k, como [31]

$$K_I^k = \frac{P_k}{B*\sqrt{W}} f\left(\frac{a}{W}\right) \tag{22}$$

onde $f(a/W)$ é um fator de forma adimensional o qual depende da geometria do espécime, comprimento de trinca e condições de carregamento. Rearranjando a equação 22, $f(a/W)$ pode ser escrita como:

$$B * \sqrt{W * E * J} = f\left(\frac{a}{W}\right) * P_k \tag{23}$$

a equação 23 pode ser vista como um reta do tipo $y = \alpha * x$ com $\alpha = f(a/W)$, $y = B * \sqrt{W * E * J}$ e $x = P_k$. Assim, o fator de forma adimensional de cada corpo de prova pode ser obtido construindo-se gráficos a partir da relação mencionada e calculando a inclinação das curvas.

2.4 Cálculo de η_J e γ

Como visto anteriormente, a parte plástica da integral J pode ser escrita como segue.

$$J_P = \frac{\eta_J * A_P}{B * b_0} \rightarrow \eta_J = \frac{J_P * B * b_0}{A_P} \tag{24}$$

Da equação 24, é possível calcular os fatores η_J para diferentes geometrias. A figura 9 ilustra o processo para estimar J_p. Como observado, a área utilizada para estimar a componente plástica de J pode ser estimada utilizando a abertura da boca da trinca (V ou CMOD) ou o deslocamento da linha de carga (Δ ou LLD). Apesar das duas medições servirem para o mesmo propósito, os fatores η_J correspondentes são diferentes e possuem características distintas. A principal diferença entre as duas medições está na grandeza da área plástica.

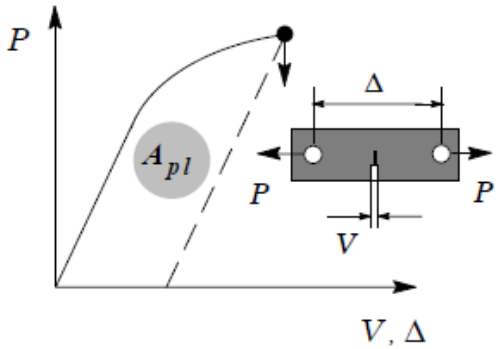


Figura 9 *- Definição da área plástica sob a curva carga vs. deslocamento [4]*

Escolheu-se utilizar a abertura da boca da trinca para calcular o fator. Experimentalmente, é mais simples e se tem maior precisão na medição do CMOD do que do LLD. Isto traz a necessidade do emprego de curvas P-CMOD e do fator η_J^{CMOD}, consequentemente, para a obtenção das curvas de resistência. Outro ponto positivo deste método de estimativa do fator é que o mesmo apresenta menor variação devido ao carregamento, profundidade de trinca e propriedades de material [4].

Uma questão importante a ser analisada para a avaliação numérica do fator η_J^{CMOD} é a escolha dos valores de carga para os quais serão calculados os fatores. Para baixos níveis de carregamento, a porção elástica da área sob a curva carga vs. deslocamento possui uma ordem de grandeza parecida com a porção plástica. Este fato

gera ruídos no valor calculado de η_J. Como mostrado por Cravero [4], este fator se estabiliza para níveis de $J/b * \sigma_0 \geq 0{,}01$. Sendo assim, este será o valor utilizado como referência para fazer a estimativa dos valores de η_J.

Entretanto, a expressão definida para J_P nesta seção é válida para uma trinca estacionária. Caso haja crescimento estável da trinca, a curva carga-deslocamento possui diferenças significantes da correspondente à trinca estacionária [32]. Consequentemente, a determinação de valores precisos da integral J requer uma adaptação onde as mudanças da curva carregamento vs. deslocamento sejam contabilizadas conforme o avanço da trinca.

Utilizando o método proposto por Ernst e colaboradores [34, 35], similarmente à porção elástica da integral J, a k-ésima componente plástica de J é dada por

$$J_P^k = [J_P^{k-1} + \frac{n_{k-1}}{b_{k-1}B_N}(A_P^k - A_P^{k-1})]\left[1 - \frac{\gamma_{k-1}}{b_{k-1}}(a_k - a_{k-1})\right] \tag{25}$$

onde o fator γ, da equação acima, é definido pela seguinte expressão [32]

$$\gamma_{k-1} = [\eta_{k-1}{}^{LLD} - 1 - (\frac{b_{k-1}}{W} * \frac{\eta'_{k-1}{}^{LLD}}{\eta_{k-1}{}^{LLD}})] \tag{26}$$

2.5 Cálculo de m

Investigações experimentais mostraram que o começo da propagação da trinca pode ser caracterizada por um valor crítico da integral J, J_{IC}, ou pelo deslocamento da abertura da ponta da trinca, δ_{IC}, [36]. Eles sugerem que o crescimento da trinca pode ser caracterizado em termos de curvas $J - R$ ou $\delta - R$, quando certos requisitos são satisfeitos.

Para condições elástica lineares, a relação entre J e δ pode ser descrita através da equação [37]

$$J = m\sigma_{YS}\delta \tag{27}$$

onde m é uma constante adimensional que depende do estado de tensão e das propriedades do material. Anderson [37] mostra que essa equação se aplica muito além os limites de validade da Mecânica da Fratura Elástica Linear, MFEL. Shih [36] também forneceu evidencias adicionais que uma única relação $J - \delta$ se aplica além dos limites da MFEL. Ele avaliou os deslocamentos na ponta da trinca devido a

solução Hutchinson-Rice-Rosengren, HRR, [37] e relacionou-os com a integral J e propriedades do material. De acordo com a solução HRR, os deslocamentos perto da ponta da trinca são da forma

$$u_i = \frac{\alpha\sigma_0}{E}\left(\frac{EJ}{\alpha{\sigma_0}^2 I_n r}\right)^{\frac{n}{n+1}} r\tilde{u}_i(\theta, n) \tag{28}$$

sendo $\tilde{u}_i$ uma função adimensional de θ e n. Shih [36] referiu a definição de δ ilustrada na figura 8. Assim, o CTOD é obtido avaliando u_x e u_y quando $r = r^*$ e $\theta = \pi$:

$$\frac{\delta}{2} = u_y(r^*, \pi) = r^* - u_x(r^*, \pi) \tag{29}$$

interagindo as duas equações anteriores e resolvendo para r^*, tem-se

$$r^* = \left(\frac{\alpha\sigma_0}{E}\right)^{\frac{1}{n}} \left\{\tilde{u}_x(\pi, n) + \tilde{u}_y(\pi, n)\right\}^{\frac{n+1}{n}} \frac{J}{\sigma_0 I_n} \tag{30}$$

definindo $\delta = 2u_y(r^*, \pi)$, chega-se em

$$\delta = \frac{d_n J}{\sigma_0} \tag{31}$$

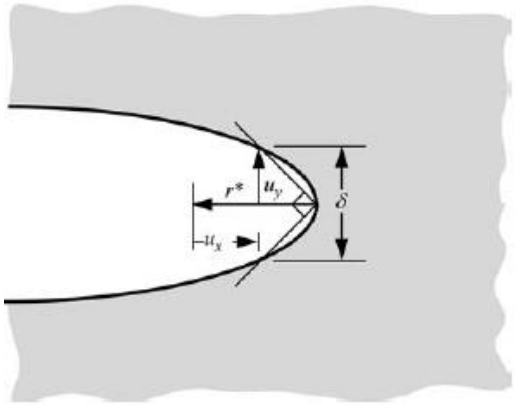


Figura 10 *- Estimativa do CTOD a partir da interceptação em 90° da ponta da trinca e deslocamentos HRR*

isto indica que $d_n = 1/m$, assumindo $\sigma_0 = \sigma_{YS}$. Esta análise ratifica que existe uma única relação entre J e CTOD para um dado material. Em vista disso, estas duas quantidades, d_n e m, são igualmente válidas como parâmetro para caracterizar a ponta da trinca para materiais elasto-plásticos. A tenacidade a fratura de um material pode então ser quantificada por um valor crítico de J ou δ.

3. COMPORTAMENTO DA FRATURA

Muitas pesquisas, nos últimos anos, têm demonstrado convincentemente o forte efeito de alguns aspectos geométricos e de carregamento sobre o comportamento à fratura, para aços estruturais ferríticos, na região de transição de falha dúctil para frágil assim como na região de deformação plástica de forma generalizada. Entre estes fatores, os mais importantes são a geometria dos corpos de prova e o modo de carregamento. Com um incremento do carregamento num corpo finito, o forte campo inicial de escoamento de pequena monta (SSY, do inglês, *Small Scale Yielding*) gradualmente muda para um escoamento de grande monta (LSY, do inglês, *Large Scale Yielding*). Isso também ocorre com as zonas plásticas na ponta da trinca. Com o incremento, cada vez mais estas zonas se fundem com a plasticidade global devido ao carregamento de flexão no corpo de prova. Este fenômeno é comumente chamado de perda de restrição. Ele contribui para um aumento na tenacidade de trincas rasas e geometria de carregamento de tração, observados em testes de fratura [41,42].

Várias abordagens têm proposto a descrição dos efeitos de mudança de restrição à deformação plástica no comportamento da fratura. Contudo, este trabalho foca na metodologia amplamente empregada que quantifica os níveis de triaxialidade de tensões envolvidas na frente da trinca. A avaliação desses níveis é efetuada sobre um aumento de carregamento remoto baseada na teoria *J-Q*. Esta seção introduz as principais características deste procedimento. Este é fundamental para correlacionar o comportamento em fratura de tubos e cilindros com trincas circunferenciais e corpos de prova experimentais. Incluindo a configuração SE(B) 4PT com diversos tamanhos de trinca.

3.1 Abordagem *J-Q*

A abordagem J-Q caracteriza os campos elasto-plásticos da ponta da trinca através de uma análise bi paramétrica. O desenvolvimento desta caracterização considera um corpo trincado sujeito a uma tensão remota. A deformação da ponta da trinca varia com J/σ_0, onde J denota a Integral J, definida por Rice [42], e σ_0 é a tensão

de (escoamento) referência. Quando a plasticidade da ponta da trinca é limitada, é possível mostrar que os campos elasto-plásticos podem ser descritos por uma única família de campos de tensão com a variação da triaxialidade das tensões. Estes argumentos motivaram O'Dowd e Shih (OS) [43,44] a propor uma aproximação da descrição para os campos elasto-plásticos na ponta da trinca. Esta descrição é baseada no parâmetro de triaxialidade, mais aplicável sobre condições LSY, para materiais com resposta elasto-plástica descrita pela lei de encruamento $\varepsilon/\varepsilon_0 \propto (\sigma/\sigma_0)^n$. Aqui n denota o expoente de encruamento, σ_0 e ε_0 são as referências de tensão (de escoamento) e deformação (na tensão de escoamento), respectivamente. Guiados por análise numérica detalhada e empregando o modelo de camada limite modificada (MBL, do inglês, Modified Boundary Layer), originalmente proposto por Rice [45], O'Dowd e Shih [43,44] identificaram uma família própria similar de campos na forma:

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 f_{ij}(\frac{r \times \sigma_0}{J}, \theta, Q) \tag{32}$$

na equação 32, r e θ são coordenadas polares centradas na ponta da trinca. Com $\theta = 0$ correspondendo a linha na frente da trinca. O'Dowd e Shih analisaram o setor à frente da ponta da trinca entre a referência SSY e os corpos de prova. Eles mostraram que $Q\sigma_0$ corresponde efetivamente a uma tensão hidrostática. Isto é, a diferença relativa do campo para uma referência de alta relação de triaxialidade de tensão

$$(\sigma_{ij})_{CP} = (\sigma_{ij})_{SSY} + Q\sigma_0\delta_{ij} \tag{33}$$

onde o parâmetro adimensional Q define o valor pelo qual σ_{ij} dos corpos de prova, $(\sigma_{ij})_{CP}$, diferem da referência de alta triaxialidade adotada, em SSY, $(\sigma_{ij})_{SSY}$, [46-49]. Consequentemente, Q é usualmente definida como

$$Q \equiv \frac{(\sigma_{yy})_{CP} - (\sigma_{yy})_{SSY}}{\sigma_0} \tag{34}$$

onde a diferença do campo descrito em termos da tensão de abertura (Modo I), σ_{yy}, é convencionalmente avaliada à uma distância normalizada da ponta da trinca $\lambda = r/J\sigma_0 = 2$. Sendo $\lambda = 2$ uma distância microestruturalmente significativa à frente da ponta da trinca relacionada ao mecanismo da falha. O'Dowd e Shih [43,44] e Cravero e Ruggieri [38] também mostraram que Q é relativamente independente de r em uma variação de $1 \leq \lambda \leq 5$. A construção das trajetórias *J*-*Q* para componentes estruturais e corpos de provas então segue a estimativa da equação anterior a cada estágio do carregamento no corpo finito. A figura 11 retrata o procedimento para a determinação

do parâmetro *Q*. Ele é simplesmente a diferença computada entre o campo de referência SSY e a tensão (abertura) da ponta da trinca para o corpo finito a uma determinada distância da ponta da trinca. A diferença gradualmente aumenta com o aumento do carregamento remoto, caracterizado por *J*.

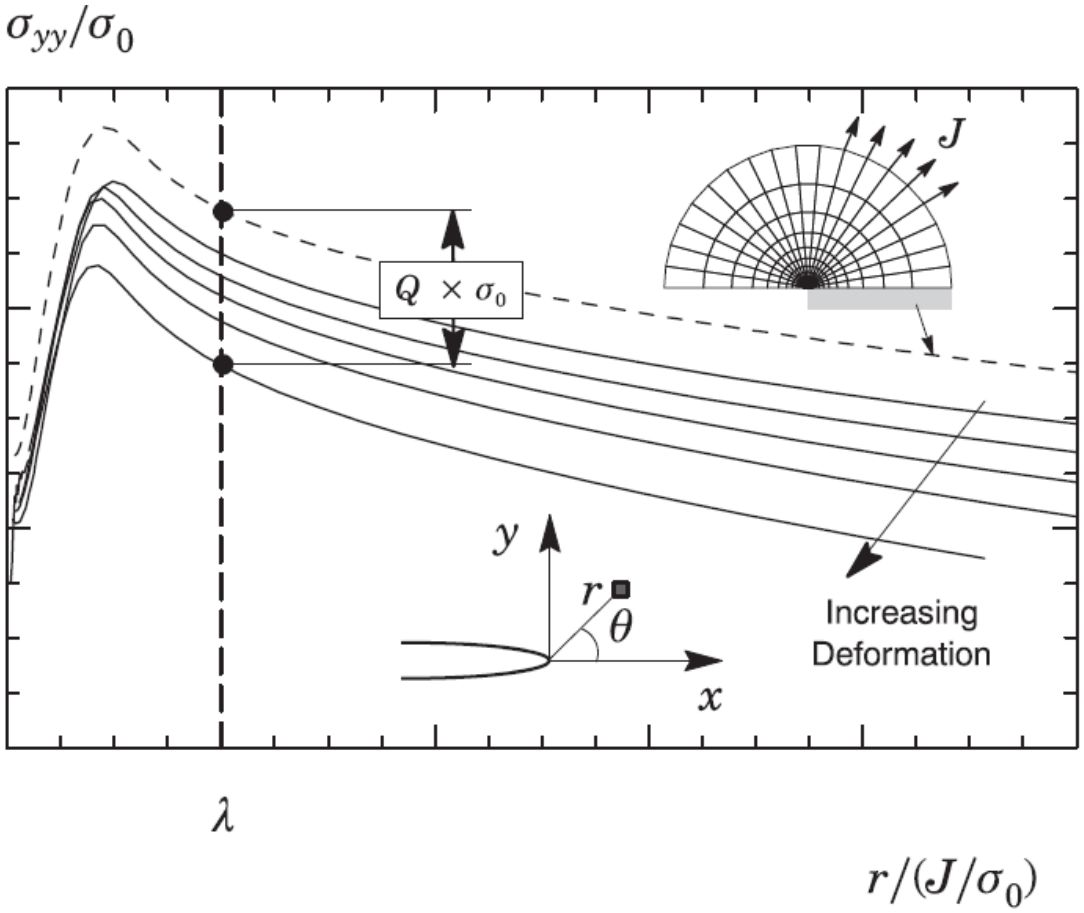


Figura 11 *- Procedimento para determinar o parâmetro Q baseado na diferença do campo a uma dada distância da ponta da trinca [26]*

4. MODELAGEM NUMÉRICA

Esta seção descreve as análises de elementos finitos 3-D para as configurações analisadas neste trabalho. Apresentar-se-á a matriz de análise e um esquema dos modelos simulados numericamente. Há destaque para a malha ao redor da ponta da trinca. Como esta é a região de estudo, precisa estar devidamente discretizada para evitar erros que afetem os resultados.

Aditivamente, serão discutidas as propriedades dos modelos constitutivos e o procedimento de processamento das simulações numéricas.

4.1 Modelo de elementos finitos

A matriz de análise do projeto inclui corpos em flexão 4PT. Os modelos possuem espessura, B, igual a 25,4 mm. A relação B/W é igual a 1 e 0,5. E a relação da profundidade da trinca com a largura do corpo de prova, a/W, variando de 0,1 a 0,5, com incrementos de 0,1. A distância $L = 2W, 4W$ e $6W$ e $H = 10W$ e $6W$, ambas dimensões apresentadas na figura 7. Estas configurações foram escolhidas, pois cobrem uma faixa significativa de aplicação deste tipo de corpo de prova.

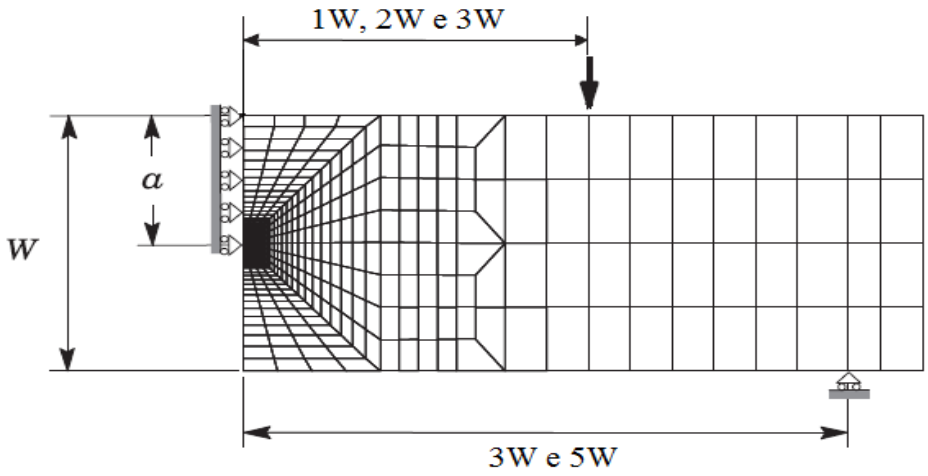


Figura 12 *- Modelo de elementos finitos usado*

A figura 12 mostra um exemplo do modelo numérico construído para a análise. Uma configuração convencional de malha tendo um anel de elementos em torno da frente da trinca, figura 13, é usado com um pequeno arco de circunferência na ponta

da trinca. Este arco tem raio, ρ_0, de 2,5μm (0,0025 mm – para configurações $B/W = 0{,}5$) e 5,0μm (0,005 mm - $B = W$). Em cima destas configurações, foi notada a importância de uma análise da densidade da malha a fim de obter resultados mais confiáveis e com uma representação realista (ver Apêndice B).

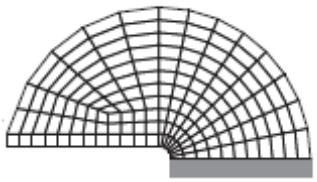


Figura 13 *– Malha ao redor da ponta da trinca*

Análises numéricas anteriores [38] revelam que tal design de malha proporciona uma resolução detalhada dos campos tensão-deformação ao redor da ponta da trinca. Esta resolução é imprescindível para uma precisa avaliação dos valores de J.

Condições de simetria permitem a modelagem de somente um quarto do corpo de prova. Esta abordagem se faz suficiente com restrições apropriadas no ligamento remanescente à frente da trinca e no plano de simetria que corta a espessura B da peça. Os modelos apresentam em torno de 30000 elementos e possuem aproximadamente 38000 nós. Os elementos dos modelos têm topologia hexagonal com 8 nós para cada um. Estes modelos são carregados impondo-se incrementos de deslocamentos nos pontos de carregamento para alcançar convergência numérica.

4.2 Modelo do material e procedimentos

Os modelos constitutivos elasto-plásticos nas análises reportadas aqui seguem uma teoria convencional de Pequenas Deformações (do inglês, *Small Geometry Change* - SGC). As soluções numéricas seguem um modelo simples de encruamento para caracterizar a tensão verdadeira uniaxial ($\bar{\sigma}$) versus a deformação logarítmica ($\bar{\varepsilon}$) na forma

$$\frac{\bar{\varepsilon}}{\varepsilon_0} = \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_0}, \varepsilon \leq \varepsilon_0 \; ; \; \frac{\bar{\varepsilon}}{\varepsilon_0} = \left(\frac{\bar{\sigma}}{\sigma_0}\right)^n, \varepsilon > \varepsilon_0 \tag{35}$$

onde σ_0 e ε_0 são a tensão e deformação de referência, e n é o expoente de encruamento. As análises consideraram um material com propriedades de um aço com três níveis de

encruamento: alto, $n = 5$ com $E/\sigma_0 = 800$; moderado, $n = 10$ com $E/\sigma_0 = 500$; e baixo, $n = 20$ com $E/\sigma_0 = 300$. Sendo, $E = 206\ GPa$ e $\nu = 0{,}3$.

O código de elementos finitos WARP3D [39] proporciona soluções numéricas para as simulações 3-D discutidas aqui. Este código apresenta uma avaliação da integral J a partir de um procedimento de domínio da integral. O código reproduz valores de J em excelente acordo com as estimações baseadas nos fatores η para deformação plástica em corpos de prova [37]. Ao mesmo tempo, mantém a independência do caminho para domínios definidos fora do material altamente deformado perto da trinca. WARP3D analisa modelos de fratura construídos com elementos tridimensionais, hexaédricos e com oito nós tri lineares.

O código de pesquisa FRACTUS2D [40] é empregado para computar as curvas $J - Q$ derivadas da análise estacionária de crescimento da trinca para os corpos de provas analisados. Além disso, este código também será utilizado, a partir das análises do WARP3D, para se estimar as equações de flexibilidade, fator intensidade de tensões do material e fatores η, γ e m. Para estimar C e $f(a/W)$, os modelos numéricos precisam ser totalmente elásticos.

4.3 Matriz de análise

A tabela 1 resume a matriz de análise. Pela tabela, pode-se contabilizar 50 modelos. Entretanto, trabalhou-se com 3 níveis de encruamento. Vale ressaltar que a modificação do valor do coeficiente de encruamento, altera o valor da tensão de escoamento, σ_0, como explicado na seção 4.2. Assim sendo, se tem 150 modelos a serem simulados.

Tabela 1 *- Matriz de Análise*

W	B/W	Apoio	a/W	Carga
25,4	1 e 0,5	10W	0,1	2W
				4W
				6W
			0,2	2W
				4W
				6W
			0,3	2W
				4W
				6W
			0,4	2W
				4W
				6W
			0,5	2W
				4W
				6W
		6W	0,1	2W
				4W
			0,2	2W
				4W
			0,3	2W
				4W
			0,4	2W
				4W
			0,5	2W
				4W

A seguinte seção apresenta os resultados obtidos com o desenvolvimento desta dissertação. O capítulo começa com a validação dos modelos, apresentação do protocolo de ensaio proposto usando os corpos de prova de flexão em 4 pontos e finalmente uma validação experimental é feita comparando diversas configurações de corpos de provas.

5. RESULTADOS

Nesta seção apresentam-se aqui os resultados obtidos nas análises da matriz definida na seção 4. Adicionalmente, mostra-se uma validação metodológica operacional e dos modelos numéricos. Esta verificação é fundamental para eliminar a possibilidade de erros devido a problemas de operação dos códigos de pesquisa ou dos protótipos computacionais. Suplementarmente, expõem-se ferramentas que justificam a escolha de um espécime flexionado em quatro pontos para caracterizar a tenacidade à fratura de materiais metálicos. Os meios para esta comprovação se darão através da análise das curvas de carga-deslocamento, da evolução dos campos de tensão e da variação do nível de encruamento.

5.1 Validação metodológica

A fim de confirmar a validade tanto da metodologia quanto dos modelos numéricos, realiza-se uma verificação dos valores calculados nesta seção com a norma ASTM E1820 [31], Tada e colaboradores [50], e Barbosa [52].

Apesar de não ser instrumento de estudo, faz-se a verificação dos modelos flexionando-os, também, em três pontos para profundidade relativa da trinca, a/W, iguais a 0,2 e 0,5. Da norma ASTM E1820 calcula-se a flexibilidade C para espécimes flexionados em três pontos considerando a abertura da boca da trinca como

$$C = \frac{6*S}{E*W*B} * \left(\frac{a}{W}\right) * [0{,}76 - 2{,}28 * \left(\frac{a}{W}\right) + 3{,}87 * \left(\frac{a}{W}\right)^2 - 2{,}04 * \left(\frac{a}{W}\right)^3 + \frac{0{,}66}{\left(1-\frac{a}{W}\right)^2} \quad (36)$$

sendo S a distância entre os roletes de apoio para flexão em três pontos, igual a $101{,}6\ mm$, W, largura do corpo, igual a $25{,}4\ mm$, B, espessura do corpo, igual a 25,4 mm, E, módulo de Young, igual a $206\ GPa$, e a, tamanho da trinca, que para os casos analisados, valem $5{,}08$ e $12{,}7\ mm$. Definidas todas as variáveis necessárias, os valores de flexibilidade para espécimes em flexão três pontos com profundidade relativa de trinca iguais a 0,2 e 0,5 segundo a norma ASTM E1820 são, respectivamente, $C_{a/W=0{,}2} = 1{,}35 * 10^{-6}$ e $C_{a/W=0{,}5} = 6{,}82 * 10^{-6}$.

Na figura 14, é possível ver as curvas P-CMOD dos corpos de prova numéricos. Por consequência, calcula-se o valor da flexibilidade como visto na seção 2.2. Isto

posto, tem-se que os valores para flexibilidade dos espécimes modelados numericamente são $C_{a/W=0,2,FEM} = 1,27 * 10^{-6}$ e $C_{a/W=0,5,FEM} = 6,49 * 10^{-6}$.

Juntamente com os dados dos modelos, inseriu-se as curvas utilizando os coeficientes calculados pela equação da norma na figura 14. Checa-se que, dada uma configuração de profundidade relativa de trinca, as curvas possuem um mesmo comportamento. Este fato pode ser confirmado analisando o desvio percentual dos valores, que fica abaixo de 6% para os dois casos.

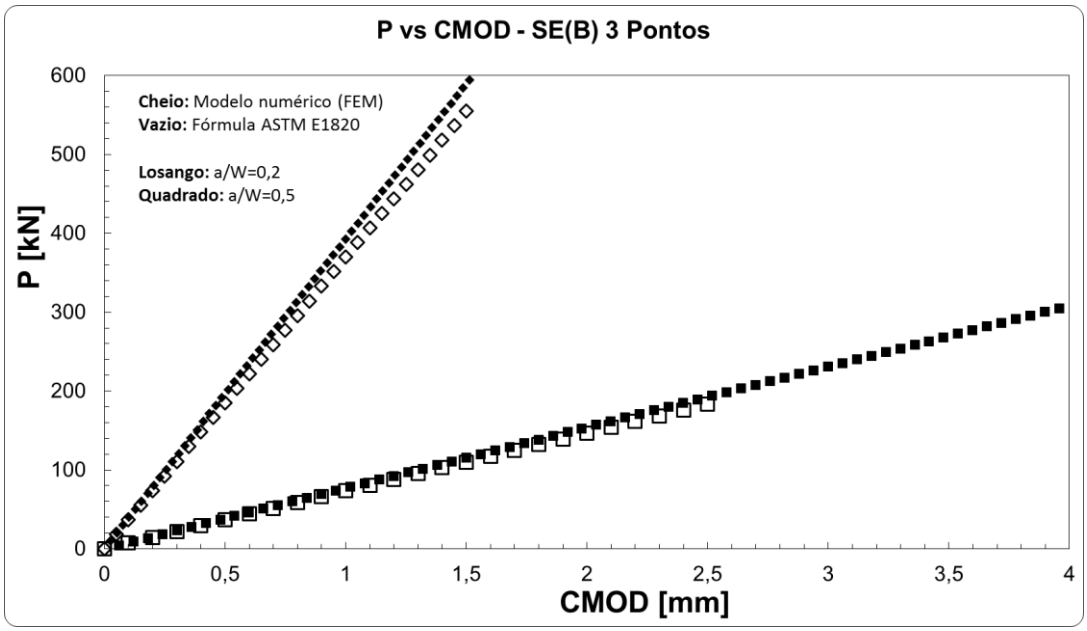


Figura 14 *- Curva P-CMOD para corpos de prova à flexão em três pontos*

Sequencialmente, analisa-se a metodologia de cálculo do fator de intensidade de tensões, K. Da norma ASTM E1820, extrai-se a formulação completa de cálculo desse fator como segue:

$$K_{(i)} = \left[\frac{P_i * S}{(B * B_N)^{1/2} * W^{3/2}}\right] * f(\frac{a}{W}) \tag{37}$$

onde B_N é a largura para espécimes que possuem entalhes laterais para medições no experimento. Para o nosso caso, B_N é igual a B. E S é o espaçamento entre os roletes. No caso de um espécime em 3PT, S é apenas o espaçamento entre os apoios. Sendo um espécime 4PT, S é a dimensão D, mostrada na figura 7. Portanto, reformulando a equação acima, como mostrado a seguir, tem-se que

$$K_{(i)} = \left[\frac{P * D}{(B^2)^{1/2} * W * \sqrt{W}}\right] * f(\frac{a}{W}) \tag{38}$$

$$\frac{B * W * \sqrt{W} * K_{(i)}}{D} = f\left(\frac{a}{W}\right) * P \tag{39}$$

$$\frac{B*W*\sqrt{W*J*E}}{D} = f\left(\frac{a}{W}\right) * P \tag{40}$$

Dada a equação 40, a verificação é feita pela apuração de $f(a/W)$. Proveniente da norma [31], o fator de forma adimensional é calculado da forma como se segue.

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{\left(3*\left(\frac{a}{W}\right)^{\frac{1}{2}}*\left[1{,}99-\left(\frac{a}{W}\right)*\left(1-\frac{a}{W}\right)*\left(2{,}15-3{,}93*\frac{a}{W}+2{,}7*\left(\frac{a}{W}\right)^{2}\right)\right]\right)}{2*\left(1+2*\frac{a}{W}\right)*\left(1-\frac{a}{W}\right)^{\frac{3}{2}}} \tag{41}$$

A partir desta equação, os valores para o fator de forma adimensional para os dois casos analisados aqui são $[f\left(\frac{a}{W}\right)]_{a/W=0,2} = 4{,}6995$ e $[f(a/W)]_{a/W=0,5} = 10{,}65$. Para o cálculo destes fatores através dos modelos computacionais, será utilizada a metodologia da seção 2.3. A figura 15 mostra as curvas necessárias para a obtenção de $f(a/W)$ dos modelos computacionais, já adicionados com os dados da norma.

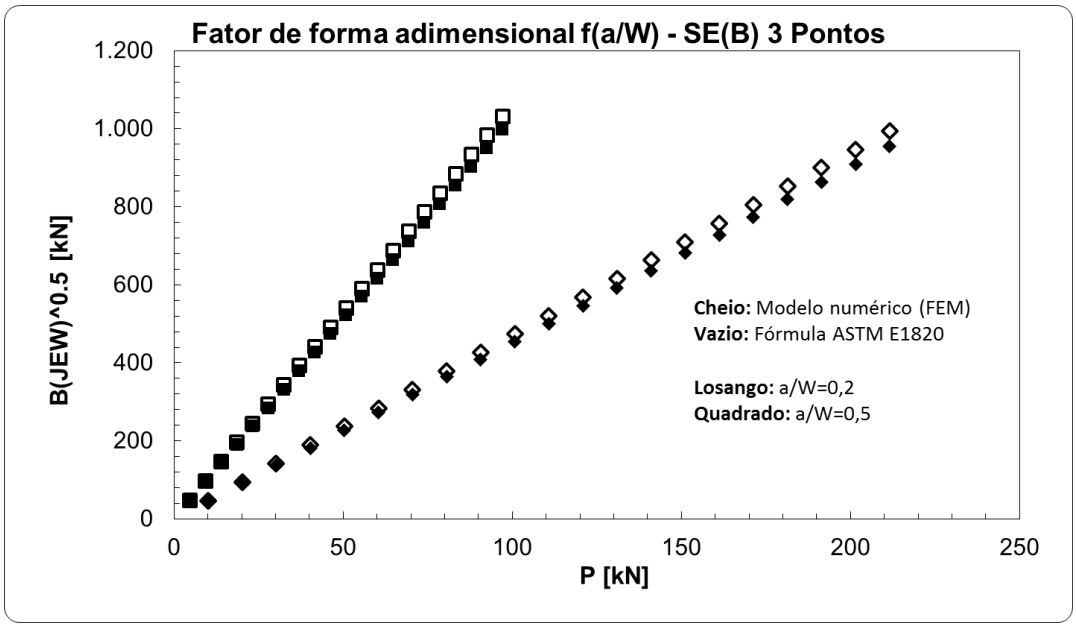


Figura 15 *- Obtenção do fator de forma adimensional - SE(B) 3 Pontos*

Para os modelos computacionais, calculando-se a inclinação das curvas, o fator de forma adimensional assume o valor de $f(a/W)_{FEM;\, a/W=0,2} = 4{,}5126$ e $f(a/W)_{FEM;\, a/W=0,5} = 10{,}29$. Isto equivale a um erro relativo de menos de 4% para os dois casos. Como mencionado anteriormente, a validação até o momento foi feita com modelos flexionados em três pontos. Mesmos eles não sendo objeto de estudo, é o que a norma ASTM E1820 oferece. Esta escassez de informação para espécimes SE(B) flexionados em 4PT indica a necessidade de estudos aprofundados desta geometria, sendo parte integrante das motivações deste trabalho.

