

CENTRO UNIVERSITÁRIO FEI
RÉGIS DE MATOS CURVELO DE BARROS

VALIDAÇÃO EXPERIMENTAL DE PROPOSTAS DE FLEXIBILIDADE ELÁSTICA
APLICÁVEIS A ESPÉCIMES DE FRATURA C(T)

São Bernardo do Campo

2016

RÉGIS DE MATOS CURVELO DE BARROS

**VALIDAÇÃO DE PROPOSTAS DE FLEXIBILIDADE ELÁSTICA APLICÁVEIS A
ESPÉCIMES DE FRATURA C(T)**

Defesa de dissertação de mestrado apresentada ao Centro Universitário FEI, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica, orientado pelo Prof. Dr. Gustavo Henrique Bolognesi Donato.

São Bernardo do Campo

2016

de Matos Curvelo de Barros, Régis.

Validação experimental de propostas de flexibilidade elástica aplicáveis a espécimes de fratura C(T) / Régis de Matos Curvelo de Barros. São Bernardo do Campo, 2016.

160 f. : il.

Dissertação - Centro Universitário FEI.

Orientador: Prof. Dr. Gustavo Henrique Bolognesi Donato.

1. Flexibilidade elástica. 2. Teorema de Buckingham . 3. C(T). 4. Fechamento de trinca. I. Henrique Bolognesi Donato, Gustavo, orient. II. Título.

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



APRESENTAÇÃO DE DISSERTAÇÃO ATA DA BANCA EXAMINADORA

Mestrado

Programa de Pós-Graduação Stricto Sensu em Engenharia Mecânica

PGM-10

Aluno: Régis de Matos Curvelo de Barros

Matrícula: 214126-5

Título do Trabalho: Validação experimental de propostas de flexibilidade elástica aplicáveis a espécimes de fratura C(T)

Área de Concentração: Materiais e Processos

Orientador: Prof. Dr. Gustavo Henrique Bolognesi Donato

Data da realização da defesa: 25/02/2016

ORIGINAL ASSINADA

Avaliação da Banca Examinadora:

São Bernardo do Campo, / / .

MEMBROS DA BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Gustavo Henrique Bolognesi Donato	Ass.: _____
Prof. Dr. Júlio César Dutra	Ass.: _____
Prof. Dr. Miguel Mattar Neto	Ass.: _____

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

APROVADO

REPROVADO

VERSÃO FINAL DA DISSERTAÇÃO

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

Aprovação do Coordenador do Programa de Pós-graduação

Prof. Dr. Rodrigo Magnabosco

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus por permitir que eu fizesse as escolhas oportunas a fim de buscar meu crescimento moral, tendo a oportunidade de fazer o bem ao próximo, refletir sobre meus erros, aprendendo com eles, de forma a entender que meu principal objetivo no mundo terreno não é acumular divisas, cargos e muito menos conhecimentos sem retorno. Hoje, depois de 25 anos, compreendo, por conta da luz dada pelo criador a mim, que tudo o que construo deve ser compartilhado com o próximo e que meu estudo nada mais é do que uma ferramenta para ajudar o irmão de caminhada mais necessitado do que eu.

Agradeço aos meus pais pela educação, pelos momentos de ralha e pelo carinho, honestidade e transparência. Agradeço a meu pai pelo pão de cada dia posto à mesa e a minha mãe pelo apoio e pelos ensinamentos. O maior agradecimento que posso dar é retornar aos senhores esse trabalho, que é fruto da semente que vocês plantaram.

Agradeço ao meu orientador, Prof. Dr. Gustavo Donato pela orientação, pelos conselhos e pela oportunidade de aprendizado. Desejo, do fundo do meu coração, que seu sucesso profissional cresça a cada dia, sempre sob a luz divina e saiba que o considero como amigo!

Agradeço ao senhor Francisco Hadrian Filho pela amizade sincera e por suprir as faltas que tantas vezes me afligiram a alma, pelo transporte fretado durante os 5 anos de graduação e mais 2 de mestrado, sempre com amizade e muito companheirismo. Os momentos nos veículos Marcopolo GV1000 CMA-Cometa e mais recentemente nos Marcopolo G6 jamais serão esquecidos!

Agradeço também aos meus amigos Lucas Nodari, Thamiris Zuliani, Rodrygo Moço, Letícia Pereira e Leonardo Andrade pela ajuda nas horas de dificuldade e pelo compartilhamento da felicidade nos momentos de alegria. Fica registrada também minha admiração e gratidão ao Prof. Dr. Agenor de Toledo Fleury.

Agradeço aos meus amigos João Júnior, Daniel Barduzzi, Alex Rodrigues, Eduardo Kuna pelo apoio incondicional em todas as horas, da mesma forma que agradeço aos técnicos e chefia do CLM-FEI pela usinagem dos corpos de prova.

Agradeço ao Sr José França (*in memorian*) por sempre ter me incentivado a estudar e compartilhar comigo as experiências profissionais por ele vividas, em vários ramos da indústria e do ramo televisivo. Muito obrigado por sempre acreditar em mim.

Por fim, como o espaço para agradecimento é curto (por mim viraria um apêndice) agradeço a **TODOS** professores que passaram por minha vida. Sem vocês para me ensinar eu jamais estaria aqui escrevendo meu trabalho de Mestrado. Que Deus vos abençoe e sempre dê energia para o ofício mais nobre que existe: ensinar. Fica meu cumprimento ao corpo docente da FEI e ao Magnífico senhor Reitor Professor Doutor Fábio do Prado.

Agradeço também à CAPES e à FEI pela bolsa de estudos concedida.

Meu coração é do tamanho do amor que as pessoas me dão. Mas mesmo que o amor seja pequeno, meu coração é grande pra devolver o carinho que por algum motivo não chegou até mim.

(Autor)

Quem conhece literatura conhece o homem de todos os tempos.

(Autor)

Sei que a libertação das presilhas da carne e enxergar as outras moradas, os cosmos e a lei de causa e efeito como um todo é a verdadeira vida. Entender o que está a um palmo do meu nariz não é a motivação de seguir em frente. Entender o porque e o que é oculto me fascina. A morte do corpo físico é apenas a mudança para outros planos de existência.

(Autor)

RESUMO

O projeto e a manutenção de estruturas de alto desempenho demandam estudos de integridade estrutural considerando a presença de defeitos (trincas), sendo por isso necessário determinar as propriedades mecânicas de resistência à fadiga e à fratura por meio de ensaios experimentais (p. ex.: curvas J - R ou da/dN vs ΔK), sendo tais experimentos altamente dependentes da medição instantânea do tamanho da trinca durante a sua propagação. Essa medição pode se dar empregando métodos elétricos, ópticos ou com base na variação da flexibilidade (inverso da rigidez) em função da variação do tamanho do defeito, sendo esse último método (denominado de flexibilidade elástica no descarregamento) o mais utilizado para tal fim. Nesse cenário, o presente trabalho tem como foco e objetivo validar experimentalmente propostas numéricas recentes de soluções de flexibilidade elástica que descrevem o tamanho instantâneo de uma trinca em corpos de prova de geometria C(T) incorporando efeitos tridimensionais. Para atingir essa meta, corpos de prova de geometria C(T) foram usinados conforme as normas vigentes (ASTM E1820 (2013) e ASTM E647 (2013)) e testados na máquina de ensaio universal MTS 810.25, no CLM-FEI, sendo que após os ensaios os dados obtidos foram convertidos em valores de flexibilidade elástica normalizada (μ) a fim de se determinar o tamanho de trinca (a) com base nos novos equacionamentos propostos e pelas normas correntes. As previsões de tamanho de trinca geradas pelas propostas recentes, assim como pelas normas vigentes, foram comparadas com medições reais da profundidade de trinca nas amostras. Os resultados obtidos com a metodologia empregada mostram a validade dos equacionamentos, tanto das normas correntes quanto de Moreira (2014). Quando testados apenas com entalhe, os resultados permitiram validar os referidos equacionamentos. Quando os espécimes foram pré-trincados, desvios maiores na previsão de tamanho de trinca foram percebidos por conta de fenômenos causados por fechamento de trinca induzido por plasticidade residual. Este cenário, ao mesmo tempo em que valoriza as equações correntes e recentemente propostas, incentiva a continuidade dos estudos de flexibilidade elástica para a compensação dos fenômenos evidenciados.

Palavras-chave: Tamanho instantâneo de trinca. Flexibilidade elástica. Geometria C(T). Efeitos 3D. Teorema de Buckingham.

ABSTRACT

The design and maintenance of high performance structures demand structural integrity assessments considering the presence of defects (cracks), which demands accurate mechanical properties regarding fatigue and fracture. These mechanical properties can be characterized, for example, through J - R or da/dN vs ΔK curves, however, such measurements are highly dependent on the instantaneous measurement of crack size during the experiments. These measurements may be conducted through electrical, optical or compliance (stiffness inverse) techniques. The last method (interest of this work and called elastic unloading compliance) is based on the compliance increase caused by crack growth. In this scenario, this work focuses on the experimental validation of recent numerical proposals of elastic compliance solutions by Moreira (2014) that predicts the instantaneous crack size on C(T) specimens being tested incorporating three-dimensional effects. To achieve this goal, C(T) specimens were machined according to current standards (ASTM E1820 (2013) and ASTM E647 (2013)) and tested in a universal testing machine MTS 810.25 from the CLM-FEI. Based on load-displacement records, elastically normalized compliances (μ) could be computed and instantaneous crack sizes (a) estimated through the current standards and recent numerical proposals. The real experimental results are then compared to values predicted by current standards and from FEM numerical simulations. The available solutions were very accurate when applied to notched samples, but prediction errors increased when applied to precracked specimens, due to crack closure effects. The obtained results increase the knowledge about the applicability and limitations of the numerical solutions of unloading compliance, while at the same time motivate further research efforts to include corrections for closure and other phenomena.

Keywords: Instantaneous crack size. C(T). Elastic unloading compliance. 3D effects. Buckingham theorem.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Diferenças entre as abordagens da mecânica dos sólidos (à esquerda) e da mecânica da fratura (à direita).....	14
Figura 2 - Em destaque, o pilone, estrutura que une a nacele (carcaça do motor) à aeronave.....	15
Figura 3- Rastro de destruição causado pela explosão dos tubos de gás da TransCanada, em 2014	16
Figura 4- Exemplo da obtenção de Kt . Observa-se que tal fator é obtido com base na razão de aspecto da secção transversal com o raio de concordância.	19
Figura 5 - Mecânica da fratura e suas vertentes.	20
Figura 6 - Placa plana esquemática utilizada nos estudos de Irwin (1957).....	21
Figura 7 - representação dos modos de abertura da trinca. Nesse trabalho sempre se faz menção ao modo I de abertura.....	23
Figura 8 - Orientação polar ou cartesiana, adotadas num ponto material na frente da trinca de acordo com a necessidade.	24
Figura 9 - Definição do caminho de integração.	26
Figura 10 - (a) obtenção do $CTOD$ pelo deslocamento normal (a) e a 90° (b).....	28
Figura 11 - Curva J-R e pontos de interesse.....	29
Figura 12 - Curva da/dN vs. ΔK e pontos de interesse.	31
Figura 13 - Curva da/dN vs ΔK na escala logarítmica.....	32
Figura 14 - Corpos de prova da mecânica da fratura empregados em laboratório.....	33
Figura 15 - Comparação entre o corpo de prova SE(B) e o C(T), mostrando que a geometria foco do presente trabalho demanda menos material para ser obtida	34
Figura 16 - Obtenção de curva J-R e exemplo (e) para aço A710.....	35
Figura 17 - Flexibilidade no caso de propagação de trinca em fadiga.....	37
Figura 18 - Ilustração do efeito da profundidade de um defeito na flexibilidade elástica	39
Figura 19 - Exemplo de obtenção da flexibilidade $C=V/P$ no caso de: ensaio de curva-R (a) e de propagação de trinca em fadiga (b).....	40
Figura 20 - Representação do momento no ligamento remanescente.....	42
Figura 21 - Pontos de interesse de Newman (1976) para medição da flexibilidade elástica no descarregamento	44

Figura 22 - Esquema da aplicação do computador para obtenção de curvas-R no trabalho de Clarke	46
Figura 23 - Geometria do entalhe lateral.....	48
Figura 24 - Erro vs grau do polinômio.....	48
Figura 25 - Plotagem das diversas soluções polinomiais com as novas condições de contorno e demonstração da validade da equação 26. Os marcadores abertos são valores obtidos pela norma, sendo que desvios menores que 1% são verificados.....	52
Figura 26 - Plotagem desvios em relação às soluções vigentes. (a) ASTM vs elementos finitos, (b) um zoom de (a) e (c) nova proposta vs elementos finitos.	54
Figura 27 - Efeito de rotação no corpo de prova C(T).....	55
Figura 28 - Variáveis da correção de rotação do C(T), sendo R o raio de rotação da boca da trinca V a abertura na boca trinca pré-correção e V_c a mesma abertura após correção do efeito de rotação	56
Figura 29 - Modelo de elementos finitos de Andrews e Shi (1978).....	58
Figura 30 - Variação da flexibilidade em função dos entalhes laterais	59
Figura 31- Etapas da metodologia antes do pré-trincamento	66
Figura 32 - Etapas seguidas após o pré-trincamento por fadiga.....	66
Figura 33 - Geometrias obtidas para ensaio. Dimensões em <i>mm</i>	67
Figura 34- Obtenção dos corpos de prova no sentido <i>T-S</i> . Dimensões em <i>mm</i>	68
Figura 35 - Imagem ilustrativa do novo jogo de dispositivos. Desenhos em anexo.....	68
Figura 36 - Detalhe do furo personalizado para melhores resultados.....	69
Figura 37 - Corpos de prova após o corte	70
Figura 38 - Chapa de aço após o -corte.....	70
Figura 39 - Corpos de prova pré-eletroerosão	71
Figura 40 - Corpos de prova durante o processo de eletroerosão.....	71
Figura 41 - Corpos de prova pós-usinagem.....	71
Figura 42 - Corpos de prova prontos para teste.....	72
Figura 43 - Medição em projetor de perfil	73
Figura 44 - Esquema da montagem do <i>clip-gage</i> para aferição do <i>CMOD</i> e montagem da célula de 2 kN	78
Figura 45 - Demonstração da linearidade da célula de carga.....	80

Figura 46 - Aferição do <i>clip-gage</i> (esquerda) e certificado de produção do fabricante, com o aparato adequadamente guardado. (direita).....	81
Figura 47 - Demonstração da linearidade do <i>clip-gage</i>	82
Figura 48 - CP pronto para ensaio	83
Figura 49 - Dessecador onde os CP foram alojados	84
Figura 50 - Lógica da rotina de <i>MATLAB</i> [®]	85
Figura 51 - Ajuste de curva pelo software. Amostra P06.	86
Figura 52 - Gráfico de carga vs. <i>CMOD</i> do CP R07.....	87
Figura 53 - (a) CP após <i>heat tinting</i> e (b) CP após fratura.....	88
Figura 54 - Lupa a ser utilizada nas observações.	89
Figura 55 - Programa de medição.....	89
Figura 56 - Desvios percentuais médios para as diversas profundidades de entalhe e diversas espessuras	93
Figura 57 - Desvios em função da espessura. Entalhes rasos	94
Figura 58 - Desvios em função da espessura. Entalhes médios	94
Figura 59 - Desvios em função da espessura. Entalhes profundos.....	95
Figura 60 - Desvios percentuais médios para entalhes de profundidade média.....	96
Figura 61 - Desvios percentuais médios para entalhes profundos.....	96
Figura 62 - Esquema da rotina utilizada no teste de hipótese.	97
Figura 63 - Transiente entre aprendizado e ensaio, com sobrepico de carga.....	100
Figura 64 - <i>Log</i> da máquina mostrando o momento da fratura o pino e ovalização no CP e pino fraturado.	102
Figura 65 - Imagens de CP pós- teste.	103
Figura 66 - Desvios médios para trincas médias e profundas	106
Figura 67 - Desvios percentuais médios: trinca média	106
Figura 68 - Desvios percentuais: trincas profundas.....	107
Figura 69 - Desvios médios em função da profundidade de trinca	109
Figura 70- Exemplo de curva <i>J-R</i> com trinca crescendo em sentido negativo para trinca média e profunda de espécime SE(T).	110
Figura 71 - Desvios em função da espessura para trincas médias	112
Figura 72 - Desvio em função da espessura para trincas profundas.....	112

Figura 73 - Valor limite de F.....	132
Figura 74 - Desenho técnico dos novos dispositivos propostos.	133
Figura 75 - Desenhos dos adaptadores desenvolvidos.....	134
Figura 76 - Dispositivos e adaptadores ao final do processo de fabricação.....	134
Figura 77 - Representação da fundamentação matemática da DIC.	138
Figura 78 - Fundamentação matemática da DIC. Observa-se a medição do crescimento da trinca.	139
Figura 79 - Erros das técnicas matemáticas aplicadas à DIC.....	140
Figura 80 - Montagem esquemática da medição de trinca por queda de potencial.	143

LISTA DE TABELAS

Tabela 1-Aplicações da mecânica dos sólidos e da mecânica da fratura.....	20
Tabela 2 - Coeficientes do ajuste polinomial estudado por Saxena e Hudak (1978)	47
Tabela 3 - Coeficientes do ajuste polinomial proposto.....	53
Tabela 4 - Composição química do aço ASTM A516 Gr. 70	65
Tabela 5 - Propriedade da chapa de aço ASTM A516 Gr. 70 utilizada nos ensaios	65
Tabela 6 - Medições realizadas para os corpos de entalhe raso (a/W 0,20).....	73
Tabela 7 - Medições realizadas para os corpos de entalhe médio (a/W 0,50).....	74
Tabela 8 - Medições realizadas para os corpos de entalhe profundo (a/W 0,70).	75
Tabela 9 - Planejamento dos experimentos.....	76
Tabela 10 - Carga a ser aplicada por geometria C(T).	77
Tabela 11 - Aferição da célula de carga.....	79
Tabela 12 - Calibração do <i>clip-gage</i>	81
Tabela 13 - Cargas no pré-trincamento, realizado com razão de carga 0,1 e frequência 10 Hz. ..	83
Tabela 14 - Desvios percentuais. Entalhe raso.	90
Tabela 15 - Desvios percentuais. Entalhe médio.....	91
Tabela 16 - Desvios percentuais. Entalhe profundo.	92
Tabela 17 - Resultados do teste de hipótese.....	98
Tabela 18 - Teste de normalidade para os CP entalhados.....	99
Tabela 19 - Desvios para trinca média.....	104
Tabela 20 - Desvios para trincas profundas.	105
Tabela 21- Teste de hipótese para CP trincado.	107
Tabela 22 - Teste de normalidade para CP trincado.	108
Tabela 23 - Coeficientes de Moreira (2014). CP de espessura 6mm	150
Tabela 24 - Coeficientes de Moreira (2014). CP de espessura 12mm	151
Tabela 25 - Coeficientes de Moreira (2014). CP de espessura 24mm	152
Tabela 26 - Coeficientes de ajuste das normas vigentes.	152
Tabela 27- Tabela de Shapiro-Wilk. Os valores em verde são os utilizados no trabalho, de carodo com o tamanho das amostras (N=4) ensaiadas e testadas.	153

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ASTM: American Society for Testing and Materials

CMOD: do inglês *Crack Mouth Opening Displacement*- abertura na boca da trinca

CTOD: do inglês "*Crack Tip Opening Displacement*"- abertura na ponta da trinca

CP: corpo de prova da mecânica da fratura

C(T): corpo de prova compacto submetido a tração

EPD: estado plano de deformação

EPT: estado plano de tensão

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

MFEL: mecânica da fratura elástica linear

MFEP: mecânica da fratura elasto-plástica

PTF: Propagação de Trinca por Fadiga

SG: *Side Groove* (do inglês, entalhe lateral)

SE(B): corpo de prova entalhado em lado único e submetido à flexão

SE(T): corpo de prova entalhado sujeito à tração

SSY: do inglês "*Small Scale Yielding*"

LISTA DE SÍMBOLOS

Simbologia latina (unidades coerentes com a mecânica da fratura e Sistema Internacional)

A : área da trinca

a : tamanho da trinca, tamanho instantâneo da trinca

a_0 : tamanho inicial da trinca.

a/W : tamanho relativo de trinca

B : espessura do corpo de prova

B_{eff} : espessura efetiva do corpo de prova

B_N : espessura líquida do corpo de prova

b : coeficiente do ajuste polinomial da equação de flexibilidade elástica

b_0 : ligamento remanescente inicial

C : flexibilidade obtida no ensaio

d_m : deslocamento medido na linha de carga

d_c : deslocamento na linha de carga corrigido

E : módulo de elasticidade

E' : módulo de elasticidade aparente

$f(a/W)$: função adimensional referente a trincas.