Por conseguinte, buscou-se na literatura alguma referência para apurar os modelos em flexão quatro pontos. Tada [50] possui uma análise de flexão pura. Deste modo, esta citação é empregada como base.

Em [50] se calcula a flexibilidade de um modo diferente da norma. Ele faz uma relação entre o deslocamento δ e σ para este fator. Logo, se faz necessário a transformação da tensão em força. Com esta intenção, realiza-se uma análise de forças no diagrama de corpo livre, figura 16.

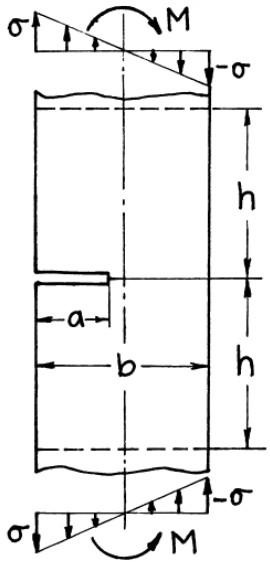


Figura 16 *- Diagrama de corpo livre - momento puro [37]*

Supondo $h = W$, o que significaria que o modelo correspondente seria um com $L = 2W$ e $H = 6W$ (seção 2.1), e a carga representada por P, tem-se que o momento do corpo é equivalente a $M = 2PW$. Tada [50] define tensão como sendo

$$\sigma = 6 * \frac{M}{b^2} \tag{42}$$

sendo $b = W$. No entanto, esta definição supõe espessura unitária na seção transversal. Todavia, os modelos estudados são 3D (possuem espessura não unitária). Desta maneira, é necessária uma adaptação na fórmula que calcula a tensão em função de M, a fim de ser levada em consideração a espessura do modelo numérico. Levando-se em consideração os conceitos de resistência dos materiais, tem-se que a tensão de flexão na seção transversal de um corpo é definida como segue.

$$\sigma = \frac{M * y}{I} \tag{43}$$

sendo y a distância do centroide da seção até o ponto de interesse a se calcular a tensão. Neste caso, como pode ser visto na figura 16, o ponto de maior tensão da seção transversal se encontra na extremidade da mesma, isto posto, $y = W/2$. E I é o momento de inércia da seção. Tendo o caso analisado seção retangular, $B = 0{,}5W$, define-se o momento de inércia por

$$I = \frac{bh^3}{12} \therefore I = \frac{BW^3}{12} \tag{44}$$

Substituindo todas as variáveis, M, y e I, chega-se na equação de tensão adaptada de Tada [50]

$$\sigma = \frac{12P}{BW} \tag{45}$$

A equação de [50] que relaciona a abertura da boca da trinca com a tensão é definida como segue.

$$\delta = \frac{4\sigma a}{E'} * V(\frac{a}{W}) \tag{46}$$

Onde $E' = E/(1 - \upsilon^2)$, sendo E o módulo de Young e υ o coeficiente de Poisson. V é uma função polinomial em função de a/W e definida em [37] como

$$V\left(\frac{a}{W}\right) = 0{,}8 - 1{,}7 * \left(\frac{a}{W}\right) + 2{,}4 * \left(\frac{a}{W}\right)^2 + \frac{0{,}66}{\left(1-\frac{a}{W}\right)^2} \tag{47}$$

Dessa maneira, rearranjando a equação, a flexibilidade C fica sendo a relação entre força e abertura da boca da trinca – como na norma ASTM E1820 – definida por

$$\delta = \frac{48aV\left(\frac{a}{W}\right)}{E'BW} P \therefore C = \frac{48aV\left(\frac{a}{W}\right)}{E'BW} \tag{48}$$

Dessa forma, para os dois casos que estão em análise ($a/W = 0{,}2$ e $0{,}5$), chegam-se aos valores de flexibilidade iguais a $[C_{Tada}]_{a/W=0{,}2} = 5{,}66 * 10^{-6}$ e $[C_{Tada}]_{a/W=0{,}5} = 2{,}84 * 10^{-5}$. Apresenta-se na figura 17 os dados utilizando a estimativa feita com o Tada [50] explicitada anteriormente. Adicionalmente, expõem-se os valores, para a mesma configuração de profundidade relativa de trinca e espessura, das análises numéricas. Calculam-se as flexibilidades para os modelos computacionais através da inclinação das respectivas curvas, chegando-se assim a $[C_{FEM}]_{a/W=0{,}2} = 5{,}67 * 10^{-6}$ e $[C_{FEM}]_{a/W=0{,}5} = 2{,}86 * 10^{-5}$. Os resultados evidenciam uma aderência satisfatória entre a referência bibliográfica e as análises computacionais. Em vista disto, passa-se para a validação do fator de intensidade de tensão para espécimes em flexão de quatro pontos.

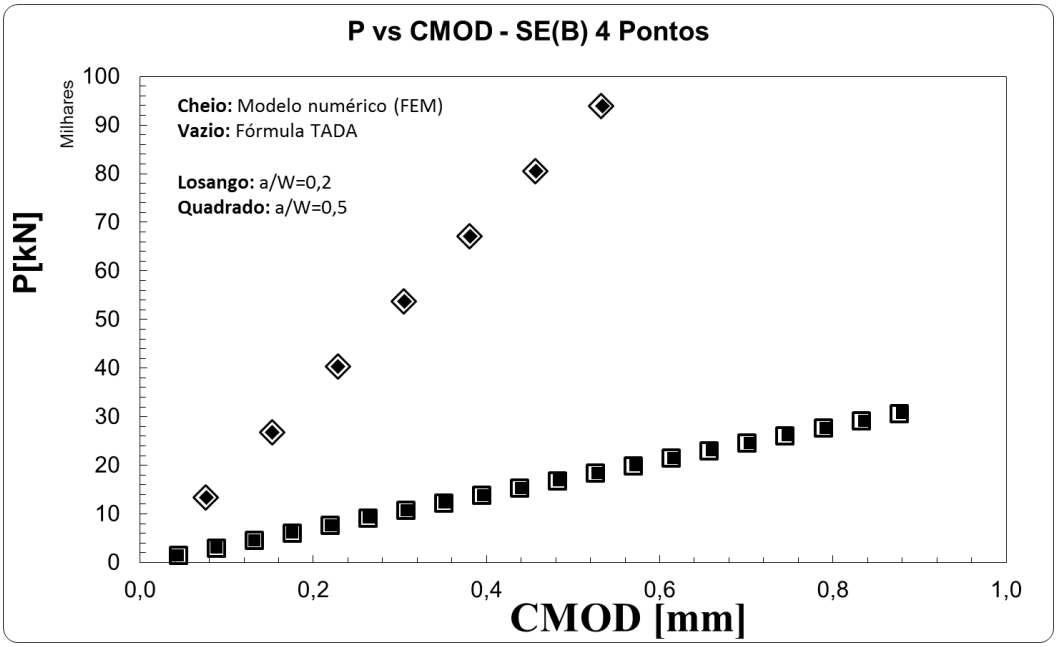


Figura 17 *- Curva P-CMOD para corpos de prova à flexão em quatro pontos*

Segue-se agora para validar o fator de intensidade de tensão através do fator de forma $f(a/W)$. Novamente, é essencial analisar a relação que Tada [50] traz para esse fator. Ele aplica a equação do fator de intensidade de tensão, que possui a forma.

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} f(a/W) \tag{49}$$

A tensão é usada mais uma vez. Nessa situação, deve-se transformar em força. Isto ocorre devido ao fato de ser a informação disponível fornecida pela simulação numérica. Como mostrado anteriormente, $\sigma = 12P/BW$ e $K_I = \sqrt{JE}$. Logo, rearranjando a equação, chega-se a relação.

$$\frac{BW\sqrt{JE}}{12\sqrt{\pi a}} = f\left(\frac{a}{W}\right) * P \tag{50}$$

Agora, já é possível fazer o gráfico para validação, faltando apenas calcular os valores segundo [50]. Segundo a referência, $f(a/W)$ é um polinômio descrito como

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = 1{,}122 - 1{,}4 * \left(\frac{a}{W}\right) + 7{,}33 * \left(\frac{a}{W}\right)^2 - 13{,}08 * \left(\frac{a}{W}\right)^3 + 14 * \left(\frac{a}{W}\right)^4 \tag{51}$$

Chegando aos valores de $[f(a/W)_{Tada}]_{a/W=0,2} = 1{,}053$ e $[f(a/W)_{Tada}]_{a/W=0,5} = 1{,}494$. Na figura 18 visualizam-se as curvas necessárias para a obtenção de $f(a/W)$ dos modelos computacionais, já adicionados com os dados calculados através da formulação proposta em [50].

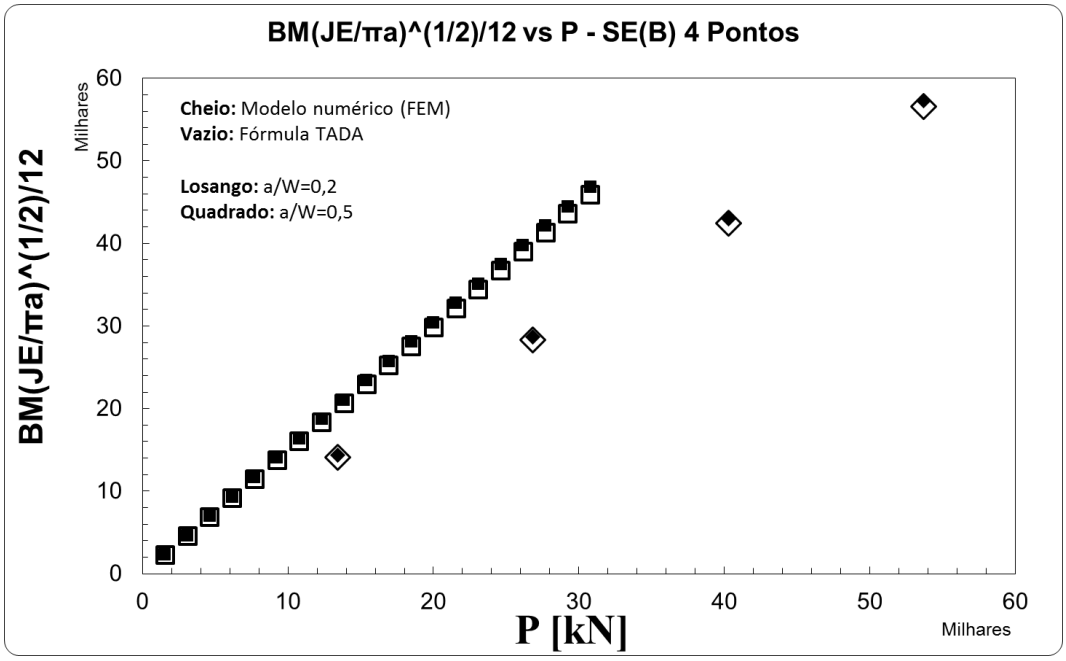


Figura 18 *- Obtenção do fator de forma adimensional - SE(B) 4 Pontos*

Calculando-se a inclinação das curvas, o fator de forma adimensional assumem os valores de $[f(a/W)_{FEM}]_{a/W=0,2} = 1{,}067$ e $[f(a/W)_{FEM}]_{a/W=0,5} = 1{,}523$. Isto equivale a um erro relativo de menos de 1% para os dois casos. Este valor baixo de divergência pode ser verificado no gráfico.

Ainda na busca de literatura sobre modelos flexionados em quatro pontos, Barbosa [52], recentemente, fez uma análise dos efeitos de restrição e desenvolvimento de procedimentos experimentais. Esta referência tem como objeto de estudo modelos de elementos finitos em estado plano de deformação (2-D). Isto gera comportamentos diferentes dos modelos estudado neste trabalho (3-D), porém comparáveis. Nesta parte, verificam-se as relações J-CTOD, caracterizada pelo fator m (seção 2.5). Barbosa e Ruggieri [52] apresentam a seguinte equação para o fator m de corpos flexionados em quatro pontos:

$$m = 0{,}9781 + 1{,}6154 * \left(\frac{a}{W}\right) - 0{,}9092 * \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 4{,}3640 * n^{-1} - 0{,}0035 * n \quad (52)$$

onde n, o coeficiente de encruamento, é definido por:

$$n = \frac{1{,}1249 + 11{,}0097 * Y_r - 11{,}7464 * Y_r^2}{1 + 1{,}3495 * Y_r - 5{,}3117 * Y_r^2 + 2{,}9643 * Y_r^3} \quad (53)$$

e $Y_r = \sigma_0/\sigma_{uts}$, sendo σ_0 a tensão de escoamento (referência) e σ_{uts} a tensão última de resistência do material. A figura 19 mostra as curvas obtidas pela equação 52 e os pontos dos modelos analisados nesta dissertação.

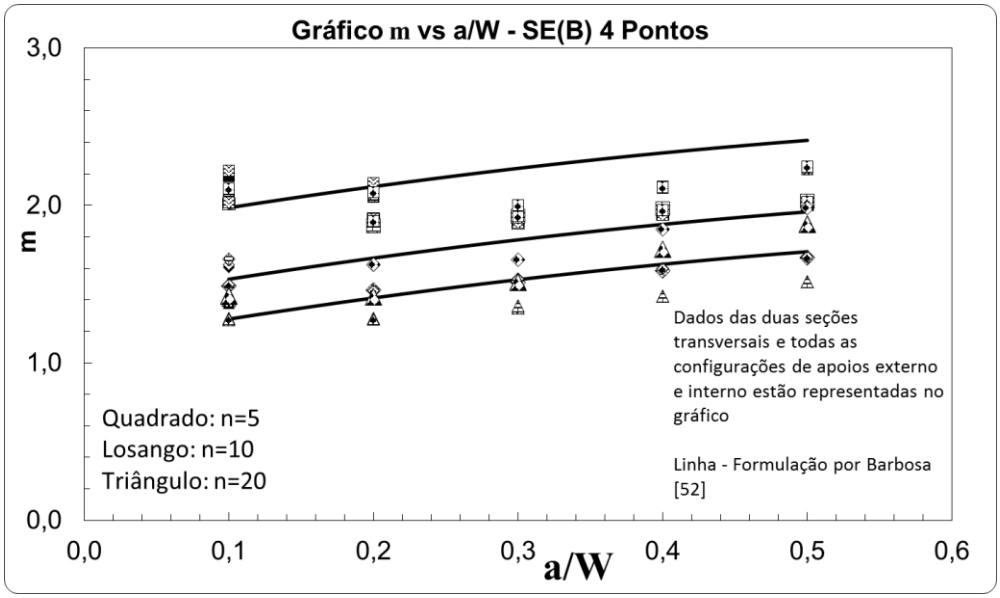


Figura 19 *- Fator m vs. a/W - Comparação Barbosa [52] e modelos computacionais*

As diferenças observadas na Figura 19 são explicadas possivelmente pelos tipos de modelos. A formulação proposta por Barbosa [52] é para modelos em estado plano de deformação (2-D), enquanto este trabalho contempla modelos computacionais tridimensionais (3-D). Apesar disto, as tendências e grandeza dos dados são semelhantes e comparáveis. Nota-se que os modelos trinca rasa, a/W=0,1, apresentam tendências diferentes para algumas configurações de suporte.

A partir dos resultados apresentados nessa seção é aceitável afirmar que tanto a metodologia operacional das simulações quanto os modelos numéricos estão em concordância com as referências. De posse desse conhecimento, consegue-se afirmar que comportamentos fora do convencional nos resultados que serão apresentados não podem ser atribuídos a problemas de ordem computacional.

5.2 Curvas carga-deslocamento

A fim de embasar a afirmação de caracterizar a tenacidade à fratura de aços através de espécimes flexionados em quatro pontos, analisar-se-á agora as curvas $P - CMOD$ das configurações estudadas neste projeto. Esta curva representa a carga aplicada (P, em kN) em função da abertura da boca da trinca (CMOD). Adicionalmente, ilustra-se um diagrama de corpo livre de uma viga apoiada em 4 pontos, que representa o modelo estudado, como mostrado na figura 20. Nota-se que

o momento na viga é proporcional à distância entre o apoio externo e o ponto de aplicação da carga. Para o nosso caso, proporcional a dimensão D, vide Figura 7.

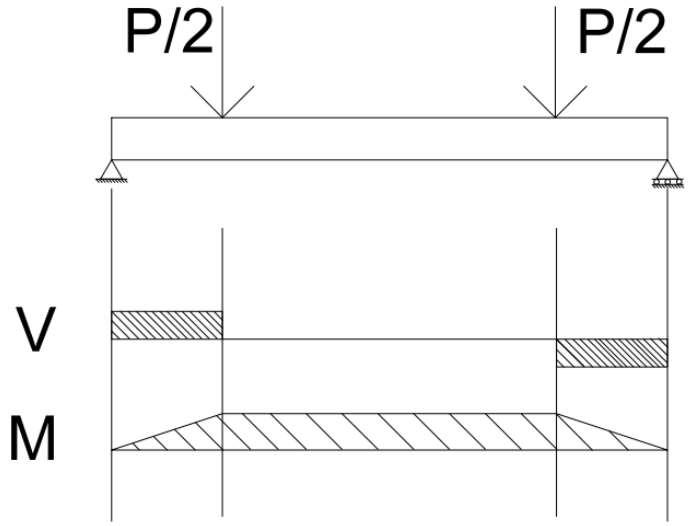


Figura 20 *- Diagrama de corpo livre de uma viga flexionada em quatro pontos*

Na sequência, serão apresentadas as curvas $P - CMOD$ para as profundidades relativas de trinca, $\frac{a}{W} = 0{,}2$ e 0,5. Para os dois gráficos, na legenda, o primeiro número representa a distância entre os dois pontos externos de apoio e o segundo a distância entre os dois pontos de aplicação de carga. Sendo assim, por exemplo, um modelo $6W_2W$ possui distância entre apoios externos de $6x25{,}4 = 152{,}4mm$ e entre aplicação de carga de $2x25.4 = 50{,}8mm$. Logo, possui $D = 2W = 2x25{,}4 = 50{,}8mm$. Para comparação, a curva de carga-deslocamento para uma geometria flexionada em 3 pontos será inclusa nos gráficos.

A partir das duas figuras, 21 e 22, nota-se que, para a maioria das configurações, a carga necessária no rolete para que haja a abertura de um mesmo valor da boca da trinca é menor para corpos de prova flexionados em quatro pontos quando comparada à geometria flexionada em três pontos. Contempla-se, também, que esta carga é função da dimensão D (seção 2.1). Quanto maior a diferença entre os roletes externo e interno do espécime em flexão quatro pontos, menor a carga necessária nos roletes, como esperado (aumento do braço). Percebe-se que a curva carga-deslocamento do corpo de prova em três pontos está bem próxima do quatro pontos com $D = 2W$. Isto deve-se ao fato do braço do corpo apoiado em três pontos ser igual a $50{,}8\,mm$ que é igual a $2W$. Isto acontece para as duas profundidades relativas da trinca reportadas. Este fato torna atrativa a configuração geométrica

apoiada em quatro pontos para caracterização da tenacidade à fratura de aços para aplicação *offshore/onshore*, principalmente quando existam limitações de carga do equipamento experimental de teste.

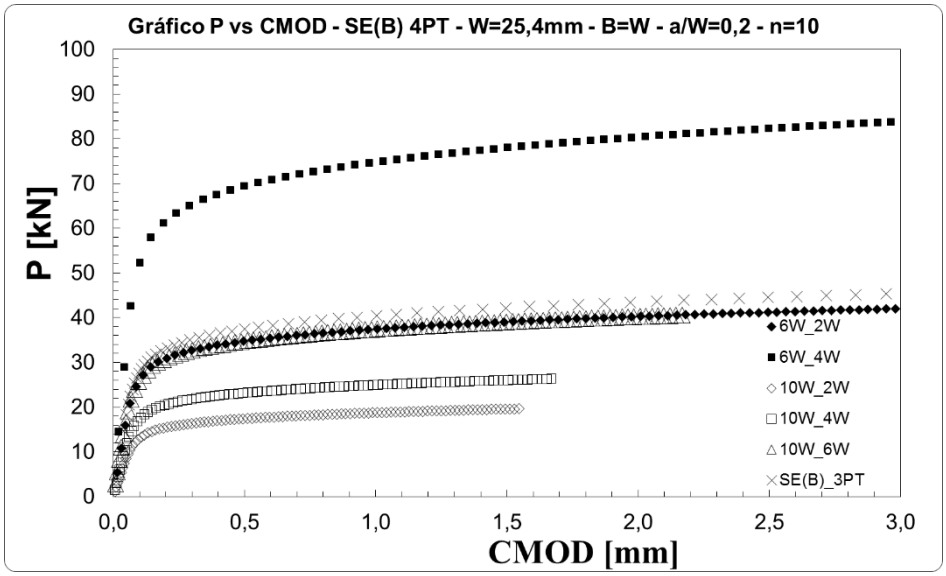


Figura 21 *- Curva P vs. CMOD para corpos SE(B) quatro pontos e três pontos com a/W=0,2*

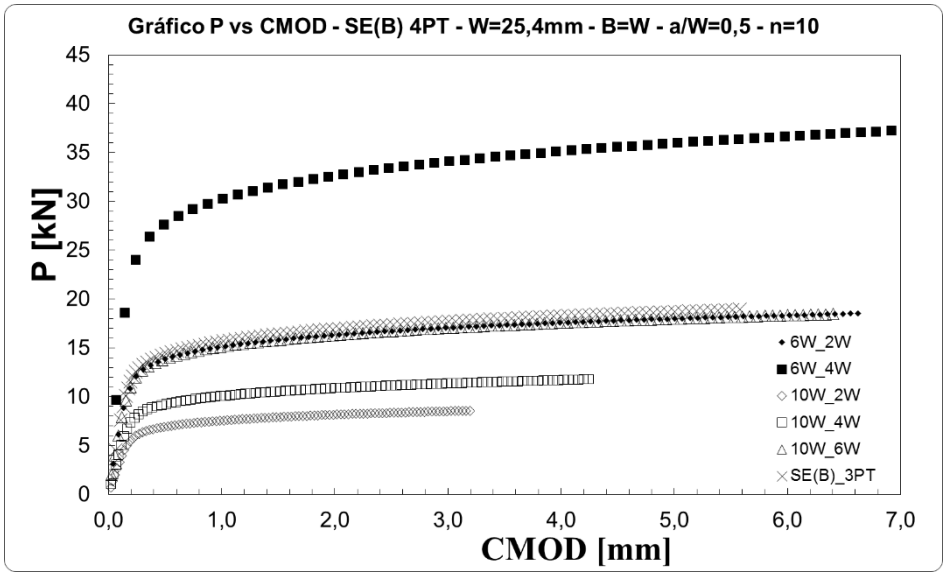


Figura 22 *- Curva P vs. CMOD para corpos SE(B) quatro pontos e três pontos com a/W=0,5*

Outro fator que favorece a utilização de corpos de prova flexionados em quatro pontos é a divisão da carga. As cargas representadas nas Figuras 21 e 22 são referentes a leitura da máquina (dados computacionais). Para espécimes flexionados em três pontos, esta carga é aplicada em um ponto. Portanto, a carga da máquina é a aplicada no corpo. Já para corpos de prova em quatro pontos, a carga da máquina é dividida em dois apoios, gerando assim, menos pressão de contato. Ainda, a aplicação da carga na geometria 4P é feita fora do plano da trinca gerando menos perturbação do campo de tensões e deformações próximos da ponta da trinca.

Como mostrado nas Figura 21e Figura 22, o valor de encruamento analisado foi de $n = 10$. Consequentemente, é feita uma análise do nível de encruamento nos gráficos de carga-deslocamento. Este tipo de análise já foi bastante estudada, como mostrado em [51], e é de conhecimento comum. Em vista disso, será apresentado o gráfico para uma configuração de flexão em quatro pontos para conferir se os modelos seguem o comportamento esperado.

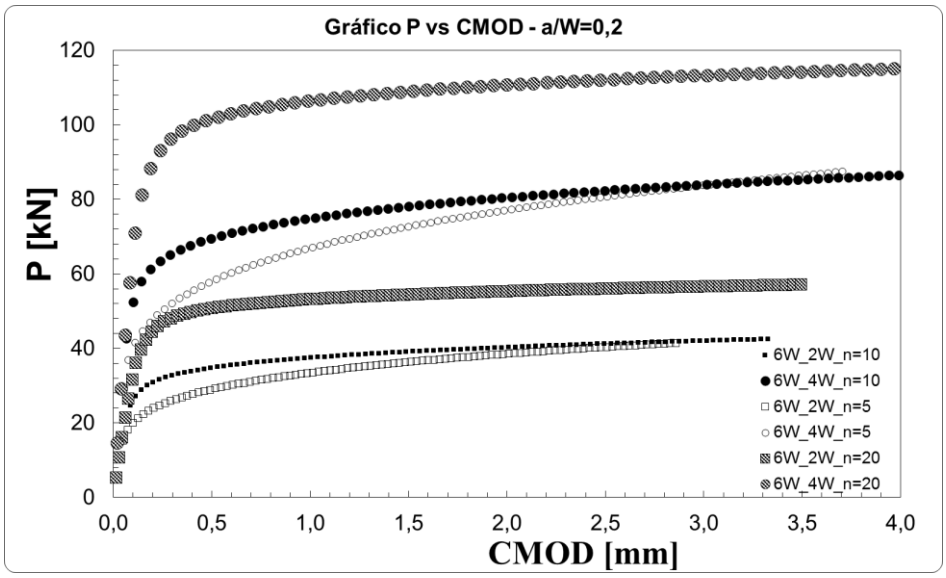


Figura 23 *- Análise do nível de encruamento no comportamento da curva carga-deslocamento - SE(B) 4PT com trinca rasa*

A configuração analisada foi a que possui profundidade relativa de trinca, $a/W = 0{,}2$ e seção transversal quadrada, $B = W$. As curvas, dentro da mesma configuração de apoio externo e interno, como descrito na seção 2.1, obedecem ao comportamento esperado.

Analisando a configuração com $D = 2W$, figura 23, como a curva para $n = 5$ fica, aproximadamente, 55% menor que para a curva $n = 20$, para um CMOD de 1,5 mm. Para $D = 1W$, essa diferença cai para cerca de 38%. Observa-se um comportamento aproximado entre as curvas $n = 10$ e $n = 20$, mantendo uma diferença de 20 kN, $D = 2W$, e 30kN, $D = 3W$. Isto mostra o incremente necessário da capacidade da máquina de ensaios para este material com elevada resistência e baixo encruamento ($n = 20$).

5.3 Evolução do campo de tensões-triaxialidade de tensões

Consideram-se aqui as curvas $J - Q$ que apresentam a evolução do campo de tensões há uma determinada distância da ponta da trinca. Esta distância é determinada pela variável λ (ver Apêndice B), e definida como sendo igual a 2. A variação dos gráficos $J - Q$ para outros valores de λ é exibida no Apêndice C. Esse apêndice evidencia os gráficos $Q - \lambda$. Estes gráficos expressam a variação do parâmetro Q em função de λ. A partir destes gráficos, observa-se que Q é razoavelmente constante para diversos valores de λ para valores de $J \leq 300KPa * mm$ e para geometrias com trincas $0{,}1 \leq a/W \leq 0{,}5$.

Primordialmente, averígua-se a dependência do ponto de aplicação de carga, fixadas as outras condições. A figura 24 suporta esta análise. Dada uma seção transversal, no caso retangular, encruamento moderado, $n = 10$, e apoio em $6W$, varia-se o local de aplicação de carga. Neste caso, a distância L, seção 2.1, pode ser $2W$ ou $4W$.

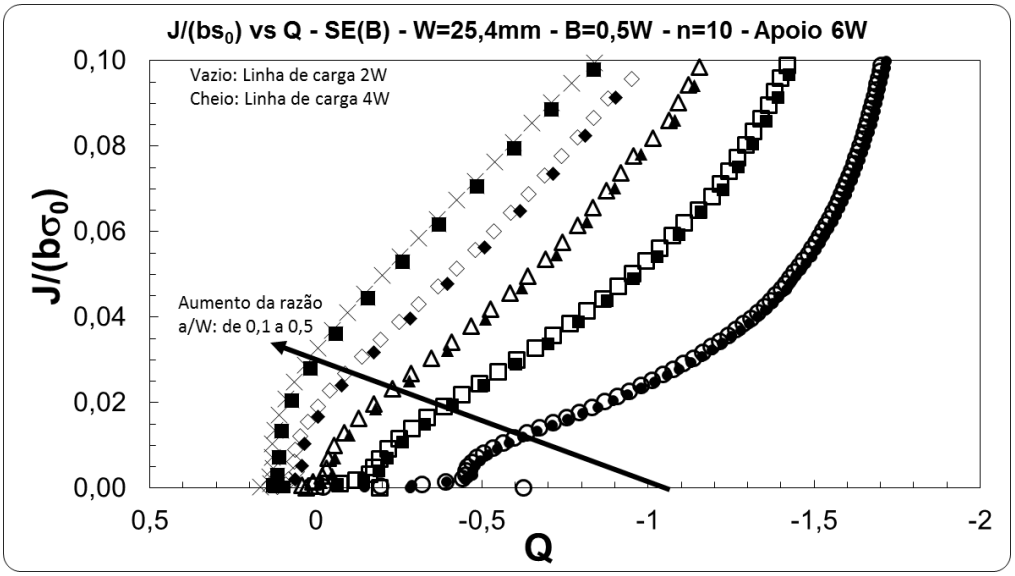


Figura 24 *- Curva $J/(b\sigma_0)$ vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=0,5W - n=10 - Apoio 6W*

Como se percebe pelo gráfico, a evolução dos campos de tensões é independente da distância entre a aplicação de carga, para uma dada condição de profundidade relativa de trinca. Este comportamento é observado para todas as condições de seção transversal, encruamento e apoio externo (H, seção 2.1). As figuras das outras condições foram colocadas no Apêndice A. Este resultado é esperado pois

ao mesmo tempo que o braço de aplicação de carga aumenta/diminui, a área (espaço entre os dois pontos de aplicação da carga) que está sob ação da força também aumenta/diminui na mesma proporção. Sendo assim, as tensões atuantes no corpo permaneçam similares. Isto é, os campos são similares. Isso significa que a estrutura e parte dela aparentam ser a mesma quando comparadas. Isto acarreta em dimensionamento do tipo $A(\lambda x) = \lambda^s A$ Este é um resultado significante para os experimentos. Esta conclusão indica que num teste experimental, o posicionamento do rolete para aplicação da carga não necessita ser feito com precisão. Tendo em vista apenas a representação do campo de tensões, este permanece inalterado para uma mesma condição de apoio dos roletes externos.

A partir dos gráficos analisados anteriormente, percebe-se que pode existir uma independência também do apoio externo. Com isso, a figura a seguir traz a investigação do apoio externo. Dada um nível de encruamento, relação a/W e seção transversal, percebe-se que a variação do apoio externo não altera o comportamento dos campos de tensão. Outra vez, este comportamento é constatado para todas as outras condições e seus gráficos estão no Apêndice A.

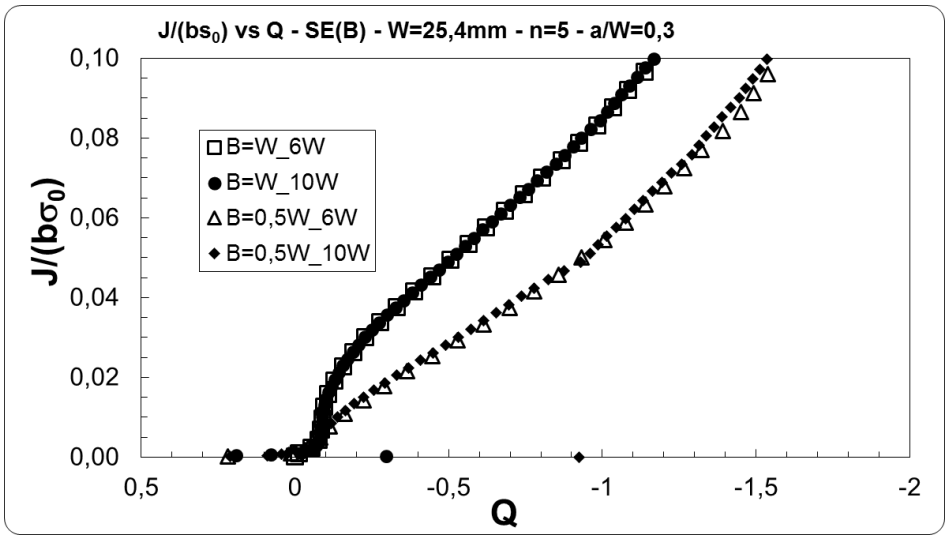


Figura 25 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=5 - a/W=0,3*

Por hora, falta apenas a ponderação sobre a influência da seção transversal (quadrada vs. retangular). O próximo gráfico destaca essa defluência para um mesmo nível de encruamento, apoio externo e aplicação de carga. Como esperado, a seção transversal tem um papel significante no comportamento dos campos de tensão. A seção quadrada $(B = W)$ sempre está à esquerda, ou seja, possui maior restrição que

a seção transversal retangular ($B = 0.5W$). Todavia, quando a seção é quadrada, e $a/W = 0{,}4$ e $0{,}5$ a evolução do campo de tensões é semelhante (losango aberto e símbolo"X" na Figura 26). Isto acontece para todos os níveis de encruamento e é algo não prenunciado na literatura. Esgotadas todas as possibilidades de erros causados por algum problema computacional, deduz-se que este comportamento sucede devido à seção transversal.

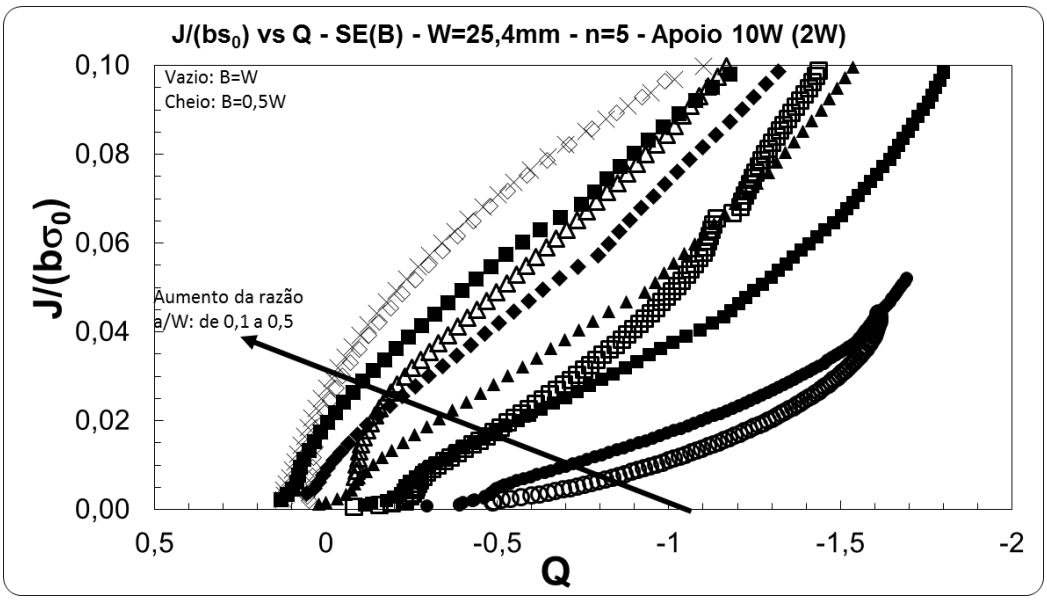


Figura 26 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=5 - Apoio 10W - Carga 2W*

Os gráficos das outras condições de encruamento e apoio e carga estão no Apêndice A. Para confirmar a suspeita da influência, se analisaram os corpos de prova com seção transversal retangular. Até a relação $a/W = 0{,}5$, o comportamento dos corpos de prova se manteve similar a corpos de prova carregados em três pontos, como mostrado em por Sarsoza [26]. Assim, estudaram-se profundidades relativas de trinca maiores ($a/W = 0{,}6$ e $0{,}7$). A Figura 26 mostra as curvas $J - Q$ para espécimes com seção transversal retangular, nível de encruamento moderado (n=10) e distância adimensional da ponta da trinca (λ) igual a 3. Percebe-se que o comportamento observado no corpo de prova com seção quadrada para $a/W = 0{,}4$ e $0{,}5$, acontece para $a/W = 0{,}6$ e $0{,}7$ quando a seção transversal é retangular. Isto evidencia um comportamento do modo de carregamento, que varia com a seção transversal do espécime. De posse desse conhecimento, infere-se que os parâmetros que influenciam a evolução dos campos de tensão são a seção transversal e o encruamento (Apêndice D).

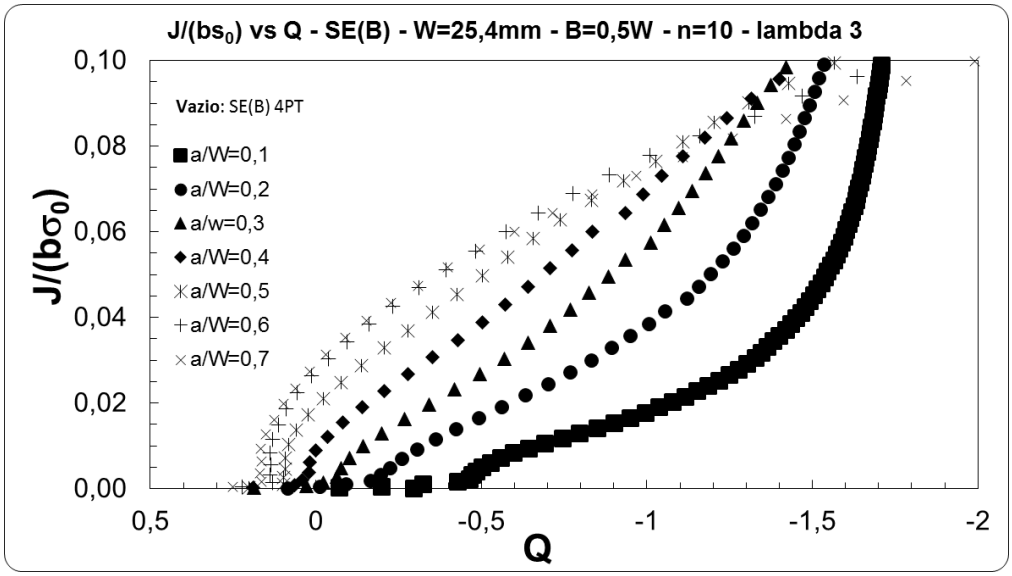


Figura 27 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=0,5W - n=10 - lambda=3*

A fim de recomendar uma configuração ideal para ensaios experimentais, os gráficos 28 e 29 aferem as curvas $J - Q$ de corpos de prova flexionados em quatro pontos, três pontos e dutos. Os dados para o duto possuem as condições de $a/t = 0{,}1; 0{,}2$ e $0{,}4$, onde a é o tamanho da trinca, como anteriormente explicado, e t é a espessura do duto. Os dados do tubo foram obtidos em simulações numéricas do processo de reel-lay, impondo deformações nominais por volta de 2% no duto [26]. Para os corpos em flexão três pontos, as condições apresentadas nos gráficos são $a/W = 0{,}2$ e $0{,}5$. O nível de encruamento é moderado, $n = 10$, para todos os dados.

O corpo de prova ideal, flexionado em quatro pontos, deve possuir sua curva $J - Q$ à esquerda das curvas dos dutos e à direita dos flexionados em três pontos. Isto deve-se ao fato de que estando à esquerda, os resultados se tornam conservadores, podendo assim, caracterizar o comportamento dos dutos de forma segura.

Examinando a questão do conservadorismo, todos os espécimes em flexão quatro pontos estão à esquerda dos dados dos dutos, o que os tornam aptos a serem testados experimentalmente. Logo, é explícito que os corpos SE(B) 4PT e $a/W = 0{,}3; 0{,}4\ e\ 0{,}5$ possuem um nível maior de triaxialidade de tensões e, consequentemente, valores de tenacidade conservadores. No entanto, o corpo com $a/W = 0{,}2$, principalmente para $B = W$, figura 29, se destaca como uma opção relevante por representar melhor o campo de tensões se comparado com os dutos. Contrapondo este modelo em quatro pontos com o em três pontos, percebe-se que o

modelo em quatro pontos é uma escolha vantajosa por estar mais próximo dos dados dos dutos. Sendo assim um resultado menos conservador, ainda representando o comportamento de maneira fidedigna.

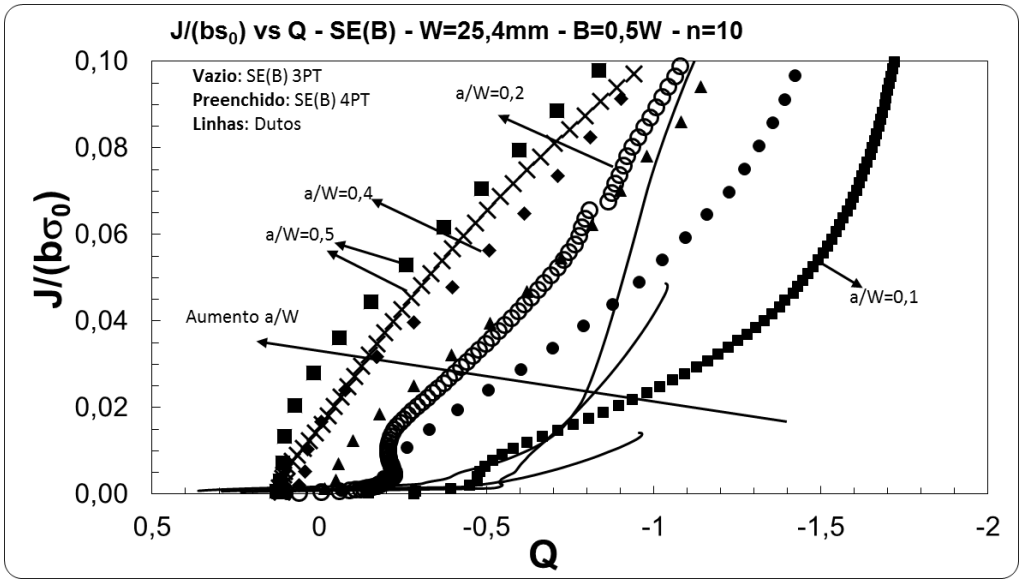


Figura 28 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=0,5W – n=10*

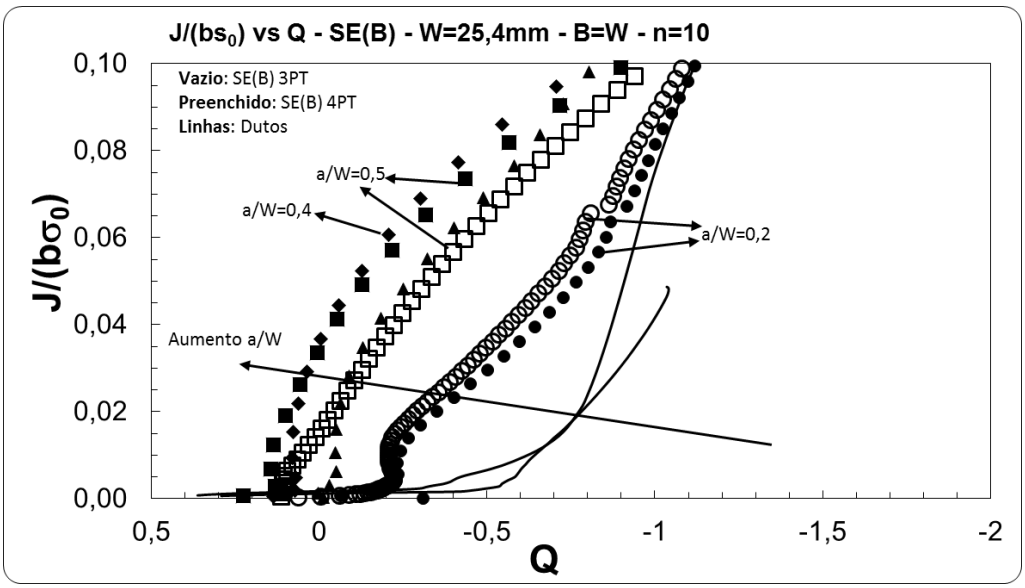


Figura 29 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=W – n=10*

Visando determinar a tenacidade à fratura dos dutos e *risers* usados na exploração offshore, recomenda-se testar experimentalmente corpos de prova, flexão quatro pontos, com $a/W = 0{,}2$, com seção quadrada, $B = W$, apoio externo $H = 10W$ e apoio interno com separação $L = 2W$. Lembrando que os dois últimos fatores são escolhidos, simplesmente, por exigirem menos carga no ensaio.

6. PROPOSTA DE SOLUÇÕES - ENSAIOS DE TENACIDADE À FRATURA USANDO SE(B) 4PT

Agora, os resultados a serem apresentados visam propor um novo procedimento para caracterizar a tenacidade à fratura de materiais metálicos através de espécimes flexionados em quatro pontos. Serão apresentadas as equações de flexibilidade, fator de intensidade de tensão, fatores η, γ e m. A teoria para cada expressão e como obter as equações foram apresentadas na seção 2.

6.1 Equações de flexibilidade

A partir da obtenção dos valores de flexibilidade de cada configuração de corpo de prova estudado, usa-se a normalização proposta na seção 2.2 para obter um gráfico que mostra a variação da flexibilidade normalizada, μ, em função da profundidade relativa da trinca, a/W. Com este gráfico, retira-se a equação $a/W = f(\mu)$ para se caracterizar o tamanho de trinca durante os ensaios de tenacidade à fratura de aços usando espécimes à flexão em quatro pontos. A figura 30 mostra o gráfico supracitado para todas as configurações.

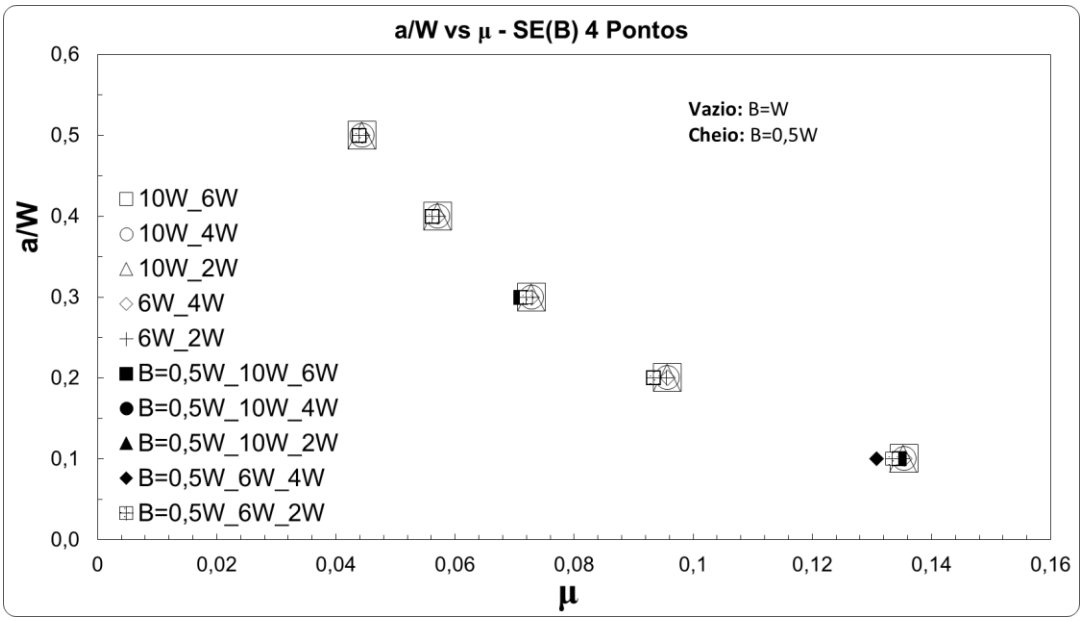


Figura 30 *- Variação da Flexibilidade normalizada, μ, em função de a/W para corpos de prova SE(B) 4PT*

Das figuras, obtém-se a equação de flexibilidade de espécimes à flexão em quatro pontos tem a forma.

$$\frac{a}{W} = X * \mu^2 + Y * \mu + Z \tag{52}$$

A tabela 2 define os fatores da equação. A equação foi verificada e reproduz os valores numéricos com uma precisão superior a 96%, considerando todos os casos.

Tabela 2 *- Fatores da equação de flexibilidade*

X	Y	Z
41,968	-11,865	0,9370

6.2 Fator de intensidade de tensões *K*

A figura 31 apresenta os valores de $f(a/W)$ para cada arranjo estudado. Observa-se que $f(a/W)$ possui influência apenas da profundidade relativa da trinca, a/W, e é independente de D (seção 2.1) e da seção transversal.

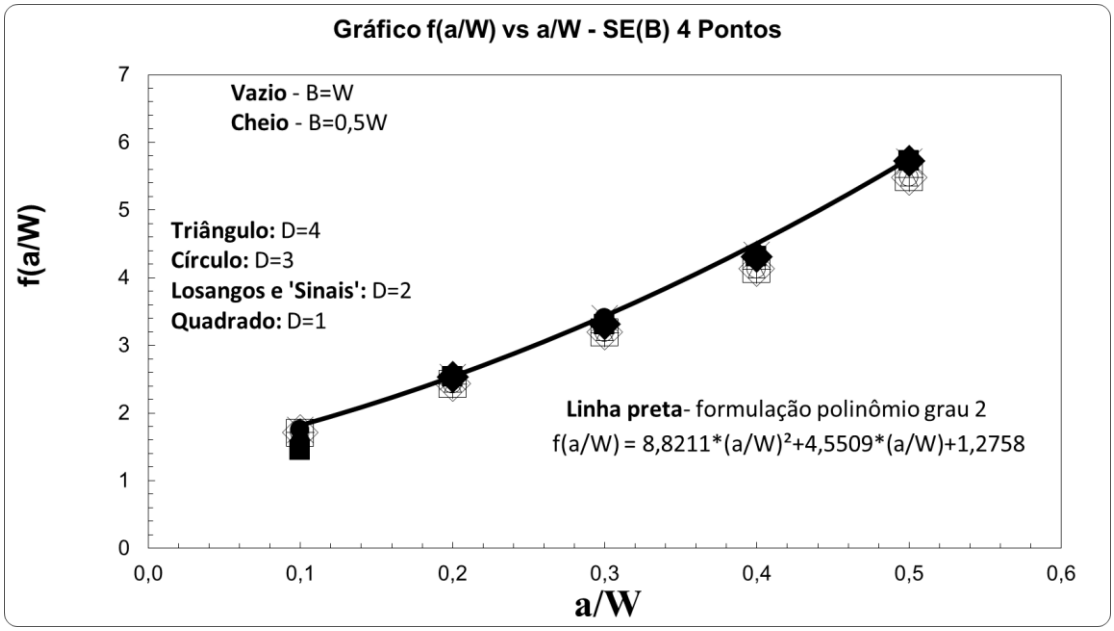


Figura 31 *- Variação de f(a/w) em função de a/W*

Assim sendo, propõe-se uma formulação única, usando todos os dados. O polinômio que melhor representa os dados da figura 30 é um polinômio de grau 2. Aplicando uma regressão linear, chega-se que a equação do fator de forma adimensional possui a seguinte forma.

$$f\left({}^{a}/_{W}\right) = \alpha * \left(\frac{a}{W}\right)^2 + \beta * \left(\frac{a}{W}\right) + \omega \tag{53}$$

onde α, β e ω são os coeficientes da equação. A tabela 3 aponta os valores dos coeficientes, também apresentados na Figura 30.

Tabela 3 *- Coeficientes de f(a/W)*

Coeficientes	
α	8,8211
β	4,5509
ω	1,2758

Na figura 31, também foi plotado o comportamento da formulação proposta (linha preta). Confirma-se, do gráfico, que a expressão fornecida está de acordo com o comportamento dos dados. A maior diferença entre os dados e a equação proposta é de 8%, para a configuração $B = W$ e $a/W = 0{,}3$. Para a configuração $B = 0{,}5W$ e $a/W = 0{,}2$, a diferença é de 0%.

Tendo em vista toda a formulação elaborada na seção 2.3, é possível verificar a importância desta equação para os experimentos. Dada certa configuração para o espécime, consegue-se calcular o fator de forma adimensional, $f({}^{a}/_{W})$. Desta forma, para cada valor de carga aplicada, P_k, é possível calcular o valor do fator de intensidade de tensões, K_I^k. Permitindo, por fim, o cálculo da parcela elástica da integral J.

6.3 Fatores η_J e γ

Como visto anteriormente, η_J e γ são utilizados no cálculo da porção plástica da integral J. Como exemplificado anteriormente, o fator η_J é função da integral J, da espessura B do corpo de prova, do ligamento remanescente no plano da trinca, b_0, e da área plástica, A_p, da curva Carga-Deslocamento relacionado a integral J aplicada no momento do cálculo. Este fator é obtido diretamente da análise feita pelo código de pesquisa FRACTUS2D. Existem dois métodos para obter o parâmetro η, através da abertura da boca da trinca e o plano de aplicação da linha de carga. Os dois métodos serão reportados. E γ apresenta uma formulação que é função de η_J, vide eq.26.

Na Figura 32 são apresentados os fatores η_J derivados de CMOD, para espécimes SE(B) em quatro pontos. Os resultados individuais para cada nível de

encruamento, profundidade relativa da trinca, a/W, dimensão D e da seção transversal são apresentados no Apêndice E.

É possível a obtenção de uma função única para calcular $\eta_J{}^{CMOD}$. Se faz uma regressão linear dos dados de cada figura para se obter uma única função que nos forneça o fator η independente da geometria da seção transversal do espécime, submetido à flexão em quatro pontos. Assim, esta equação para $\eta_J{}^{CMOD}$ pode ser escrita na forma que segue:

$$\eta_J{}^{CMOD} = \varphi * \left(\frac{a}{W}\right)^2 + \phi * \left(\frac{a}{W}\right) + \psi \tag{54}$$

onde φ, ϕ e ψ são polinômios de grau 1, que são funções da distância entre os roletes externos e internos, D, e possuem a forma $y = A_1 * D + A_2$. A tabela 4 apresenta os valores dos coeficientes.

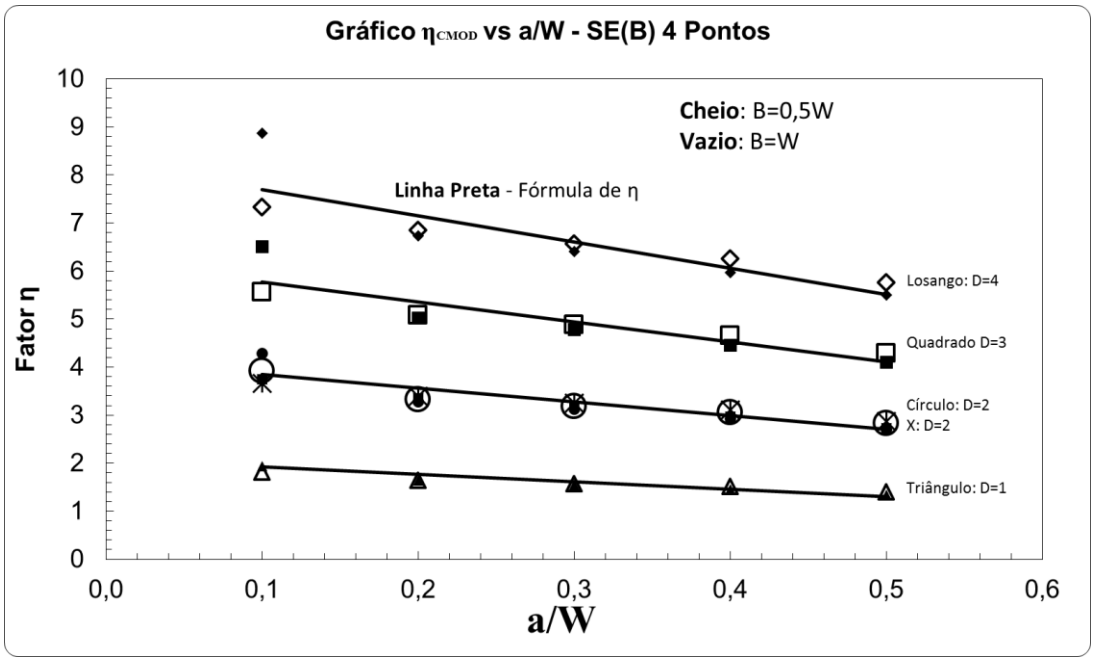


Figura 32 *- Variação de* $\eta_J{}^{CMOD}$ *em função de a/W*

Tabela 4 *- Coeficientes de* $\eta_J{}^{CMOD}$

Coeficientes	A_1	A_2
φ	-0,0263	0,0601
ϕ	-1,2857	-0,2878
ψ	2,0526	0,0293

Na figura 32, também foi plotado o comportamento da formulação proposta (linha preta). Confirma-se, do gráfico, que a expressão fornecida está de acordo com o comportamento dos dados numéricos.

Antes de apresentar os resultados para η_J^{LLD}, se fez uma análise exploratória do local apropriado para medir a curva P-LLD variando os pontos de referência considerados pelo programa de pós-processamento utilizado (FRACTUS). Fixou-se um ponto de do plano de aplicação da carga, e o ponto de referência no plano do suporte foi alternado (Figura 33), e vice-versa (Figura 34). Pelo software utilizado para obtenção do LLD, FRACTUS, o procedimento depende de dois pontos para eliminar deformações espúrias do ponto de aplicação da carga, como mostra a figura 33.

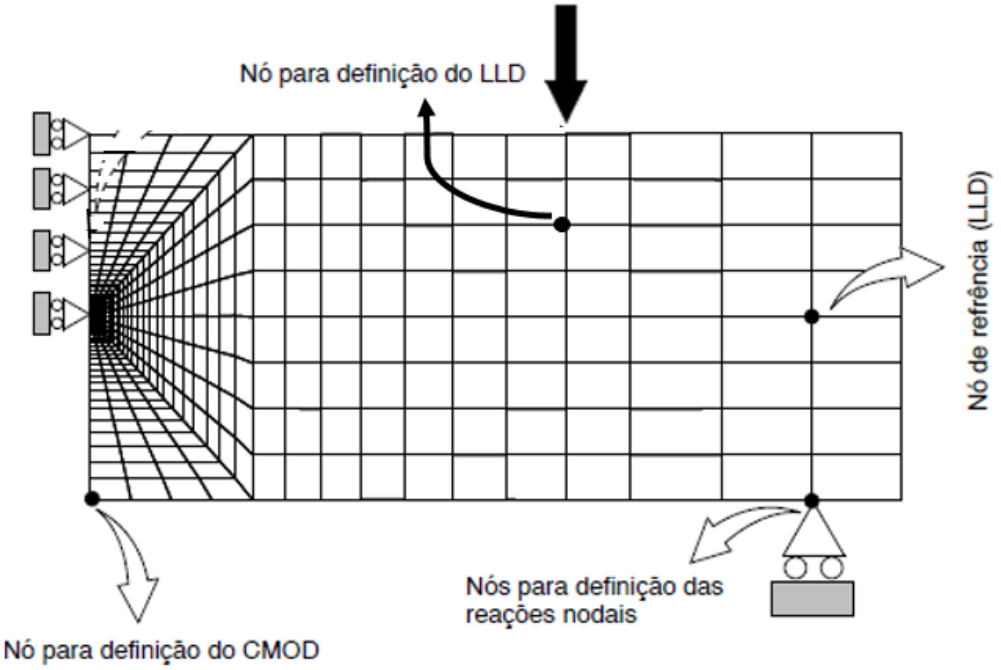


Figura 33 *- - Estudo da obtenção de LLD - variação do ponto de referência no plano do suporte (adaptado de [40])*

A figura 34 apresenta os resultados obtidos para uma geometria $B = 0{,}5W$ com apoio externo em $6W$ e apoio interno $2W$ com tamanho de trinca $a/W = 0{,}3$ e coeficiente de encruamento $n = 10$.

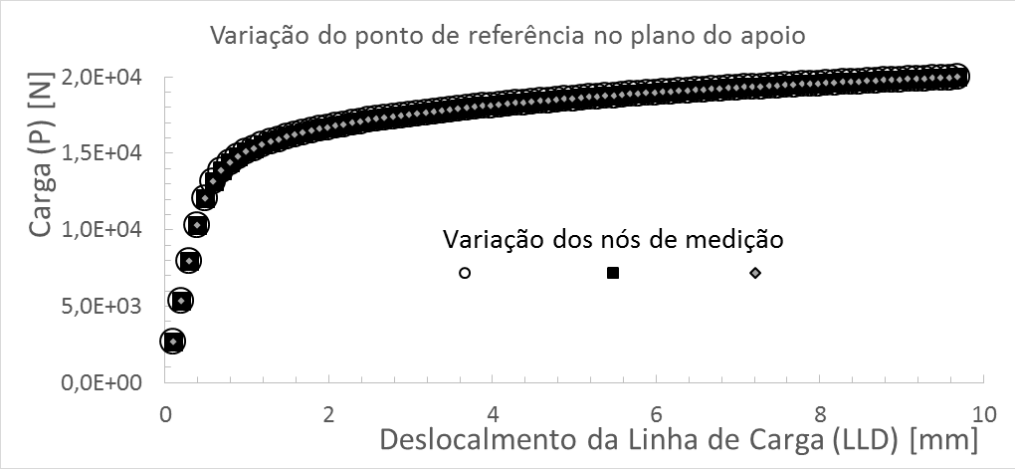


Figura 34 *- Estudo da obtenção de LLD - variação do ponto de referência no plano do apoio*

A análise da Figura 34 mostra que a obtenção do LLD é independente do local de referência que é medido, enquanto for calculado no plano de aplicação da carga. Também, analisou-se a influência do plano escolhido para medição do deslocamento da linha de aplicação da carga no fator η_J^{LLD}. Calcularam-se os fatores η_J^{LLD} em dois planos: i) no plano de aplicação da carga; e ii) no plano da trinca. A figura 34 compara os valores do η_J^{LLD} para corpos de prova com seção retangular, nível de encruamento médio $(n = 10)$, e apoio externo 6W. As outras configurações são mostradas no Apêndice A. O comportamento é o mesmo do apresentado aqui. Sendo assim, para os espécimes SE(B) flexionados à quatro pontos, o local de medição do fator η_J derivado de LLD foi definido no plano de aplicação de carga, e não o plano da trinca. Nota-se como o fator é independente da separação dos apoios para tamanhos de trinca $\frac{a}{W} \geq 0.3$.

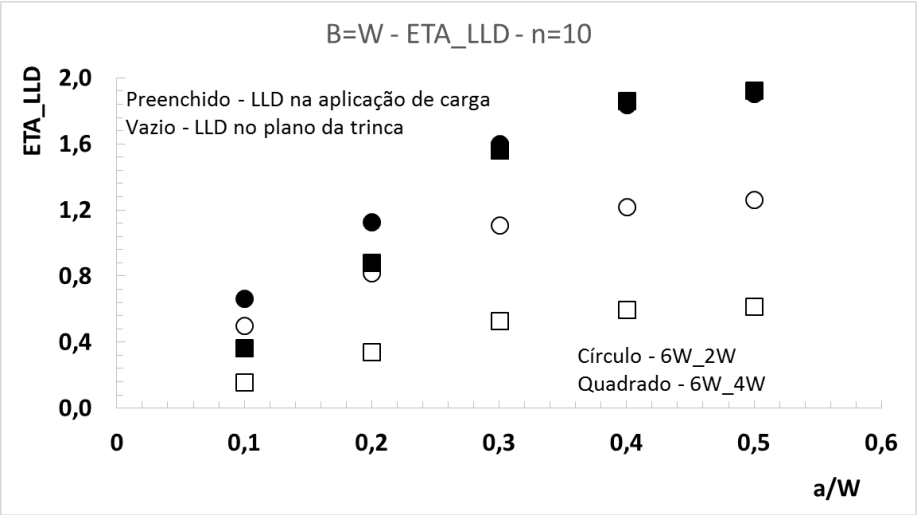


Figura 35 *- Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=W - n=10 - Apoio externo 6W*

O fator η_J derivado do LLD também possui uma formulação única para todas as configurações flexionadas em quatro pontos. Porém, este fator possui uma restrição. O fator ${\eta_J}^{LLD}$, derivado das análises numéricas, é valido para $a/W > 0{,}3$. Esta restrição é causada pelo fator γ, que tem como restrição ser maior que zero, que será apresentado na sequência. A equação para ${\eta_J}^{LLD}$ pode ser escrita na forma apresentada na equação 55.

$$ {\eta_J}^{LLD} = \Omega * \left(\frac{a}{W}\right)^2 + \Theta * \left(\frac{a}{W}\right) + \Lambda \text{ , para } a/W > 0{,}3 \qquad (55) $$

onde H, Θ e Λ são coeficientes da equação. A tabela 5 aponta os valores dos coeficientes.