G : taxa de liberação de energia

J : integral J

J_{Ic} : valor da integral J para a iniciação da propagação da trinca

K : fator de intensidade de tensões

K_t : fator de concentração de tensões

M : momento fletor aplicado

P : carga aplicada

P' : carga ao se considerar o efeito de rotação

P_m : carga de referência para pré-trincamento

R : raio de rotação

R^* : razão de carga

S_{LE} : tensão limite de escoamento (dado de engenharia)

U : energia de deformação

U_f : distância entre centro do pino do corpo de prova C(T) e seu plano de simetria

u : vetor deslocamento

T : vetor tração

W : largura do corpo de prova

W_s : valor da estatística de *Shapiro-Wilk*

w : trabalho de uma força

V : *CMOD* (do inglês *Crack Mouth Opening Displacement*)

Simbologia grega (unidades coerentes com a mecânica da fratura e Sistema Internacional)

δ : CTOD- *Crack Tip Opening Displacement*

Δ : LLD (do inglês *Load Line Displacement* ou deslocamento da linha de carga)

Δa : extensão da trinca durante o teste

ε_f : deformação verdadeira na fratura

ϵ : espessura da camada condutora de eletricidade

ΔJ : faixa de valor da integral J aplicado

ΔK : faixa de valor do fator de intensidade de tensões aplicado

ΔV : variação na abertura da boca da trinca

μ : flexibilidade normalizada

m : expoente da Equação de Paris

ν : coeficiente de Poisson

σ : tensão normal

σ_f : tensão verdadeira na fratura

σ_y : tensão de escoamento efetiva

σ_{ys} : tensão de escoamento

τ : tensão de cisalhamento

Γ : caminho fechado de integração da integral J

θ : deslocamento angular

Π : variacional de energia

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	14
1.1 MOTIVAÇÃO E CONTEXTUALIZAÇÃO	14
1.2 OBJETIVOS	17
1.3 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO	17
2 REVISÃO DA LITERATURA	18
2.1 PREÂMBULO: MECÂNICA DA FRATURA.....	18
2.1.1 Mecânica dos sólidos vs. mecânica da fratura	18
<i>2.1.3.1 A integral J</i>	25
<i>2.1.3.2 O parâmetro $CTOD$ (δ)</i>	27
2.1.4 Curvas de resistência (curvas-R)	29
2.1.5 Curvas de propagação de trinca em fadiga (da/dN vs ΔK)	30
2.2 CORPOS DE PROVA DA MECÂNICA DA FRATURA	32
2.2.1 Ensaios para obtenção de curvas-R e da/dN vs ΔK	34
2.3 O MÉTODO DA FLEXIBILIDADE ELÁSTICA NO DESCARREGAMENTO	38
2.3.1 Fundamentação do método	38
2.3.1 Evolução das equações de flexibilidade (C) para o corpo de prova C(T)	41
<i>2.3.1.1 Evolução das equações analíticas</i>	41
<i>2.3.1.2 A introdução de ajustes polinomiais</i>	45
2.3.2 As soluções de flexibilidade elástica em uso atualmente para a geometria C(T)	49
2.3.3 Soluções incluindo efeitos tridimensionais e entalhe lateral	50
2.4 OUTRAS VARIÁVEIS DE INTERESSE NO ESTUDO DA FLEXIBILIDADE ELÁSTICA	54
2.4.2 Entalhes laterais	57
<i>2.4.3.1 O teorema de Buckingham e a dedução da flexibilidade normalizada</i>	59
3 METODOLOGIA	64
3.1 MATERIAL EM ESTUDO.....	65
3.2 CORPOS DE PROVA DESENVOLVIDOS	67
3.3 PROCEDIMENTOS DE MANUFATURA	69
3.4 ENSAIOS PARA OBTENÇÃO DA FLEXIBILIDADE ELÁSTICA	75

3.4 TRATAMENTO DOS DADOS OBTIDOS.....	85
3.4.1 Medição óptica das trincas.....	88
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	90
4.1 ENSAIOS COM ENTALHE USINADO.....	90
4.2 ENSAIOS COM TRINCA REAL	101
5 CONCLUSÕES.....	113
6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	115
REFERÊNCIAS.....	116
APÊNDICE A - DESENHOS TÉCNICOS DOS CORPOS DE PROVA C(T) USINADOS	121
APÊNDICE B - PROJETO DO NOVO DISPOSITIVO DE ENSAIO	131
APÊNDICE C - OUTROS MÉTODOS DE DETERMINAÇÃO DO TAMANHO INSTÂNTANEO DE TRINCA.....	135
APÊNDICE D - CORPOS DE PROVA APÓS ABERTURA.....	144
ANEXO A - COEFICIENTES DE FLEXIBILIDAD ELASTICA NO DESCAREGAMENTO PROPOSTOS POR MOREIRA (2014).....	149

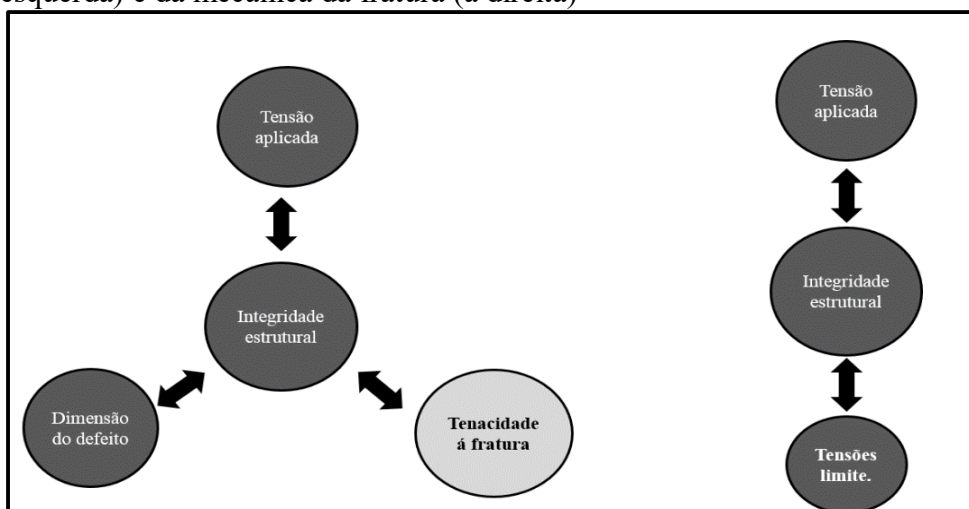
1 INTRODUÇÃO

Nesse tópico, ler-se-á a motivação do trabalho, bem como a organização do mesmo, com estudos de caso que corroboram a relevância do tema no meio científico e social. Seu entendimento permite a contextualização do leitor com o conteúdo técnico do trabalho.

1.1 MOTIVAÇÃO E CONTEXTUALIZAÇÃO

A atual demanda por materiais e estruturas otimizadas em termos de comportamento químico e físico incentiva o desenvolvimento de avançadas técnicas de análise estrutural que permitam extrair resultados de alta confiabilidade e precisão, sendo que em comum essas técnicas contam com ferramentas em constante desenvolvimento a fim de se refinar as previsões obtidas para aplicações reais. Um exemplo desse desenvolvimento é a mecânica da fratura, que considera um aspecto (presença de defeitos do tipo trinca) não estudado pela ciência que a antecede em termos cronológicos de desenvolvimento (a mecânica dos sólidos), conforme exemplificado pela Figura 1. A sua abordagem considera a presença de defeitos e é de grande importância para aplicações que são a base da infraestrutura de uma nação: ramos da indústria aeronáutica (transporte de carga, passageiros, fins militares etc.), petróleo e gás e operações que envolvem energia nuclear.

Figura 1 - Diferenças entre as abordagens da mecânica dos sólidos (à esquerda) e da mecânica da fratura (à direita)



Fonte: Autor, "adaptado de" Anderson, 2005, p. 20

Um fato que demonstra a possibilidade de aplicação da mecânica da fratura como base para a concepção, operação ou mesmo manutenção de estruturas de alto desempenho é um estudo realizado nos Estados Unidos da América, no ano de 1978, que mostraram que mais de 119 bilhões de dólares em prejuízos (ou quase 5% do *PIB* estadunidense na época) foram auferidos devido a gastos com danos causados por fenômenos de fadiga e consequentemente, fratura (ANDERSON, 2005).

Outro exemplo que confirma a importância dos estudos em fratura e fadiga pode ser visto no caso da queda do voo 1862 da EL AL, no dia 4 de outubro de 1992, em Amsterdam. Segundo o relatório técnico (*Fligh Safety Foundation*, 1994), a queda do Boeing 747 (cargueiro) que provocou a morte de 39 pessoas (3 tripulantes, 1 passageiro e 35 pessoas em terra) foi causada por fadiga na estrutura do pilone de um dos 4 motores (vide Figura 2), sendo que ainda de acordo com o relatório, apesar de nenhum requisito de projeto estar fora de norma ou especificação, uma revisão no projeto dos elementos fixadores da referida peça deveria ser feita, em conjunto com testes em escala real de propagação de trinca por fadiga.

Figura 2 - Em destaque, o pilone, estrutura que une a nacele (carcaça do motor) à aeronave



Fonte: Autor "adaptado de" General Eletric, 2015

Por sua vez, o acidente envolvendo o duto de gás natural da TransCanada, em 25 de janeiro de 2014, nos EUA, apesar de não ter ferido ou vitimado fatalmente alguém, teve como resultado mais de 12 horas de incêndio, desperdiçando assim combustível, trazendo dano ambiental e deslocando equipes de bombeiros para extinguir as chamas. Cerca de 1.450.000 metros cúbicos de

gás natural foram queimados após a explosão, causando labaredas de mais de 50 metros de altura, junto com a queima de aproximadamente dois hectares de vegetação, como mostra a Figura 3 (*National Energy Board, 2014*). Ainda de acordo com o relatório, a causa da ruptura do duto foi a corrosão acima do tolerado, fazendo com que, naquela região, defeitos fossem nucleados, permitindo então a propagação da trinca, culminando com a ruptura do gasoduto.

Figura 3- Rastro de destruição causado pela explosão dos tubos de gás da TransCanada, em 2014



Fonte: Amber Hildebrandt, 2015

Fica confirmado pelos estudos de caso citados que a fratura e a fadiga são assuntos de alta relevância no cenário atual de desenvolvimento, sendo que essa área é fortemente dependente de simulações computacionais e ensaios experimentais. No caso dos ensaios experimentais, foco da presente dissertação, todas as normas ou procedimentos citam como medida fundamental o tamanho instantâneo de trinca.

As propriedades de fadiga (curva da/dN vs. ΔK) e fratura (curvas- R) têm inclusive procedimentos específicos para a determinação do tamanho da trinca durante e pós-ensaio. A principal técnica empregada para se medir trincas é a flexibilidade elástica no descarregamento (ANDERSON, 2005; ASTM E1820, 2013), sendo o foco do presente trabalho.

Tal técnica se baseia na alteração da rigidez de uma amostra com o crescimento de uma trinca nesta existente. Outras técnicas também com significativa aplicação para esse fim podem ser

vistas em maior detalhe no anexo C do presente trabalho e não serão detalhadas por questões de objetividade.

1.2 OBJETIVOS

Os objetivos gerais do presente trabalho são:

a) avaliar experimentalmente a precisão e as limitações das soluções de flexibilidade elástica fornecidas pelas normas ASTM E1820 (2013) e ASTM E 647 (2013).

b) validar experimentalmente as novas propostas de equação provenientes do trabalho de Moreira (2014), as quais incorporam efeitos tridimensionais.

O objetivo secundário é elaborar uma metodologia de ensaios que permita atingir os objetivos gerais e também construir uma revisão da literatura que permita delinear o histórico na técnica de flexibilidade elástica no descarregamento, levando ao atingimento do estado da arte em aplicações de fadiga e fratura e com foco na geometria C(T).

1.3 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

Após a introdução e contextualização do trabalho (seção 1), na seção 2 foi realizada a revisão bibliográfica que relata as teorias de mecânica da fratura, bem como o histórico da técnica de flexibilidade elástica no descarregamento, culminando nos equacionamentos utilizados atualmente em conjunto com soluções que contemplam alguns aspectos não considerados pelas equações correntes.

Depois da revisão, a seção 3 delinea toda metodologia utilizada, mostrando os passos adotados desde o projeto dos corpos de prova (CP) até a análise dos dados coletados. Elaborou-se na quarta seção discussões e, na quinta seção, conclusões sobre o que foi obtido, trazendo também complementos (apêndices e anexos) que detalham itens não contemplados de forma central no texto.

2 REVISÃO DA LITERATURA

Nessa etapa está apresentada a revisão da literatura com o que existe de mais atual sobre o tema da flexibilidade elástica no descarregamento. Também será explanada a teoria que suporta o método bem com os equacionamentos que o regem.

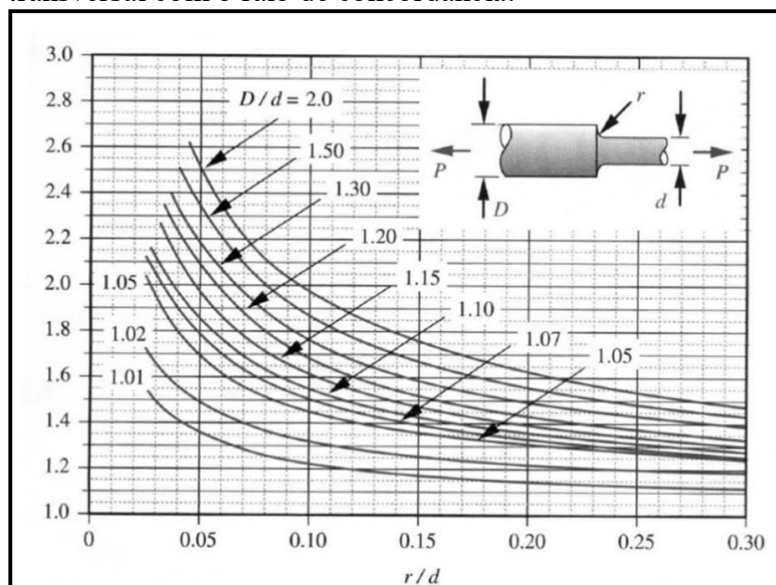
2.1 PREÂMBULO: MECÂNICA DA FRATURA

O tópico explica de maneira simples e direta a fundamentação da área do conhecimento que estuda materiais com a inclusão de defeitos do tipo trinca.

2.1.1 Mecânica dos sólidos vs mecânica da fratura

A mecânica dos sólidos basicamente compara o limite de escoamento ou de resistência de um material com a tensão equivalente atuante por meio dos critérios de falha adequados (por exemplo, Coulomb Mohr modificado ou von Mises) (RAGAB, 2005). Além disso, também modela, fornecendo resultados condizentes com o fenômeno físico, ocorrências como flambagem (BEER, 2007) e colapso plástico. Caso a estrutura possua furos, entalhes ou mudanças bruscas de geometria, uma variável denominada fator de concentração de tensões (K_T), obtida para fins práticos facilmente a partir de ábacos, consegue prever o quanto essas descontinuidades aumentam a tensão real atuante em relação a um caso sem esses agentes concentradores de tensão, conforme ilustrado pela Figura 4 para raios de concordância de transições de seção em eixos escalonados.

Figura 4- Exemplo da obtenção de Kt . Observa-se que tal fator é obtido com base na razão de aspecto da secção transversal com o raio de concordância.

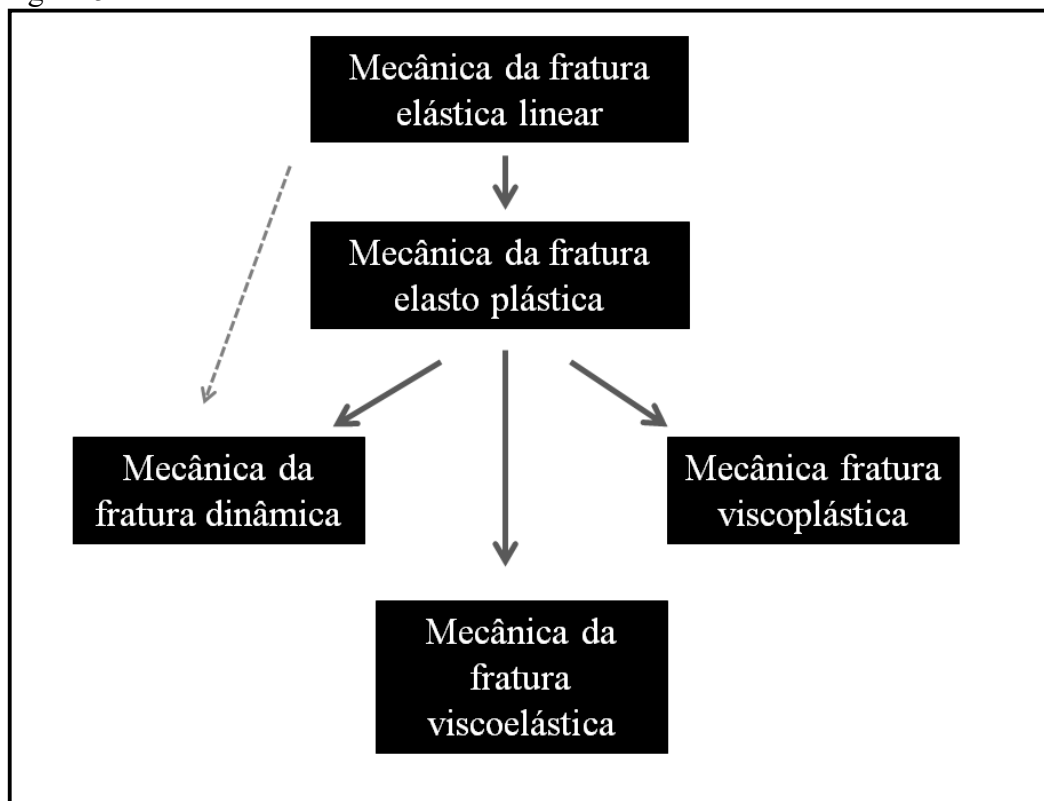


Fonte: Norton, 2014, p. 365

Ocorre que na avaliação da integridade estrutural utilizando a mecânica da fratura, além da tensão atuante e do limite de escoamento do material, o tamanho do defeito (trinca) é de grande relevância (SHIH,1965), uma vez que ele causa concentração de tensões não modeladas a contento com as técnicas descritas na mecânica dos sólidos e resistência dos materiais. Isso se deve ao fato de suas dimensões serem muito menores em relação às da estrutura em estudo.

Existem campos de tensões singulares que exigem uma modelagem mais apurada do que a oferecida na mecânica dos sólidos para compreensão dos fenômenos. Dependendo da resposta em deformação do material (linear ou não-linear) e da dependência ou não das propriedades em relação ao tempo, diferentes vertentes da mecânica da fratura (em seus variados níveis de profundidade) devem ser aplicadas como resume a Figura 5.

Figura 5 - Mecânica da fratura e suas vertentes.



Fonte: Autor, "adaptado de" Anderson, 2005, p. 50

A Tabela 1 delimita a aplicação de cada teoria na resolução dos problemas encontrados na engenharia de estruturas.

Tabela 1-Aplicações da mecânica dos sólidos e da mecânica da fratura

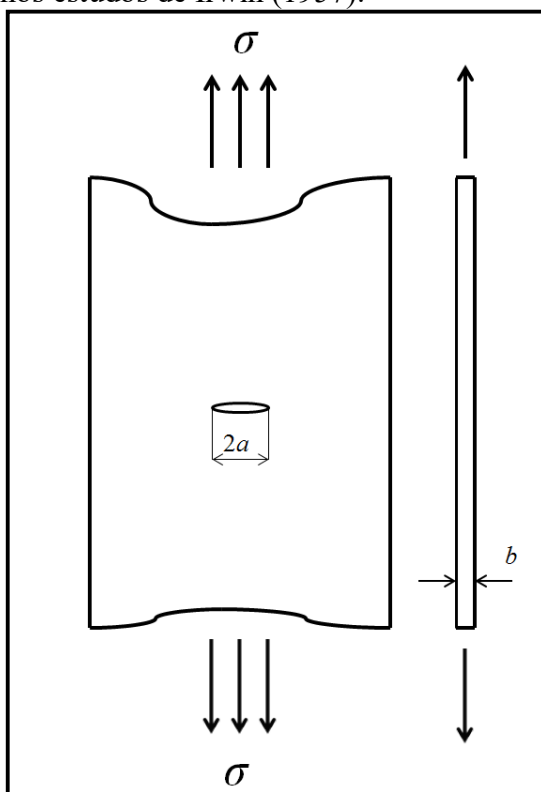
Tipo de defeito		Teoria de suporte
Furos (por ex, de furadeira, estampagem etc.).		Mecânica dos sólidos
Entalhes, raios de concordância.		
Defeitos/particularidades tipo trinca	Trincas	Mecânica da fratura
	Inclusões	
	Solda	
	Delaminação	

Fonte: autor

2.1.2 Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL)

A concentração de tensões na ponta de uma trinca é quantificada segundo a teoria da mecânica da fratura elástica linear, considerando material homogêneo e de comportamento linear elástico, sendo que os equacionamentos que contabilizam as tensões nas regiões de interesse foram derivados a partir de uma chapa plana e carregada em tração (IRWIN, 1957), conforme mostra a Figura 6.

Figura 6 - Placa plana esquemática utilizada nos estudos de Irwin (1957).



Fonte: Autor

Nota: Observar que a trinca de dimensão $2a$ é muito menor que as dimensões da placa infinita.

Sabe-se que uma trinca pode ser solicitada de três modos, conforme mostra a Figura 7a; o modo I de solicitação o mais severo dentre os três (SURESH, 1998). Por conta disso, os equacionamentos para determinação das tensões atuantes nas adjacências de um defeito (também dispostos na Figura 7a) são escritos para o primeiro modo de solicitação, em função do parâmetro amplamente conhecido como K (fator de intensidade de tensão).

O fator de intensidade de tensão representa de forma unívoca a intensidade do campo elástico de tensões nas cercanias da trinca, sendo a notação K_I utilizada justamente pelo fato de as deduções terem sido executadas para o modo I de carregamento. Vale ressaltar que as equações da Figura 7 devem ter o valor de K_I calculado de acordo com a geometria a ser avaliada (ANDERSON, 2005), e são fruto dos estudos de Irwin (1957), Willians (1957), dentre outros. Para o corpo de prova C(T) (com suas dimensões relevantes dispostas na Figura 7b), foco desse trabalho, K_I é dado pela Equação 1 (ANDERSON, 2005).

$$K_I = \frac{P}{B \cdot \sqrt{W}} \cdot \frac{2 + \frac{a}{W}}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{\frac{3}{2}}} \cdot \left[0,886 + 4,64 \cdot \left(\frac{a}{W}\right) - 13,32 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14,72 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5,6 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^4 \right], \quad (1)$$

sendo P a carga aplicada, W a largura do corpo de prova, B a espessura e a o tamanho instantâneo da trinca.

A Equação 1 provém de deduções do estudo de tensões à frente da trinca, tendo como base coordenadas polares, conforme mostra a Figura 8. Esse estudo foi proposto por Westegaard (1939), Irwin (1957) e Sneddon (1946).