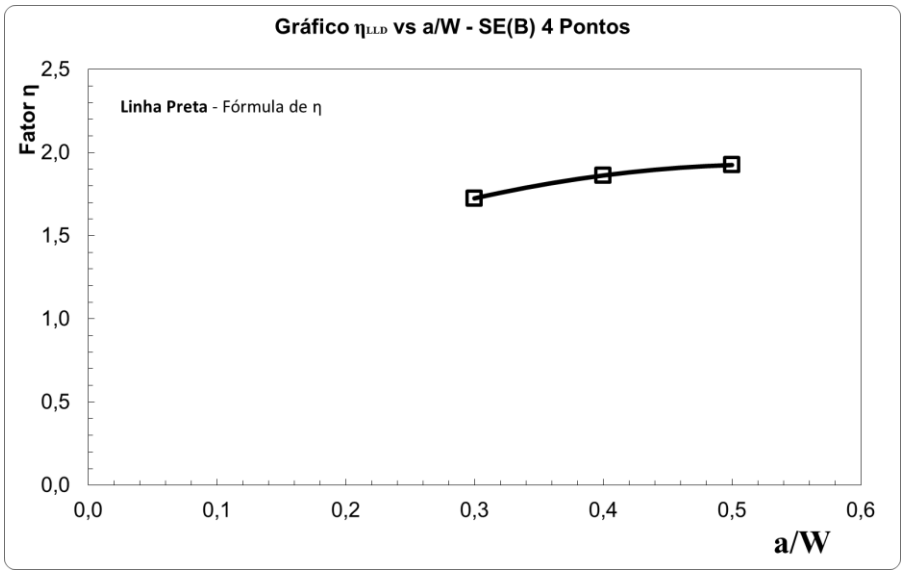


Figura 36 *- Variação de η_{LLD} em função de a/W*

Assim como na seção anterior, esta função permite, diretamente, calcular a parcela plástica da integral J para cada carregamento utilizado. Como dito anteriormente, a integral J pode ser entendida como a taxa de energia liberada. Em vista disso, é significativo estimar estes valores para saber quanto de energia será necessária para fraturar o material a ser ensaiado.

Na tabela 5 são apresentados os termos necessários para calcular o fator γ segundo o que foi apresentado na seção 2.4. Da equação 26, tem-se que o termo $1 + (\frac{b_{k-1}}{W} * \frac{\eta'_{k-1}}{\eta_{k-1}})$ deve ser menor que η_{k-1}. Quando isso ocorre, o fator γ é positivo e pode ser utilizado na correção da integral J. A tabela 5 mostra um resumo de cada um dos

fatores citados para relação a/W entre 0,2 e 0,5. A derivada do fator η_J^{LLD} foi obtida a partir do polinômio de grau 2 definido na Eq. 55.

Tabela 5 *- Resumo cálculo do fator γ*

a/W	b/W	η	η'	η'/η	(b/W)*(η'/η)	1+(b/W)*(η'/η)	γ
0,2	0,8	1,51	2,51	1,66	1,33	2,33	-0,82
0,3	0,7	1,72	1,75	1,02	0,71	1,71	0,01
0,4	0,6	1,86	1,00	0,54	0,32	1,32	0,54
0,5	0,5	1,92	0,25	0,13	0,06	1,06	0,86

O sinal positivo na penúltima coluna deve-se ao fato do sinal negativo antes do termo na equação 26. Sabendo que o fator γ deve ser maior que zero, manipulando a equação 26, a seguinte relação:

$$\frac{b_{k-1}}{W} * \frac{\eta'_{k-1}}{\eta_{k-1}} < \eta_{k-1} - 1$$

Esta relação só acontece a partir de $a/W = 0{,}3$. Isto evidencia a validade da solução proposta neste trabalho. Como foi possível compilar os dados numéricos em uma formulação única, tem-se apenas uma equação para γ. Como a equação da referência é complexa, tenta-se propor uma outra relação que represente a tendência dos dados de forma apropriada. À vista disso, realiza-se uma regressão linear com os dados do gráfico. Baseado nisso, a fórmula de γ tem a forma

$$\gamma = \Phi * \frac{a}{W}^2 + \Psi * \frac{\mathrm{a}}{\mathrm{W}} + \Xi \text{ , para } a/W > 0{,}3 \tag{56}$$

sendo que Φ, Ψ e Ξ são coeficientes da equação. A tabela 6 explicita os valores das constantes.

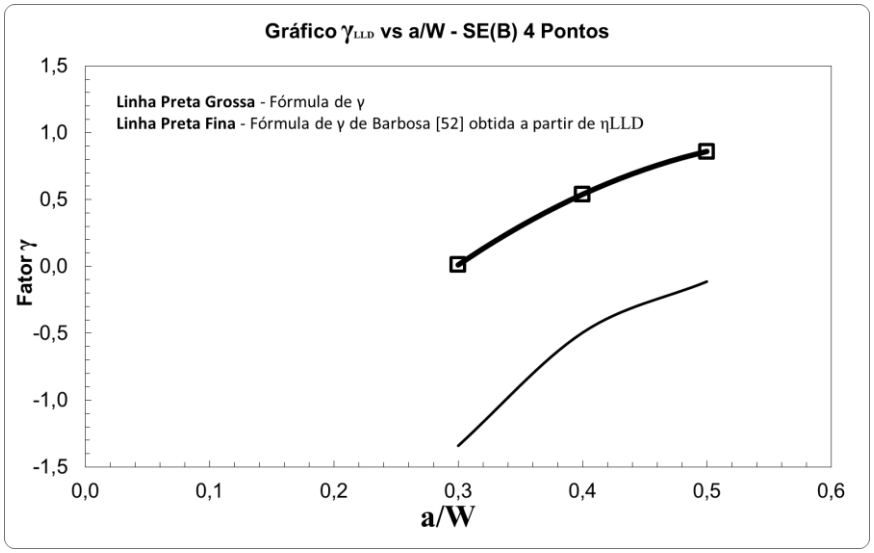


Figura 37 *- Variação de γ em função de a/W*

Tabela 6 *- Coeficientes da fórmula de η e γ*

Coeficientes	Ω	Θ	Λ
η	-3,76	4,01	0,86
Coeficientes	**Φ**	**Ψ**	**Ξ**
γ	-10,32	12,50	-2,81

Na figura 37, foi verificado o comportamento da formulação proposta por este trabalho (linha preta grossa). Confirma-se, do gráfico, que a expressão fornecida está de acordo com o comportamento dos dados. Podendo, assim, ser aplicada para estimar o valor da variável γ para caracterizar a tenacidade à fratura em experimentos que envolvam crescimento subcrítico da trinca por mecanismos de fratura dúctil. De maneira adicional, se plotou a formulação do fator γ, obtido através do fator $\eta_J{}^{LLD}$, de Barbosa [52]. Como pode ser visto, o fator γ é negativo para $a/W < 0{,}5$. Isso impossibilita sua utilização para correção da integral J. A diferença entre as duas equações proposta se encontra na diferença dos modelos, como comentado na seção 5.1.

6.4 Fator m

A Figura 38 revela os dados de m para todas as configurações simuladas. Apura-se que o fator tem dependência apenas do nível de encruamento e de a/W. Entretanto, não aparenta possuir diferenças em função de D e até mesmo da seção transversal.

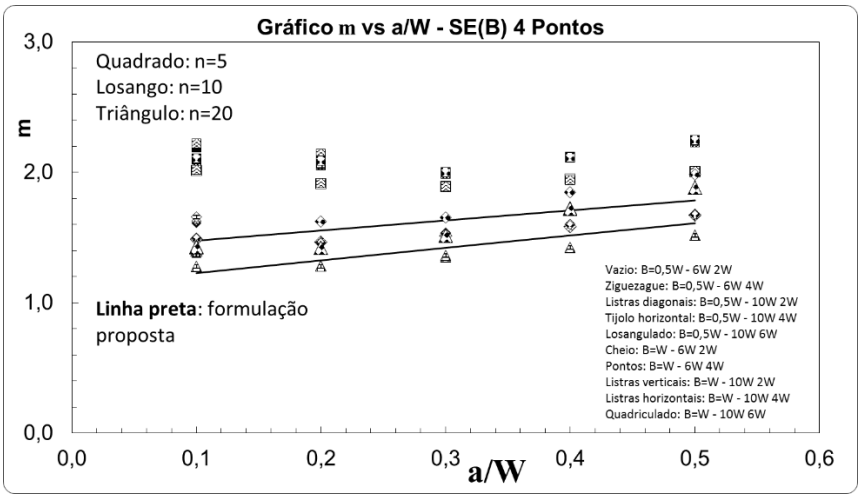


Figura 38 *- Variação de m em função de a/W*

Desse modo, aplica-se uma regressão linear a todos os dados a fim de se estabelecer uma única fórmula que expresse a relação entre m, n e a/W. A partir desta regressão, tem-se que a equação que estima m possui a forma a seguir.

$$m = \mathrm{B}_1 * (a/W)^2 + \mathrm{B}_2 * (a/W) + \mathrm{B}_3 \quad (57)$$

Onde Γ, Π e Δ são polinômios de segundo grau em função de n. E possuem a forma $y = F_1 * n^2 + F_2 * n + F_3$. A tabela 7 explicita os valores das constantes.

Tabela 7 *- Coeficientes da equação de m*

Coeficientes	F_1	F_2	F_3
$\mathbf{B_1}$	-0,01	0,30	-1,99
$\mathbf{B_2}$	0,07	-1,98	13,18
$\mathbf{B_3}$	0,03	-0,75	5,69

Na figura 38 foi exibida, suplementarmente, o comportamento da formulação proposta (linha preta). Certifica-se, do gráfico, que a expressão fornecida está de acordo com o comportamento dos dados para nível baixo e moderado de encruamento. Das figuras 35 e 38 observa-se que as geometrias com tamanho de trinca raso, a/W=0.1 e 0.2, apresentaram tendências fora das obtidas com corpos de prova com trincas relativamente profundas. Ainda, para as trincas rasas o coeficiente de encruamento apresentou grande influência na resposta obtida principalmente no parâmetro de *constraint* m que define a relação entre a integral J e o CTOD.

7. EXPERIMENTOS

Como mencionado, testes experimentais foram realizados para corroborar as análises numéricas apresentadas até aqui. Os espécimes foram extraídos de uma placa plana homogênea produzida de um aço ASTM A285 Grade B, comumente utilizado em equipamentos de vasos de pressão (tanques de estocagem, caldeira, etc.). Os corpos de prova, com seção transversal quadrada, foram usinados com diferentes tamanhos de entalhe seguindo a ASTM E1820 [31].

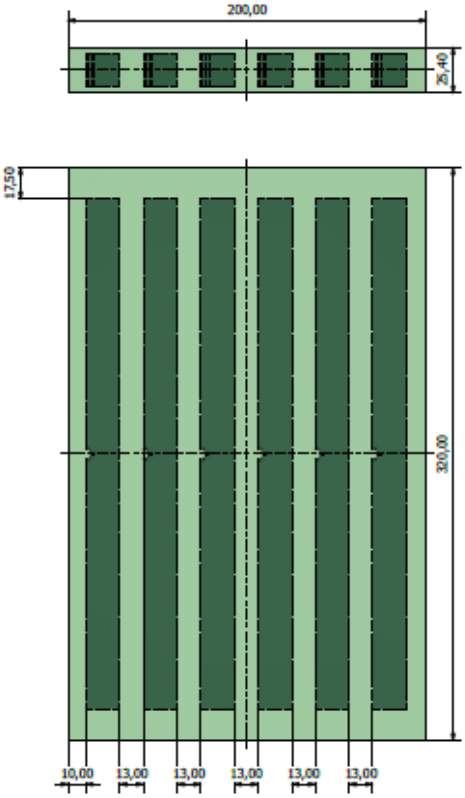


Figura 39 *- Esquema dos Corpos de Prova extraídos da chapa*

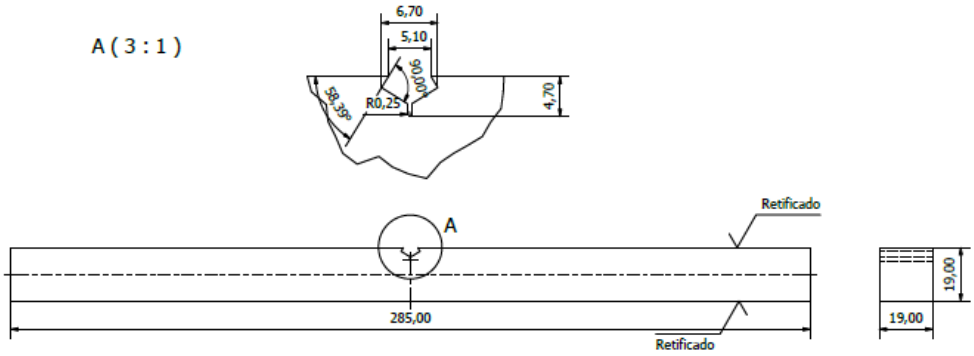


Figura 40 *- Dimensões dos corpos de prova*

Um equipamento de ensaios universal (MTS) com capacidade de 250kN foi usado para testar os espécimes a temperatura ambiente. Os testes realizados nos corpos de prova são de tenacidade à fratura. Os corpos foram pré-trincados seguindo recomendações da ASTM E1820 [29]. Os espécimes foram carregados além da força máxima na curva carga-deslocamento. Para obter uma extensão suficiente da trinca, os testes foram realizados até uma queda na força de 70% do valor máximo registrado. Após os testes, os corpos foram esfriados em nitrogênio líquido para serem quebrados em fratura frágil para medição da extensão da trinca.

Foram escolhidas duas configurações de espécimes flexionados em quatro pontos. Os dois possuem seção quadrada, as profundidades de trinca são $a/W = 0{,}2$ e $0{,}3$. E a diferença entre os apoios externo e interno, D, é 2 e 4, respectivamente. Essas configurações foram escolhidas, pois seu comportamento pode ser facilmente relacionado com o da figura 29. Outro motivo para ensaiar estas configurações foi a disponibilidade e facilidade de material e corpo de prova. As curvas levantadas nos experimentos são as curvas R, já explicadas anteriormente. A figura 41 ilustra os dispositivos utilizados nos ensaios de flexão em quatro pontos.

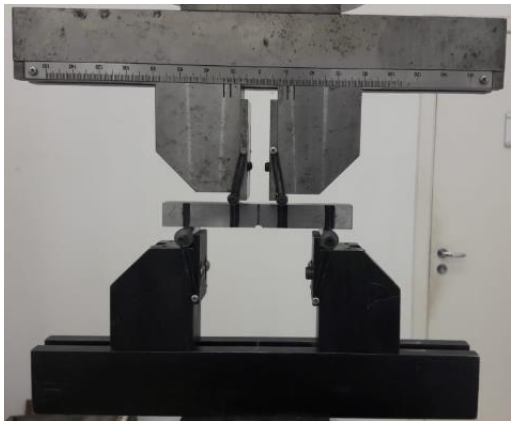


Figura 41 *- Ensaio de flexão em quatro pontos*

As figuras 42, 43 e 44 mostram as curvas $P - CMOD$ e R (sem e com correção da integral J) para corpos de prova SE(B) flexionados em três e quatro pontos, e um corpo de prova SE(T) (da referência [53]). A figura 45 mostra um gráfico $J - CMOD/CMOD_{max}$ para as mesmas configurações. As relações dos dados para cada configuração estão mencionadas no gráfico. Nota-se como o corpo de prova, CP, flexionado em 4P com tamanho de trinca a/W=0.3 apresentou nível de carga similar à geometria 3P com trinca profunda a/W=0.5 evidenciando claramente o efeito das

distâncias entre os apoios internos e externos. Este comportamento corrobora a figura 29. Como esperado, a carga máxima necessária para testar o espécimen SE(T) é aproximadamente quatro vezes maior que as geometrias em flexão.

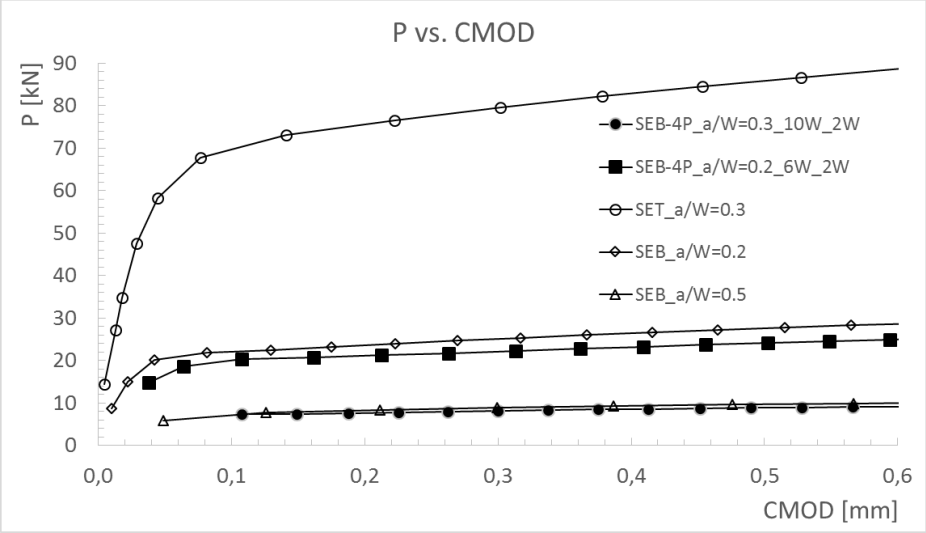


Figura 42 *- Curvas P-CMOD experimentais - comparação entre corpos de prova*

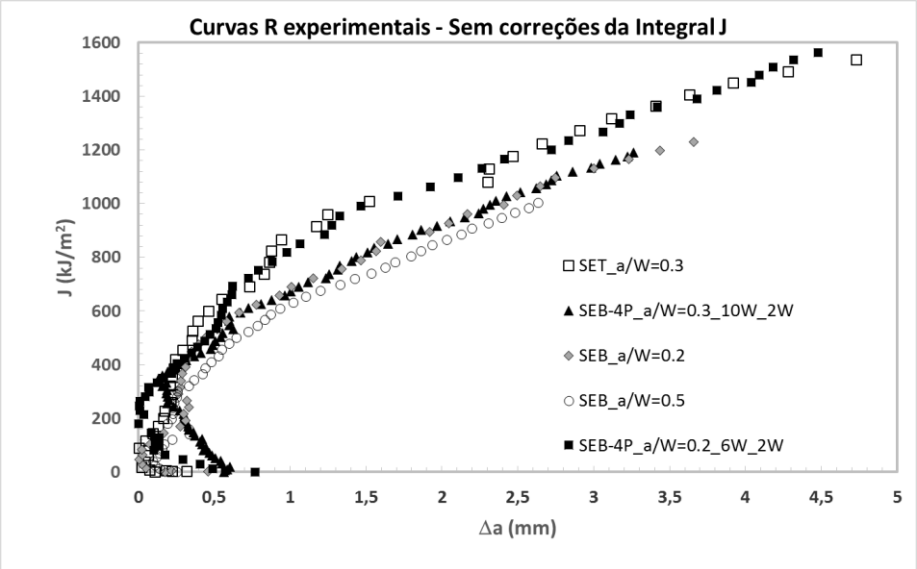


Figura 43 *- Curvas R experimentais – sem correção da integral J - comparação entre corpos de prova*

O comportamento dos corpos de prova segue o esperado conforme figura 29. O SE(T) é o espécime com menor restrição, seguido pelos SE(B) flexionados em três e quatro pontos com $a/W = 0{,}2$. E então o SE(B) flexionado em três pontos com $a/W = 0{,}5$. Da figura 29, era esperado que corpo de prova SE(B) flexionado em quatro pontos com $a/W = 0{,}3$ tivesse sua curva próxima ao do SE(B) em 3PT com $a/W = 0{,}5$.

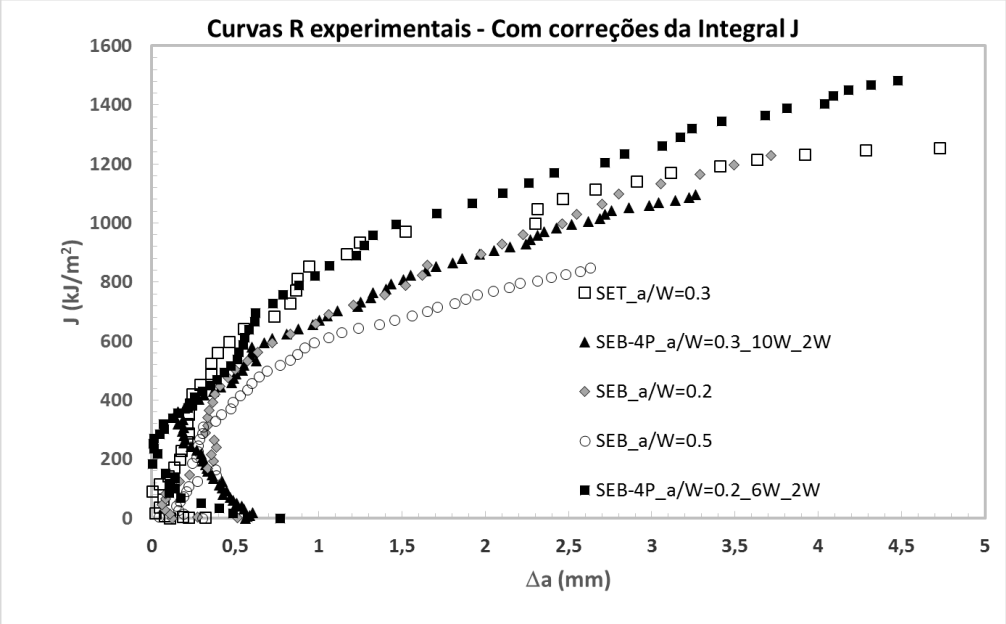


Figura 44 *- Curvas R experimentais – com correção da integral J - comparação entre corpos de prova*

A tabela 8 faz uma análise das curvas R com e sem correção para todas as configurações. A análise feita considera uma variação da profundidade da trinca, Δa, iguais a 1 e 2 mm. Percebe-se que a correção para os corpos de prova flexionados em quatro pontos está percentualmente pequenas e alinhadas com a das outras configurações. A não correção do valor da integral J para o corpo de prova SE(B) 4PT com $a/W = 0{,}2$ está alinhada com a definição do limite de aplicação do fator γ, que é valido apenas para $a/W > 0{,}3$.

Tabela 8 *- Comparação dos valores da integral J entre as geometrias para níveis de Δa*

		Integral J [kJ/m^2]			Integral J [kJ/m^2]			
Configuração	**Δa [mm]**	**C\Correção**	**S\Correção**	**Δa [mm]**	**C\Correção**	**S\Correção**	**dif% Δa~1mm**	**dif% Δa~2mm**
SEB_4P_a/W=0.3_10W_2W	1,00	670,79	673,54	1,97	893,43	917,22	0%	3%
SEB_4P_a/W=0.2_6W_2W	0,98	817,03	821,54	1,92	1062,47	1066,98	1%	0%
SET_a/W=0.3	0,94	853,76	866,55	2,30	998,80	1080,68	1%	8%
SEB_3P_a/W=0.2	0,98	656,95	656,95	1,97	893,72	893,72	0%	0%
SEB_3P_a/W=0.5	0,98	594,66	609,45	1,96	756,98	844,48	2%	10%

Para garantir a validade dos dados computacionais, levantaram-se curvas J vs. $CMOD/CMOD_{max}$, figura 43. O comportamento das curvas na figura 43 segue o esperado pela análise computacional da figura 29. Como pode ser visto na figura 29, a evolução dos campos de tensão dos corpos flexionados em três e quatro pontos, com $a/W = 0{,}2$ estão próximos, sendo o corpo SE(B) 4PT o mais próximo do campo de tensão dos dutos. Como mostrado em [53], o nível de triaxilidade dos dutos é similar ao dos corpos de prova SE(T). Também, nota-se o comportamento do corpo de prova SE(B) 4PT com $a/W = 0{,}3$ e SE(B) 3PT com $a/W = 0{,}5$. Na figura 29, as evoluções

dos campos de tensão estão próximas, assim como na figura 44, que são dados de experimentos. Estas relações evidenciam a validade das análises numéricas.

Agora, se compara os valores do tamanho da trinca para os corpos de prova flexionados em quatro pontos medidos experimentalmente da superfície de fratura e o medido pela flexibilidade usando as equações apresentadas na seção 6.1. As figuras 44 e 45 mostram a superfície de fratura dos corpos de provas experimentais. A partir dessas fotos, utilizou-se o software PLOT DIGITILIZER[1] para medir os tamanhos de trinca inicial e final. Os tamanhos mencionados são medidos através de nove pontos igualmente espaçados sobre a linha de centro do espécime [31]. A ASTM E1820 [31] apresenta os cálculos para se obter o tamanho de trinca na superfície de fratura.

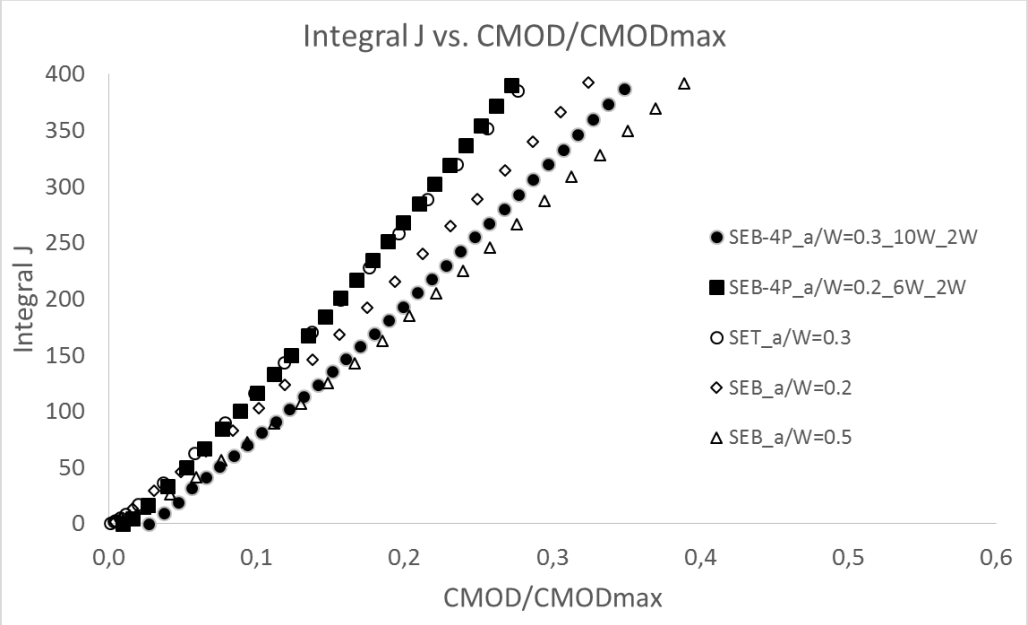


Figura 45 *- Integral J vs. CMOD/CMODmax*

As figuras 46 e 47 mostram a comparação dos tamanhos de trinca medidos experimentalmente e os calculados com as fórmulas apresentadas. É possível ver que as fórmulas apresentadas neste trabalho para predição do tamanho da trinca estão alinhadas com o que é observado experimentalmente. Sendo assim, as análises computacionais são válidas e os resultados apresentados podem ser utilizados.

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

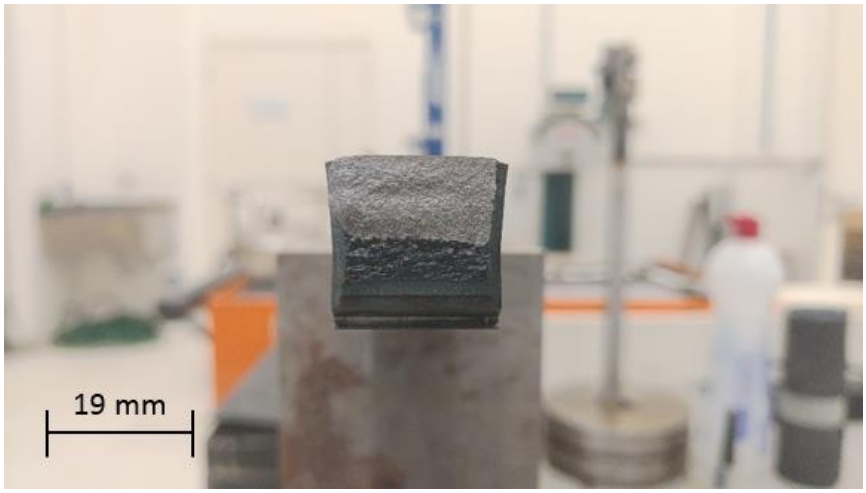


Figura 46 *- Corpo de Prova experimental 01 - SE(B) 4PT - a/W=0,3 – B=W=19mm – 10W_2W*

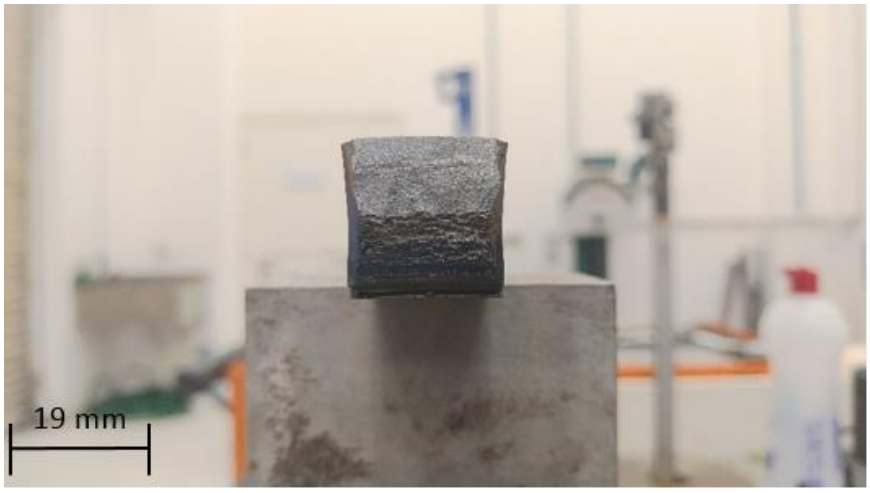


Figura 47 *- Corpo de Prova experimental 03 - SE(B) 4PT - a/W=0,2 – B=W=19mm – 6W_2W*

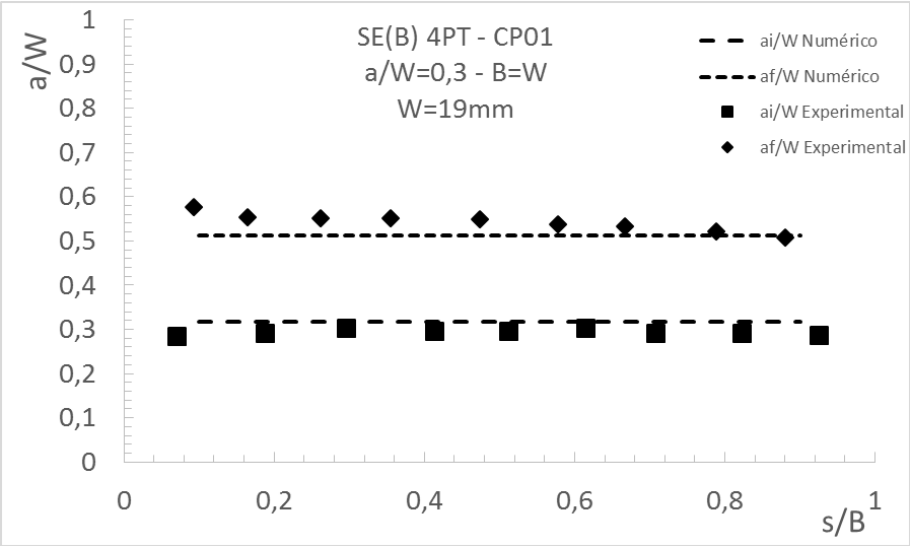


Figura 48 *- Comparação medição de a – SE(B) 4PT – Corpo de Prova Experimental 01*

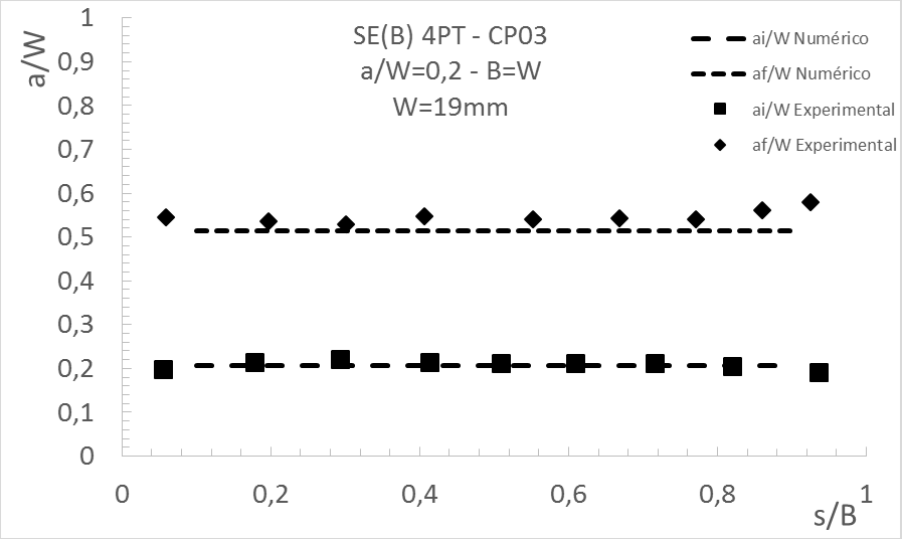


Figura 49 *- Comparação medição de a – SE(B) 4PT – Corpo de Prova Experimental 03*

A proximidade das curvas R obtidas para os corpos em flexão 4PT com trinca $a/W = 0.2$ quando comparada à geometria SE(T) são bastante promissoras. Embora apareçam alguns complicadores adicionais na hora de executar o ensaio em flexão 4pontos, tais como alinhamento adicional dos suportes e perpendicularidade entre os 4 roletes e o CP, o ganho com a redução da carga necessária e eliminação de possíveis efeitos espúrios da carga diretamente no plano da trinca fornecem um grande potencial à técnica estudada para caracterizar a tenacidade à fratura de materiais metálicos, como por exemplo os dutos utilizados na exploração offshore no Brasil.