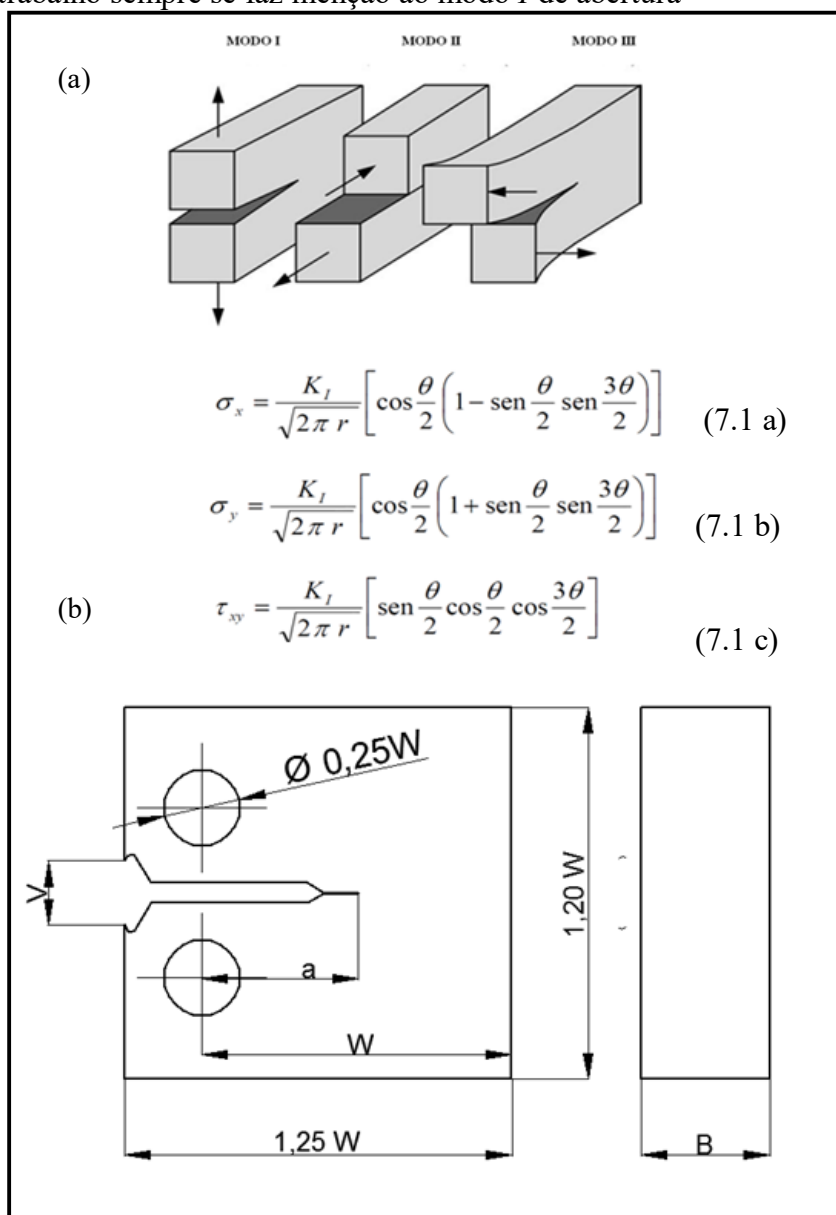
É importante notar que como descritor de tensões à frente do defeito, este parâmetro pode ser entendido como uma força motriz de trinca. Portanto, quando o valor de K_I atinge um valor crítico (K_{IC}), o material fratura de maneira catastrófica (ANDERSON, 2005), pois a energia disponível para o crescimento instável da trinca é maior do que o material pode absorver; isto é típico em materiais de comportamento frágil.

Por outro lado, quando o material apresenta maior capacidade de deformação plástica e a plasticidade passa a ter papel significativo, o campo de dominância de K deixa de ser válido, devendo então se avançar no estudo da mecânica da fratura elasto-plástica, foco da próxima seção. O campo de dominância de K pode ser determinado pela Equação 2, que exhibe condições de dimensões geométricas mínimas para as amostras ou componentes em estudo em função de parâmetros do material.

$$a, B, (W - a) \geq \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_{ys}} \right)^2, \quad (2)$$

Observa-se que a é o tamanho da trinca, a espessura do corpo de prova é B , o ligamento remanescente (conforme pode ser visto na Figura 7b) representado por $(W-a)$, K_{IC} o valor de tenacidade à fratura do material e σ_{ys} a tensão limite de escoamento.

Figura 7 - representação dos modos de abertura da trinca. Nesse trabalho sempre se faz menção ao modo I de abertura

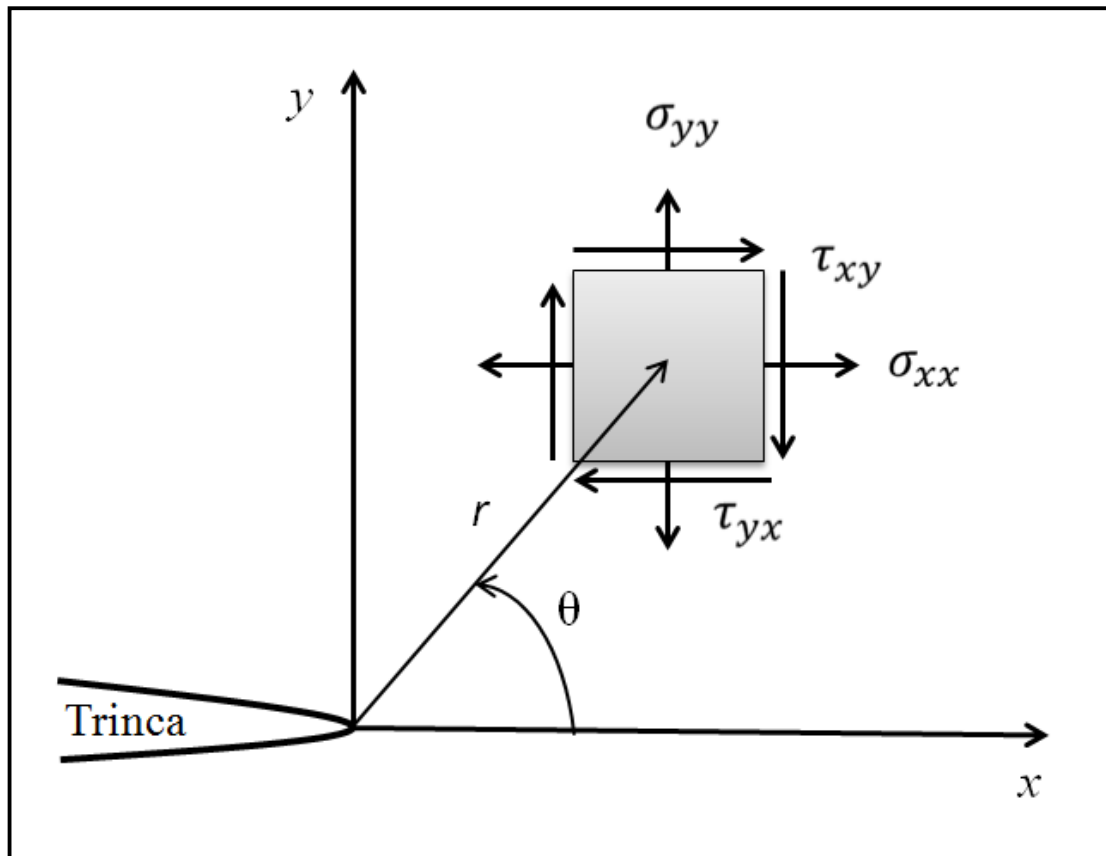


Fonte: Autor, "adaptado de" Anderson, 2005, p. 43

Nota: a) modos de solicitação na trinca e equacionamentos das tensões para o modo I e

b) dimensional básico do corpo de prova C(T). V é o *CMOD* (abertura na boca da trinca).

Figura 8 - Orientação polar ou cartesiana, adotadas num ponto material na frente da trinca de acordo com a necessidade.



Fonte: Autor, "adaptado de" Anderson, 2005, p. 50

O parâmetro K também apresenta correlação matemática com a taxa de liberação de energia (G), sendo que o significado físico de G pode ser encontrado em Anderson (2005) e não será tratado. Assim, pode-se descrever, com o uso das equações da Figura 7, o estado de tensão nas fronteiras da trinca para as condições acima relatadas.

2.1.3 Mecânica da Fratura Elásto-Plástica (MFEP)

Para materiais com efeitos de deformação plástica não desprezíveis, o campo de dominância do parâmetro K pode ser excedido. Formas de contornar essa situação com modelos que prolongassem a dominância de K (por exemplo, nos estudos de Dugdale e Barenblat (1960)) foram propostos, porém, após certo nível de plasticidade, o desempenho prático dos modelos não era aceitável e novos parâmetros de fratura deveriam descrever as tensões na região da trinca. Dois

parâmetros surgiram, permitindo então a análise de trincas incluídas em materiais dúcteis (ANDERSON, 2005), sendo um deles o *CTOD* (*Crack Tip Opening Displacement*, representado pelo símbolo δ) e o outro a integral J .

Aumentando-se ainda mais os efeitos de deformação plástica, a integral J e o *CTOD* careceram de mais um parâmetro geométrico ou energético, chegando na mecânica da fratura bi-paramétrica, com a teoria $J-Q$ (SHIH,1992). Quando o estado de tensões é descrito por um único parâmetro, a técnica de análise é denominada mecânica da fratura monoparamétrica (DONATO, 2008).

2.1.3.1 A integral J

A integral J é um parâmetro da MFEP interpretada como taxa de liberação de energia ou como caracterizadora da intensidade dos campos de tensão nas cercanias da trinca (DONATO, 2008). Quando aplicada a um caminho fechado, o resultado dessa integral representa a taxa de liberação de energia não-linear (RICE, 1968). A integral J é definida pela equação 3, na forma

$$J = \int (w dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds) = \frac{d\Pi}{da} , \quad (3)$$

sendo que u é o vetor de deslocamentos, ds um incremento no caminho fechado Γ onde é definida a integral, w a densidade de energia de deformação elástica e T o vetor tração.

A densidade de energia de deformação w é descrita pela Equação 4:

$$w = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} \cdot d\varepsilon_{ij} \quad (4)$$

As parcelas σ_{ij} e ε_{ij} representam, respectivamente, o tensor das tensões e o tensor das deformações, ou seja, os respectivos estados de tais grandezas.

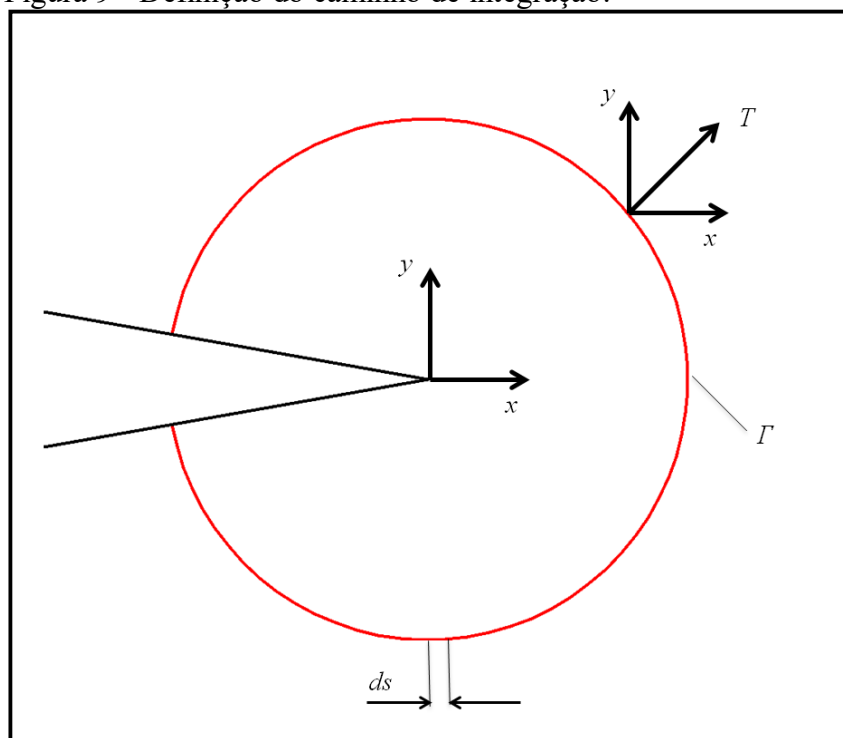
Já o vetor tração é normal ao contorno fechado (vide Figura 9) e seus componentes são descritos pela Equação 5, com T representando a tensão normal atuante no contorno definido como:

$$T_i = \sigma_{ij} \cdot n_j, \quad (5)$$

sendo n_j as componentes unitárias do vetor normal ao caminho fechado Γ .

O caminho fechado (representado por Γ) é definido no flanco inferior da trinca e terminando no flanco superior da mesma, conforme mostra a Figura 9. A parcela $d\Pi/da$ mostra que o variacional de energia depende do tamanho da trinca. A integral J também é válida no caso de material em regime elástico linear, pois seu valor se relaciona com o fator de intensidade de tensão K fazendo o uso do módulo de elasticidade (ANDERSON, 2005).

Figura 9 - Definição do caminho de integração.



Fonte: Autor, "adaptado de" Moreira, 2014, p. 35

Além da interpretação energética de taxa de liberação de energia, a integral J também descreve o campo de tensões no entorno da trinca, por meio do chamado campo HRR (em homenagem aos pesquisadores que determinaram essa característica relativa à integral J , Hutchinson, Rice e Rosegreen, 1968), sendo o regime plástico do material modelado por uma lei de potência.

A equação de Ramberg-Osgood (Equação 6) em conjunto com a condição de pequenas deformações permitiu se obter um equacionamento para o campo HRR (SILVA, 2009):

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^N, \quad (6)$$

onde:

σ_0 : valor de tensão de referência, normalmente se utilizando a tensão de escoamento (RAGAB, 2005);

ε_0 : valor de deformação elástica fruto do quociente entre a tensão de referência σ_0 e o módulo de elasticidade do material;

α : constante adimensional;

N : expoente de encruamento da Equação de Ramberg-Osgood, definido como o recíproco do expoente de encruamento n do material.

Os pesquisadores Hutchinson, Rice e Rosegreen (1968) mostraram que para a integral J ser independente do caminho de integração, os campos de tensão e deformação nas vizinhanças da trinca devem variar segundo a singularidade $\left(\frac{1}{r}\right)^{\frac{1}{1+N}}$, lembrando que r é a distância da ponta da trinca até um ponto material, conforme mostrou a Figura 8.

Quando se está próximo da trinca, as deformações elásticas são pequenas frente às deformações plásticas atuantes (SURESH, 1998), sendo por isso plausível utilizar como base a Equação 6 para descrever, pela equação 7 o campo HRR , ou seja, o campo de tensões.

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \cdot \left(\frac{EJ}{\alpha(\sigma_0)^2 I_{n,r}}\right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(n, \theta) \quad (7)$$

sendo I_n , uma constante de integração dependente de N e do estado de tensão.

2.1.3.2 O parâmetro $CTOD$ (δ)

Uma segunda forma de se analisar materiais com considerável ductilidade com trincas é com base no parâmetro $CTOD$, proposto por Wells (1961) a partir da observação de que a ponta da trinca se arredondava com a ocorrência da deformação plástica, sendo que há abordagens teóricas e geométricas para tal parâmetro. Wells (1961) percebeu também que o arredondamento na ponta da trinca era proporcional à tenacidade do material.

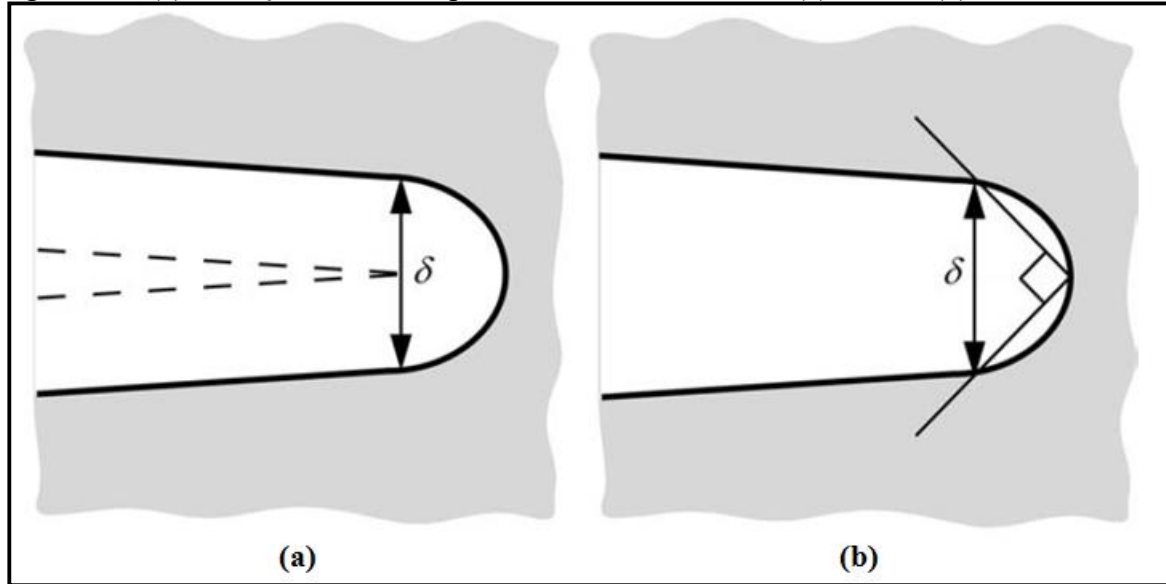
As definições geométricas são:

a) deslocamento normal ao plano da trinca a partir da ponta original da mesma;

b) abertura no lado oposto da intersecção de duas retas ortogonais, como mostra a Figura

10. O parâmetro obtido dessa forma é também denominado *CTOD* 90°.

Figura 10 - (a) obtenção do *CTOD* pelo deslocamento normal (a) e a 90° (b).



Fonte: autor, "adaptado de "Anderson (2005), p. 121

Analiticamente, o *CTOD* pode ser expresso pela Equação 8 em função do primeiro modo de abertura da trinca, com o fator de intensidade de tensões, K_I :

$$\delta = \frac{4 \cdot K_I^2}{E \cdot \pi \cdot \sigma_0}, \quad (8)$$

sendo o módulo de elasticidade do material é representado por E , σ_0 o valor de tensão de referência (nesse caso, escoamento) e K_I o fator de intensidade de tensões.

Os parâmetros J e *CTOD* estão relacionados por meio da Equação 9. Tal Equação foi baseada no campo *HRR*, e foi demonstrada por métodos numéricos (SHIH, 1981):

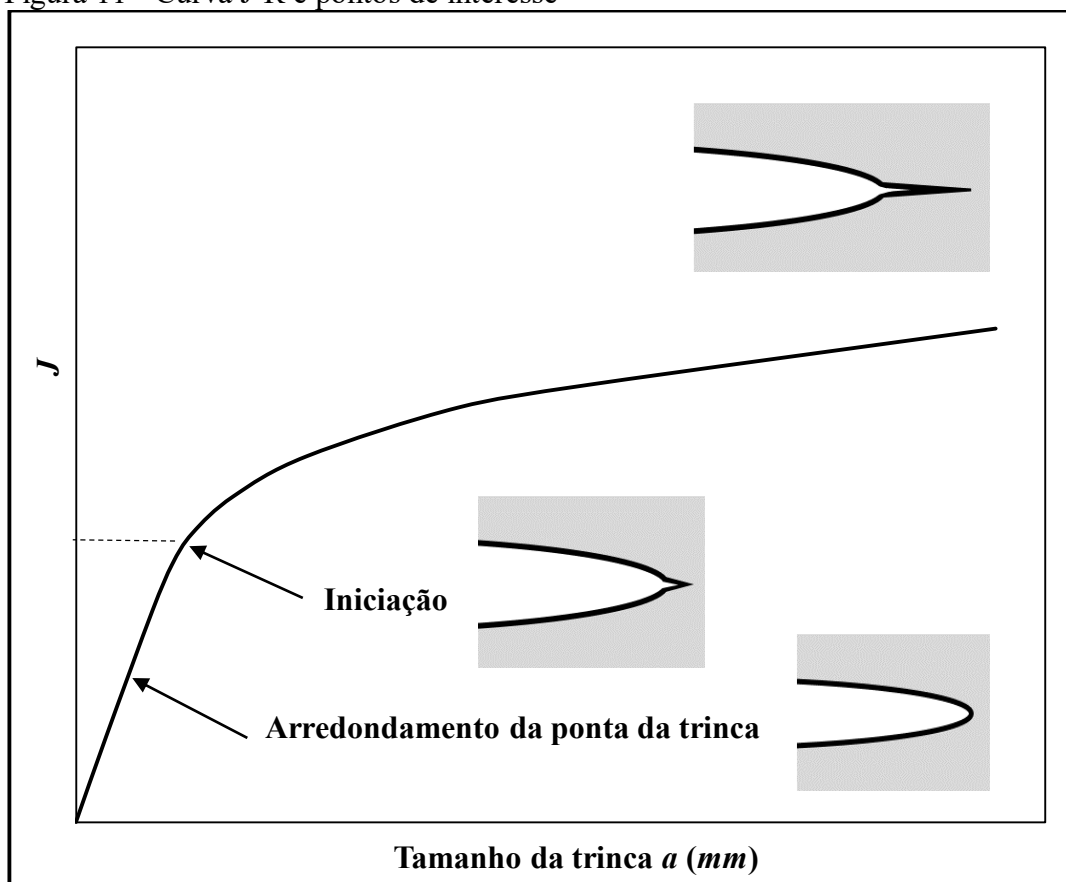
$$J = m'_c \cdot \sigma_{ys} \cdot \delta, \quad (9)$$

onde m'_c é uma constante dependente do estado de tensões e do material.

2.1.4 Curvas de resistência (curvas- R)

Basicamente, as curvas de resistência relacionam K , J ou o $CTOD$ com a propagação da trinca (SURESH,1998), representando a energia necessária para que se estabeleça uma condição de instabilidade e conseqüente fratura. Deve-se considerar que em um material dúctil, essa energia pode ser interpretada também como o valor gasto para deformação, geração de novas superfícies de fratura e também para a formação de novas zonas plásticas à frente do defeito. A Figura 11 mostra o formato de uma curva R com os seus respectivos pontos de destaque. A obtenção dessa curva experimental será explicada na seção 2.2.1.

Figura 11 - Curva J-R e pontos de interesse



Fonte: "Adaptado de" Anderson (2005), p. 131

O início da curva corresponde à deformação plástica localizada junto com o arredondamento da ponta da trinca. Posteriormente, inicia-se a propagação estável da trinca, conforme mostrado no ponto de coordenadas (a, J_{Ic}) , correspondendo para muitos autores o ponto adotado como critério de falha. Esse ponto de vista é conservador, já que apesar da iniciação da trinca, o material dúctil apresenta ainda alguma capacidade de absorver energia para que a trinca se propague estavelmente (SAXENA, 1998). Deve-se ressaltar também que na curva experimental o valor de J_{Ic} é determinado de maneira arbitrária (0,2 % de crescimento de trinca), assim como ocorre no ensaio de tração para a determinação da tensão de escoamento.

As curvas- R fornecem ainda informações relevantes quanto ao comportamento à fratura dos materiais dúcteis, sendo que curvas com inclinação crescente mostram que o valor da integral J necessário para prosseguir com a propagação estável do defeito é cada vez maior, o que permite ao material apresentar considerável deformação plástica, assim aumentando a resistência mecânica e demandando maior esforço para que a trinca continue a se propagar (HIPPERT, 2004).

O estudo das curvas- R é de fundamental importância para a compreensão do comportamento à fratura dos materiais dúcteis, já que existem relações entre os resultados dessas curvas, as propriedades mecânicas dos materiais e a restrição plástica à frente da trinca (KENINNEN, 1985).

Ocorre que o estudo das curvas- R depende da medição do tamanho instantâneo de trinca, na grande maioria das vezes aferido durante o ensaio via método da flexibilidade elástica no descarregamento.

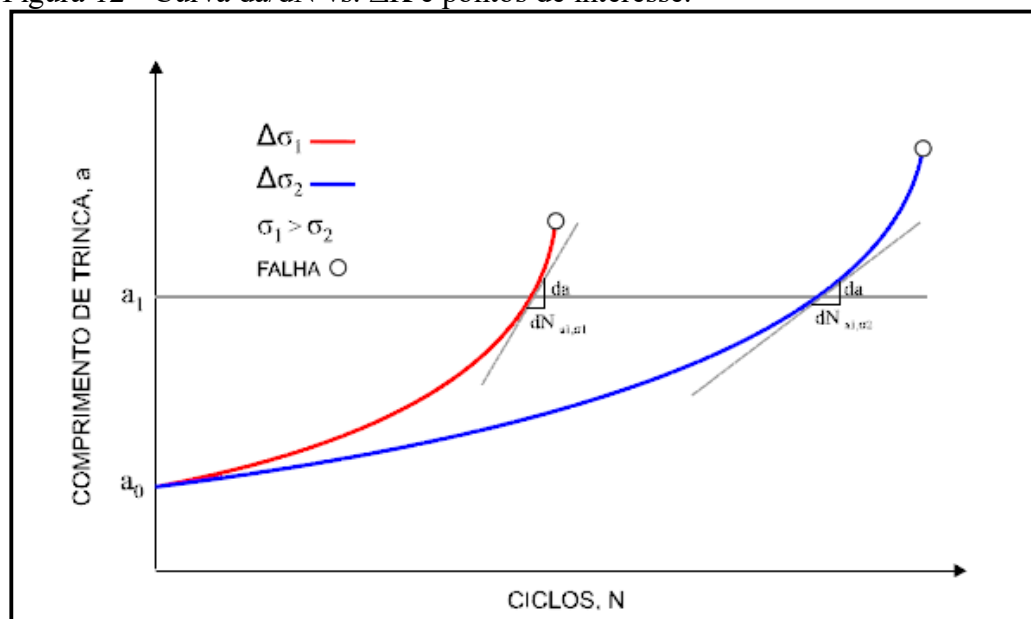
2.1.5 Curvas de propagação de trinca em fadiga (da/dN vs. ΔK)

Além de se compreender as propriedades de fratura de um material, é de suma importância modelar a forma como a trinca se propaga sob carregamento cíclico, fato que ocorre na maioria das aplicações de engenharia (SAXENA, 1998). Um dos modelos mais difundidos para tal finalidade foi proposto por Paul Paris em 1960, relacionando a mecânica da fratura (no caso o fator de intensificação de tensões K) com a propagação da trinca e ainda considerando o número de ciclos, conforme mostra a Equação 10:

$$\frac{da}{dN} = C. (\Delta K)^m, \quad (10)$$

sendo a parcela da/dN o infinitésimo de comprimento de trinca que cresce num dado ciclo (taxa de variação), C e m são constantes da Equação e ΔK é a variação entre um valor máximo e mínimo ($K_{máx}-K_{mín}$) do fator de intensificação de tensões. A Figura 12 mostra dois exemplos da evolução do tamanho de uma trinca em fadiga em um corpo de prova de laboratório com o avançar do número de ciclos sob dois níveis de faixa de tensões cíclicas atuantes. A taxa de variação da/dN é a derivada num ponto da curva, também interpretada como o incremento de tamanho de trinca (da) em um certo número de ciclos (dN).

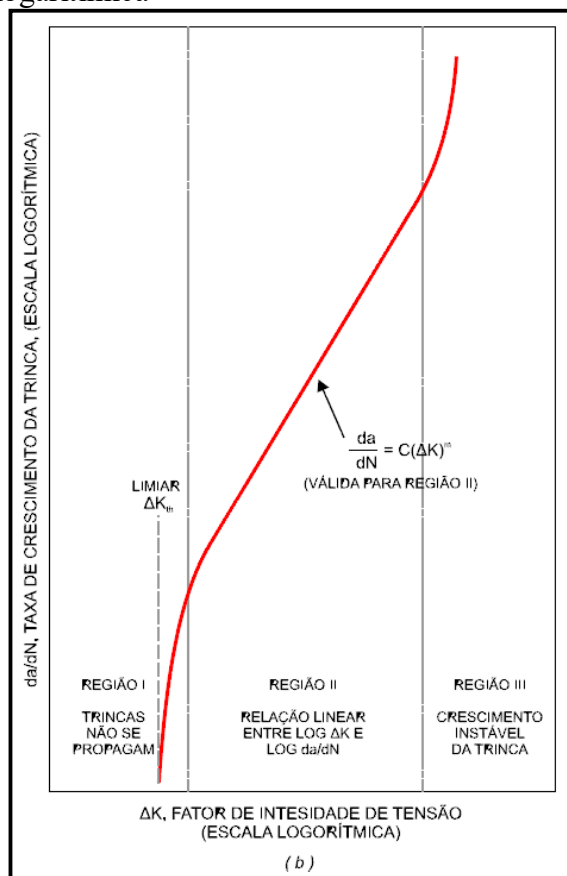
Figura 12 - Curva da/dN vs. ΔK e pontos de interesse.



Fonte: Cavalcante, 2014, p. 59

As curvas da/dN vs. ΔK podem ser escritas na forma logarítmica, o que permite visualizar os três estágios de propagação da trinca graficamente, conforme mostra a Figura 13, lembrando que a fase *I* corresponde ao período no qual o esforço cíclico atuante gera reduzida ou inexistente propagação das trincas, a fase *II* representa a propagação estável do defeito (regida pela lei de Paris (1961)) e o estágio *III* a propagação instável (SURESH, 1998).

Figura 13 - Curva da/dN vs ΔK na escala logarítmica



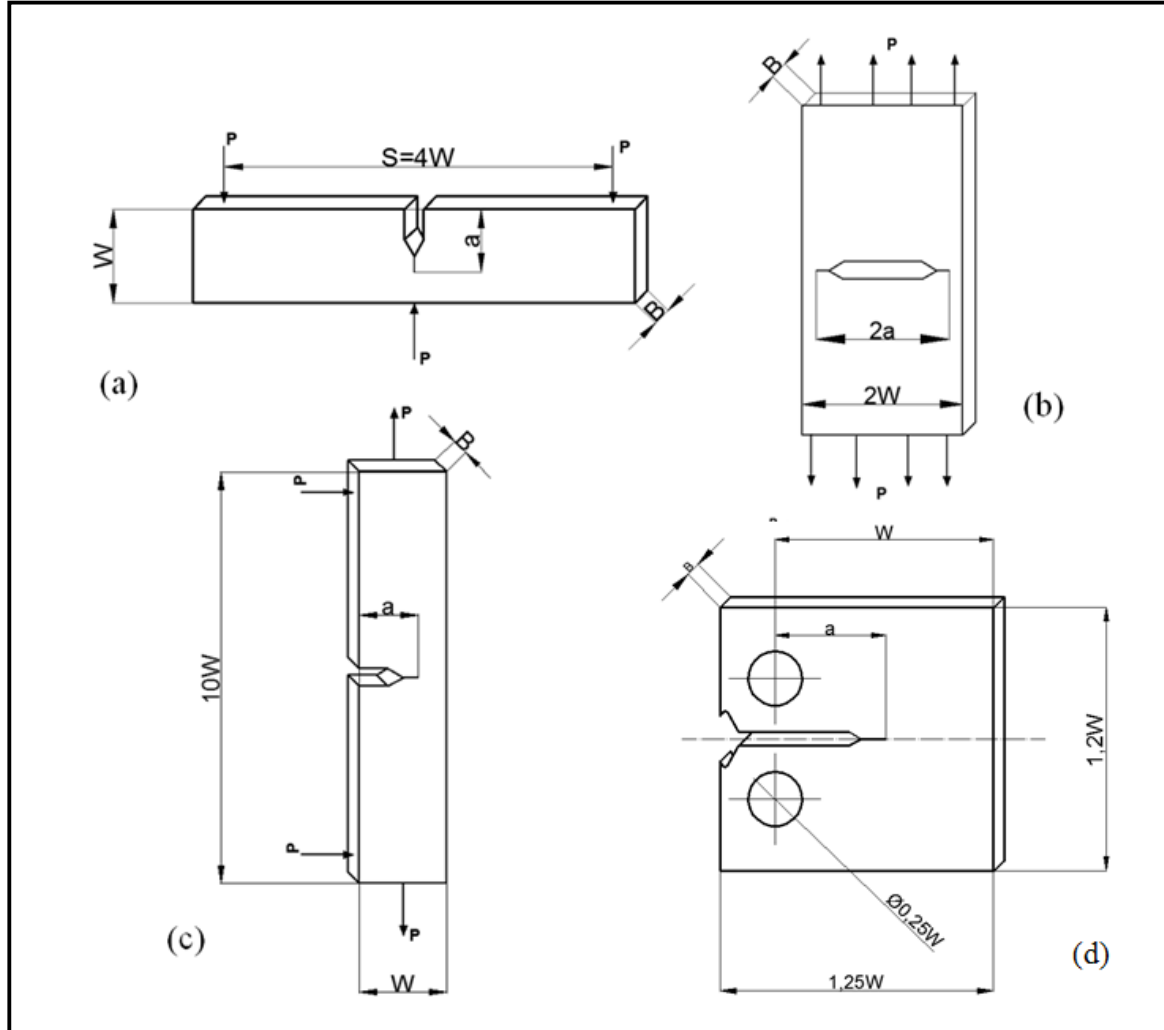
Fonte: Cavalcante, 2014, p. 59

2.2 CORPOS DE PROVA DA MECÂNICA DA FRATURA

Para se obter as propriedades à fadiga e fratura especificadas nos tópicos anteriores, faz-se uso de ensaios laboratoriais (ensaios de curvas- R e de propagação de trincas em fadiga) que empregam corpos de prova cujas dimensões são ditadas por normas.

Os CP mais empregados em ensaios de mecânica da fratura e fadiga são: SE(B) (sujeito a flexão), M(T) (placa com trinca central sujeita a tração), SE(T) (sujeito a tração) e C(T) (compacto sujeito a tração, foco do presente trabalho). Eles podem ser visualizados na Figura 14. Todo corpo de prova possui dimensões características de grande importância (ANDERSON, 2005), a saber: comprimento da trinca (a) espessura (B) e largura (W).

Figura 14 - Corpos de prova da mecânica da fratura empregados em laboratório

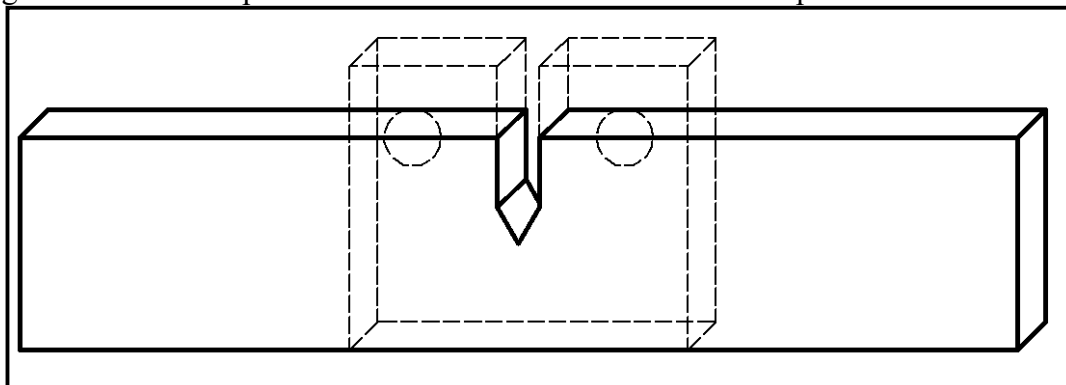


Fonte: Autor, "adaptado de" Anderson (2005), p.300

Nota: SE(B) (a), M(T) (b), SE(T) (c) e C(T) (d), com suas dimensões características segundo norma ASTM E1820-13

O corpo C(T) é alvo de estudo do presente trabalho, pois dentre as quatro geometrias apresentadas na Figura 13, é uma das mais utilizadas (junto com o SE(B)). Além disso, o trabalho de Moreira (2014) versa sobre soluções de flexibilidade elástica que contemplam a geometria C(T), necessitando de validação experimental, assim determinando o assunto do presente trabalho. Um fato interessante é a economia de material quando se compara um corpo C(T) com um SE(B), conforme mostra a Figura 15.

Figura 15 - Comparação entre o corpo de prova SE(B) e o C(T), mostrando que a geometria foco do presente trabalho demanda menos material para ser obtida



Fonte: Autor, "adaptado de" Anderson, 2005. p. 301

Maiores detalhes acerca do corpo de prova em estudo são descritos no método da flexibilidade elástica no descarregamento.

2.2.1 Ensaio para obtenção de curvas- R e da/dN vs ΔK

A obtenção da curva J - R é descrita em detalhe na norma ASTM E1820 (2013), com um ou mais corpos de prova. Logo após os trabalhos de Rice (1968), não havia mecanismos experimentais para se determinar o valor da integral J , o que fez com que uma metodologia envolvendo múltiplos corpos de prova fosse desenvolvida para suprir tal carência (HIPPERT, 2010).

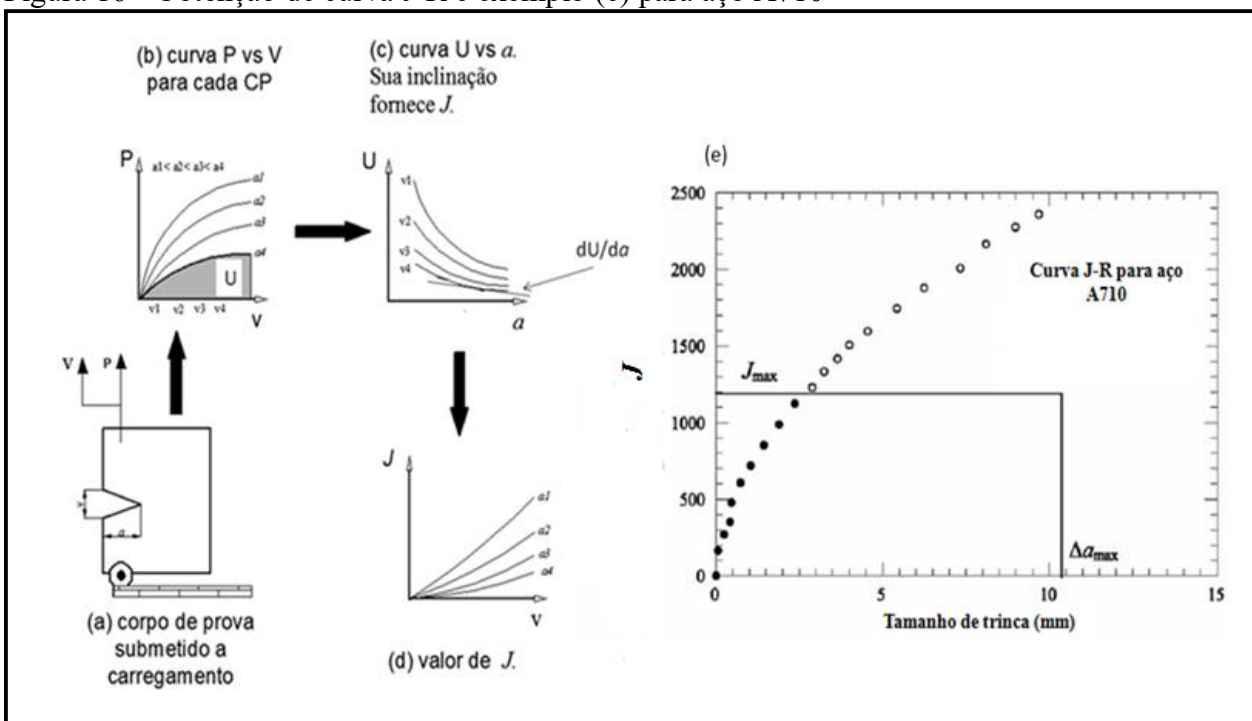
A técnica multiespécime surgiu com a necessidade de se plotar as curvas- R , sendo que em 1972 Landes e Begley utilizaram a abordagem energética da integral J para obter experimentalmente o valor de J . Após várias pesquisas, tais estudiosos forneceram um método que era suficientemente capaz de medir o valor desse parâmetro (CRAVERO, 2007).

Landes e Begley (1972) descreveram várias curvas de carga vs. deslocamento tendo como base inúmeros corpos de prova de mesma geometria, mesmo material, porém com diferentes tamanhos relativos de trinca. A análise dos resultados então determinados possibilitou afirmar que a área abaixo de cada curva é igual à energia de deformação (U) aplicada a cada corpo de prova. Isto permitiu aos autores traçarem uma nova curva, de energia de deformação (U) em função do tamanho da trinca (a). Assim, foi plausível calcular J por meio da inclinação da curva U vs. da (vide Figura 16).

Porém, houve uma dificuldade para Landes e Begley, que foi a determinação do ponto de carregamento aplicado no qual a trinca iniciava sua propagação. Essa informação é necessária na determinação da energia aplicada ao corpo de prova a fim de induzir a iniciação do crescimento do defeito. Para resolver esse problema, os autores adotaram, de forma arbitrária, o ponto de carga máxima como sendo o ponto de iniciação. As Figuras 16 a 16 b, 16 c e 16 d mostram a sequência da lógica adotada por Landes e Begley (1972) e a Figura 16e exibe o resultado de uma curva J - R pelo método multi-espécime.

Com as curvas de carga por deslocamento para diferentes comprimentos de trinca, obtidas a partir de vários corpos de prova testados e com o critério para determinação do início do crescimento do defeito, Landes e Begley (1972) fizeram uso da integral J como sendo a variação da energia de deformação (U) com o comprimento da trinca (a) para então obter o valor da integral J aplicada no momento da iniciação do crescimento estável do defeito (CRAVERO, 2007).

Figura 16 - Obtenção de curva J - R e exemplo (e) para aço A710



Fonte: Autor, "adaptado de" Anderson, 2005, p. 206

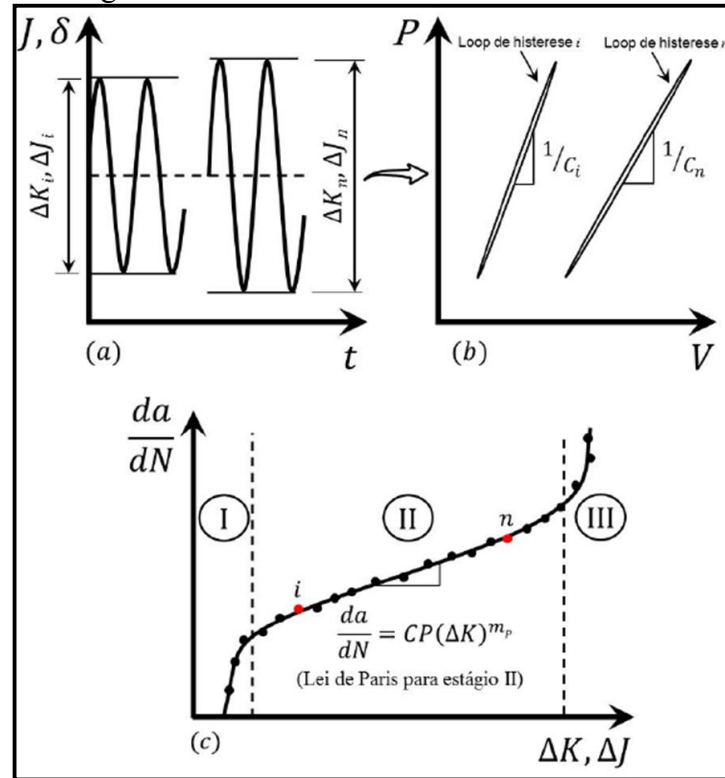
A metodologia anteriormente descrita foi usada nos primeiros ensaios experimentais nos quais eram utilizados múltiplos espécimes, mas tais técnicas culminam em relevantes gastos de tempo e dinheiro, pois exigem maiores trabalhos de usinagem e são também demoradas, já que necessitam de maior tempo de ocupação do equipamento de ensaios, sendo pouco aplicadas

atualmente. Com todos esses fatores, os pesquisadores desenvolveram técnicas que utilizam somente um corpo de prova para a aquisição da curva de resistência. Dentre os primeiros trabalhos destacam-se o de Clarke et al. (1976) e de Joyce e Gudas (1979), que além de conterem um método simples e econômico formam a base da norma ASTM E1820 (2013) e fundamentam o método que será descrito na seção 2.3. A diferença em relação à técnica multi-espécime é que a técnica monoespécime demanda instrumentação adicional para acompanhamento, em tempo real durante o ensaio, do comprimento instantâneo da trinca.

Outro ensaio que necessita do valor instantâneo do tamanho da trinca durante o teste é o de Propagação de Trinca por Fadiga (*PTF*) que também emprega corpos de prova de mecânica da fratura, na maioria dos casos os corpos de prova foco dessa dissertação. O objetivo desse ensaio é buscar propriedades de resistência à propagação de trinca sob carregamento cíclico; a norma ASTM E647 (2013) detalha essa prática. Resumidamente, uma amostra é testada em controle de carga fixa durante milhares de ciclos, comumente com a razão de carga ($R = P_{min}/P_{max}$) maior que zero para diminuir efeitos de fechamento de trinca e tensão residual (ANDERSON, 2005).

Durante o teste a trinca cresce e a variação do fator de intensidade de tensões (ΔK) ou da integral J (ΔJ) aumenta, como pode ser observado na Figura 17 a. No momento “*i*”, o corpo de prova possui um tamanho de trinca a_i que corresponde a uma rigidez $1/C_i$. Num instante depois, denominado “*n*”, a amostra terá um comprimento de trinca a_n maior que o comprimento a_i , que por consequência resultará em uma rigidez $1/C_n$ menor que $1/C_i$ apresentada anteriormente ao crescimento do defeito conforme ilustra a Figura 17 b. Com base nos carregamentos ΔK ou ΔJ aplicados e nas respectivas flexibilidades apresentadas durante o ensaio, o tamanho instantâneo da trinca pode ser estimado e conseqüentemente a evolução de da/dN vs. ΔK ou ΔJ determinadas, conforme mostra a Figura 17 c. Ainda, a resposta do crescimento da trinca de fadiga é equacionada pela lei de Paris (1961).