8. CONCLUSÕES

Esta dissertação se concentrou em mostrar a viabilidade de caracterizar a tenacidade à fratura de materiais e propor uma nova metodologia para esta caracterização através da utilização de espécimes à flexão em quatro pontos. Complementarmente, foram expostas as vantagens de se operar corpos de prova flexionados em quatro pontos quando comparados com os em três pontos e geometria SE(T) e foram realizados experimentos que validaram as análises numéricas.

Preliminarmente, foram apresentados os benefícios da caracterização da tenacidade à fratura por espécimes em flexão quatro pontos. Nesta parte, inicialmente, foi mostrado a relação entre os campos de tensões dos corpos através das curvas $J - Q$. É visto que os corpos de prova em flexão quatro pontos representam, com um nível adequado de conservadorismo, os campos de tensões que regem a deformação nos dutos. Isto acontece, principalmente, em espécimes com profundidade relativa de trinca igual a $0{,}2$. Supletivamente, foi revelado que a evolução dos campos de tensão, para espécimes flexionados em quatro pontos, possui independência das posições dos roletes externos e internos. Este fato gera uma facilidade experimental sobre ensaios em três pontos. Já que neste último caso, o alinhamento dos roletes é fundamental sobre os resultados dos ensaios. Assim, num ensaio em corpos de prova à flexão quatro pontos, existe uma folga no posicionamento dos roletes, pois isto não afetará o campo de tensões, facilitando assim, a preparação dos experimentos. É importante notar que a posição destes roletes internos afetará outros parâmetros, como a carga necessária para deformação do espécime.

Auxiliarmente, foi investigado o comportamento das curvas carga-deslocamento (P-CMOD) dos corpos de provas. Assim como diz a teoria, é esperado que corpos em flexão quatro pontos necessitassem de uma carga por rolete menor para um mesmo deslocamento quando comparado aos espécimes em flexão três pontos. Contudo, é importante ressaltar que a carga também depende do braço de aplicação da mesma. Logo, podem existir casos em que espécimes em quatro pontos possuam carga total maior que em três pontos para um mesmo nível de abertura da boca da trinca. Na maioria das configurações estudadas, a carga necessária foi menor.

Simultaneamente, foi investigada a influência do nível de encruamento tanto na resposta dos campos de tensão como na curva P-CMOD. Para os campos de tensões, quanto maior o nível de encruamento (baixo, moderado, alto), menor restrição à deformação ele possui. E para as curvas P-CMOD, quanto maior o nível de encruamento, menor é o seu valor de tensão de escoamento e maior é a inclinação da curva na porção plástica da deformação.

Considerando o objetivo de viabilização da caracterização da tenacidade à fratura por corpos de provas em flexão quatro pontos, as conclusões nos indicam que a configuração mais apropriada para realizar-se um ensaio é a que possui profundidade relativa de trinca igual a $0{,}2$, seção transversal quadrada, $B = W$, espaçamento dos apoios, roletes externos, de $10W$, e da aplicação de carga, roletes internos, de $2W$. Esta configuração apresentou um nível de triaxialidade de tensões similar aos observados em dutos trincados circunferencialmente submetidos a flexão.

Subsequentemente, obteve-se as equações necessárias para a caracterização da tenacidade à fratura usando corpos de prova flexionados em 4 pontos. A equação de flexibilidade dos corpos foi obtida de uma análise da curva P-CMOD de modelos completamente elásticos mantidas as configurações pesquisadas. Como resultado, tem-se a equação que calcula o valor da profundidade de trinca relativa baseada na flexibilidade normalizada para espécimes em flexão quatro pontos. Importante frisar aqui que foi proposta uma nova forma de normalização da flexibilidade baseada nos corpos sendo apoiados em quatro pontos. Este novo método leva em consideração a distância entre os roletes externo e internos, D, explicada na seção 2.1.

Concomitantemente, foi deduzida a equação para o cálculo do fator de forma adimensional para os espécimes. Neste caso, as curvas analisadas foram as de $B * \sqrt{W * E * J}\ vs\ P$. Também de modelos completamente elásticos. Em consequência, chegou-se a equação que calcula o fator de intensidade de tensão adimensional para espécimes à flexão em quatro pontos. Sobressai-se aqui que esta nova fórmula está em função da distância D, o que significa que este fator pode ser calculado para qualquer configuração de corpo apoiado em quatro pontos.

Para obter as fórmulas de η_J, resultados foram extraídos direto do código de pesquisa FRACTUS2D. Como era esperado, os valores de η_J não são influenciados pelo encruamento. A equação de ${\eta_J}^{CMOD}$ é função da distância D, o que permite que

possa ser estimado para qualquer perfil de espécime apoiado em quatro pontos. Já a equação de $\eta_J{}^{LLD}$ é independente de D. Adicionalmente, foi proposta uma fórmula para o fator γ a partir da equação 26 e uma regressão linear a partir dos dados numéricos. A validade destas equações é para $a/W > 0{,}3$.

Uma equação para o fator m, que caracteriza a ponta da trinca para materiais elasto-plásticos, permite, assim, que a tenacidade à fratura seja quantificada por um valor crítico de J ou δ. A função é independente da configuração do espécime, sendo flexão em quatro pontos, e depende apenas do nível de encruamento e da profundidade relativa da trinca.

Estas equações supracitadas, de flexibilidade, fator de intensidade de tensão adimensional e fatores η, γ e m, são uma contribuição importante para o campo de estudo. Não se encontra tais equações para um modelo 3-D de um corpo de prova à flexão em quatro pontos. A grande contribuição deste trabalho é que estes resultados têm potencial de complementar a norma ASTM E1820.

Por fim, através de experimentos, do levantamento das curvas R dos mesmos e da comparação entre os tamanhos de trinca medidos experimentalmente e os calculados com as fórmulas apresentadas neste trabalho, se validou que a análise computacional feita é confiável pois representou o comportamento experimental dos corpos de prova. Chama-se a atenção para a excelente previsão do tamanho inicial e final de trinca nas duas geometrias ensaiadas em 4 pontos usando as equações de flexibilidade proposta neste trabalho.

8.1 Sugestões para trabalhos futuros

Como trabalhos futuros fica como sugestão uma análise detalhada do fator η_J, γ e m para espécimes SE(B) flexionados em quatro pontos especialmente para trincas rasas. Para entender melhor o comportamento destes corpos de prova, seria interessante também ampliar a matriz de análise, por exemplo, analisando espécimes com maior profundidade relativa da trinca. Outra sugestão importante é de realizar uma campanha experimental extensa para verificação e validação da metodologia de forma mais robusta. Efeitos principalmente do encruamento do material e suas

implicações na curva J-R. Medições em situ do CTOD para verificar a validade e limitações do parâmetro *m* proposto no trabalho é desejável.

REFERÊNCIAS

1. Ministério de Minas e Energia, MME, através da Empresa de Pesquisa Energética, EPE, no Balanço Energético Nacional, BEN, ano base 2018 <http://epe.gov.br/pt/publicacoes-dados-abertos/publicacoes/balanco-energetico-nacional-2019>. Acesso em Novembro de 2019.
2. Boletim Mensal de Produção de Petróleo e Gás Natural – ANP, Julho/2018. <http://www.anp.gov.br/publicacoes/boletins-anp/2395-boletim-mensal-da-producao-de-petroleo-e-gas-natural> Acesso em Setembro de 2018
3. Terzian, R. L. Conceitos e metodologias de gestão de projeto e sua aplicação ao caso da integridade da malha dutoviária. PUC-RJ. Departamento de Engenharia Industrial. 2005.
4. Cravero S. Desenvolvimento de Procedimentos para Avaliação de Curvas *J-R* em Espécimes à Fratura SE(T) Utilizando o Método de Flexibilidade. Tese apresentada à Escola Politécnica da USP para obtenção do Título de Doutor em Engenharia. São Paulo. 2007.
5. Zerbst U, Ainsworth RA, Scwalbe, K-H. Basic principle of analytical flaw assessment methods. Int J Press Vessel Pip 2000;77;855-67.
6. Wiesner CS, Maddox SJ, Xu W, Webster GA, Burdekin FM, Andrews RM, et al. Engineering critical analyses to BS 7910-the UK guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures. Int J Press Vessel Pip 2000;77:883-93.
7. Anderson TL, Osage DA. API 579: a comprehensive fitness-for-service guide. Int J Press Vessel Pip 2000;77:953-63.
8. British Energy Generation Limited. Assessment of the integrity of structures containing defects, R6 procedure; 2015.
9. British Institution. Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures, BS 7910; 2015.
10. American Petroleum Institute. Fitness-for-service. API RP-579e1 / ASME FFS-1; 2016.
11. E. U. B.-E. Programme. Structural integrity assessment procedure, SINTAP; 1999.

12. ASM International. ASM handbook e volume 11: failure analysis and prevention, vol. 12. Materials Park, OH: ASM International; 2002.
13. Manouchehri S, Howard B, Denniel S. A discussion of the effect of the reeled installation process on pipeline limit states. 18th International Offshore and Polar Engineering Conference (ISOPE), Vancouver, Canada; 2008.
14. Wästberg S, Pisarski H, Nyhus B. Guidelines for engineering critical assessments for pipeline installation methods introducing cyclic plastic strain. 23rd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), Vancouver, Canada; 2004.
15. Offshore Engineering Study. Disponível em <http://offshoreengineeringstudy. blogspot.com.br/2011/04/pipeline-installation-method.html>. Acesso em: Outubro de 2015
16. Det Norske Veritas. Submarine pipeline systems. Offshore Standard OS-F101; 2010.
17. Joyce JA, Hackett EM, Roe C. Effects of crack depth and mode loading on the JR curve behavior of a high strength steel. Underwood JH, Schwalbe K-H, Dodds RH, editors. Constraint effects in fracture, ASTM STP 1171. Philadelphia: American Society for Testing and Materials; 1993. pp. 239e63.
18. Joyce JA, Link RE. Effects of constraint on upper shelf fracture toughness. Reuter WG, Underwood JH, Newman J, editors. Fracture Mechanics, ASTM STP 1256. Philadelphia: American Society for Testing and Materials; 1995. pp. 142e77.
19. Mathias LLS, Sarzosa DFB, Ruggieri C. Effects of specimen geometry and loading mode on crack growth resistance curves of a high-strength pipeline girth weld. Int J Press Vessel Pip 2013;111e112:106-19.
20. Polanco MA, Nyhus B. Finite element procedures for constraint and limit load analyses for sent specimens and cracked pipes. Technical Report STF24, SINTEF Mater Chem Norway; 2001.
21. Chiesa M, Nyhus B, Skallerud B, Thaulow C. Efficient fracture assessment of pipelines: a constraint-corrected SENT specimen approach. Eng Fract Mech 2001;68:527-47.

22. Nyhus B, Polanco M, Ørjasæter O. SENT specimens as an alternative to SENB specimens for fracture mechanics testing of pipelines. 22nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE), Vancouver, Canada; 2003.
23. Xu J, Zhang ZL, Østby E, Nyhus B, Sun DB. Effects of crack depth and specimen size on ductile crack growth of SENT and SENB specimens for fracture mechanics evaluation of pipeline steels. Eng Fract Mech 2009;86:787-97.
24. Xu J, Zhang ZL, Østby E, Nyhus B, Sun DB. Constraint effect on the ductile crack growth resistance of circumferentially cracked pipes. Eng Fract Mech 2010;77:671-84.
25. Park DY, Tyson WR, Gianetto JA, Shen G, Eagleson RS. Evaluation of fracture toughness of X100 pipe steel using SE(B) and clamped SE(T) single specimens. 8th International Pipeline Conference (IPC), Calgary, Canada; 2010.
26. Sarzosa DFB, Ruggieri C. A numerical investigation of constraint effects in circumferentially cracked pipes and fracture specimens including ductile tearing. International Journal of Pressure Vessels and Piping 120-121 (2014) 1-18.
27. Mathias LLS, Sarzosa DFB, Ruggieri C. Effects of specimen geometry and loading mode on crack growth resistance curves of a high-strength pipeline girth weld. International Journal of Pressure Vessels and Piping 111-112 (2013) 106-119.
28. Clarke G.A., Andrews, W.R., Paris, P.C. and Schmidt, D.W. Single Specimen Tests for J_{IC} Determination. ASTM STP 590 Mechanics of Crack Growth, American Society for Testing and Material, pp.27-42,1976.
29. Joyce, J.A. and Gudas, J.P. Computer interactive J_{IC} Testing of Navy Alloys. ASTM STP 668 Elastic-Plastic Fracture, American Society for Testing and Materials, PA, pp. 451-468. 1979.American Society for Testing and Materials (ASTM), Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness, ASTEM E 1820 15a, Philadelphia, 2015.

30. Dodds RH, Shih C, Anderson T. Continuum and micro-mechanics treatment of constraint in fracture. Int J Fract 1993;64:101-33.
31. ASTM International E1820 – 15a. Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness. United States. 2015.
32. Sumpter, J.D.G. and Turner, C.E. Method for Laboratory Determination of Jc. ASTM STP 601 Cracks and Fracture, American Society for Testing and Materials, pp 3-18, 1976.
33. Rice JR. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. J Appl Mech 1968;35:379-86.
34. Paris P.C., Ernst, H. and Turner, C.E. A J-integral Approach to Development of η Factors, ASTM STP 700, American Society for Testing and Materials, pp. 338-351, 1980.
35. Ernst, H., Paris, P.C. and Landes, J.D. Estimation on J-integral and Tearing Modulus T from a Single Specimen Test Record. Fracture Mechanics 13th Conference, ASTM STP 743, American Society for Testing and Materials, pp. 476-502, 1981.
36. 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 – Volume 29, Issue 4, p. 305-326, 1981.
37. Anderson TL. Fracture mechanics: fundaments and applications. 3rd ed. Boca Raton, FL: CRC Press; 2005.
38. Cravero S, Ruggieri C. Correlation of fracture behavior in high pressure pipelines with axial flaws using constraint designed test specimens e part I: plane-strain analyses. Eng Fract Mech 2005;72:1344-60.
39. Healy B, Gullerud A, Koppenhoefer K, RoyChowdhury S, Petti J, et al. WARP3D: 3-D dynamic nonlinear fracture analyses of solids using parallel computers. Structural Research Series (SRS 607) UILU-ENG-95e2012. University of Illinois at Urbana-Champaign; 2013. http://code.google.com/p/warp3d.
40. Ruggieri C. FRACTUS2D: numerical computation of fracture mechanics parameters for 2-D cracked solids. Tech, rep. University of Sao Paulo;2011.

41. Nevalainen M, Dodds RH. Numerical investigation of 3-D constraint effects on brittle fracture in SE(B) and C(T) specimens. Int J Fract 1995;74:131-61.
42. O'Dowd N, Shih C. Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter: part I e structure of fields. J Mech Phys Solids 1991;39:989-1015.
43. O'Dowd N, Shih C. Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter: part II e fracture applications. J Mech Phys Solids 1992;40:939-63.
44. J. R. Rice, Mechanics of crack tip deformation and extension by fatigue, J. Grosskreutz (Ed.), Fatigue crack propagation, ASTM STP 415, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1967, pp. 247-311.
45. Larsson SG, Carlsson AJ. Influence of non-singular stress terms and specimen geometry on small scale yielding at crack-tips in elastic-plastic materials. J Mech Phys Solids 1973;21:447-73.
46. Betegon C, Hancock JW. Two-parameter characterization of elastic-plastic crack tip fields. J Appl Mech 1991;58:104-13.
47. Du ZZ, Hancock JW. The effect of non-singular stresses on crack-tip constraint. J Mech Phys Solids 1991;39:555-67.
48. Parks DM. Advances in characterization of elastic-plastic crack-tip fields. Argon AS, editor. Topics in fracture and fatigue. Springer Verlag; 1992. pp. 59-98.
49. Tada, H. Paris, P. C. Irwin, G. R. The Stress Analysis of Cracks Handbook.3rd ed. ASME Press. Library of Congress Cataloging-in-Publication Data. 2000.
50. Rosa, E.da. Análise da Resistência Mecânica – Mecânica da Fratura e Fadiga. Grupo de Análise e Projeto Mecânico. UFSC. 2002.
51. Bresciani, E.F.; Zavaglia, C.A.C.; Button, S.T.; Nery, F.A.C. Conformação plástica dos metais. Edição Unicamp. 1991. p. 121-142, 251-261.
52. Barbosa, V. S. Ruggieri, C. Fracture toughness testing using non-standard bend specimens – Part I: Constraint effects and development of test procedure. Engineering Fracture Mechanics 195. p. 279-296. Abril, 2018.
53. Cuenca, C. A., Sarzosa, D. F. B. Modeling Ductile Fracture Using Critical Strain Locus and Softening Law for a Typical Pressure Vessel Steel. Submitted to IJPVP 2019.

APÊNDICE A – GRÁFICOS ADICIONAIS

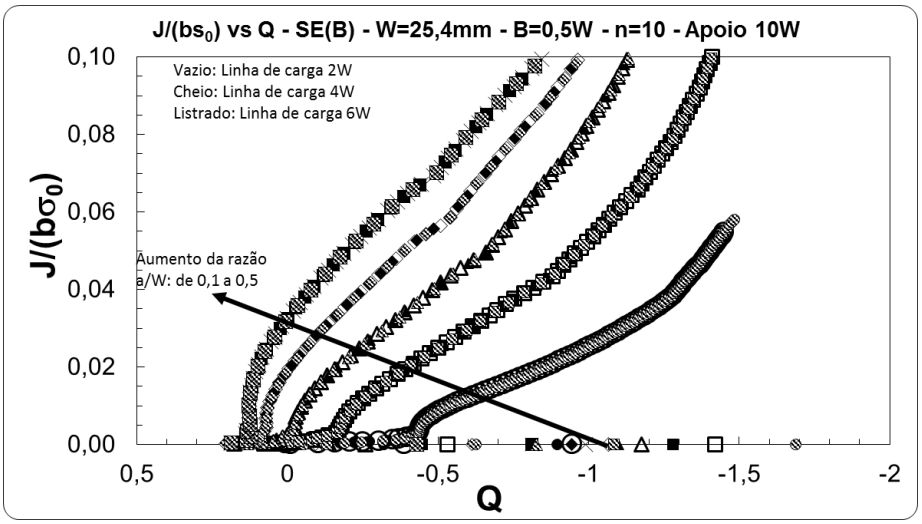


Figura 50 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=0,5W - n=10 - Apoio 10W*

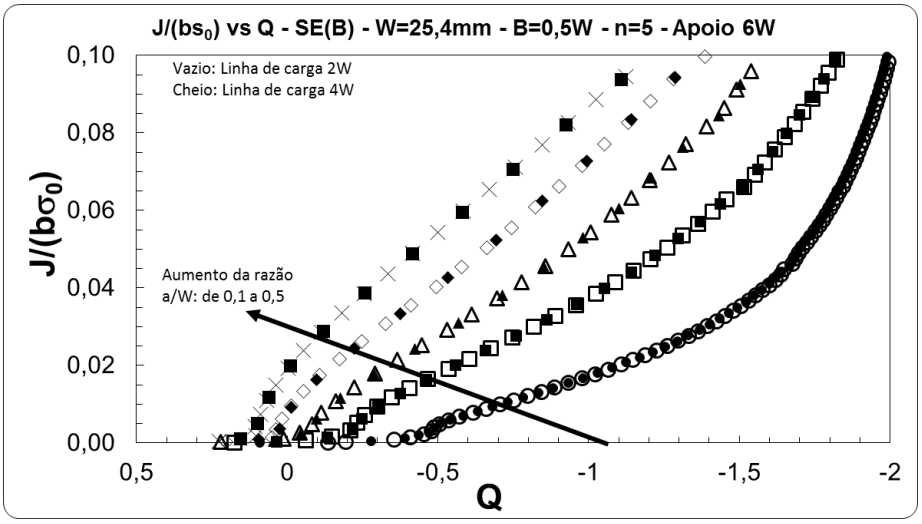


Figura 51 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=0,5W - n=5 - Apoio 6W*

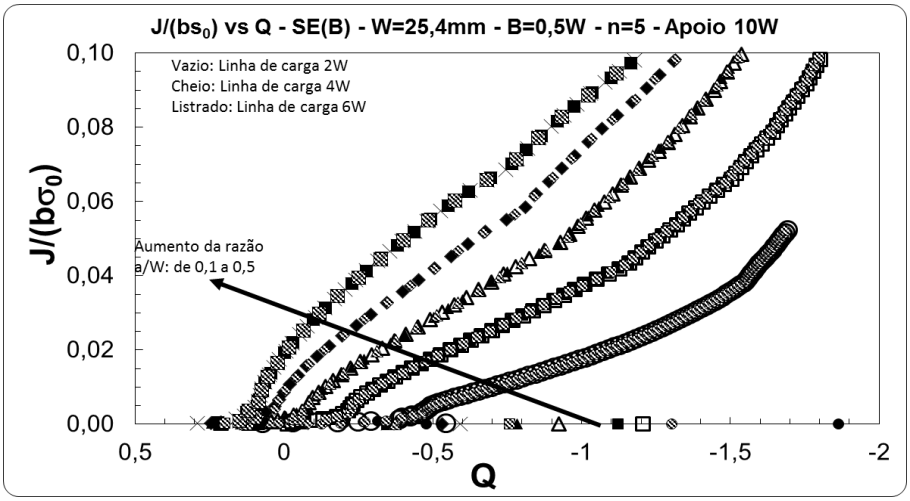


Figura 52 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=0,5W - n=5 - Apoio 10W*

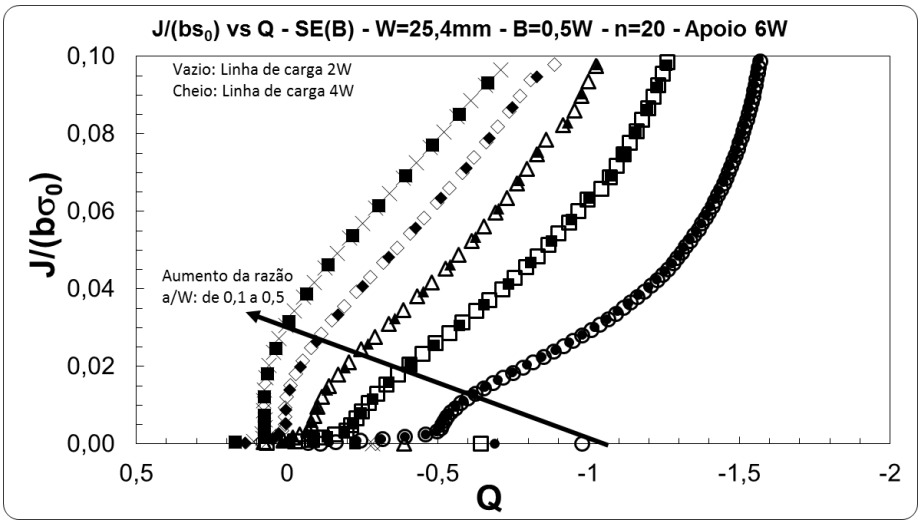


Figura 53 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=0,5W - n=20 - Apoio 6W*

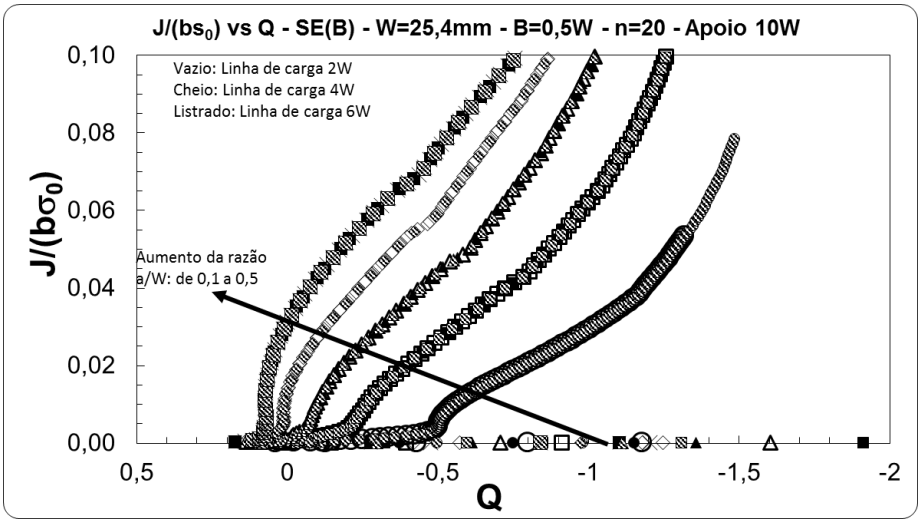


Figura 54 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=0,5W - n=20 - Apoio 10W*

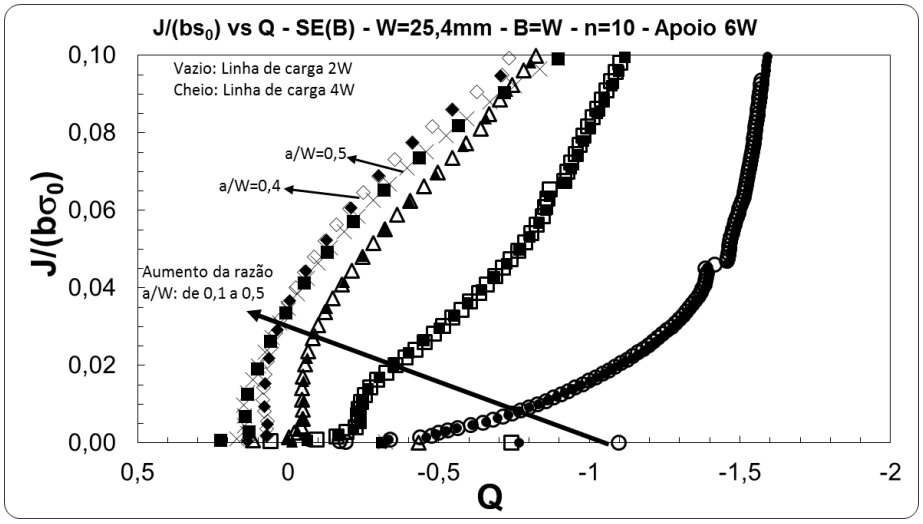


Figura 55 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=W - n=10 - Apoio 6W*

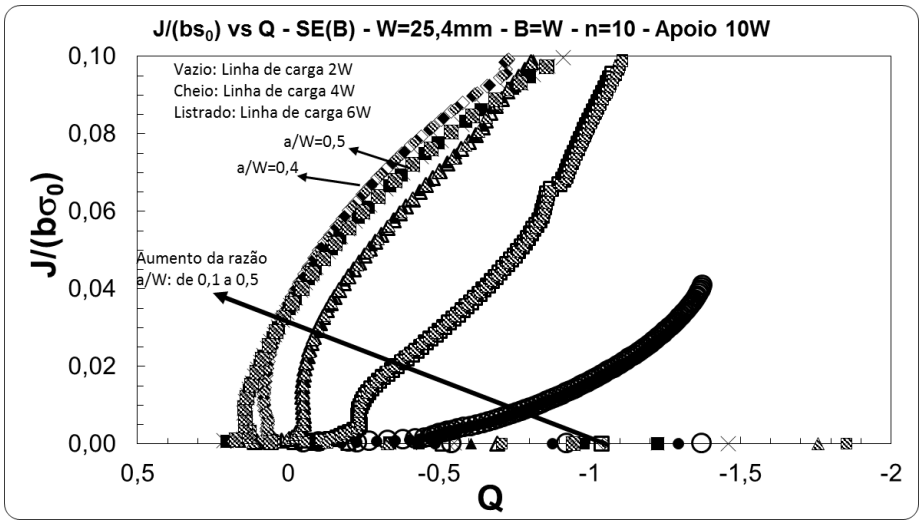


Figura 56 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=W - n=10 - Apoio 10W*

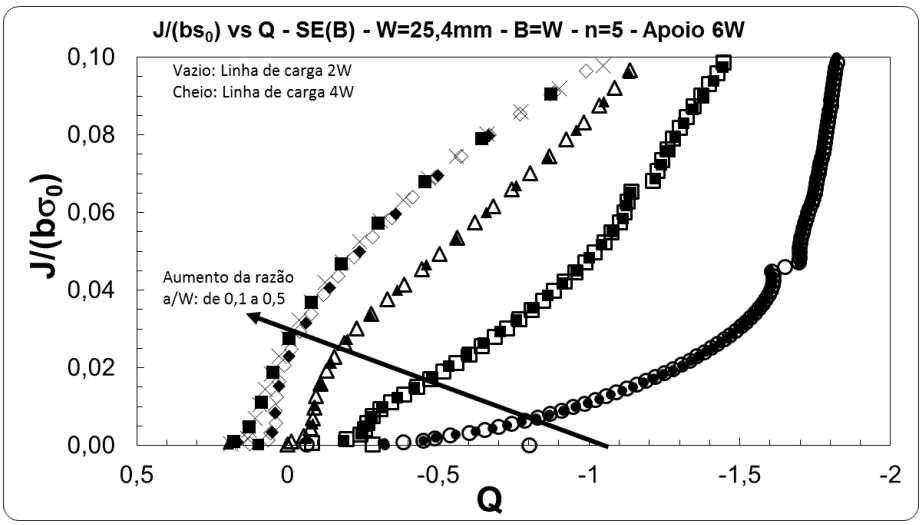


Figura 57 *- Curva J/(bσ_0) vs Q - SE(B) - W=25,4mm - B=W - n=5 - Apoio 6W*

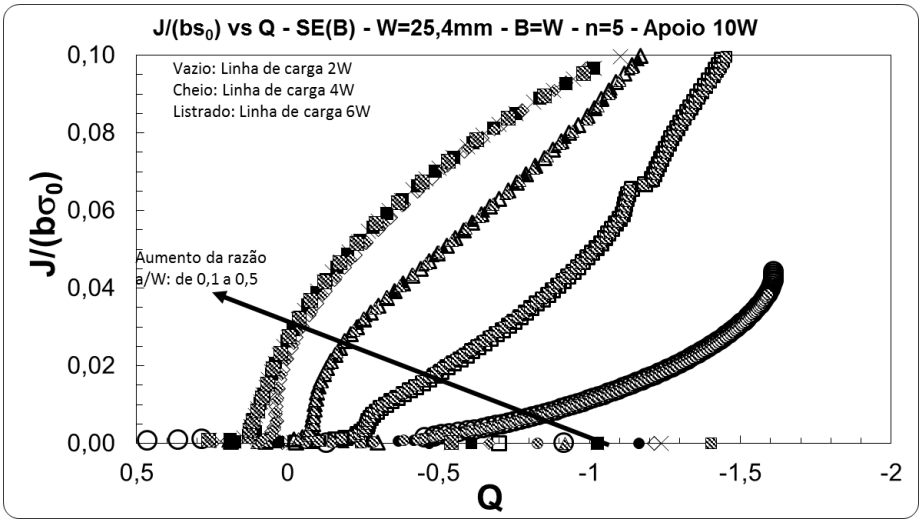


Figura 58 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=W - n=5 - Apoio 10W*

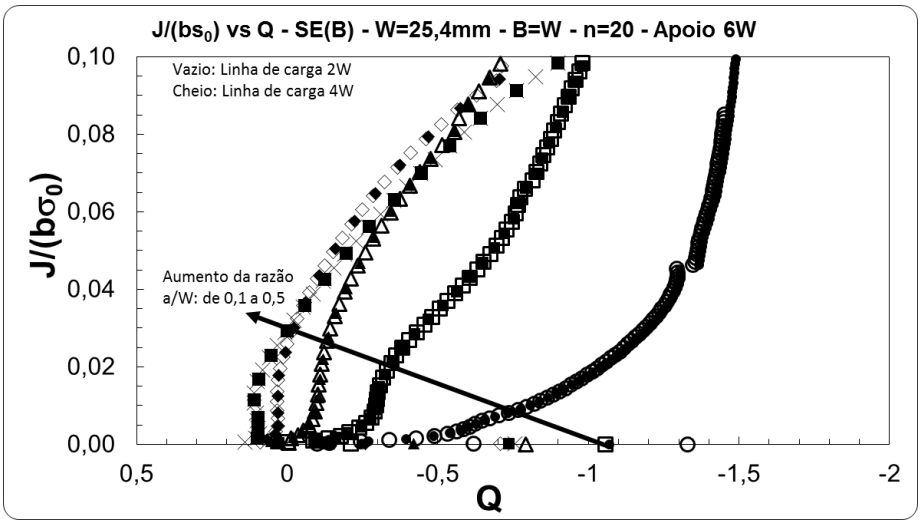


Figura 59 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=W - n=20 - Apoio 6W*

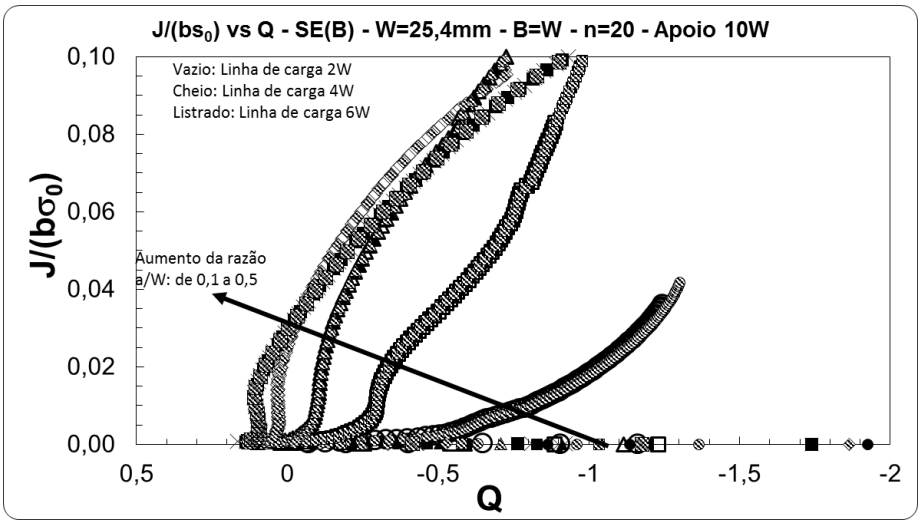


Figura 60 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - B=W - n=20 - Apoio 10W*

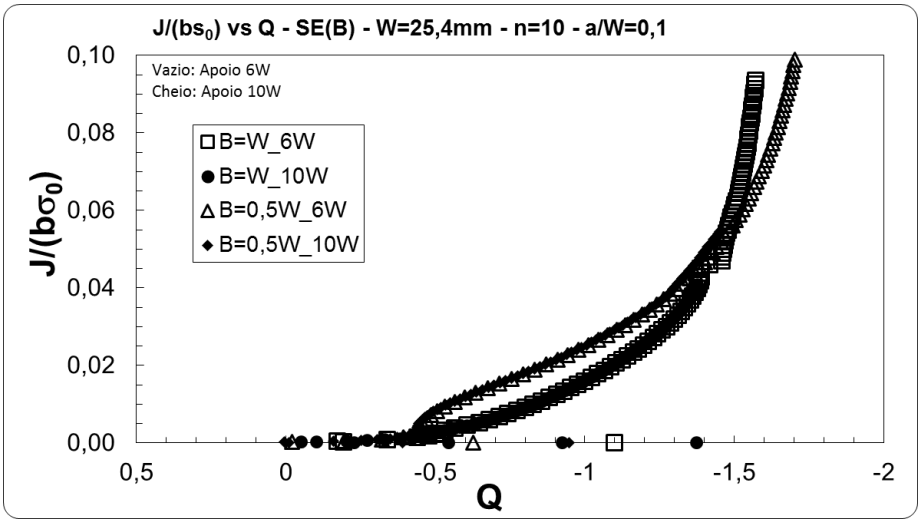


Figura 61 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=10 - a/W=0,1*

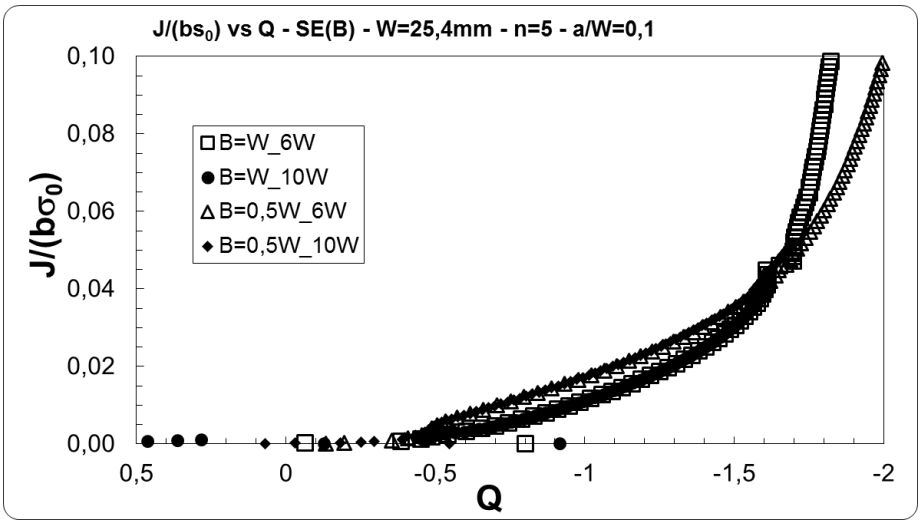


Figura 62 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=5 - a/W=0,1*

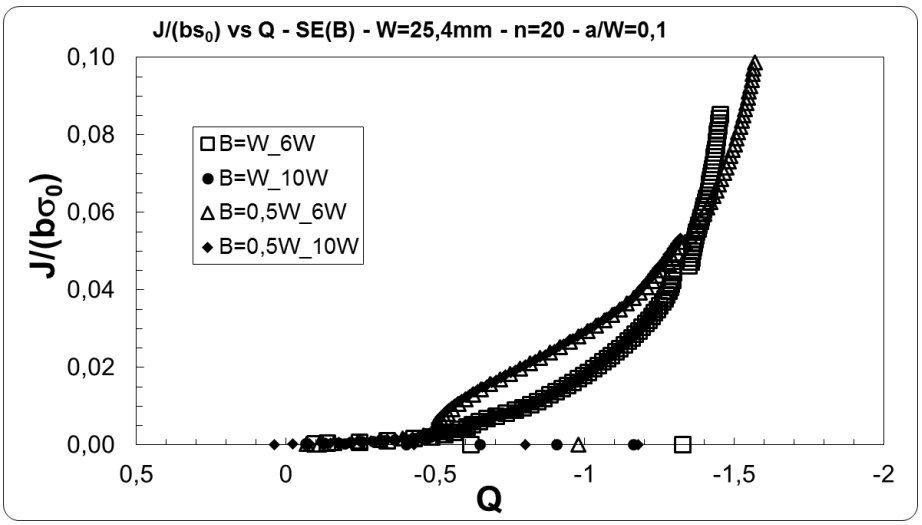


Figura 63 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=20 - a/W=0,1*

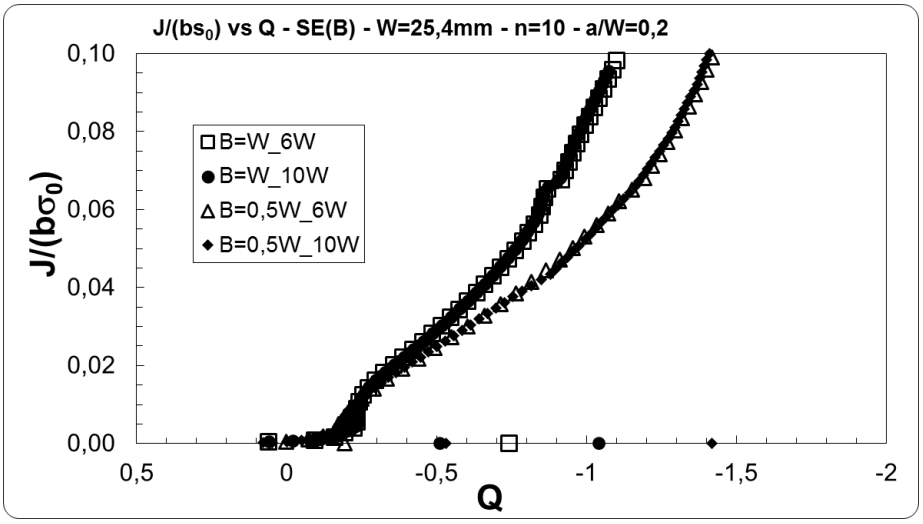


Figura 64 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=10 - a/W=0,2*

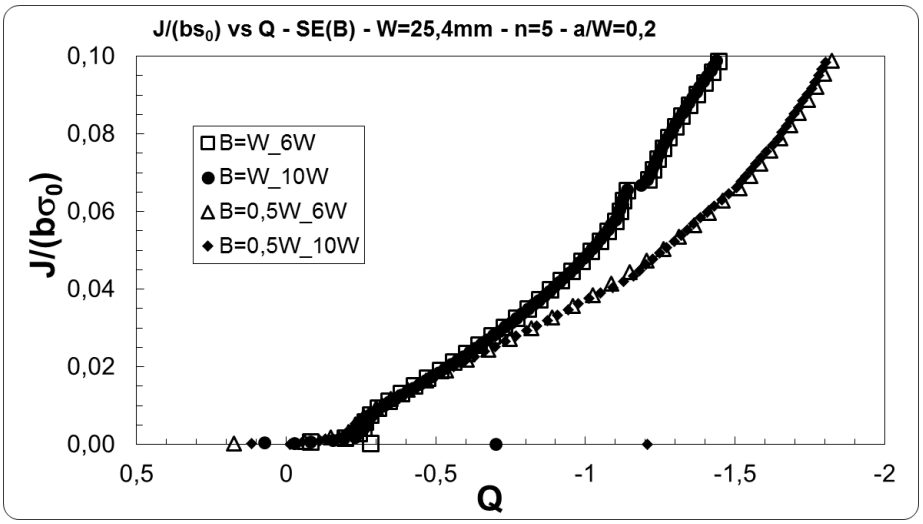


Figura 65 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=5 - a/W=0,2*

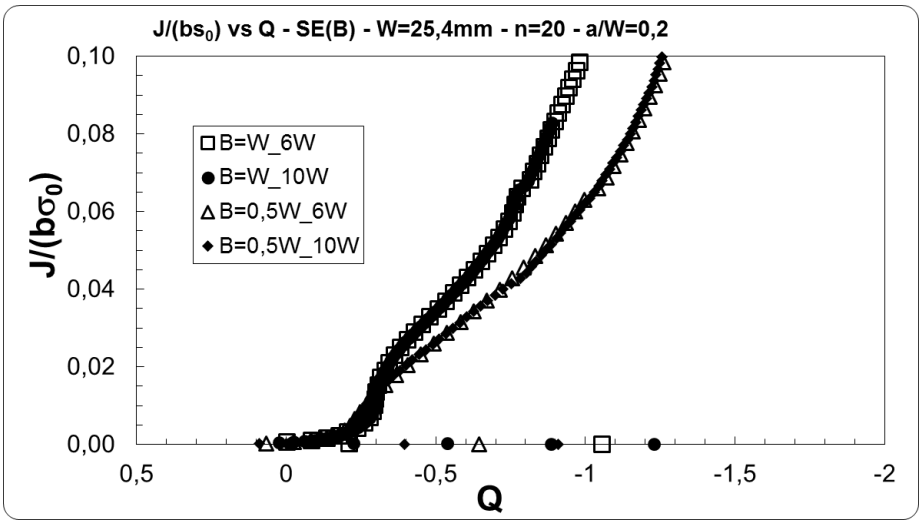


Figura 66 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=20 - a/W=0,2*

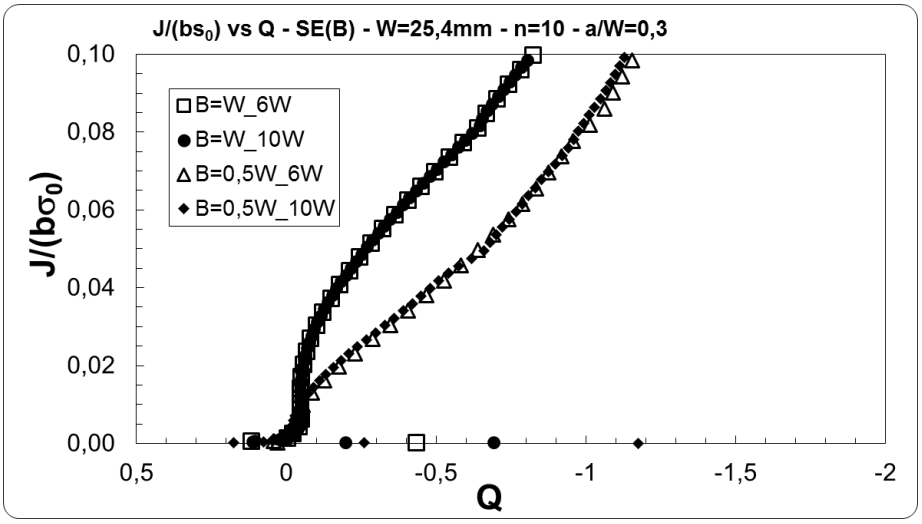


Figura 67 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=10 - a/W=0,3*

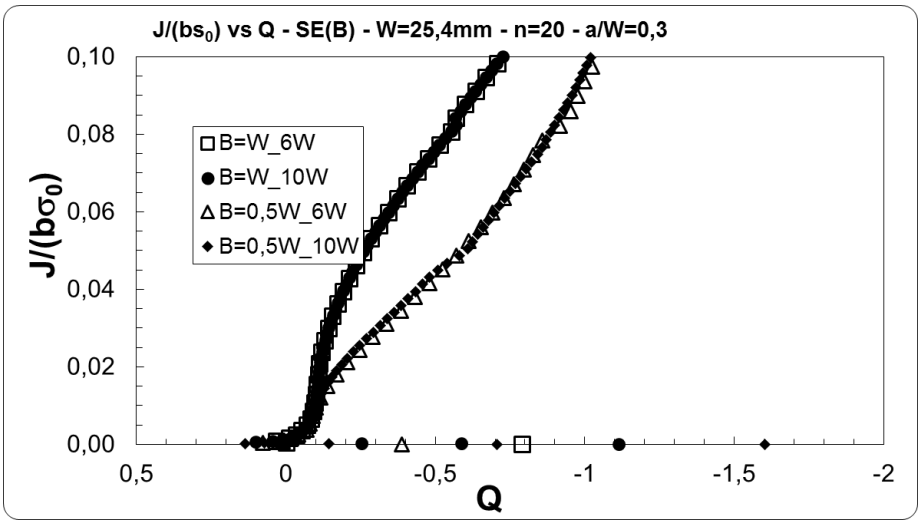


Figura 68 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=20 - a/W=0,3*

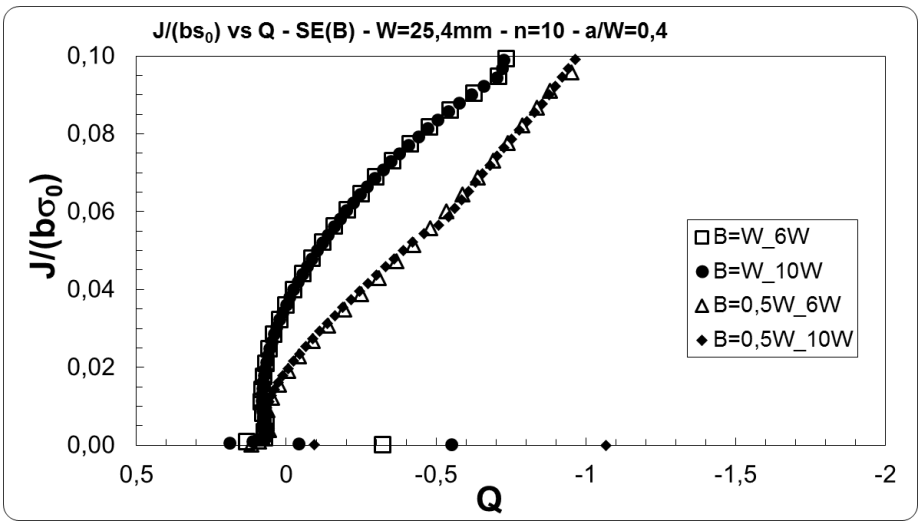


Figura 69 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=10 - a/W=0,4*

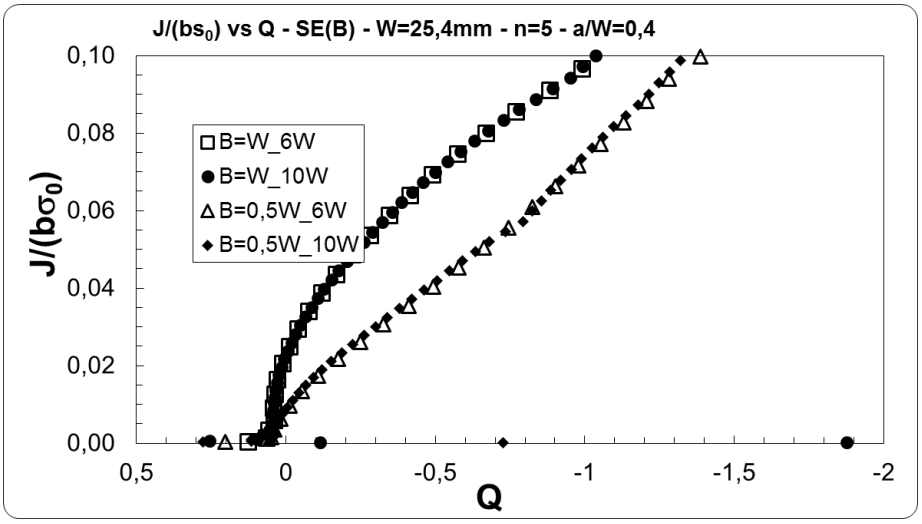


Figura 70 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=5 - a/W=0,4*

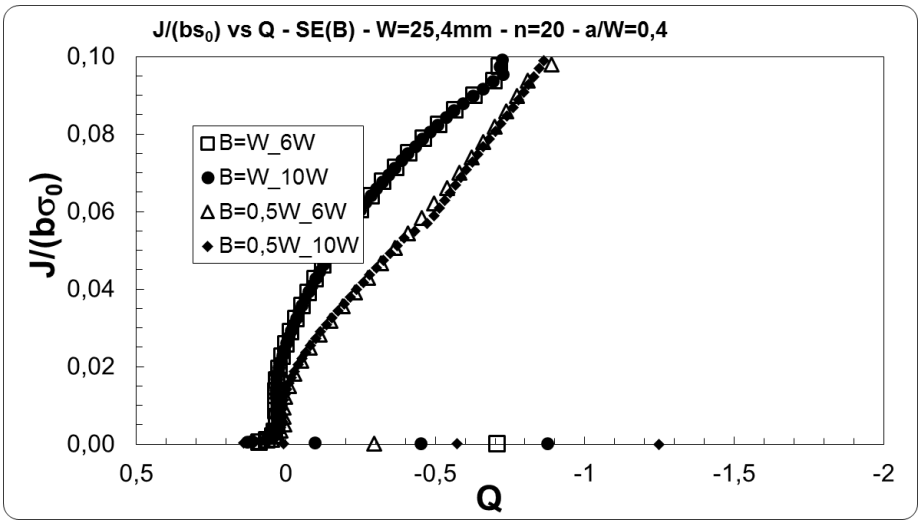


Figura 71 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=20 - a/W=0,4*

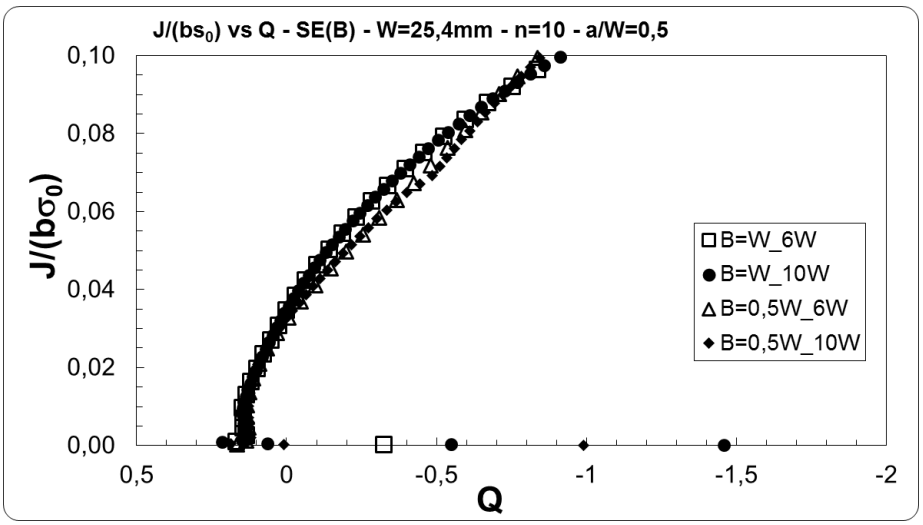


Figura 72 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=10 - a/W=0,5*

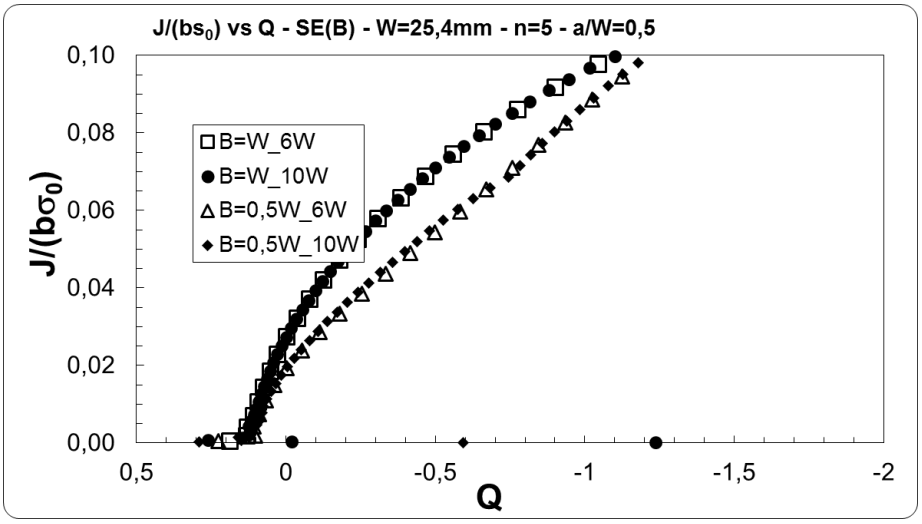


Figura 73 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=5 - a/W=0,5*

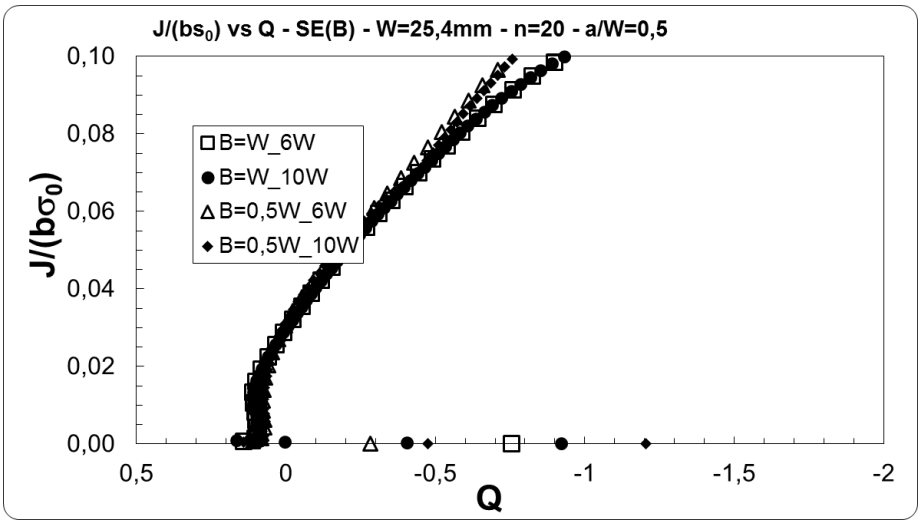


Figura 74 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=20 - a/W=0,5*

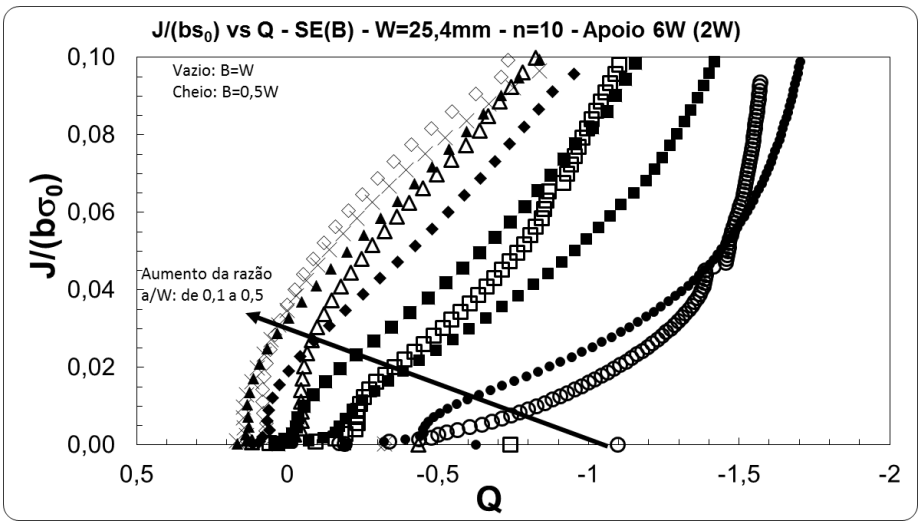


Figura 75 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=10 - Apoio 6W - Carga 2W*

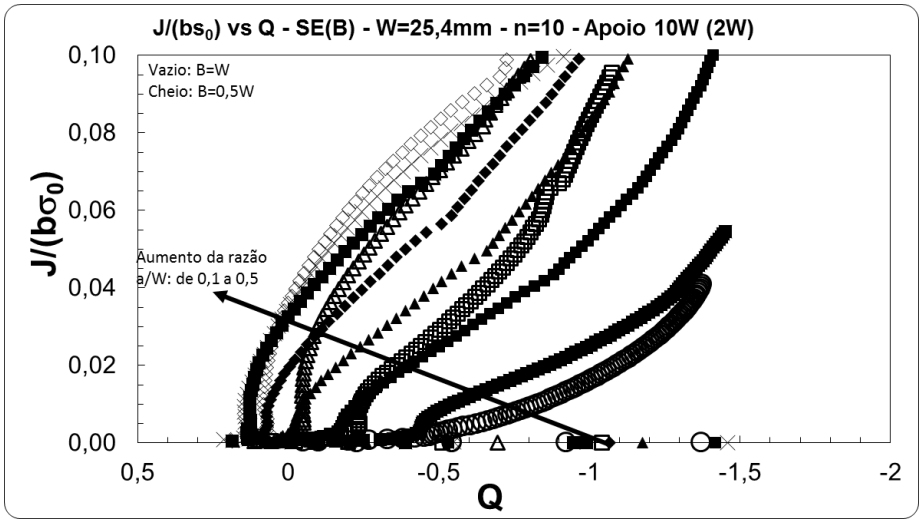


Figura 76 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=10 - Apoio 10W - Carga 2W*

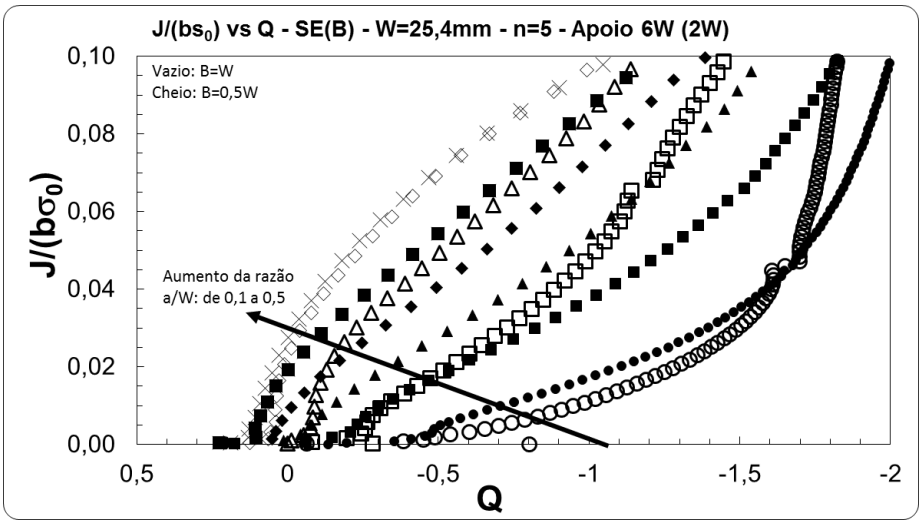


Figura 77 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=5 - Apoio 6W - Carga 2W*

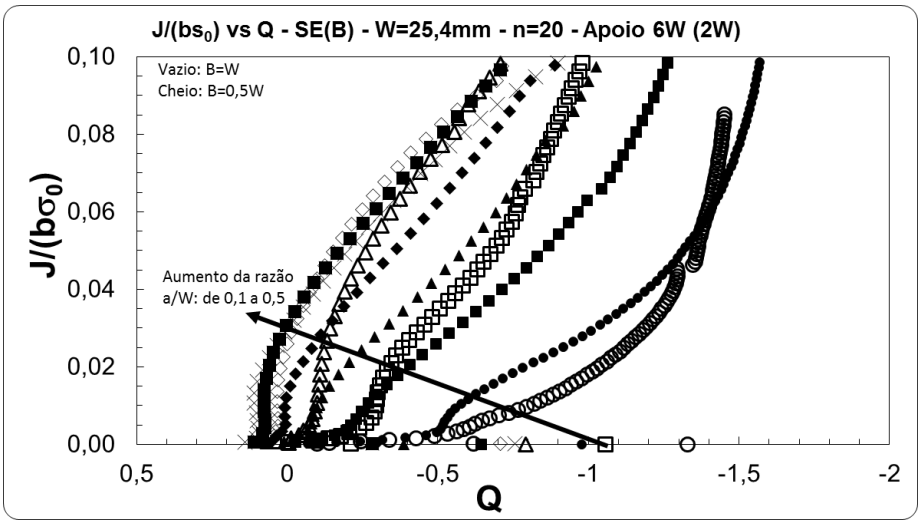


Figura 78 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=20 - Apoio 6W - Carga 2W*

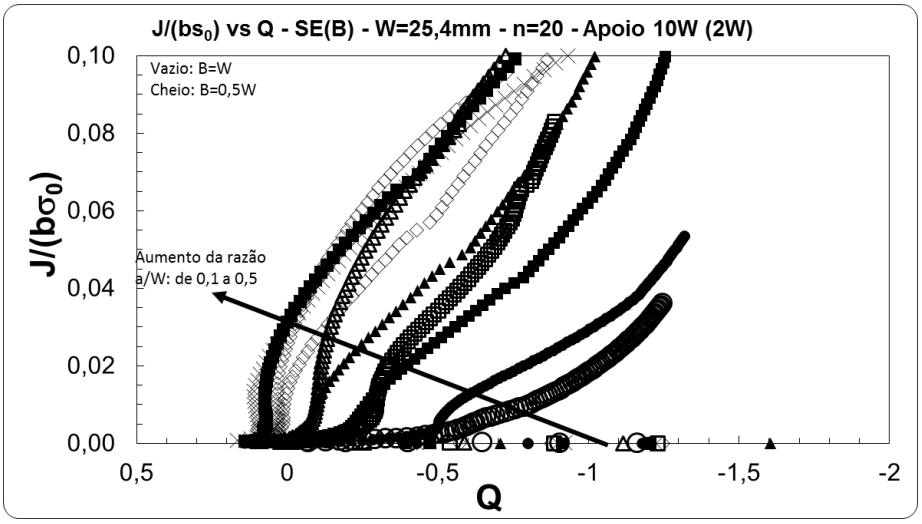


Figura 79 *- Curva J/(bσ_0) vs. Q - SE(B) - W=25,4mm - n=20 - Apoio 10W - Carga 2W*

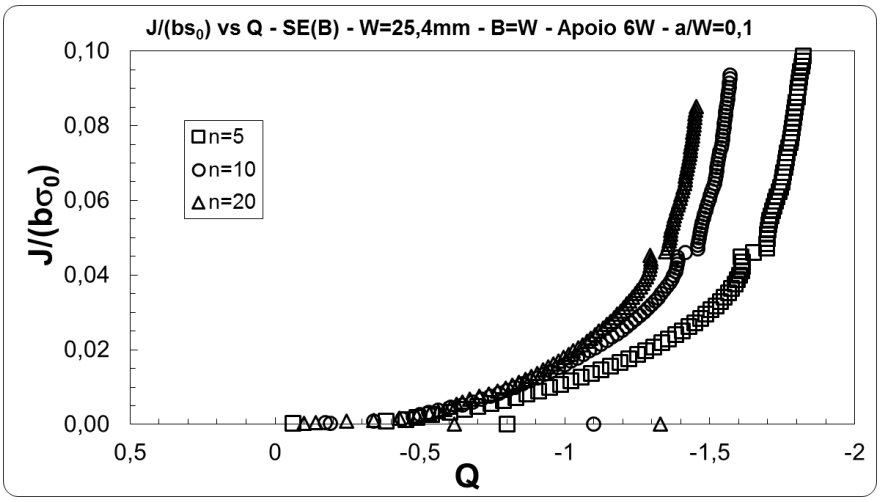


Figura 80 *- Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=W, a/W=0,1, apoio externo 6W*