Figura 17 - Flexibilidade no caso de propagação de trinca em fadiga



Fonte: Moreira, 2014, p. 55

Assim como as curvas- R , nota-se que os ensaios de propagação de trinca em fadiga exibem dependência da precisa medição do tamanho instantâneo da trinca durante o experimento, ou seja, são dependentes de acuradas expressões que relacionem os comprimentos relativos de trinca (a/W) com as flexibilidades experimentais (C) (MOREIRA, DONATO, 2013). Dessa forma, o presente trabalho reforça sua motivação, uma vez que a medição do tamanho de trinca é essencial nos ensaios que obtém o valor de tenacidade à fratura ou a resistência à fadiga de materiais de engenharia.

2.3 O MÉTODO DA FLEXIBILIDADE ELÁSTICA NO DESCARREGAMENTO

Nessa etapa do trabalho, após o conhecimento dos principais tópicos da mecânica da fratura, pode-se compreender melhor o método chave da presente dissertação, bem como as hipóteses balizadoras que o regem.

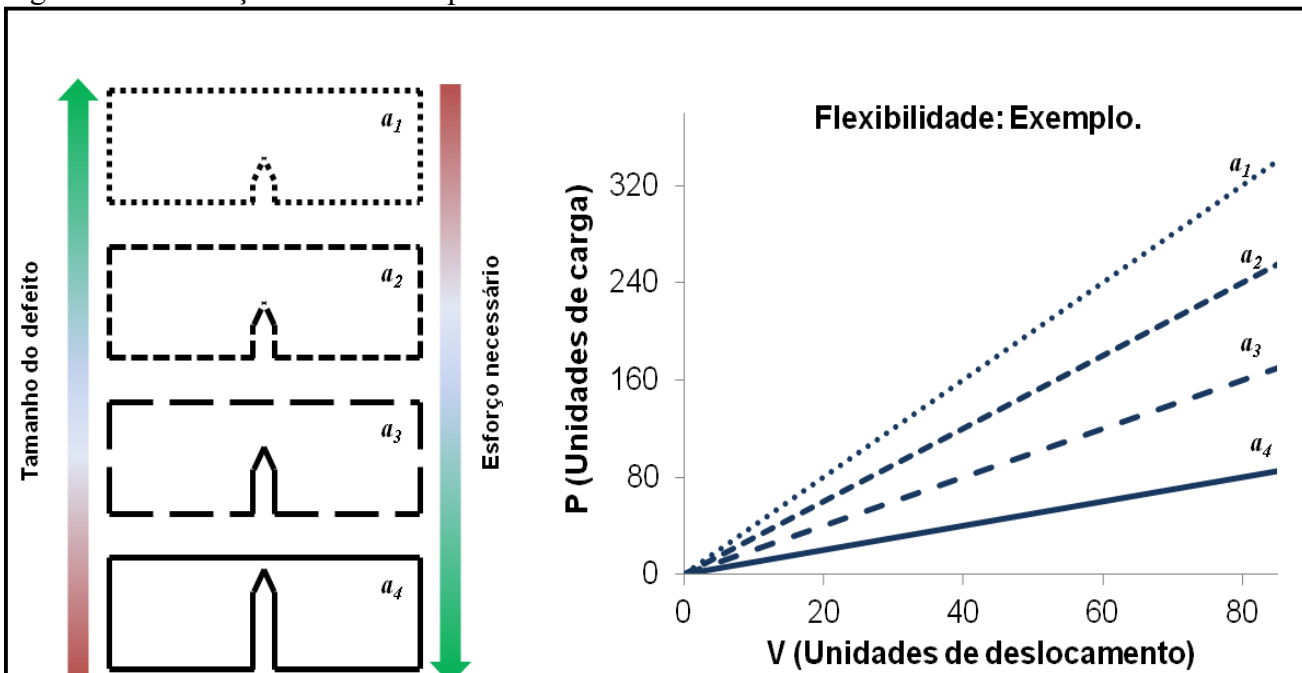
2.3.1 Fundamentação do método da flexibilidade elástica no descarregamento

Conforme foi exposto nos itens anteriores e na motivação desse trabalho, percebe-se que a determinação do tamanho instantâneo de trinca é imprescindível na obtenção das propriedades de fadiga e fratura de um material, sendo a técnica da flexibilidade elástica no descarregamento a mais usada para esse fim (CRAVERO, 2007). O método basicamente mede a queda da rigidez (ou aumento da flexibilidade) do corpo de prova durante o teste, em função do aumento da trinca (ASHBAUGH et al., 1984).

Considerando uma estrutura qualquer, carregado no regime elástico linear, pode-se depreender que o mesmo possui uma rigidez característica. Ao se introduzir um entalhe (representando um defeito) de tamanho a_1 , conforme mostra a Figura 18, e posteriormente nesse mesmo CP, aumentar a dimensão do defeito para a_2 , percebe-se que o ato de flexionar se torna uma tarefa mais fácil. Ao se atingir um tamanho de defeito a_4 , nota-se ainda pela Figura 18 que para se obter o mesmo deslocamento do corpo com o defeito de tamanho a_1 é necessário ainda menor esforço.

Logo, pode-se depreender que existe uma relação entre a dimensão do entalhe e a carga aplicada, sendo essa a fundamentação básica do método da flexibilidade elástica no descarregamento, no qual o tamanho instantâneo da trinca é relacionado com a flexibilidade do corpo de prova (PRIEST, 1984).

Figura 18 - Ilustração do efeito da profundidade de um defeito na flexibilidade elástica



Fonte: Autor

Tal relação tem seus dados ajustados por meio de polinômios. A técnica é reconhecida nos meios de pesquisa desde a década de 1970 (SAXENA, 1998), sendo que para a geometria C(T) estudos indiretos da flexibilidade elástica são encontrados nos trabalhos de Sullivan (1975) e Newman (1976), onde o *CMOD* (do inglês abertura na boca na trinca) era relacionado com o tamanho instantâneo da trinca. Para se obter as equações analíticas que relacionam a flexibilidade com a profundidade de trinca, considera-se as hipóteses simplificadoras de pequenos deslocamentos e estado plano de deformação (EPD) que englobam as modelagens de mecânica dos sólidos e em alguns casos, tópicos básicos da mecânica da fratura.

Fisicamente, a flexibilidade pode ser definida como o recíproco da rigidez (RITCHIE et al., 1997), conforme mostra a Equação 11:

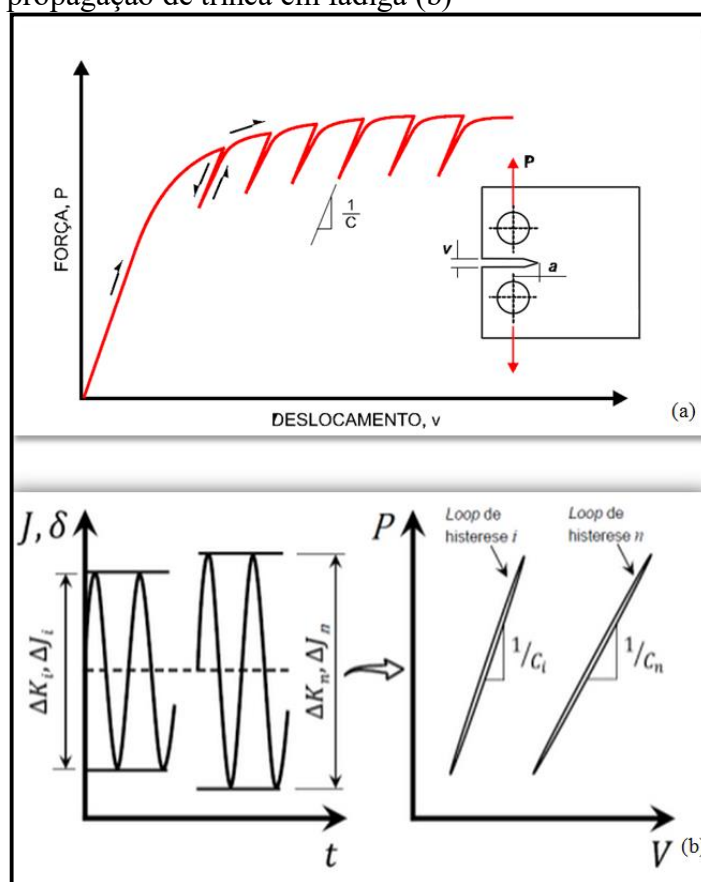
$$C = \frac{V}{P}, \quad (11)$$

onde V é o valor do *CMOD* (abertura da boca da trinca), medido diretamente através do *clip-gage*. O valor de flexibilidade indicado por tal método corresponde ao efeito global, não permitindo, por exemplo, detectar se a trinca propagou com frente totalmente reta, o que é uma premissa dos equacionamentos utilizados. (DZUGAN, 2003).

A equação 11 tem como fundamentação física o significado de uma curva carga vs. deslocamento, onde no regime elástico linear sua inclinação é a rigidez (SURESH, 1998).

Dessa forma, a relação expressa na Equação 11 pode ser obtida de maneira relativamente simples pelo cálculo da inclinação de porções da curva obtida nos ensaios de curva- R ou de propagação de trinca em fadiga, conforme mostra a Figura 19. A Figura 19 a mostra a obtenção da flexibilidade elástica no descarregamento num ensaio monotônico (curva- R), sendo que a cada descarregamento pode-se obter a inclinação do retorno do trecho elástico. Já a Figura 19 b mostra o cálculo da flexibilidade num ensaio com carregamento cíclico, sendo então a grandeza de interesse calculada pela inclinação de cada ciclo de histerese.

Figura 19 - Exemplo de obtenção da flexibilidade $C=V/P$ no caso de: ensaio de curva- R (a) e de propagação de trinca em fadiga (b)



Fonte: Cavalcante, 2015

É possível observar na Figura 19 que a flexibilidade é determinada a partir de descarregamentos parciais ou de ciclos de histerese, uma vez que no trecho elasto-plástico a porção

que permite a aplicação da Equação 11 para a medição do dado de interesse está na interpretação da parcela elástica do material (NEWMAN,1974). Deve-se lembrar que os flancos da trinca não podem se tocar a fim de não se invalidar o ensaio. Descarregamentos de até 10% em relação ao aplicado no instante não afetam de maneira significativa os resultados de tenacidade à fratura (ASTM E1820, 2013).

Historicamente, a primeira aplicação do método da flexibilidade elástica no descarregamento como ferramenta de teste monoespécime e de determinação do tamanho instantâneo de trinca para a geometria C(T) vem do trabalho de Clarcke et al. (1976), no qual determinou-se valor de J_{Ic} para um aço ASTM A469. Nesse trabalho, as conclusões foram positivas no que diz respeito à reprodutibilidade e a repetibilidade do ensaio, fornecendo erros abaixo de 4% entre as estimativas e as medições reais quando se tratava de trincas profundas (a/W maior que 0,5).

2.3.1 Evolução das equações de flexibilidade (C) para o corpo de prova C(T)

A dedução dos equacionamentos será foco de estudo, na presente seção.

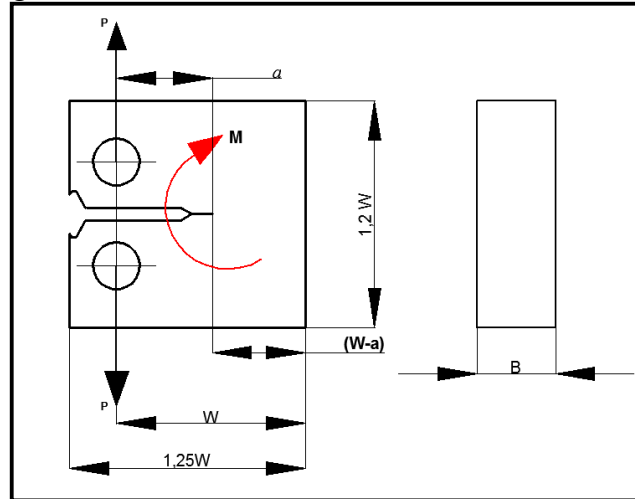
2.3.1.1 Evolução das equações analíticas

Para medir o tamanho instantâneo da trinca, Clarcke et al. (1976) deduziram uma equação baseada na mecânica dos sólidos que relaciona o comprimento de uma trinca profunda com a alteração da flexibilidade elástica. Basicamente, a rotação θ devido ao momento M imposto ao ligamento remanescente (vide Figura 20) é dada pela Equação 12:

$$\theta = \frac{16}{E \cdot B} \cdot \frac{M}{(W - a)^2}, \quad (12)$$

onde W é a largura do CP, B a espessura, M o momento fletor, E o módulo de elasticidade e a parcela $(W-a)$ o ligamento remanescente. Vale ressaltar que no texto, utilizam-se as unidades condizentes ao sistema internacional (SI).

Figura 20 - Representação do momento no ligamento remanescente



Fonte: Autor

Aplicando-se a definição de flexibilidade ($C=\theta/M$) e isolando adequadamente as parcelas na Equação 12, pode-se escrever para no corpo C(T) a flexibilidade conforme a Equação 13:

$$C = \frac{\theta}{M} = \frac{16}{E \cdot B} \cdot \frac{1}{(W - a)^2}, \quad (13)$$

correspondendo C a flexibilidade em função do tamanho da trinca. Ao se derivar a equação 13 em função de $(W-a)$, é obtida a Equação 14:

$$dC = -\frac{32}{E \cdot B} \cdot \frac{d(W - a)}{(W - a)^3}, \quad (14)$$

e finalmente, dividindo-se a equação 14 pela 13 e rearranjando, tem-se a equação 15:

$$da = \frac{(W - a)}{2} \cdot \frac{dC}{C}, \quad (15)$$

Outras abordagens podem ser elaboradas para o cálculo analítico da flexibilidade no corpo de prova C(T), como a de Tada (1973), que expressou a flexibilidade medida na linha de carga pela Equação 16:

$$C = \frac{V_2 \cdot (a/W) \cdot (1 - (v^2))}{2} \quad (16)$$

Na equação 16 V_2 é uma função do tamanho relativo de trinca pós pré-trincamento e ν o coeficiente de Poisson. Assim, ao se substituir (15) em (16) e fazendo as alterações pertinentes, obteve-se a Equação 17:

$$da = \frac{(W - a)}{2} \cdot \frac{dC}{C} \cdot g(a/W), \quad (17)$$

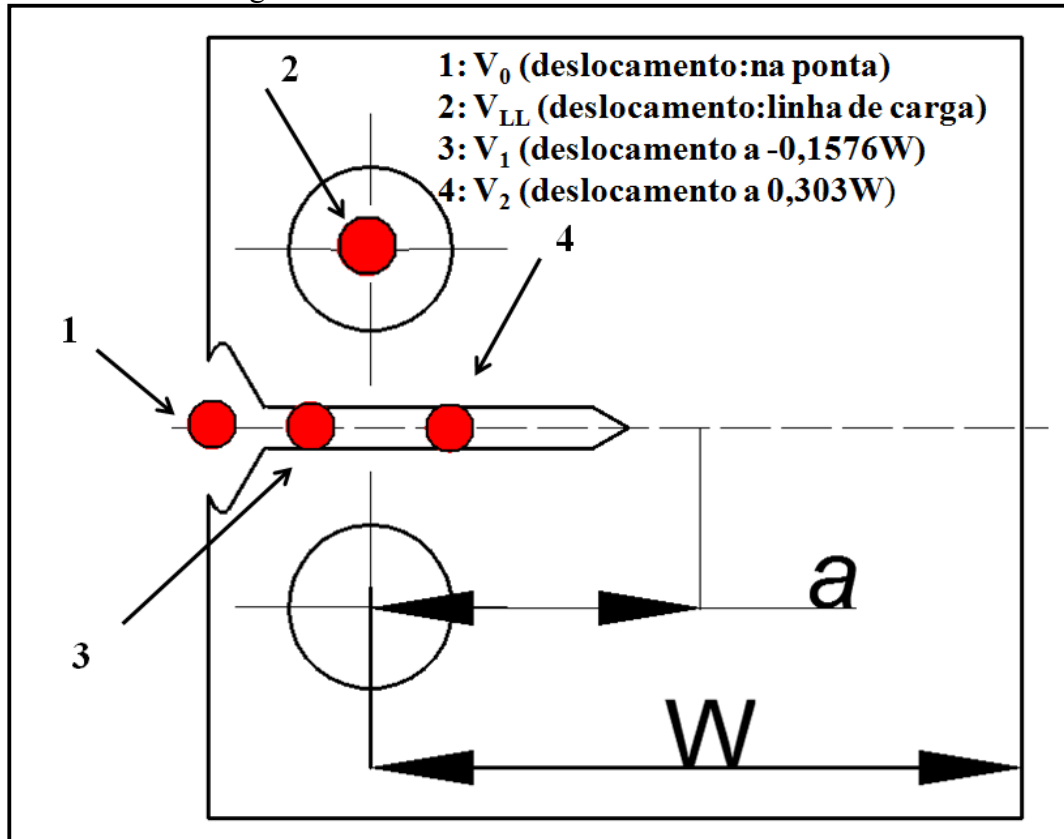
onde $g(a/W)$ é uma função que engloba os parâmetros da equação 16 e tem seus valores tabelados. Assim, tendo-se conhecimento de uma curva de carga vs. deslocamento, pode-se calcular a extensão da trinca fazendo uso da equação 17.

Para o intervalo de (a/W) entre 0,6 e 0,8, os erros em relação às medições reais foram de 10% (CLARCKE, 1976). É importante relembrar as hipóteses simplificadoras da Equação 17 (estado plano de deformações e pequenos deslocamentos), que na teoria induz a um aumento da parcela hidrostática da sollicitação.

Para materiais de elevada ductilidade em uso atualmente, essa abordagem é extremamente conservadora, o que reflete na não aderência de tais equações para certos níveis de plasticidade. Além disso, não se leva em consideração os efeitos tridimensionais de rotação (que será abordado em tópico próprio), nem de entalhe lateral.

Tendo em vista alguns desses percalços, Saxena (1978) propôs equacionamentos para tamanho relativo de trinca a/W acima de 0,8 que contemplavam o efeito de rotação, permitindo medir a flexibilidade elástica em coordenadas específicas do corpo de prova e de interesse da mecânica da fratura (NEWMAN, 1976), conforme mostra a Figura 21. Vale ressaltar que para flexibilidades calculadas nas profundidades de trinca $0,2 \leq a/W \leq 0,8$ Saxena (1978) utilizou uma Tabela com valores obtidos por Newman (1976), com a mesma lógica de determinação, apresentada a seguir.

Figura 21 - Pontos de interesse de Newman (1976) para medição da flexibilidade elástica no descarregamento



Fonte: Autor

O fator de intensidade de tensão para trincas profundas é dado pela Equação 18 (WILSON, 1970).

$$K_I = \frac{P}{B} \cdot \left[4 + \frac{W-a}{W+a} \right] \cdot \frac{W+a}{2(W-a)} \quad (18)$$

É interessante escrever a Equação 18 na forma adimensional, representando o fator de intensidade de tensões em função da espessura do corpo de prova e do tamanho relativo de trinca (a/W), conforme mostra a Equação 19.

$$\frac{K_I}{P} \cdot B \cdot W^{0.5} = \left[\frac{2(1 + \frac{a}{W})}{(1 - \frac{a}{W})^{1.5}} + \frac{1}{(2(1 - \frac{a}{W})^{0.5})} \right] \quad (19)$$

A Equação 20 permite escrever o fator de intensificação de tensão em função da deflexão do CP, encaminhando para a obtenção de um equacionamento no formato da Equação 11, por meio da substituição do fator de intensidade de tensões.

$$\frac{B.E.V}{P} = \int \frac{2K_I^2 \cdot B^2 \cdot W}{P^2} d\left(\frac{a}{W}\right) \quad (20)$$

Substituindo o valor de K escrito na Equação 19 no integrando da equação 20, Saxena (1976) obteve a equação 21, sob o formato:

$$\frac{B.E.V}{P} = \int \frac{32}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^3} + \frac{9}{2\left(1 - \frac{a}{W}\right)} - \frac{24}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^2} d\left(\frac{a}{W}\right), \quad (21)$$

e ao se resolver a integral, é obtida a Equação 22:

$$\left(\frac{B.E.V}{P}\right) = \frac{16}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^2} - \frac{24}{1 - \frac{a}{W}} - 4,5 \ln\left(1 - \frac{a}{W}\right) + 18,71 \quad (22)$$

A parcela BEV/P é a flexibilidade escrita na forma adimensional ou dita normalizada (SAXENA,1978).

A equação 17 também foi elaborada tendo a premissa de estado plano de deformações e pequenos deslocamentos sendo que os registros mostram que as maiores evoluções em termos de tratamento matemático vieram com a introdução de técnicas computacionais. Conclui-se então que os equacionamentos analíticos seja fazendo uso da mecânica dos sólidos ou da mecânica da fratura (considerando a integração do fator de intensificação de tensão, de acordo com Wilson (1970)) têm como limitação a não consideração de efeitos tridimensionais, de espessura nem de entalhes laterais, além de serem consideradas para estado plano de deformações (EPD).