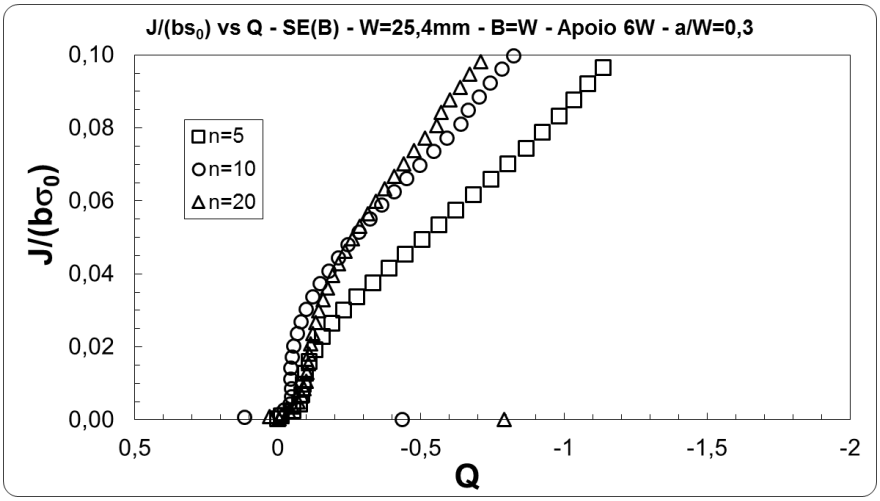


Figura 81 *- Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=W, a/W=0,3, apoio externo 6W*

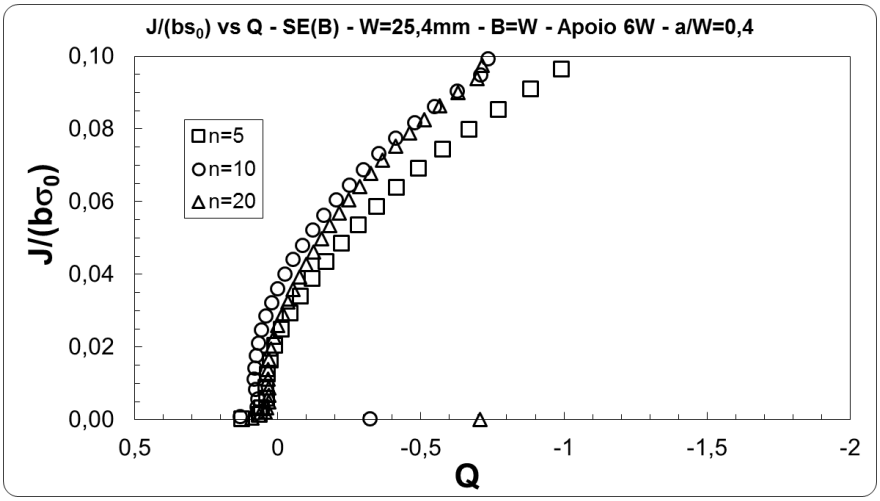


Figura 82 *- Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=W, a/W=0,4, apoio externo 6W*

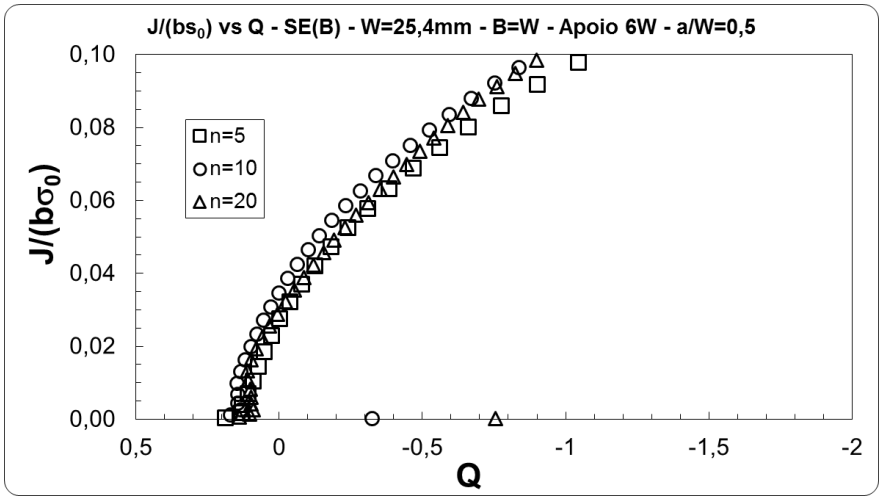


Figura 83 *- Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=W, a/W=0,5, apoio externo 6W*

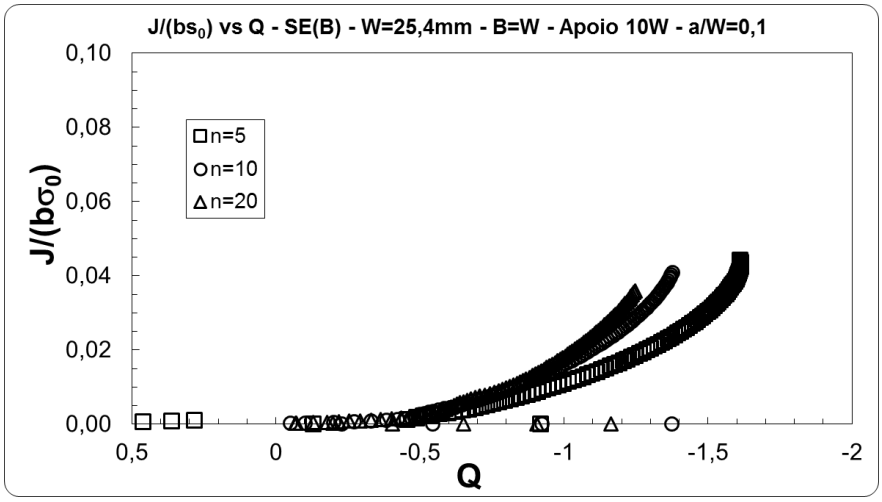


Figura 84 *- Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=W, a/W=0,1, apoio externo 10W*

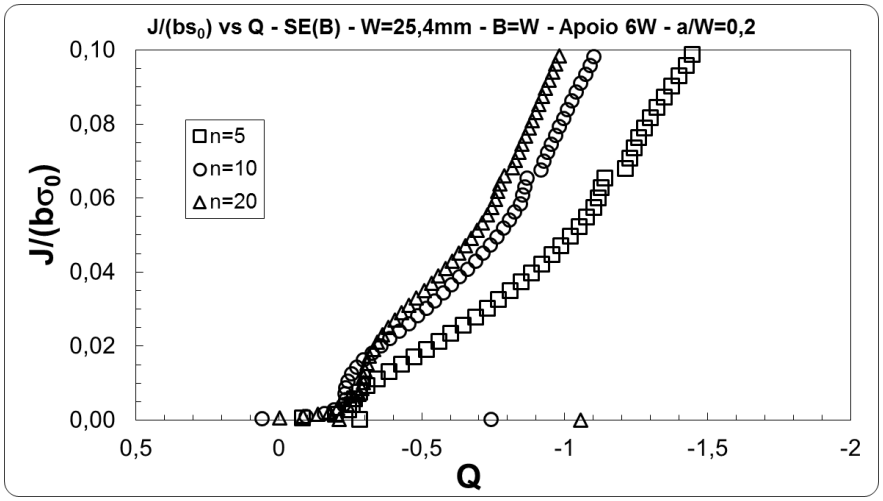


Figura 85 *- Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=W, a/W=0,2, apoio externo 6W*

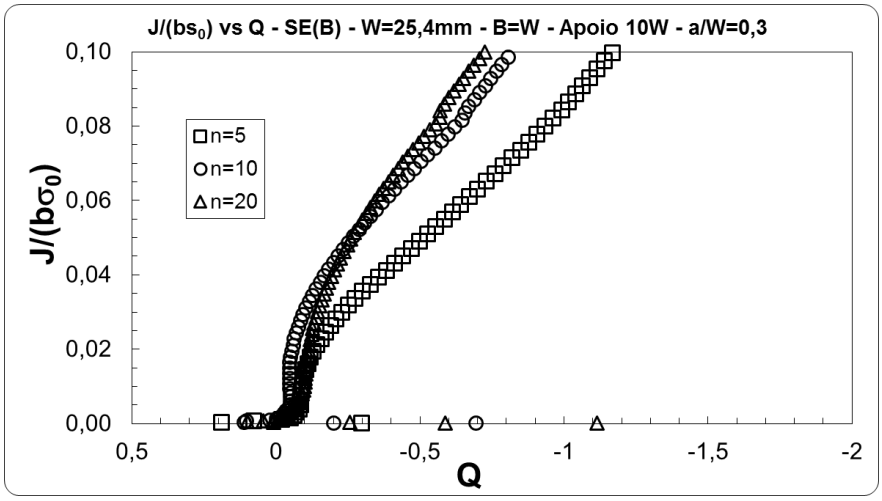


Figura 86 *- Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=W, a/W=0,3, apoio externo 10W*

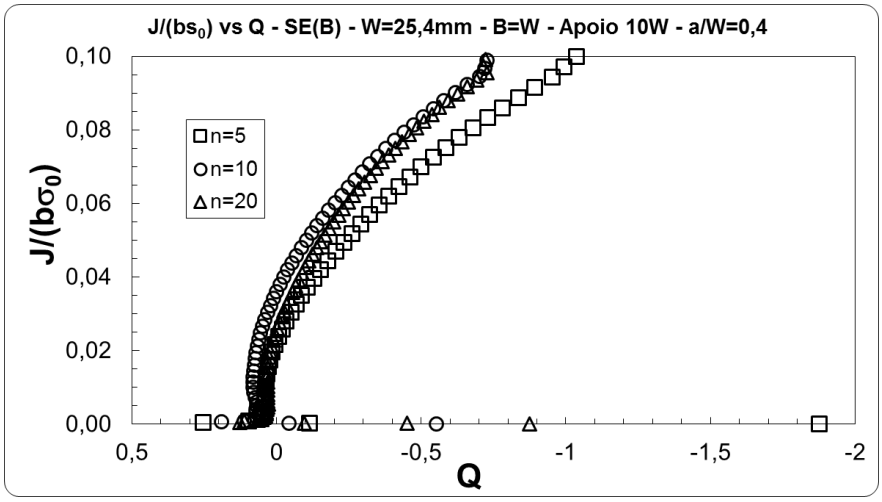


Figura 87 *- Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=W, a/W=0,4, apoio externo 10W*

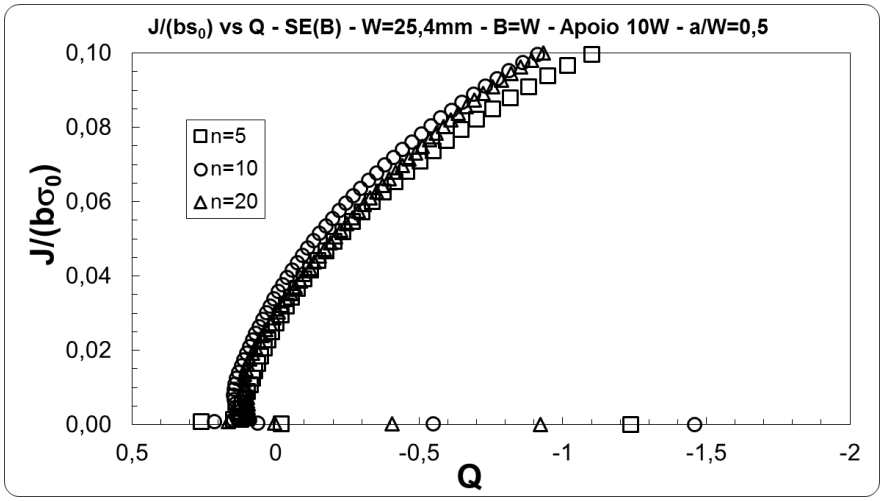


Figura 88 *- Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=W, a/W=0,5, apoio externo 10W*

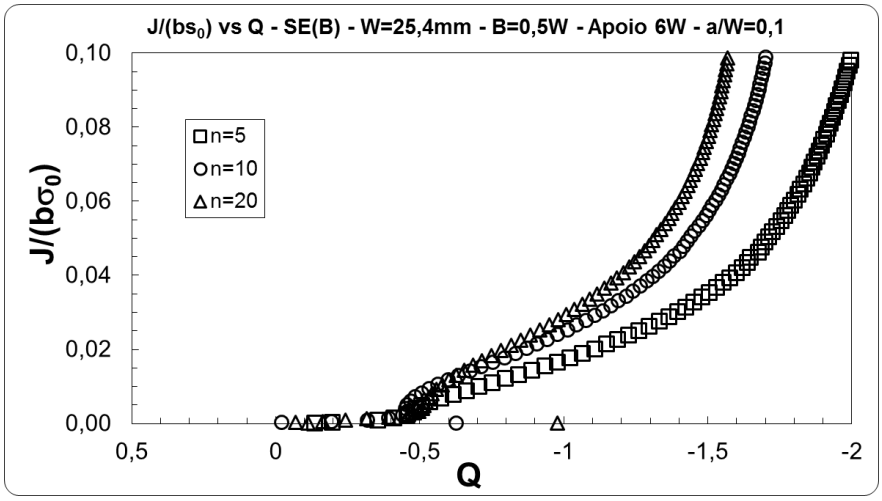


Figura 89 *- Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=0,5W, a/W=0,1, apoio externo 6W*

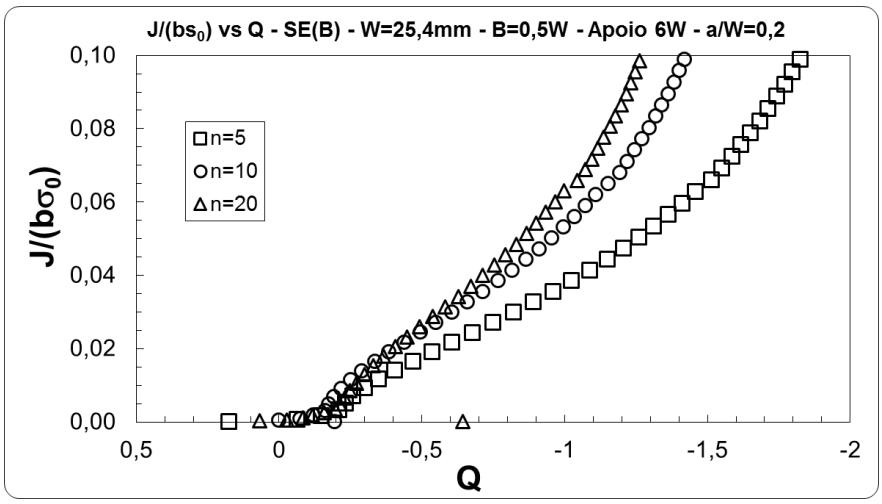


Figura 90 *- Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=0,5W, a/W=0,2, apoio externo 6W*

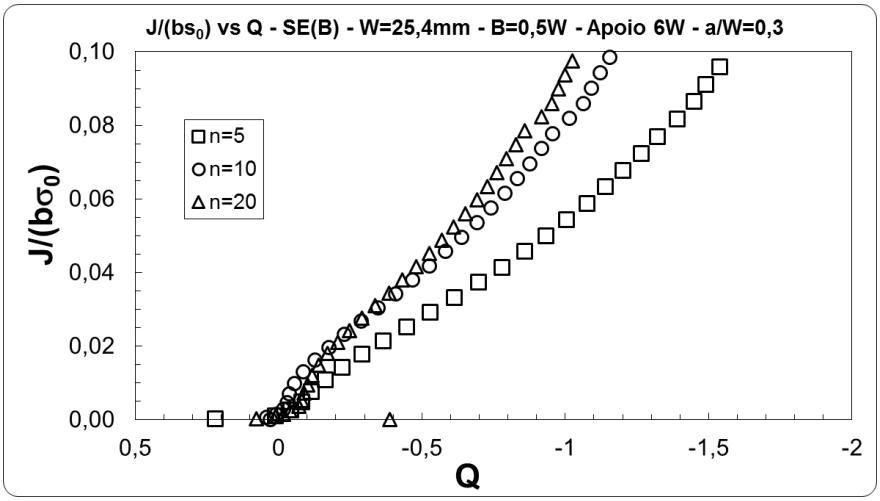


Figura 91 *- Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=0,5W, a/W=0,3, apoio externo 6W*

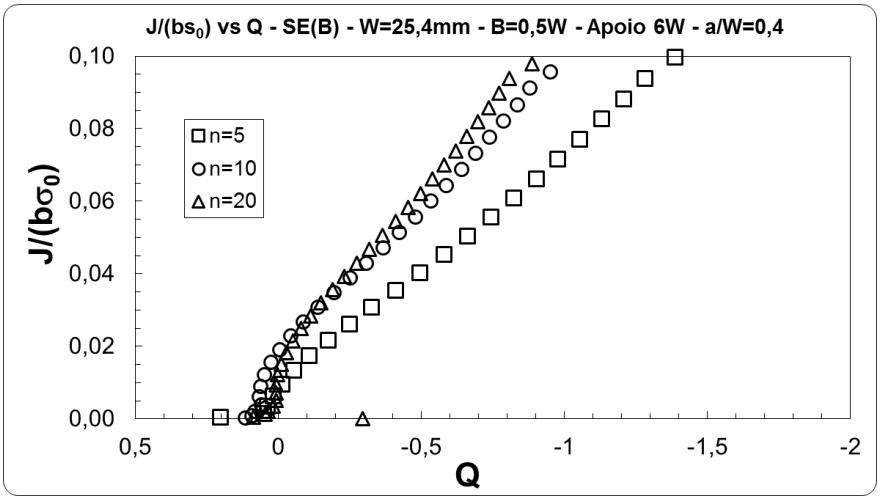


Figura 92 *- Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=0,5W, a/W=0,4, apoio externo 6W*

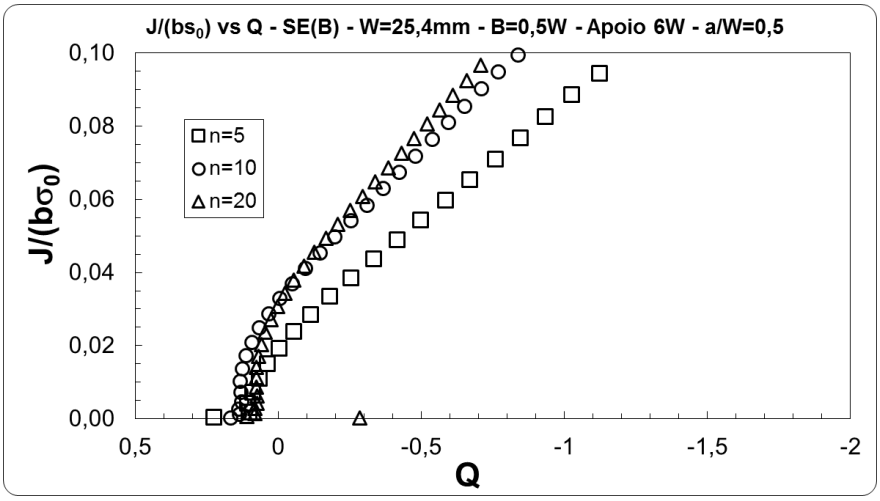


Figura 93 *- Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=0,5W, a/W=0,5, apoio externo 6W*

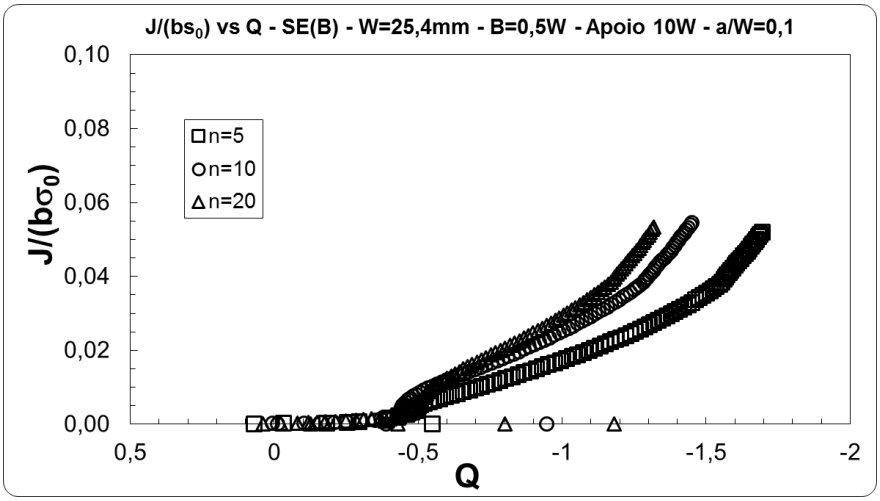


Figura 94 *- Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=0,5W, a/W=0,1, apoio externo 10W*

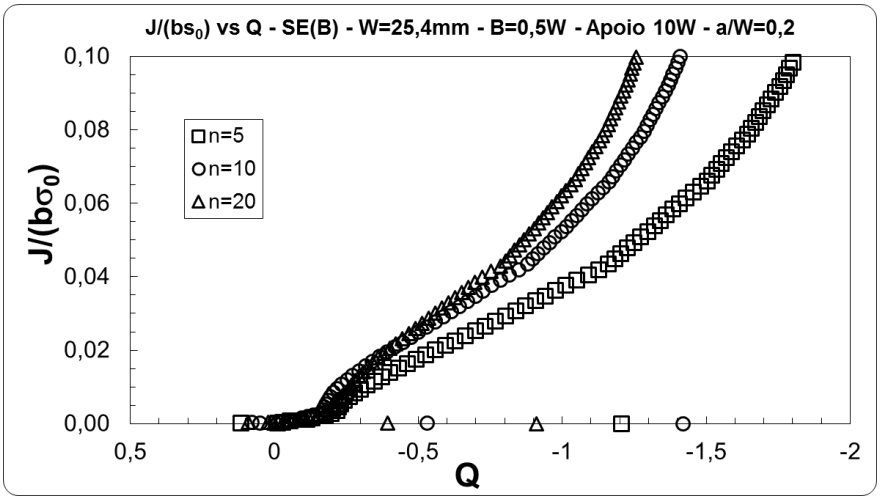


Figura 95 *- Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=0,5W, a/W=0,2, apoio externo 10W*

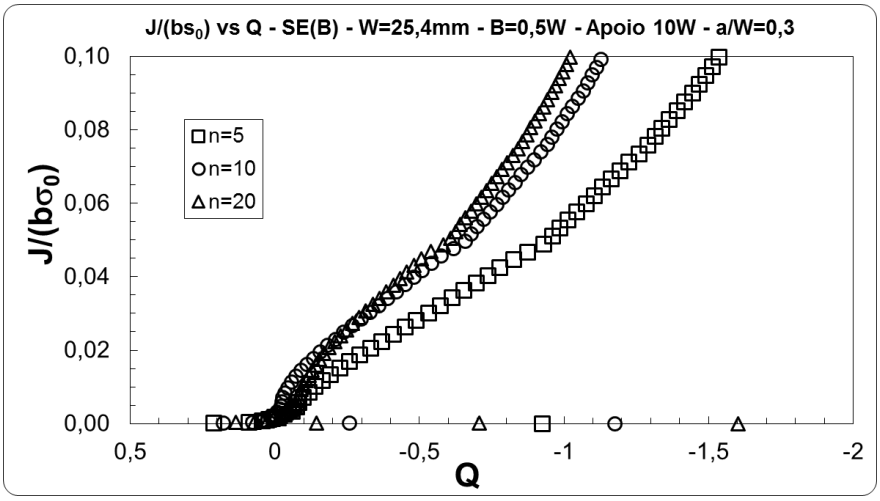


Figura 96 *- Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=0,5W, a/W=0,3, apoio externo 10W*

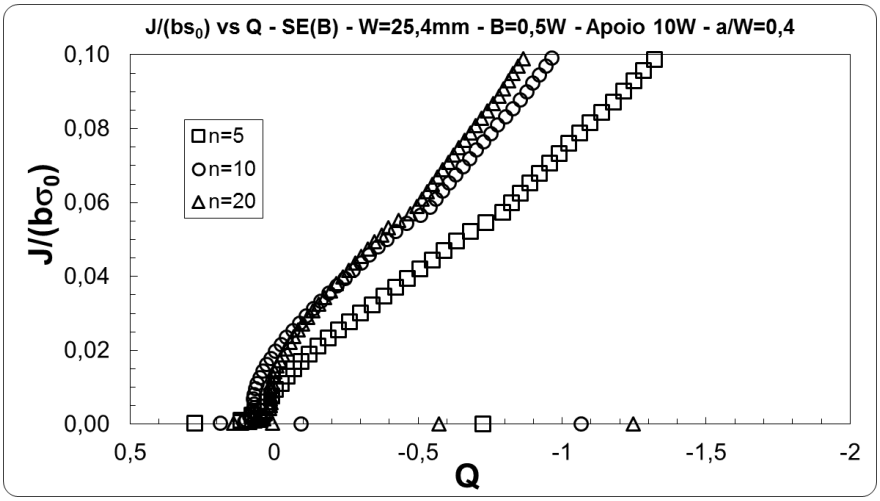


Figura 97 *- Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=0,5W, a/W=0,4, apoio externo 10W*

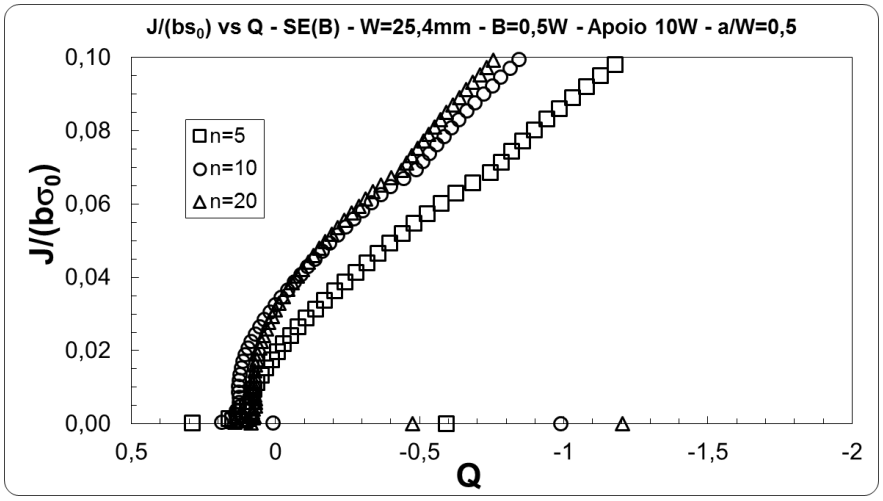


Figura 98 *- Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão, B=0,5W, a/W=0,5, apoio externo 10W*

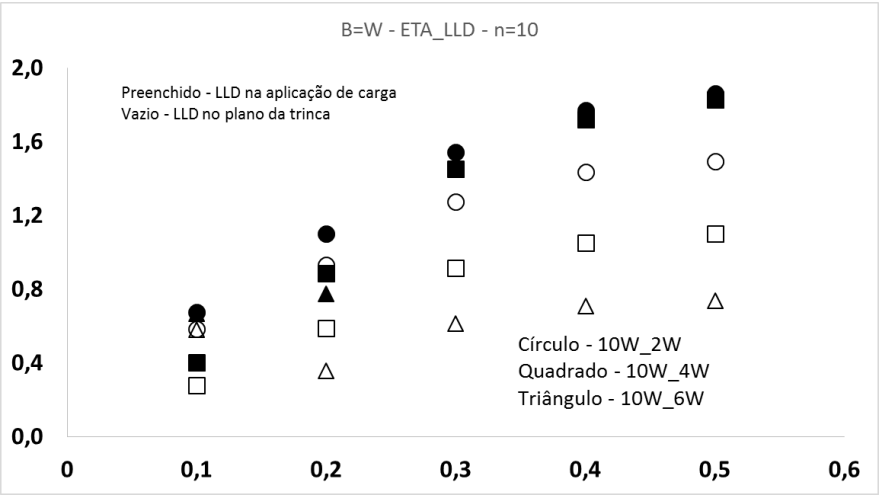


Figura 99 *- Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=W - n=10 - Apoio externo 10W*

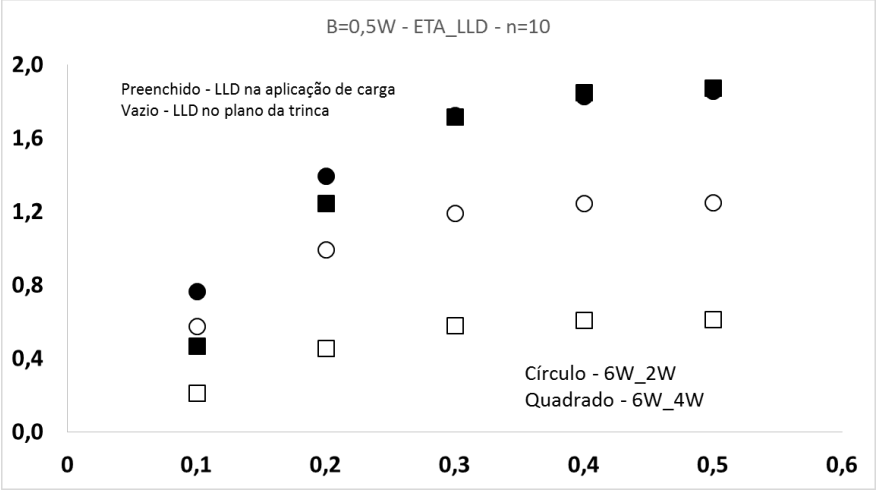


Figura 100 *- Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=0,5W - n=10 - Apoio externo 6W*

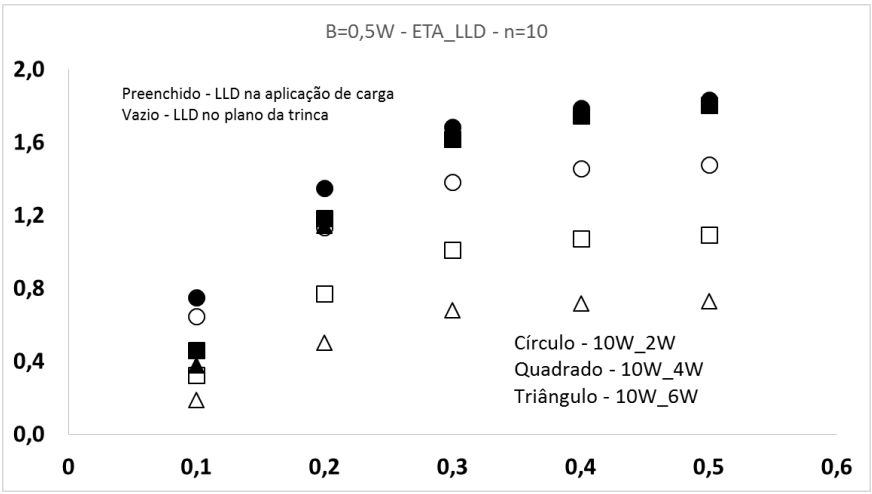


Figura 101 *- Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=0,5W - n=10 - Apoio externo 10W*

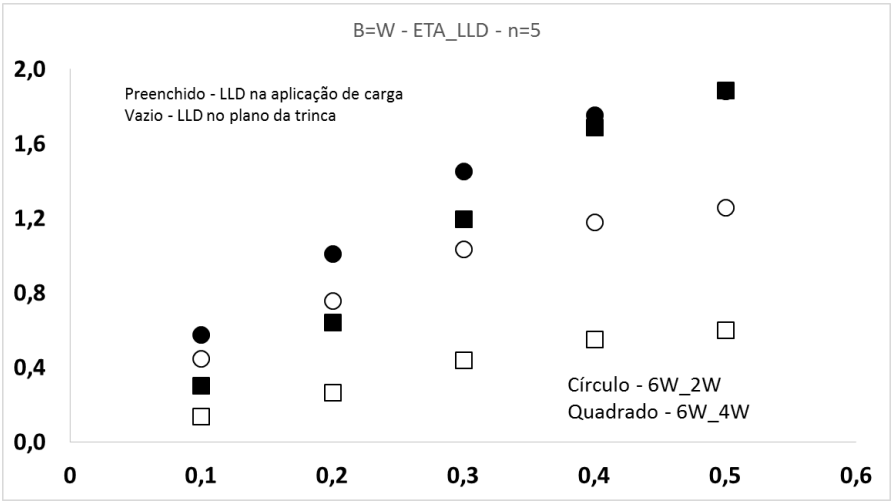


Figura 102 *- Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=W - n=5 - Apoio externo 6W*

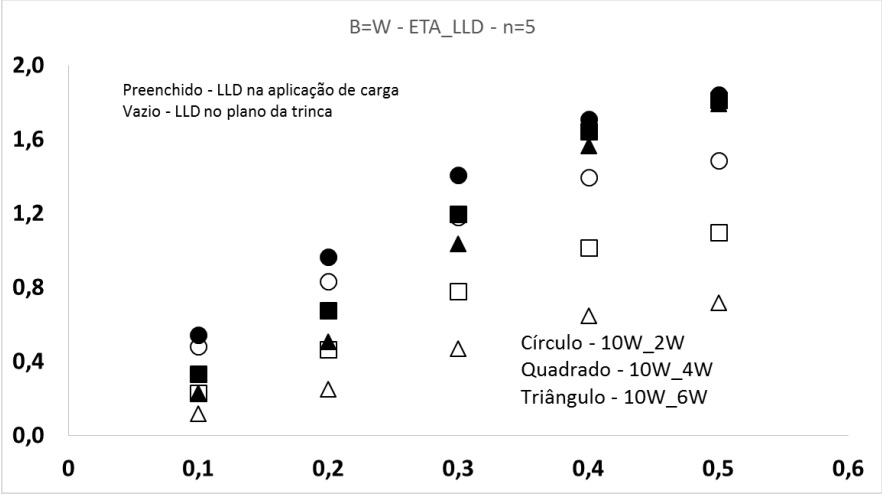


Figura 103 *- Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=W - n=5 - Apoio externo 10W*