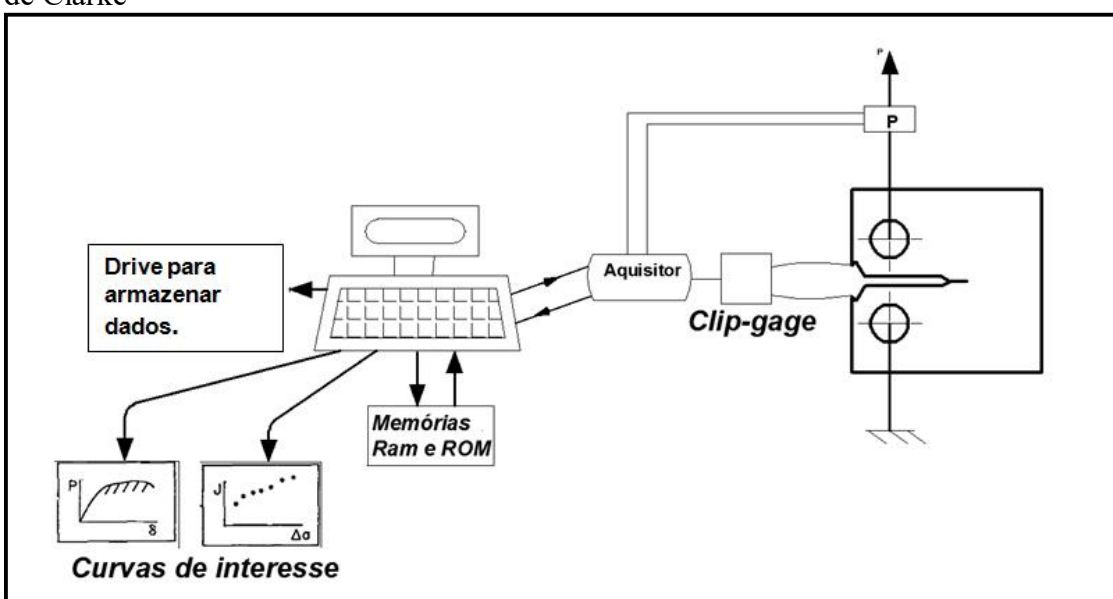
2.3.1.2 A introdução de ajustes polinomiais

Na década de 1980, o computador passou a ser uma ferramenta útil por minimizar a necessidade de cálculos analíticos e muitas vezes iterativos, além de permitir grandes avanços no

emprego do método de elementos finitos. Nesse contexto, Joyce e Gudas (1979) desenvolveram o primeiro método computacional para o cálculo da flexibilidade.

O objetivo principal ao aplicar tal metodologia para ensaios monoespécime na obtenção de J_{Ic} é simplificar o tratamento de dados necessário, conforme Clarke et al. (1976). Tal abordagem é ilustrada na Figura 22, ainda devendo ser levado em conta que num ensaio a flexibilidade é a grandeza diretamente medida e não diretamente o tamanho de trinca.

Figura 22 - Esquema da aplicação do computador para obtenção de curvas-R no trabalho de Clarke



Fonte: autor, "adaptado de" Joyce e Gudas, 1979, p. 455

Pode-se observar que apesar da simplicidade do esquema da Figura 22, até hoje os procedimentos na aquisição de dados permanecem os mesmos, mudando que a evolução nos *softwares* e *hardwares* em uso trouxe maior facilidade na aquisição e análise dos dados.

Para tanto, ajustes polinomiais foram propostos, relacionando o tamanho relativo instantâneo da trinca com a flexibilidade elástica normalizada, sendo o polinômio proposto para a geometria C(T) pela Equação 23 (SAXENA, 1978):

$$\frac{a}{w} = \beta_0 + \beta_1(\mu)^2 + \beta_2(U\mu)^2 + \beta_3(\mu)^3 + \beta_4(\mu)^4 + \beta_5(\mu)^5 \quad , \quad (23)$$

válida para o intervalo de $0,2 \leq \frac{a}{w} \leq 0,975$. μ é uma variável dada pela Equação 19 e b é coeficiente de cada termo, exposto na Tabela 2.

Polinômios são utilizados pelo fato de os mesmos serem amplamente aplicados a métodos computacionais pela facilidade de se lidar com eles. Atualmente, μ é denominada flexibilidade normalizada. Segundo Saxena (1976), Donald (1957) determinou a Equação 24 de forma a gerar o melhor ajuste da curva para o intervalo de aplicação da Equação 23. O entendimento do autor, com base nos trabalhos de Moreira (2014), Newman (1974), Ruggieri (2011), dentre outros é que a dedução da Equação 19 tem seu sentido físico entendido com base na análise dimensional, fazendo com que os valores experimentais de C (V/P) obtidos sejam independentes da geometria, do módulo de elasticidade do material e da hipótese de pequenos deslocamentos (MOREIRA, 2014). A dedução da Equação 24 se encontra no tópico 2.4.3.

Tabela 2 - Coeficientes do ajuste polinomial estudado por Saxena e Hudak (1978)

Local da medição	β_0	β_1	β_2	β_3	β_4	β_5
Linha de carga	1,0002	-4,0632	11,642	-106,04	464,33	--650,68

Fonte: autor, "Adaptado de" Saxena, 1978, p. 459

$$\mu = \frac{1}{\left(\frac{B \cdot E' \cdot V \cdot x}{P}\right)^{0,5} + 1} = \frac{1}{(B_{eff} \cdot E \cdot C)^{0,5} + 1} \quad (24)$$

Deve-se observar que E' é o módulo de elasticidade aparente no EPD, descrito pela Equação 25 (DOWNLING, 2012):

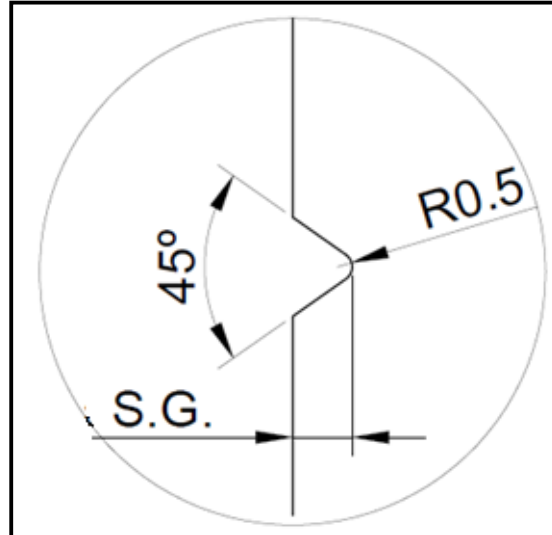
$$E' = \frac{E}{1 - \nu^2} \quad (25)$$

É interessante ponderar ainda que a largura efetiva do corpo de prova na presença de entalhes laterais é descrita pela Equação 26, no formato:

$$B_{eff} = B - \frac{(B - B_N)^2}{B}, \quad (26)$$

sendo B_{eff} a largura efetiva, e B_N a largura considerando os entalhes laterais, cuja geometria é vista na Figura 23. Sua finalidade é assegurar que a trinca se propague com a frente retilínea (ANDERSON, 2005).

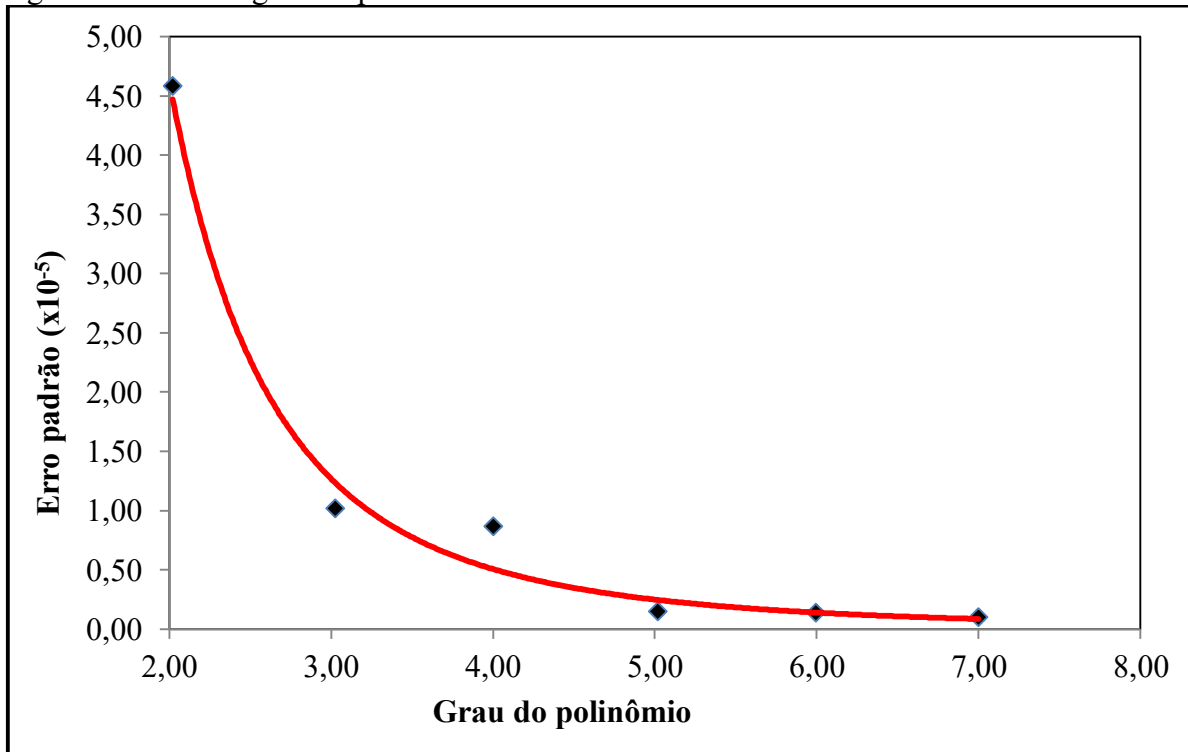
Figura 23 - Geometria do entalhe lateral



Fonte: autor

Como é observado, o ajuste consiste num polinômio de quinto grau pelo fato de representar o melhor compromisso em relação ao desvio do ajuste de curvas; sendo que polinômios de grau menor não resultavam em desvios aceitáveis e equações de maior grau não melhoravam o ajuste da curva (JABLOSNKI et al, 1985), fato explicitado pela Figura 24.

Figura 24 - Erro vs grau do polinômio



Fonte: autor, "adaptado de" Jablonski et. al., 1985, p. 821

Outro ponto interessante é que a Equação 23 e suas variações com coeficientes aprimorados são utilizadas até os dias atuais para o cálculo da flexibilidade normalizada do corpo de prova $C(T)$, conforme será comentado adiante.

Depreende-se então que de posse da evolução da curva- R de um material ou do ciclo de histerese de um ensaio de propagação em fadiga, é possível obter variações de flexibilidade com o decorrer do ensaio, por conta da variação de dimensão da trinca.

2.3.2 As soluções de flexibilidade elástica em uso atualmente para a geometria C(T)

Após extensa revisão da literatura, foi detectado que os equacionamentos citados atualmente nas normas de referência (ASTM E1820 (2013), ASTM E647 (2013)) são os mesmos ajustes polinomiais presentes nos estudos de Saxena e Hudak (1978), com aprimoramentos nos coeficientes, derivados dos trabalhos de Clarke et. al. (1976) e de Joyce e Gudas (1979). O formato dessas equações é descrito, então, pela equação 27 a, obtida simplesmente pela substituição dos coeficientes da Tabela 2 na equação 18 e válida para o intervalo $0,200 \leq a/W \leq 0,975$. As equações 27 b e 27 c mostram os equacionamentos para outros pontos de interesse (vide Figura 21).

$$\frac{a}{w} = 1,000196 - 4,06319(\mu)^1 + 11,642(\mu)^2 - 106,043(\mu)^3 + 464,335(\mu)^4 - 650,677(\mu)^5 \quad (27a)$$

Equação válida válida para a linha de carga.

$$\frac{a}{w} = 1,001 - 4,6695(\mu)^1 + 18,46(\mu)^2 - 232,82(\mu)^3 + 1214,9(\mu)^4 - 2143,6(\mu)^5 \quad (27b)$$

Equação válida para a ponta do CP, conforme Figura 21(cota V_0).

$$\frac{a}{w} = 11,008 - 4,4473(\mu)^1 + 15,40(\mu)^2 - 180,55(\mu)^3 + 870,82(\mu)^4 - 1411,3(\mu)^5 \quad (27c)$$

Equação válida para uma posição a $0,0303W$ mm da ponta, conforme reforçado na Figura 21 (cota V_2)

Apesar de o equacionamento ser praticamente o mesmo por mais de 30 anos, muitos estudos versam sobre a aplicação da técnica para outros materiais ou da influência de hipóteses simplificadoras da Equação 22 na obtenção de curvas- R ou da/dN vs ΔK . Um fato que chamou a atenção é justamente os estudos falarem sobre os resultados dos parâmetros energéticos ou geométricos envolvidos (integral J ou medida do $CMOD$ e $CTOD$), mas não a respeito da equação utilizada para se determinar o tamanho da trinca, ocorrência já motivada e justificada na introdução do presente trabalho.

Um desses estudos diz que os entalhes laterais e a espessura do corpo de prova influem na obtenção das curvas de resistência dependendo do método de medição do tamanho de trinca utilizado. Assim, a flexibilidade elástica no descarregamento é a técnica menos sensível (dentre as estudadas por Andrews e Shih, (1978)), à extensão do defeito, e os autores foram capazes de demonstrar que há maior resistência à propagação do defeito com CP de espessura menor, sendo ainda que a presença de entalhes laterais promoveu crescimento retilíneo da trinca (ANDREWS, SHIH, 1978). Porém, os autores não citam a influência dessas variáveis nos equacionamentos de flexibilidade.

Ainda, o estudo das dimensões do corpo de prova foi alvo de análise por parte do comitê ASTM, propondo modificações no dimensional de inúmeros CP utilizados para testes experimentais, mas não abrangendo o mérito da medição do tamanho da trinca (JOYCE, TREGONING, 2000).

Além disso, a técnica da flexibilidade elástica também pode ser usada para prever o tamanho instantâneo de trinca em polímeros, compósitos, etc. (RITCHIE, 1991), com ajustes polinomiais próprios ou modificados de acordo com a necessidade específica.

O próximo tópico trata do que foi pesquisado como sendo o mais atual no estudo da técnica da flexibilidade elástica no descarregamento.

2.3.3 Soluções incluindo efeitos tridimensionais e entalhe lateral

Shen et al. (2009) estudaram quais os efeitos tridimensionais e dos entalhes laterais no cálculo da integral J e na restrição plástica na ponta da trinca em espécimes SE(T) com o auxílio de modelos de elementos finitos. Os autores concluíram que a Equação 26 é uma boa aproximação para o cálculo da largura efetiva do corpo de prova, e seguindo metodologia análoga, Moreira (2014) estudou tais efeitos para o corpo de prova C(T), posteriormente propondo evoluções nos

equacionamentos de flexibilidade elástica e confirmando que a equação 26 calcula a largura efetiva dos CP de forma satisfatória.

Moreira (2014) desenvolveu modelos de elementos finitos altamente refinados que contemplavam ambos os efeitos citados no parágrafo anterior, sendo a presença de entalhes laterais variando desde 0% (em relação a largura do corpo de prova) e chegando a 20%. O esforço expressivo de gerar uma malha específica para a ponta da trinca no *software MATLAB*[®] resultou nos polinômios de quinto grau descritos pelas Equações 28 (medições na linha de carga). Os equacionamentos de Moreira (2014) para diversos pontos de medição e outras relações de espessura podem ser verificados no Anexo A desse trabalho.

$$\frac{a}{w} = 0,91824 - 1,12547.(\mu) - 28,3229.(\mu^2) + 150,99949.(\mu^3) - 326,649.(\mu^4) + 277,2825.(\mu^5) \quad (28a)$$

Equação válida para a geometria $W=4B$ (ou seja, largura igual ao quádruplo da espessura).

$$\frac{a}{w} = 0,92388 - 1,30496.(\mu) - 25,81199.(\mu^2) + 134,687.(\mu^3) - 277,5005.(\mu^4) + 222,36279.(\mu^5) \quad (28b)$$

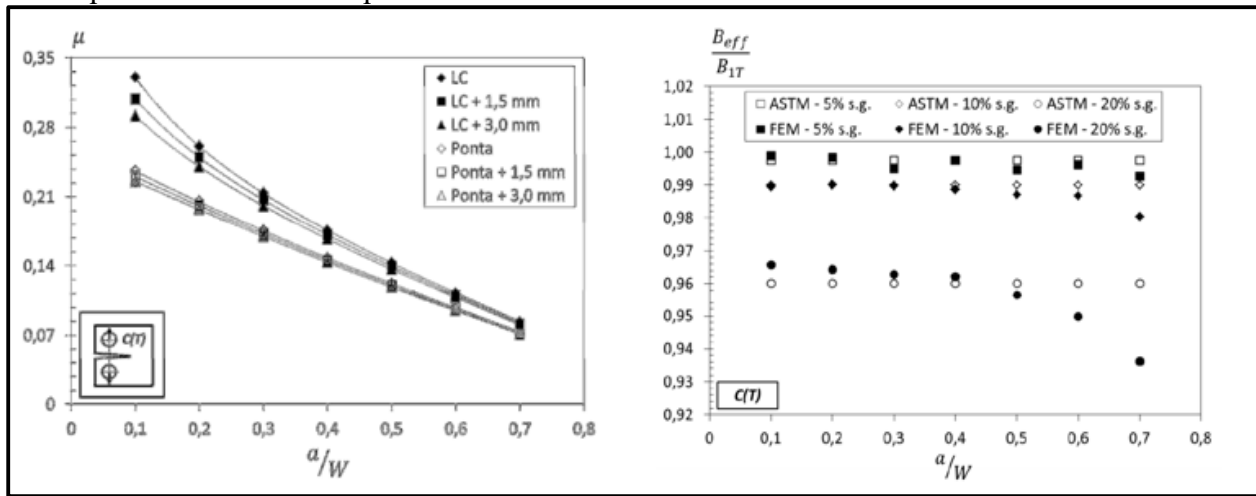
Equação válida para a geometria $W=2B$ (largura igual ao dobro da espessura).

$$\frac{a}{w} = 0,92111 - 1,37650.(\mu) - 23,21792.(\mu^2) + 113,3446.(\mu^3) - 208,6299.(\mu^4) + 144,31037.(\mu^5) \quad (28c)$$

Equação válida para a geometria $W=B$ (largura igual a espessura).

Ainda de acordo com Moreira (2014), para a obtenção da Equação 28, a flexibilidade normalizada foi calculada pela Equação 19 e a largura do corpo de prova pós-entalhamento lateral foi descrita pela Equação 26. Uma ilustração para o ajuste polinomial da Equação 23 em diferentes localizações do corpo de prova está mostrada na Figura 21, ao passo que a Figura 26 mostra os desvios em relação à formulação em uso atualmente pela ASTM E1820 (2013) e os desvios verificados computacionalmente para as novas propostas.

Figura 25 - Plotagem das diversas soluções polinomiais com as novas condições de contorno e demonstração da validade da equação 26. Os marcadores abertos são valores obtidos pela norma, sendo que desvios menores que 1% são verificados



Fonte: Moreira, 2014.

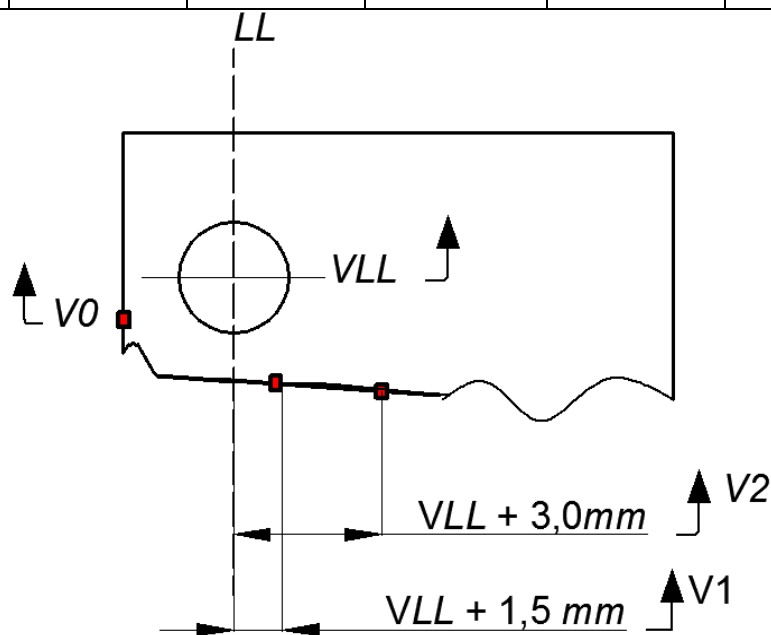
A Tabela 3 mostra os outros coeficientes do ajuste polinomial para outras posições interesse na medida do $CMOD$ para um corpo de prova geometria $W=4B$.

É importante ressaltar que todos os equacionamentos utilizados nesse trabalho foram os para a ponta do CP, pois é o local onde o $CMOD$ foi adquirido pelo *clip-gage*. Apesar de possível de se transladar os dados para outros pontos de medição, esse procedimento não foi realizado para não acarretar em incertezas.

Tabela 3 - Coeficientes do ajuste polinomial proposto

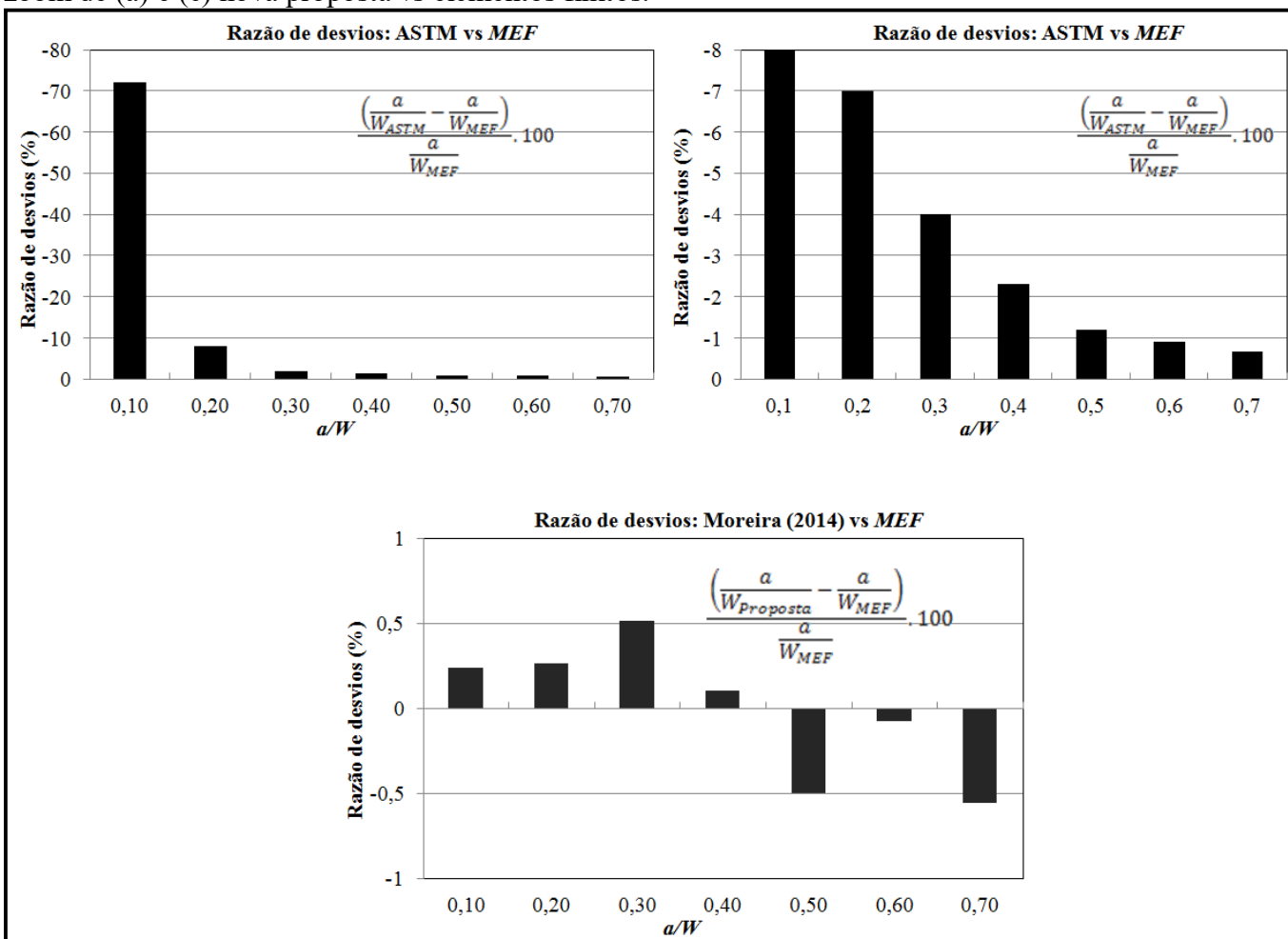
Posição da medida	Coeficiente					
	β_0	β_1	β_2	β_3	β_4	β_5
Linha de carga (LC)	0,91824	-1,2547	-28,3229	150,99949	-326,649	277,2825
LC+1,5 mm	0,89938	-0,4803	-38,1051	212,9223	-513,265	491,4068
LC+3 mm	0,87977	0,22692	-49,1186	285,30106	-739,643	761,06144
Ponta do CP	0,77997	4,26976	-119,928	804,98578	-2532,06	3094,92

Orientação geométrica



Fonte: autor, "adaptado de" Moreira, 2014

Figura 26 - Plotagem desvios em relação às soluções vigentes. (a) ASTM vs elementos finitos, (b) um zoom de (a) e (c) nova proposta vs elementos finitos.



Fonte: Moreira (2014).

Observa-se que as novas soluções apresentam desvios percentuais menores que verificados pelas equações vigentes, mostrando então que a validação experimental vem contribuir com o aprimoramento da técnica proposta computacionalmente.

2.4 OUTRAS VARIÁVEIS DE INTERESSE NO ESTUDO DA FLEXIBILIDADE ELÁSTICA

Além do que já foi abordado, outros aspectos podem interferir na aferição do tamanho de trinca e da flexibilidade elástica no descarregamento, sendo importante tomar nota desses aspectos.

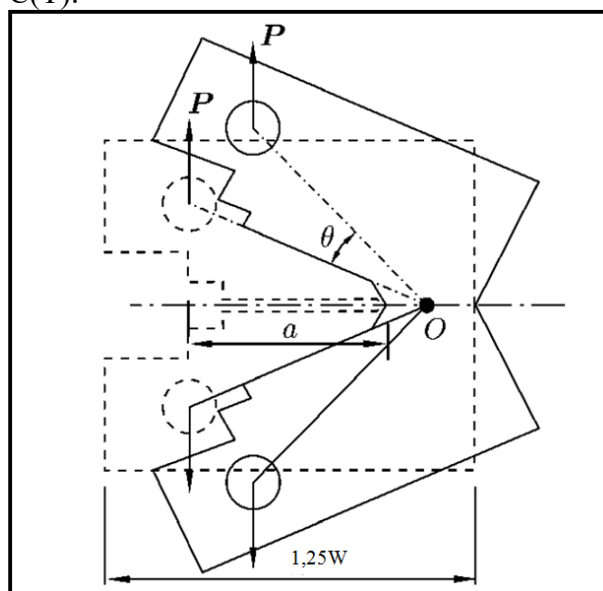
2.4.1 Correção do efeito de rotação para a geometria C(T)

Conforme os ensaios são realizados, a carga aplicada ao corpo de prova deixa de obedecer a hipótese de pequenos deslocamentos (JOYCE, 1995). As soluções de flexibilidade podem ser modificadas por esse fenômeno durante o ensaio de curvas R , uma vez que o carregamento aplicado é afetado por conta da deformação excessiva do corpo de prova e os equacionamentos citados até aqui não incorporam o efeito de rotação (BAO, 2010). O efeito de rotação é ilustrado pela Figura 27 a fim de realçar ao leitor a cinemática envolvida.

A ASTM E1820 (2013) propõe equações para tais correções, com base na Figura 28 A esquematização da rotação do corpo de prova é mostrada pela Figura 27. Por sua vez, a Figura 28 mostra os parâmetros geométricos envolvidos no efeito de rotação, encaminhando assim para um equacionamento corrigido.

Pelo fato de o presente trabalho ter como foco a medição da flexibilidade elástica no descarregamento (regime elástico linear e pequenas deformações) não foi incluído efeito de rotação, porém julgou-se importante manter essa seção no texto por se entender que faz parte do detalhamento dos aspectos relevantes à geometria C(T).

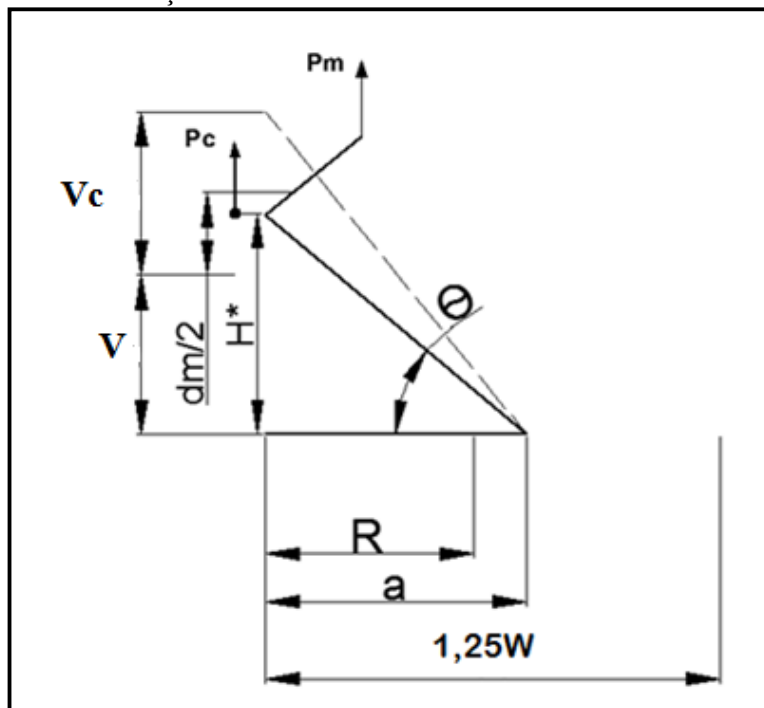
Figura 27 - Efeito de rotação no corpo de prova C(T).



Fonte: Autor, "adaptado de" Bao, 2012, p. 2

Nota: Observa-se na Figura 27 que a hipótese de pequenos deslocamentos foi violada

Figura 28 - Variáveis da correção de rotação do C(T), sendo R o raio de rotação da boca da trinca V a abertura na boca trinca pré-correção e V_c a mesma abertura após correção do efeito de rotação



Fonte: Autor, "adaptado de" ASTM E1820, 2013

A correção do deslocamento tem o início da dedução com a Equação 29, que incorpora a abertura na boca da trinca corrigida relacionada com os parâmetros geométricos do CP. A correção da flexibilidade obtida do experimento é mostrada pela Equação 32. Vale ressaltar que esses equacionamentos são fruto da aplicação dos conhecimentos de trigonometria.

$$\frac{\left(\frac{V_c}{2}\right)+V}{R} = \text{tang} \left(\theta + \text{arctang} \left(\frac{V}{R} \right) \right) \quad (29)$$

A Equação 30 mostra como a variável R pode ser reescrita, sendo R o raio de rotação, que se inicia na ponta na boca da trinca e prossegue até a seção média do ligamento remanescente:

$$R = \frac{a+1,25.W}{2} \quad (30)$$

Assim, substituindo-se a Equação 30 na Equação 29 e realizando os procedimentos matemáticos de interesse, tem-se a equação 31, que descreve então o deslocamento na boca da trinca do corpo de prova, com a devida correção do efeito de rotação.

$$\frac{Vc}{2} = \frac{R \cdot \text{tang}(\theta)}{R \cdot \text{sen}(\theta) + V \cdot \text{cos}(\theta) - V} \cdot \frac{dm}{2} \quad (31)$$

A flexibilidade elástica corrigida é escrita pela Equação 32, sendo que sua dedução mostra que a correção do valor de flexibilidade obtido depende do raio de rotação, do seu ângulo e do *CMOD* originalmente medido:

$$C_{ci} = \frac{C_i}{\left(\left(\frac{H^*}{R} \right) \cdot \text{sen}\theta_i - \text{cos}\theta_i \right) \cdot \left(\left(\frac{V}{R} \right) \cdot \text{sen}\theta_i - \text{cos}\theta_i \right)} \quad (32)$$

sendo que C_i é a flexibilidade medida na linha de carga, C_{ci} a flexibilidade corrigida, $R=(W+a)/2$ é o raio de rotação e H^* a distância entre a linha de simetria do *clip-gage* e o corpo de prova.

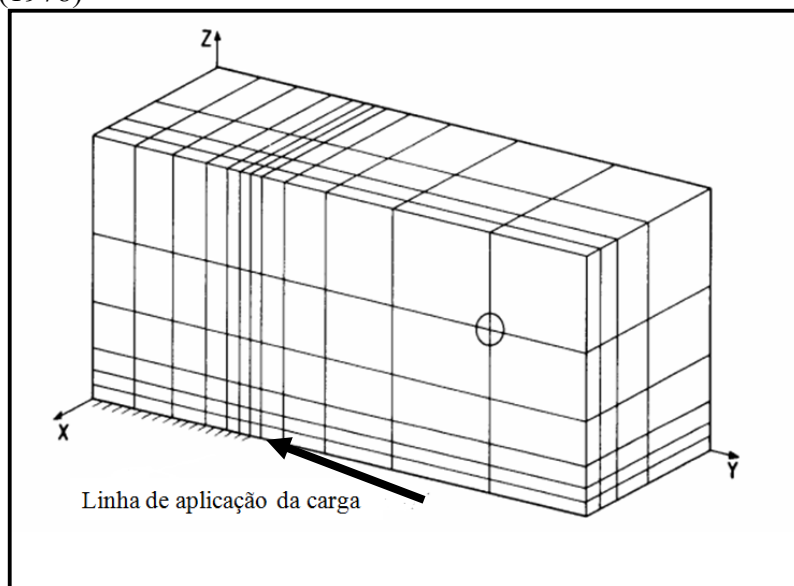
Observa-se que o centro de rotação se encontra na metade do ligamento remanescente; há estudos que contestam a abordagem dada pelas normas em uso atualmente (BAO, 2012), porém não serão citados, por fugir do escopo da validação experimental proposta.

2.4.2 Entalhes laterais

Conforme foi mencionado, os entalhes laterais são aplicados ao corpo de prova como forma de fazer com que a trinca propague com frente reta; a geometria de tais entalhes também pode ser verificada na Figura 21.

A fim de verificar qual a influência do entalhe lateral na obtenção da flexibilidade elástica de espécimes C(T), Andrews e Shih (1978) propuseram modelos de elementos finitos 3D e 2D, conforme mostra a Figura 29.

Figura 29 - Modelo de elementos finitos de Andrews e Shi (1978)



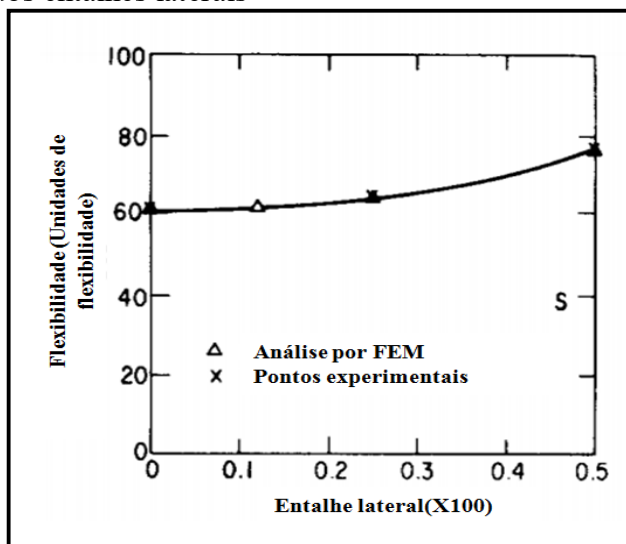
Fonte: Autor, "adaptado de" Andrews e Shih, 1978, p. 546

É possível observar pela seta na Figura 26 que os entalhes laterais eram simulados alterando-se a vinculação dos nós no plano correspondente ao entalhe lateral, isso devido às limitações computacionais da época, impossibilitando simulações de elementos finitos como as dos dias de atuais.

Os entalhes laterais têm sua profundidade (conforme Figura 23) especificada como uma porcentagem da espessura B do CP . Segundo os autores, quando o entalhe lateral era menor do que 25% de B , as diferenças de resultado de flexibilidade não eram maiores que 6% em relação a um corpo de prova sem entalhes.

Com base nesse estudo, Andrews e Shih (1977) geraram um gráfico (Figura 30) que mostra o comportamento da flexibilidade em função da profundidade do entalhe lateral. Após o entalhe atingir 25% de B , é percebido que começa a ocorrer mudança no comportamento da flexibilidade reforçando a necessidade de se validar os resultados computacionais de Moreira (2014) em trabalhos futuros.

Figura 30 - Variação da flexibilidade em função dos entalhes laterais



Fonte: Autor "adaptado de" Andrews e Shih, 1978 p 546

2.4.3 Dedução da flexibilidade normalizada (μ)

Como pôde ser notado anteriormente, o valor de flexibilidade (C) obtido depende do material, da geometria do corpo de prova, do estado de tensões e de efeitos de entalhe lateral e tridimensionais. Por isso, torna-se necessário tornar os valores de ensaio independentes dessas variáveis. Esse procedimento pode ser realizado com base na análise dimensional.

2.4.3.1 O teorema de Buckingham e a dedução da flexibilidade normalizada

A análise dimensional é uma ferramenta de grande valia nas áreas relacionadas à mecânica dos fluidos (ÇENGEL, 2010); tal artifício passou a ser utilizado como auxílio na resolução dos problemas de mecânica da fratura ou mecânica dos sólidos também, uma vez que dada a facilidade da aplicação dos enunciados e das relações entre protótipo e modelo, constrói-se o raciocínio adequado a cada aplicação (ANDERSON, 2005).

Em algumas aplicações da ciência, as relações matemáticas provenientes da modelagem dos fenômenos são desconhecidas, muitas vezes provenientes do estudo em modelos físicos em escala geométrica, utilizando-se a chamada similaridade para se gerar as equações necessárias na

análise do problema. A similaridade completa é obtida quando ocorre similaridade geométrica, cinemática e dinâmica (ÇENGEL, 2007).

Ocorre que no estudo do que foi citado anteriormente, vários parâmetros adimensionais estabelecem interações de interesse entre diversas grandezas envolvidas nos fenômenos, facilitando o estudo e determinação de diversos comportamentos. Pode-se citar o número de Reynolds (relação entre força viscosa e de inércia) ou o número de Nusselt; tais adimensionais podem ser determinados com o auxílio do teorema de Buckingham (CARPINTIERI et. al. 2010).

O teorema tem o seguinte enunciado (BUCKINGHAM, 1914):

"Todo fenômeno expresso por uma função de parâmetros dimensionais possui uma função correlata, escrita em termos de parâmetros adimensionais".

A determinação desses parâmetros adimensionais (π 's) segue os presentes passos (CARPINTIERI, 2010):

- a) identificar a quantidade n de parâmetros independentes, em conjunto com o parâmetro dependente;
- b) listar as j dimensões primárias de cada um dos parâmetros do item a (base MLT - massa, comprimento e tempo - ou FLT - força, comprimento e tempo);
- c) determinar o número de adimensionais k a serem deduzidos, com base na Equação 33:

$$k = n - j \quad (33)$$

- d) selecionar j parâmetros repetidos que irão compor os π 's;
- e) gerar os k adimensionais, manipulando-os conforme a necessidade e respeitando a condição de adimensionalidade;
- f) escrever a relação funcional final e verificar se de fato os parâmetros obtidos são adimensionais.

Dessa forma, aplicou-se o teorema, conforme segue:

1) Considerou-se que a flexibilidade C é função do $CMOD$ (V), da carga (P), do tamanho da trinca (a), módulo de elasticidade (E), espessura do CP (B) e também da sua largura (W). Assim tem-se a Equação 34:

$$C = f(V, P, a, E, B, W) \quad (34)$$

2) Estudou-se as dimensões de cada variável envolvida, escolhendo-se a base força (F) e comprimento (L) como sendo a de grandezas fundamentais. O valor de k para esse trabalho é 5

$$[C] = F^{-1} \cdot L \quad [P] = F \quad [E] = F \cdot L^{-2} \quad [W] = L \quad [V] = L \quad [a] = L \quad [B] = L$$

3) Selecionou-se as variáveis B e E como repetidas, tendo o cuidado de que as dimensões-base fossem complementares.

4) Iniciou-se a dedução dos π 's, conforme a Equação 35:

$$\{\pi_1\} = \{C \cdot B^a \cdot E^b\} \quad (35)$$

onde as chaves simbolizam o termo "dimensão de" e os expoentes a e b indicam o grau de influência da variável repetida no adimensional em estudo (CARPINTIERI, 1982). Impondo-se que o parâmetro a ser obtido deve ser adimensional e se desenvolvendo a equação 35, obteve-se a equação 36:

$$\{\pi_1\} = \{F^0 \cdot L^0\} = \{(F^{-1} \cdot L) \cdot (L)^a \cdot (F \cdot L^{-2})^b\} \quad (36)$$

dessa forma, o sistema de equações descrito pelas equações 37 pode ser resolvido a fim de se determinar os expoentes a e b , observando-se que os expoentes de mesma base foram igualados

$$F^0 = F^{-1+b} \quad (37 \text{ a})$$

$$L^0 = L^{(1+a-2 \cdot b)} \quad (37 \text{ b})$$

Ao se determinar os valores de a e b igual a unidade, obteve-se o valor do primeiro adimensional, representado pela Equação 33.

$$\pi_1 = C \cdot B \cdot E \quad (38)$$

Seguindo o mesmo raciocínio, foram determinados os demais adimensionais descritos pelas equações de 39 a 42:

$$\pi_2 = \frac{V}{B} \quad (39)$$

$$\pi_3 = \frac{P}{B^2 \cdot E} \quad (40)$$

$$\pi_4 = \frac{a}{B} \quad (41)$$

$$\pi_5 = \frac{W}{B} \quad (42)$$

Logo, entende-se que a equação 43 é a função de adimensionais que representa os fenômenos envolvidos na flexibilidade de um corpo de geometria C(T).

$$C = \phi \left(C, B, E; \frac{V}{B}; \frac{P}{B \cdot E^2}; \frac{a}{B}; \frac{W}{B} \right) \quad (43)$$

Porém, para se obter a equação de interesse, é necessário se manipular os adimensionais. Primeiramente, definiu-se um adimensional pela Equação 44, que servirá de suporte para as demais passagens matemáticas.

$$\pi_6 = (\pi_1)^{1/2} = \sqrt{BEC} \quad (44)$$

Já pela Equação 45, pode-se executar uma manobra matemática a fim de se obter uma simplificação na dedução:

$$\frac{(\pi_6)^2 + (\pi_6)}{\pi_6} = \frac{\pi_6 \cdot (\pi_6 + 1)}{\pi_6} = \frac{\pi_6 + 1}{1} \quad (45)$$

Substituindo-se os valores, percebe-se que o valor da flexibilidade normalizada é o inverso da Equação 45. Então, pela Equação 46, tem-se que:

$$\mu = \frac{1}{1 + \sqrt{BEC}} \quad \text{C. Q. D.} \quad (46)$$

3 METODOLOGIA

Nessa etapa do trabalho os materiais e métodos empregados serão descritos. A sequência da metodologia empregada está descrita de forma resumida a seguir:

- a) conhecimento das características químicas e físicas do material em estudo;
- b) projeto das dimensões dos *CP* tendo como hipótese balizadora a espessura da chapa;
- c) primeira fase da usinagem dos *CP*: corte a jato da água;
- d) segunda fase da usinagem dos *CP*: fresamento (dimensional final);
- e) terceira fase da usinagem dos *CP*: eletroerosão a fio (obtenção dos entalhes);
- f) projeto e usinagem dos dispositivos de ensaio (garras e adaptadores necessários);
- g) medição em projetor de perfil (dimensões W , B);
- h) obtenção da flexibilidade elástica: *CP* entalhado;
- i) previsão via Moreira (2014) e ASTM (2013) dos tamanhos de entalhe e comparação com medição real;
- j) pré-trincamento das amostras;
- l) obtenção da flexibilidade elástica: *CP* pré-trincado;
- m) previsão via Moreira (2014) e ASTM (2013) dos tamanhos de trinca
- n) abertura das amostras;
- o) medição do tamanho de trinca empregando métodos ópticos;
- p) comparação entre as previsões de Moreira (2014) e ASTM (2013) com as medições reais das trincas.

3.1 MATERIAL EM ESTUDO

O material utilizado foi aço ASTM A516 grau 70 na forma de chapas com espessura 31,5 mm (laminadas a quente), cuja composição química está na Tabela 4 e as propriedades mecânicas na Tabela 5. Esse material é muito utilizado na fabricação de vasos de pressão, navios e caldeiras, além de ser aplicado na indústria de petróleo e gás, sendo indicado para utilização em temperatura ambiente ou baixas temperaturas.

Tabela 4 - Composição química do aço ASTM A516 Gr. 70

Elemento químico	Composição (% em massa)
Carbono	0,200
Manganês	1,050
Silício	0,320
Alumínio	0,040
Fósforo	0,015
Enxofre	0,008

Fonte: manual MaxSteel, 2013.