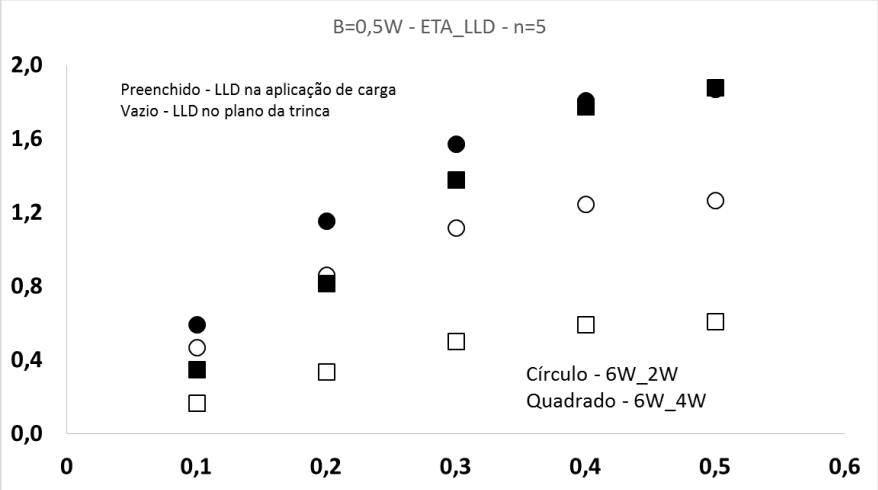


Figura 104 *- Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=0,5W - n=5 - Apoio externo 6W*

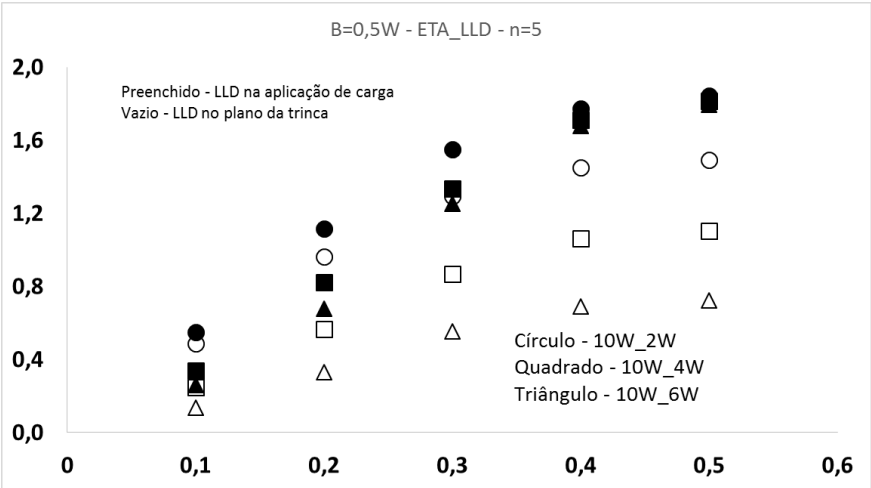


Figura 105 *- Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=0,5W - n=5 - Apoio externo 10W*

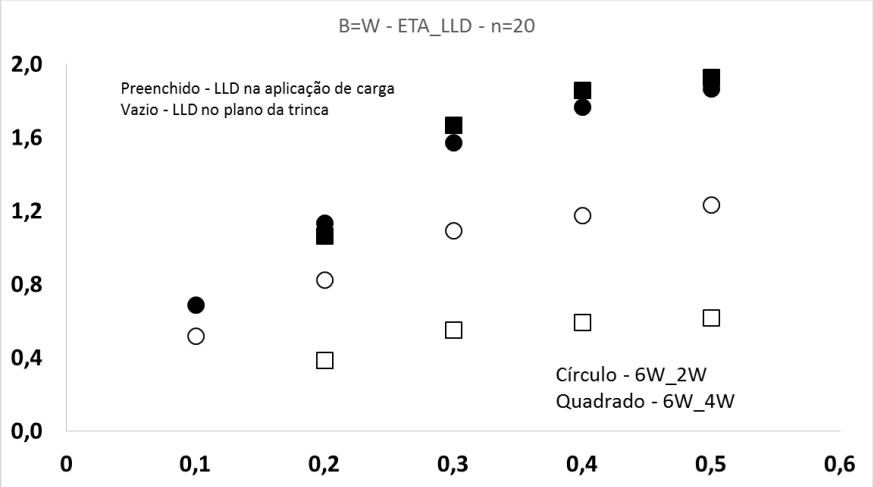


Figura 106 *- Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=W - n=20 - Apoio externo 6W*

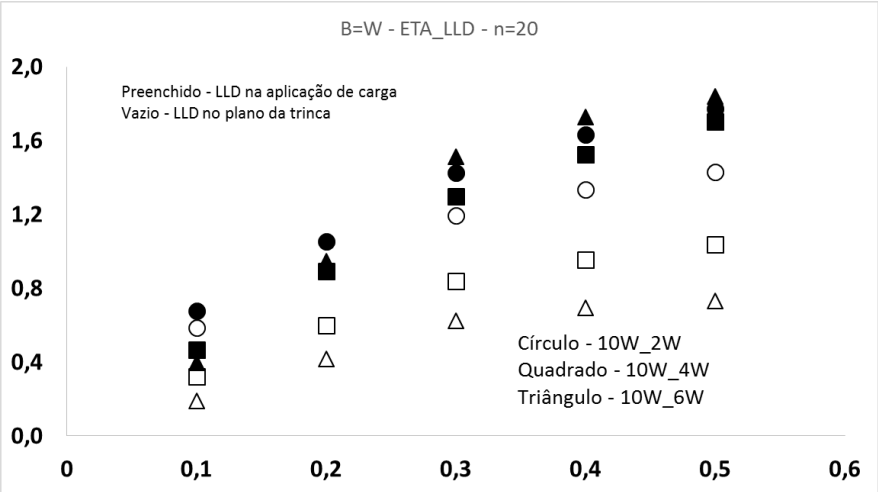


Figura 107 *- Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=W - n=20 - Apoio externo 10W*

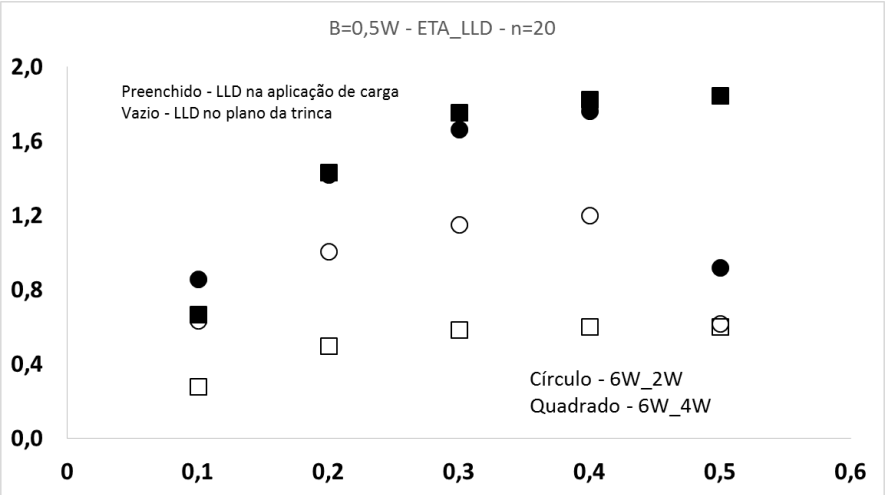


Figura 108 *- Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=0,5W - n=20 - Apoio externo 6W*

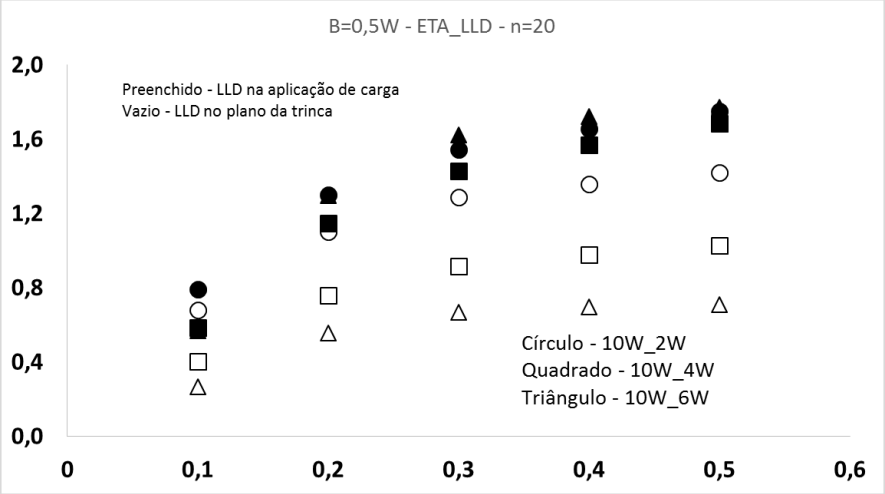


Figura 109 *- Análise fator η derivado de LLD - aplicação de carga vs. plano da trinca - B=0,5W - n=20 - Apoio externo 10W*

APÊNDICE B – VERIFICAÇÃO DA MALHA

Para minimizar, e se possível eliminar, erros nos valores dos campos de tensões devido a uma discretização não satisfatória da geometria, foram estudadas algumas condições para a malha ao redor da ponta da trinca. Significa dizer que foi conferido se as rotinas utilizadas na criação da malha e resolução numérica estão fornecendo resultados coerentes.

Como a região de estudo é a frente da trinca, figura 13, os parâmetros diversificados nos modelos são os que interferem nesta região. Nas figuras 110, 111, 112 é possível constatar a diferença na região perto da trinca alterando-se alguns parâmetros.

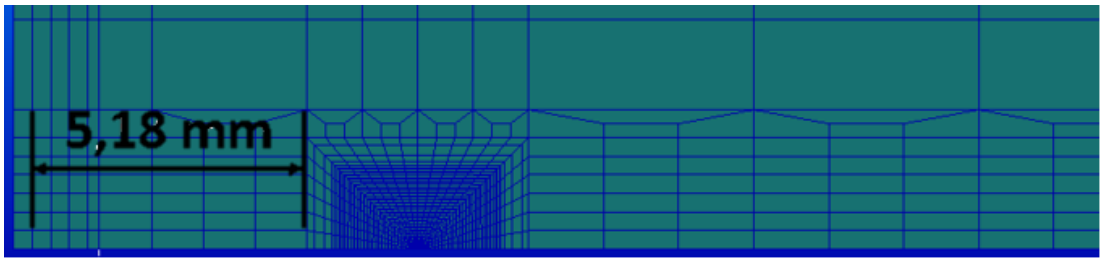


Figura 110 *- Número de elementos ao redor da trinca igual a 40*

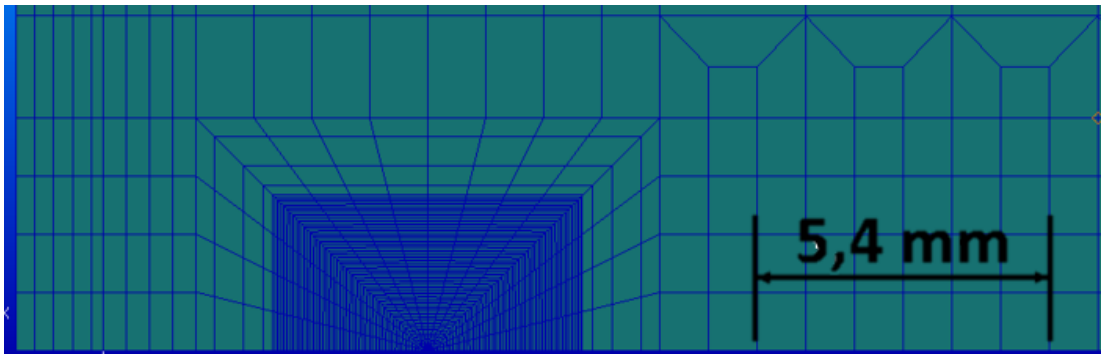


Figura 111 *- Número de elementos ao redor da trinca igual a 80*

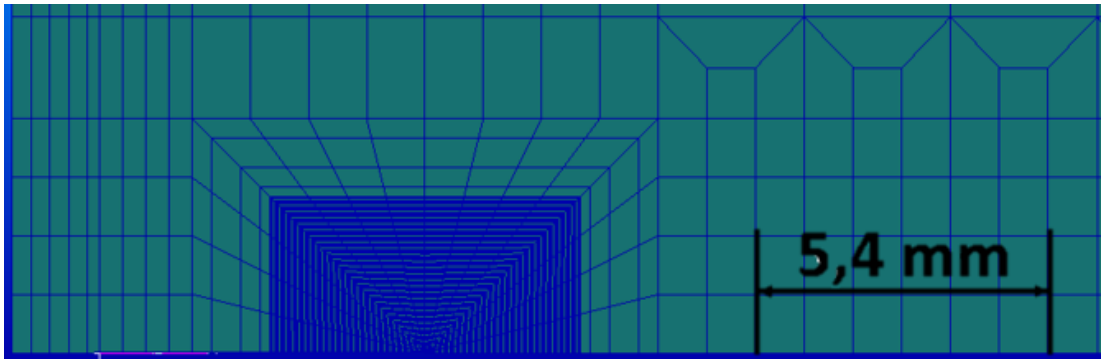


Figura 112 *- Número de elementos ao redor da trinca igual a 100*

Os casos exibidos nas figuras anteriores são para o caso onde a profundidade relativa da trinca é $a/W = 0{,}3$. Porém foram feitas verificações também para os casos de $a/W = 0{,}1$ e $0{,}2$. O principal parâmetro alterado foi o número de elementos ao redor da ponta da trinca. Nas figuras 110, 111, 112 este número é de 40, 80 e 100, respectivamente. O número de elementos de cada modelo está próximo de 27000, 33000 e 40000, respectivamente. É neste ponto que a verificação da discretização da malha se faz necessária. Caso os modelos apresentem resultados semelhantes, usar-se-á, então, o modelo com menor número de elementos a fim de otimizar as análises tendo a certeza de que o mesmo é fidedigno com o comportamento real.

Após ajustar os modelos para garantir a convergência das análises, foi possível extrair os resultados evidenciados a seguir. Nas próximas imagens serão mostradas as curvas $J - Q$ para cada profundidade de trinca, $a/W = 0{,}1$; $0{,}2$ e $0{,}3$, e para cada uma delas, o número de elementos ao redor da ponta da trinca, 40, 80 e 100.

Vale ressaltar novamente o cálculo do parâmetro Q explicado mais detalhadamente na seção 4.1. A figura 113 mostra o gráfico necessário para o cálculo do parâmetro, σ_{yy}/σ_0 versus $\lambda = r/(J/\sigma_0)$. Como apresentado anteriormente, o valor que se usa para λ será igual a 2. Isto posto, fazendo-se uma regressão linear nas duas curvas, chega-se a valores de σ_{yy}/σ_0 para elas iguais a 3,367 para o modelo de referência SSY e 2,953 para o modelo $a/W = 03$, com 100 elementos ao redor da ponta da trinca. Dessa maneira, a diferença entre esses dois valores é de 0,414, sendo este o valor do parâmetro Q.

As curvas $J - Q$ são evidenciadas na figura 114. Percebe-se que em todos os casos de profundidade relativa da trinca, o campo de tensões se desenvolve de maneira análoga. Desse modo, qualquer uma das malhas está adequada a ser implementada sem que haja perturbações nos resultados.

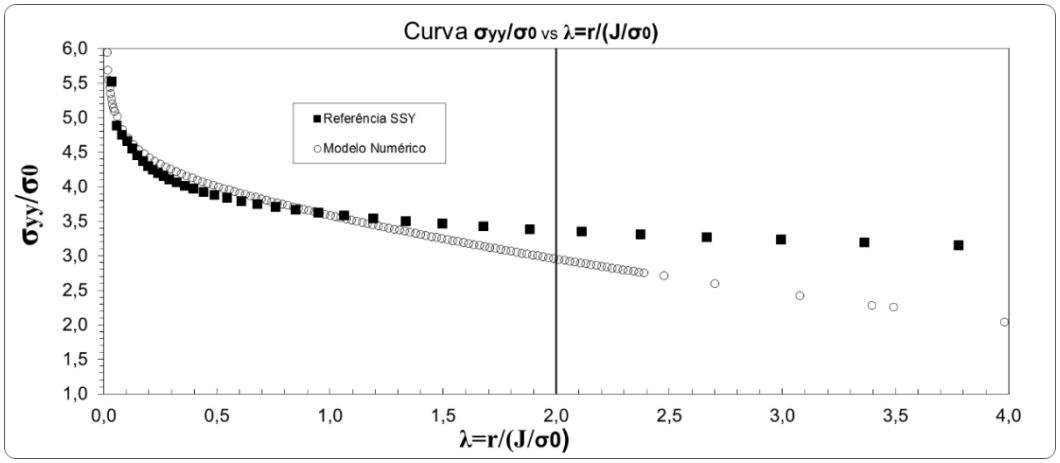


Figura 113 *- Curva σyy/σ0 versus λ=r/(J/σ0) para verificação do cálculo do parâmetro Q*

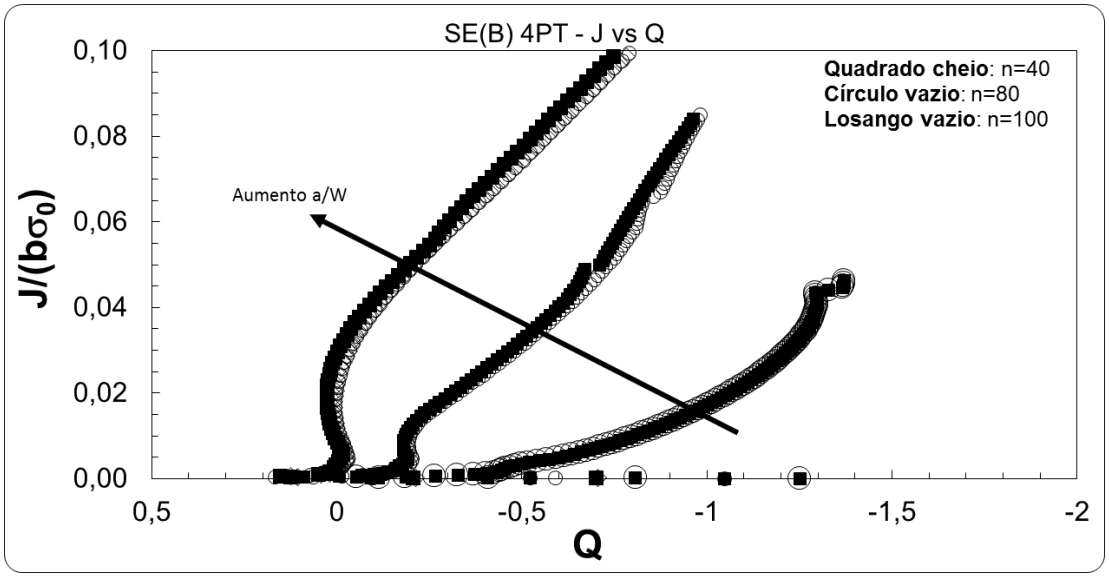


Figura 114 *- Curva J vs. Q mostrando a evolução dos campos de tensões*

Consequentemente, definiu-se que a malha na frente da ponta da trinca terá 60 elementos e essa região terá 2,0 mm de comprimento. Esta dimensão é determinada pela distância entre o nó da ponta da trinca até o último destes 60 elementos. Assim, cada elemento terá o comprimento de $c = 2{,}0/60 = 0{,}03\ mm$.

APÊNDICE C – VALIDAÇÃO CURVAS J-Q

Como explicado anteriormente, agora se verifica a validade da curva $J - Q$ para diversas distâncias λ. Cada modelo gera uma curva $Q - \lambda$, porém, como foi constatado que o melhor modelo até aqui é o SE(B) em quatro pontos com apoio em $10W$, aplicação de carga em $2W$ e $a/W = 0{,}2$, será ilustrado apenas o gráfico para este corpo.

Na figura 115 são mostradas as curvas $Q - \lambda$. Nelas é possível ver que a variação ao longo da distância λ é de aproximadamente 10%.

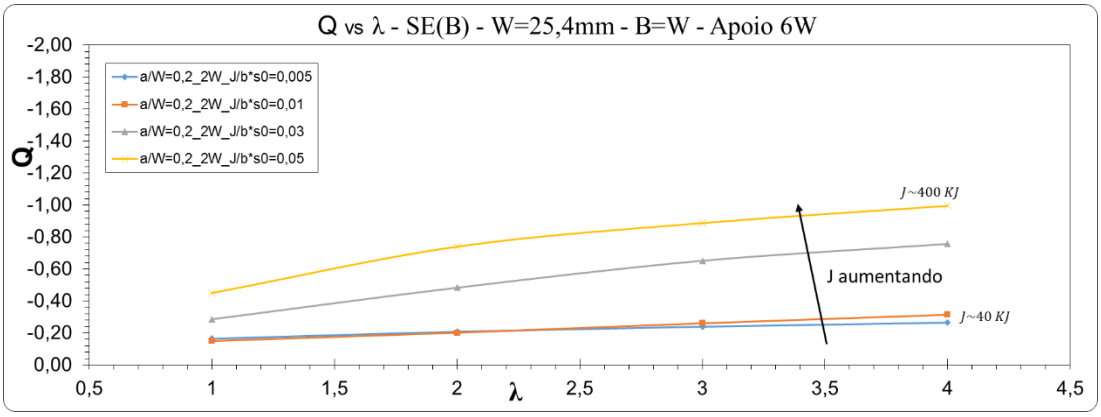


Figura 115 *- Q vs. λ - SE(B) - W=25,4mm - B=W - Apoio 6W - Carga 2W*

APÊNDICE D – ENCRUAMENTO CURVAS J-Q

Nesta seção, apresenta-se a análise da influência do nível de encruamento do material, caracterizada pelo coeficiente de encruamento, n, sobre o comportamento do campo de tensão. O coeficiente é uma medida da capacidade de encruamento do material e, portanto, de distribuir mais uniformemente as deformações por toda a peça [52]. Portanto, espera-se que quanto maior o valor de n, maior a restrição à deformação. Abaixo, será apresentado apenas o gráfico do corpo de prova que por enquanto é o mais recomendado para ser ensaiado nos testes experimentais. Os resultados para os outros corpos são apresentados no Apêndice A.

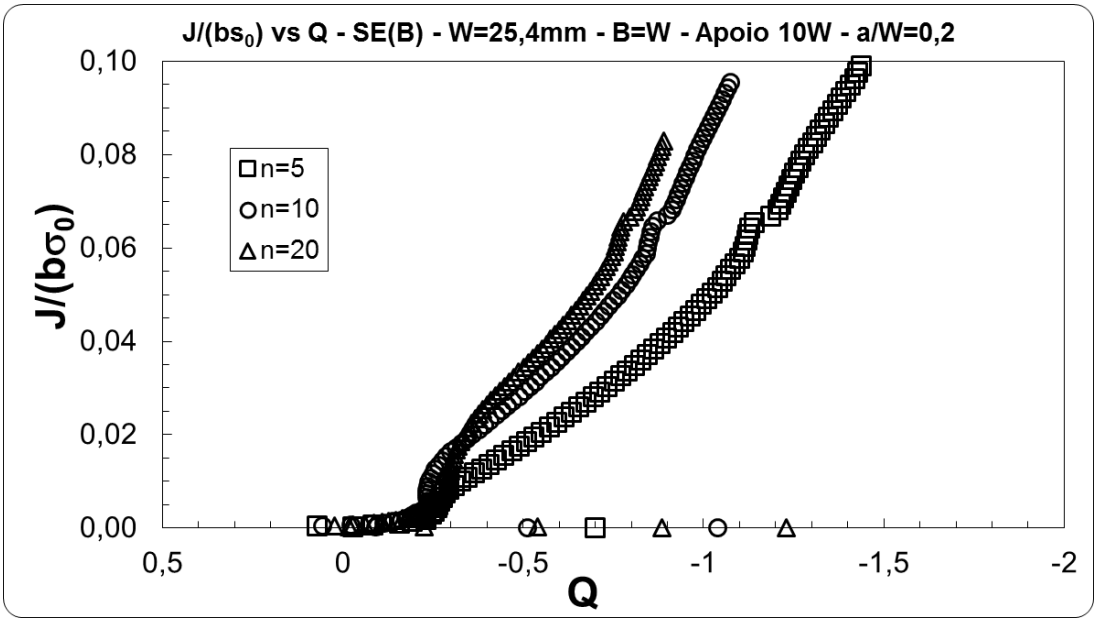


Figura 116 *- Influência do coeficiente de encruamento, n, no campo de tensão*

Como é possível perceber na figura 116, a evolução do coeficiente ocorre da direita para esquerda. Quanto maior o valor de n, mais à esquerda está a curva associada. Isto está de acordo com a teoria apresentada anteriormente, que afirma que quanto maior o valor do coeficiente, maior a restrição. A curva estar mais à esquerda no gráfico $J - Q$ representa justamente a sua maior restrição à plasticidade.

APÊNDICE E – ANÁLISE FATOR η

Nas figuras 117 a 120 são apresentados os fatores η_J derivados de CMOD para espécimes SE(B) em quatro pontos. Será analisado nestas figuras o efeito do nível de encruamento do material. É esperado que os valores de η_J não variem com os níveis de encruamento analisados neste trabalho, como ocorre com a geometria 3PT.

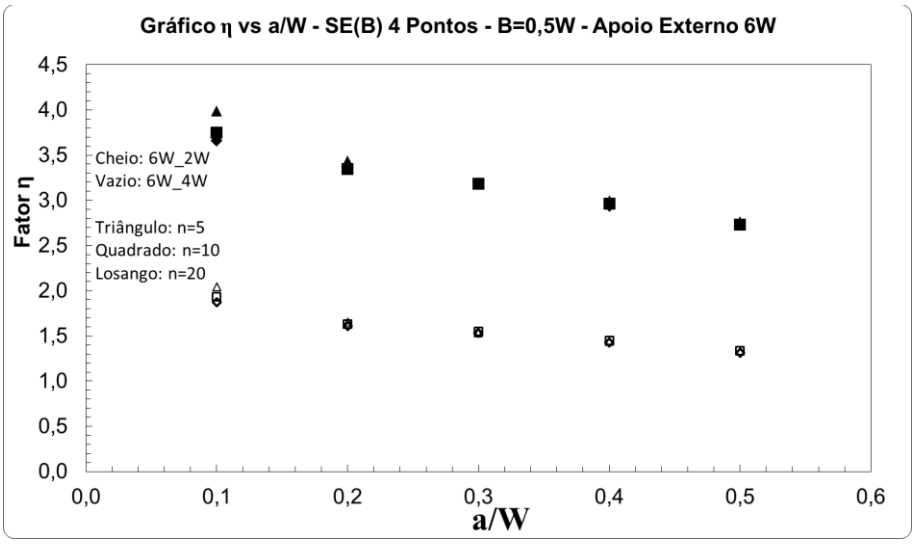


Figura 117 *- Variação de η em função de a/W para B=0,5W e rolete externos em 6W*

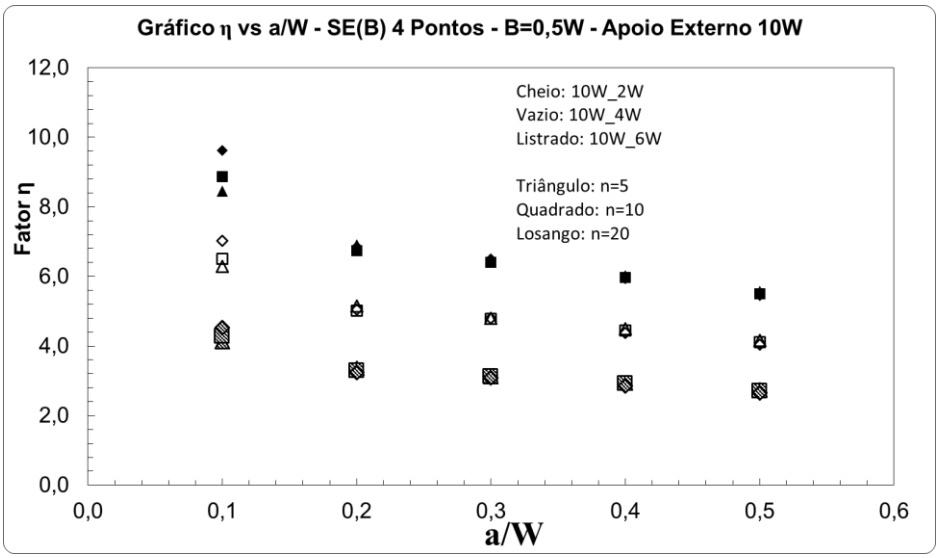


Figura 118 *- Variação de η em função de a/W para B=0,5W e rolete externos em 10W*

É possível notar que a variação do fator η é pouco relevante dada uma mesma profundidade relativa da trinca, a/W, espaçamento entre os roletes, D, e diferentes níveis de encruamento do material. Por conseguinte, faz-se uma análise em função da dimensão D, figuras 119 e 120, a fim de se chegar a uma função única para o fator η.

Nesta análise, utilizou-se um mesmo nível de encruamento do material igual para todas as configurações.

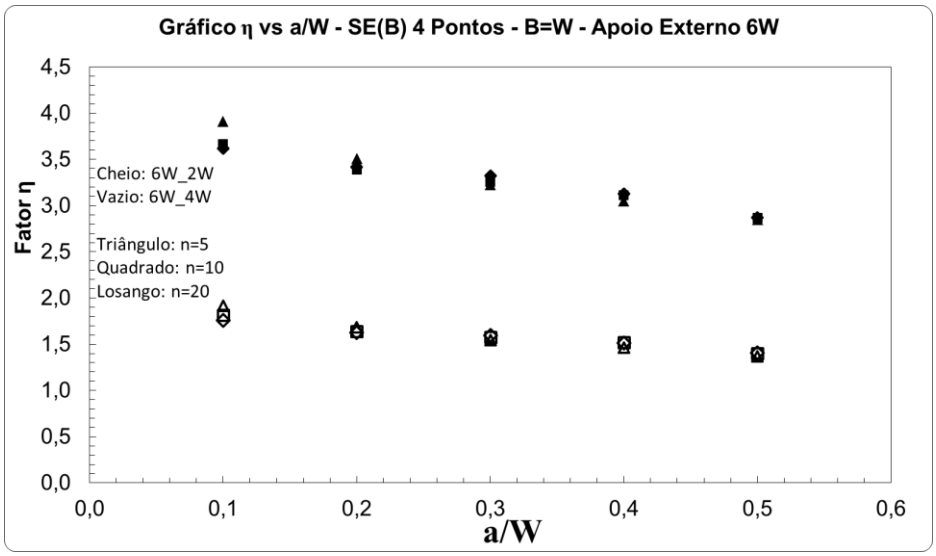


Figura 119 *- Variação de η em função de a/W para B= W e rolete externos em 6W*

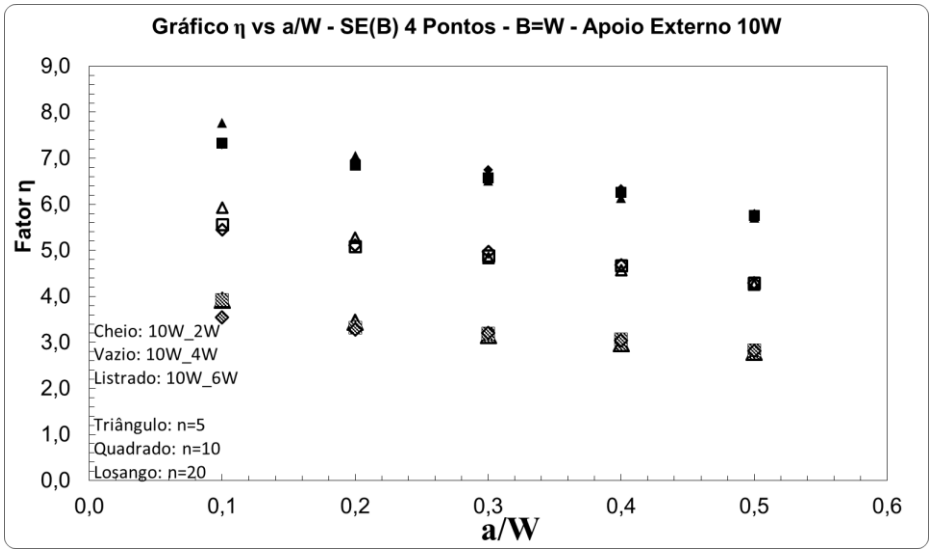


Figura 120 *- Variação de η em função de a/W para B= W e rolete externos em 10W*

Como as outras variáveis estudadas neste capítulo, o fator η também é função do espaçamento entre os roletes internos e externos, D. Percebe-se também que é um fator independente da seção transversal. Este fato possibilita a obtenção de uma função única para calcular este fator, que é apresentado na seção 6.3.