Tabela 5 - Propriedade da chapa de aço ASTM A516 Gr. 70 utilizada nos ensaios

Propriedade mecânica	Propriedade
Módulo de elasticidade longitudinal (E)	202 +/- 2,0 GPa
Tensão limite de escoamento (S_{LE})	286,5 +/- 2,1 MPa
Tensão verdadeira na fratura (σ_f)	764,5 +/- 53,1 MPa
Coefficiente de resistência (H)	964,5 MPa
Expoente de encruamento	0,2372

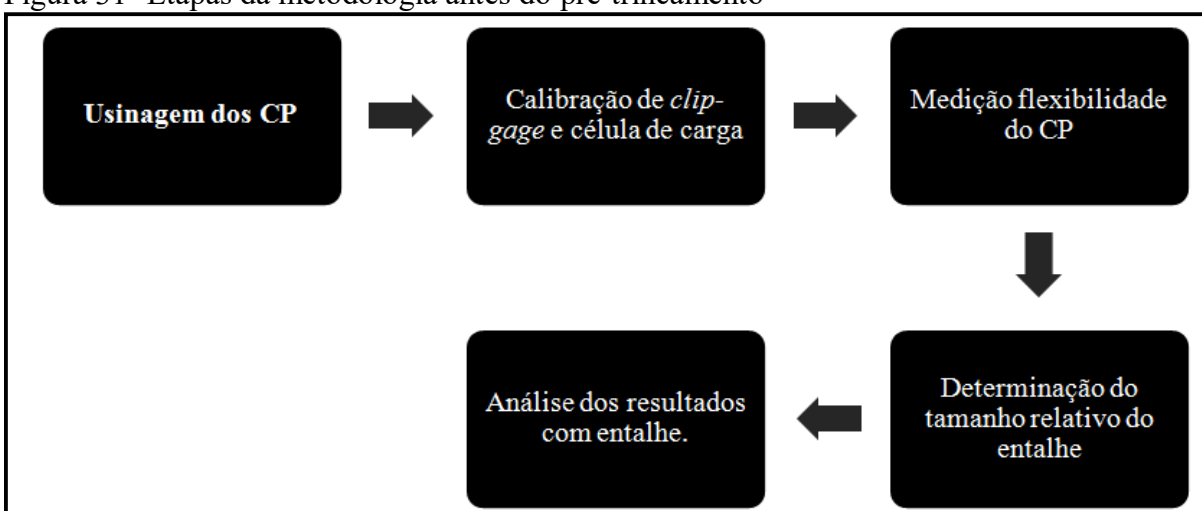
Fonte: Ganharul, 2012

É interessante ressaltar que as propriedades da Tabela 5 foram obtidas por meio de ensaio de tração realizado com a mesma chapa da qual se usinou os CP dessa dissertação. Isso é importante, pois saber com exatidão as propriedades mecânicas que influenciam diretamente na rigidez do CP é mais seguro do que se basear em dados da literatura, que apesar de confiáveis, podem não caracterizar de maneira satisfatória o material para a aplicação de interesse.

Os tamanhos de entalhe foram medidos por meio do método da flexibilidade elástica utilizando as equações propostas por Moreira (2014) e também por meio das normas ASTM E1820 (2013) e ASTM E647(2013). Ambas as normas apresentam os mesmos equacionamentos de referência. O mesmo foi feito com as trincas reais, induzidas via pré-trincamento por fadiga. As recomendações para esse procedimento também foram adotadas acatando as normas citadas.

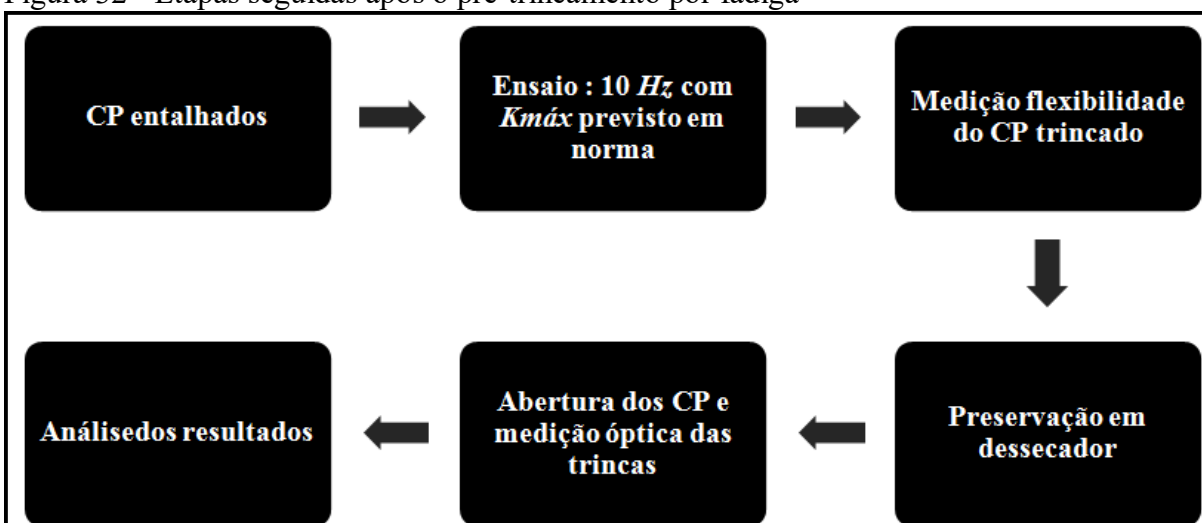
A fim de se facilitar o entendimento, as Figuras 31 e 32 apresentam os fluxogramas com as atividades realizadas (antes do pré-trincamento e após o pré-trincamento).

Figura 31- Etapas da metodologia antes do pré-trincamento



Fonte: Autor

Figura 32 - Etapas seguidas após o pré-trincamento por fadiga

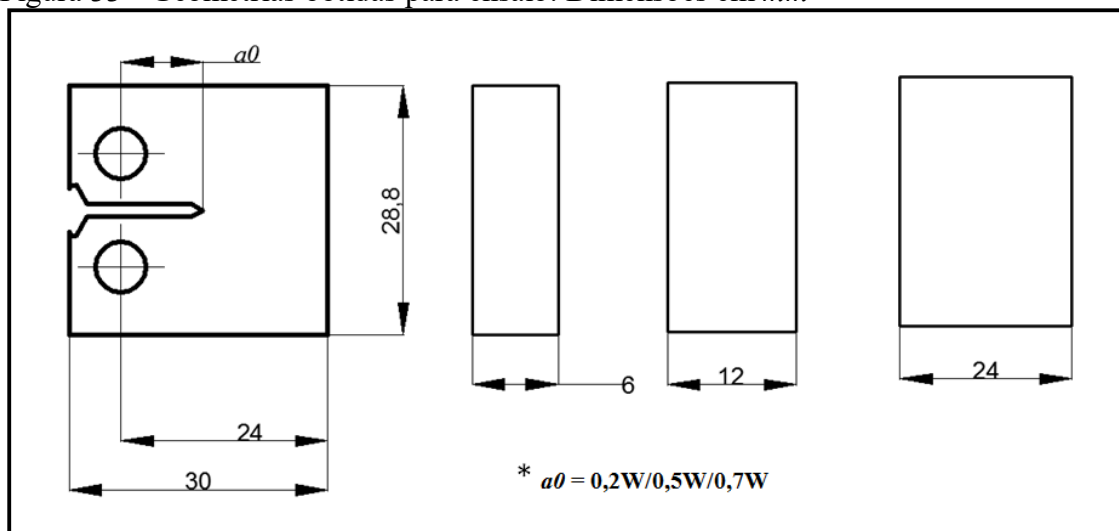


Fonte: Autor

3.2 CORPOS DE PROVA DESENVOLVIDOS

As medidas de largura e espessura foram adotadas de acordo com as normas ASTM E1820 (2013) e ASTM E647 (2013). A espessura B foi alterada a fim de se obter amostras com $B=6\text{mm}$, $B=12\text{mm}$ e $B=24\text{mm}$, sendo a condição de contorno de projeto a espessura máxima da chapa disponível para usinagem ($31,5\text{ mm}$), a qual definiu o comprimento das amostras (30 mm). A Figura 33 mostra o esquema básico das geometrias obtidas e a Figura 34 mostra a posição de retirada dos corpos de prova da chapa em relação ao sentido de laminação (nesse caso, sentido $T-S$).

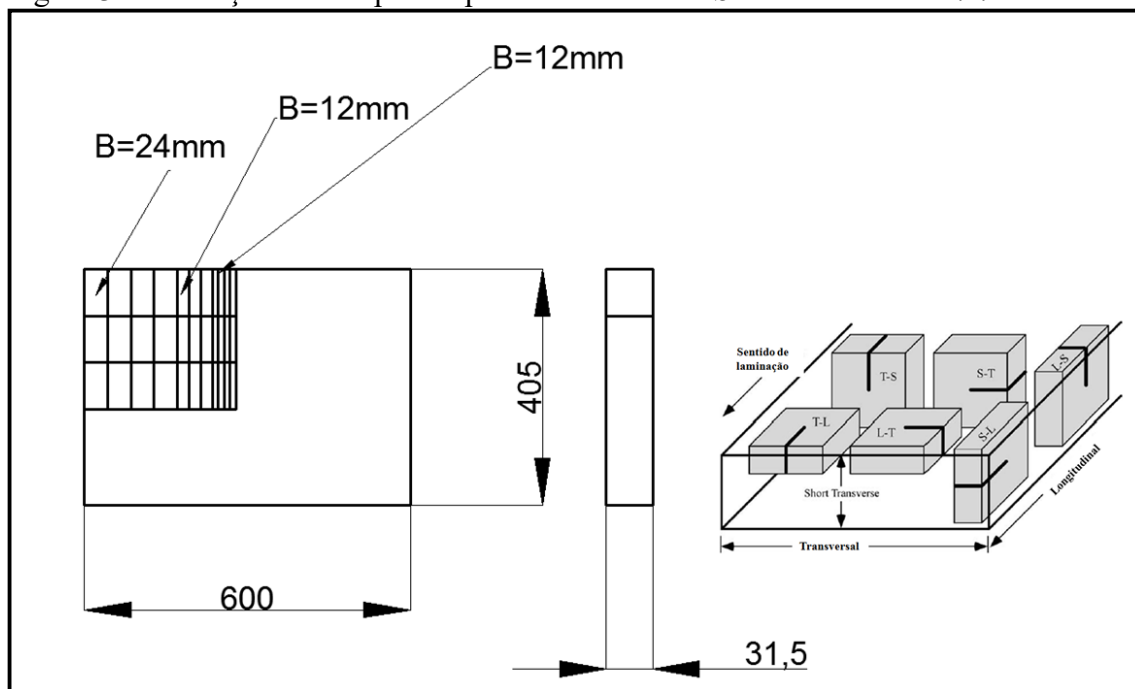
Figura 33 - Geometrias obtidas para ensaio. Dimensões em mm



Fonte: Autor

Nota: figura fora de escala. Medidas ilustrativas.

Figura 34- Obtenção dos corpos de prova no sentido *T-S*. Dimensões em *mm*



Fonte: autor, "adaptado de" Anderson, 2005, p 303

Nota: a direção T-S é perpendicular à direção do movimento da ponta da trinca. Figura fora de escala.

Devido às pequenas dimensões dos corpos de prova, foi necessário desenvolver um novo jogo de dispositivos, conforme mostra a Figura 35. O desenho com as medidas segue no Anexo B desse trabalho.

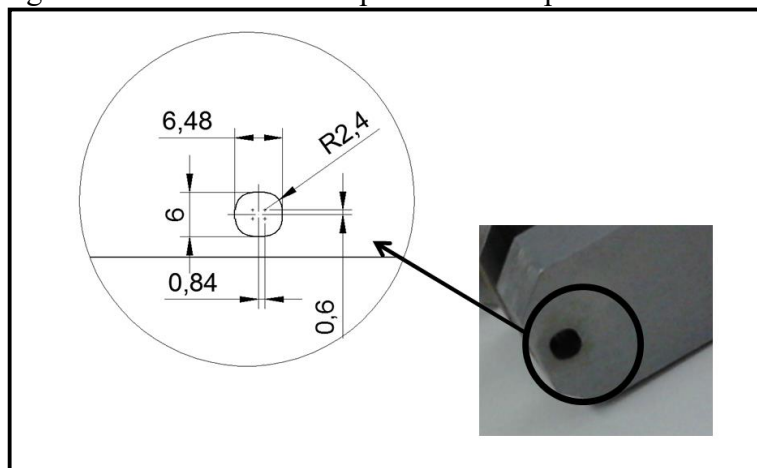
Figura 35 - Imagem ilustrativa do novo jogo de dispositivos. Desenhos em anexo.



Fonte: Autor

Vale observar que conforme exibe a Figura 36, o furo no dispositivo não é perfeitamente circular, de forma que o pino ali alocado consiga ter graus de liberdade translacional e rotacional, minimizando o atrito com o corpo-de-prova. Esse detalhe é inclusive previsto na norma ASTM E1820 (2013).

Figura 36 - Detalhe do furo personalizado para melhores resultados



Fonte: Autor

Nota: Figura fora de escala.

3.3 PROCEDIMENTOS DE MANUFATURA

Os corpos de prova foram obtidos de uma chapa de aço ASTM A516 Gr 70 utilizando o processo de corte a jato de água feito pela máquina *FLOW[®] Mach 3*, sendo que as Figuras 37 e 38 evidenciam tal etapa.

Figura 37 - Corpos de prova após o corte



Fonte: Autor

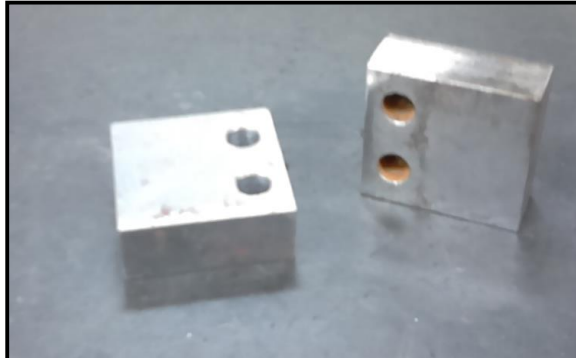
Figura 38 - Chapa de aço após o -corte



Fonte: Autor

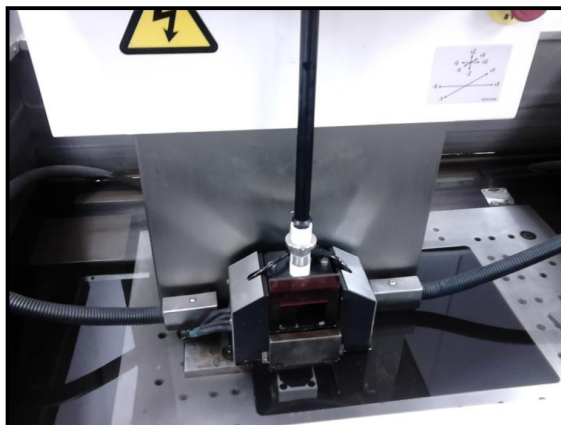
Após o corte, os CP foram levados a uma fresadora ferramenteira a fim de se obter as medidas planares finais e tiveram seus entalhes feitos em máquina de eletroerosão a fio com raio de ponta $0,3 \text{ mm}$. O processo foi todo executado no Centro de Laboratórios Mecânicos da FEI (CLM-FEI). As Figuras 39, 40 e 41 mostram também os corpos de prova pré e pós-eletroerosão a fio.

Figura 39 - Corpos de prova pré-eletroerosão



Fonte Autor.

Figura 40 - Corpos de prova durante o processo de eletroerosão



Fonte: Autor.

Figura 41 - Corpos de prova pós-usinagem.



Fonte: Autor.

Apenas como ilustração, a Figura 42 mostra os corpos de prova prontos.

Figura 42 - Corpos de prova prontos para teste



Fonte: Autor

Após a usinagem, todas as amostras tiveram suas principais medidas aferidas no projetor de perfil Nikon V12 do IPEI-FEI, (Figura 43), gerando as Tabelas 6, 7 e 8. Vale ressaltar que a codificação dos corpos de prova tem a seguinte lógica: letra designando entalhe raso e trinca raso ("R"), médio ("M") ou profundo ("P"), seguida da numeração sequencial atribuída no momento da medição. Assim, a codificação M05 significa "corpo de prova de trinca/entalhe média, numeração de série 05". As peças foram marcadas com as respectivas identificações por meio do método de tipagem com uma punção.

As marcações foram feitas nas bordas distantes do plano de propagação da futura trinca, a fim de não alterar o início e continuidade dos fenômenos físicos envolvidos. Devido às diminutas dimensões dos CP, tomou-se o cuidado para não danificar a região onde seria fixado o *clip-gage*.

Tabela 6 - Medições realizadas para os corpos de entalhe raso (a/W 0,20)

CP	B(mm)	W(mm)	a/W (entalhe)	Geometria
R01	6,1730	24,0300	0,1400	$W=4B$
R02	6,1270	24,1350	0,1390	
R03	6,1800	24,0850	0,1410	
R04	6,1300	24,0470	0,1330	
R05	11,9467	23,5110	0,1930	$W=2B$
R06	12,9500	23,7250	0,2350	
R07	11,9600	23,7250	0,1350	
R08	11,9570	23,7580	0,1310	
R09	22,3400	23,5190	0,1360	$W=B$
R10	24,0400	23,5150	0,2100	
R11	24,010	24,1210	0,2040	
R12	23,990	24,2650	0,2050	

Fonte: autor.

Figura 43 - Medição em projetor de perfil



Fonte: Autor.

Para as trincas rasas, o valor de tamanho relativo de defeito teórico determinado é de 20% de W . Observa-se pela Tabela 6 que o valor encontrado é menor que 0,2, pois uma trinca real induzida por fadiga (de comprimento aproximado 1,3 mm) foi executada, a fim de se obter o a/W estimado. Para os corpos de trinca média, seguem as medidas na Tabela 7.

Tabela 7 - Medições realizadas para os corpos de entalhe médio (a/W 0,50).

CP	B(mm)	W(mm)	a/W (entalhe)	Geometria
M01	6,1600	24,0060	0,4369	$W=4B$
M02	6,1900	23,5280	0,4480	
M03	6,1700	23,7750	0,43670	
M04	6,1100	23,5630	0,4505	
M05	11,8100	23,6930	0,4392	$W=2B$
M06	11,9800	23,630	0,4320	
M07	11,9900	23,8710	0,4343	
M08	12,0100	23,5080	0,4365	
M09	24,0300	23,8070	0,4371	$W=B$
M10	24,0200	24,1170	0,4364	
M11	24,0200	24,1540	0,4402	
M12	24,0100	23,5210	0,4480	

Fonte: autor.

Mais uma vez, é possível observar que os procedimentos de usinagem retornaram com um dimensional de CP consoante com as necessidades de ensaio.

Ao se prosseguir com as medições, finalmente se obteve a Tabela 8, que exhibe os resultados para as trincas profundas ($a/W=0,70$).

Observa-se mais uma vez que há um espaço reservado no ligamento remanescente para a execução da pré-trinca por fadiga, conforme indicam as normas vigentes.

Tabela 8 - Medições realizadas para os corpos de entalhe profundo (a/W 0,70).

CP	B(mm)	W(mm)	a/W (entalhe)	Geometria
P01	6,1900	23,9510	0,6399	$W=4B$
P02	6,1900	24,0030	0,6353	
P03	6,170	23,5940	0,6496	
P04	6,210	23,8850	0,6366	
P05	11,980	24,1410	0,6414	$W=2B$
P06	12,0000	23,8850	0,6367	
P07	11,990	24,1410	0,6684	
P08	11,970	23,8550	0,6349	
P09	23,730	23,5870	0,6490	$W=B$
P10	23,990	24,0200	0,6306	
P11	24,080	24,0350	0,6368	
P12	24,050	23,5850	0,6625	

Fonte: autor

3.4 ENSAIOS PARA OBTENÇÃO DA FLEXIBILIDADE ELÁSTICA

Os ensaios das amostras contendo entalhe usinado e trincas reais foi realizado utilizando a máquina de ensaios universal MTS - 810 de capacidade 250 kN (Figura 44), sendo que tais testes foram realizados no laboratório de Materiais da FEI. A Tabela 9 mostra o planejamento dos experimentos para o presente trabalho:

Tabela 9 - Planejamento dos experimentos

Geometria	a/W	Quantidade	Teste apenas com entalhe	Pré-trincamento
$W=B$ ($B=24\text{mm}$)	0,2	4	Sim	Não
	0,5	4	Sim	Sim
	0,7	4	Sim	Sim
$W=2B$ ($B=12\text{mm}$)	0,2	4	Sim	Não
	0,5	4	Sim	Sim
	0,7	4	Sim	Sim
$W=4B$ ($B=6\text{mm}$)	0,2	4	Sim	Não
	0,5	4	Sim	Sim
	0,7	4	Sim	Sim

Fonte: autor.

Observa-se que os CP de entalhe raso não passaram pelo pré-trincamento. Isso se deveu ao fato de as cargas envolvidas serem altas, conforme será explanado no momento oportuno.

Para maior precisão dos ensaios realizados, a máquina foi conectada a uma célula de carga adicional de 2 kN, conforme mostra a Figura 44. A Tabela 10 mostra a faixa de carga aplicada a cada profundidade de entalhe/trinca.

Tabela 10 - Carga a ser aplicada por geometria C(T).

Entalhe/trinca	Faixa de carga aplicada (N)
Rasa	180-400
Média	40-180
Profunda	10-50

Fonte: autor.

As cargas para aferição da flexibilidade do CP entalhado e trincado foram determinadas como sendo 10% do valor de referência necessário para o surgimento e propagação de uma trinca real, a fim de se evitar plasticidade significativa nas vizinhanças do defeito. Esse valor foi calculado pela equação 47 (fornecida em norma), sendo possível observar que a faixa de carga é proveniente da variação de espessura entre as amostras e do tamanho relativo do entalhe/trinca.

$$P_{m\acute{a}x} = \frac{B \cdot (0,063 \cdot \sigma_{ys} \cdot 1000^{0,5})}{f\left(\frac{a}{W}\right)} \quad (47)$$

σ_{ys} é a tensão limite de escoamento do material e B a espessura do CP.

A equação 47 é deduzida ao se isolar o valor de P e de $K_{m\acute{a}x}$ da equação 48, que descreve o fator de intensidade de tensão para a geometria C(T).

$$K_{m\acute{a}x} = \frac{P}{(B \cdot B_N \cdot W)^{\frac{1}{2}}} \cdot f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (48)$$

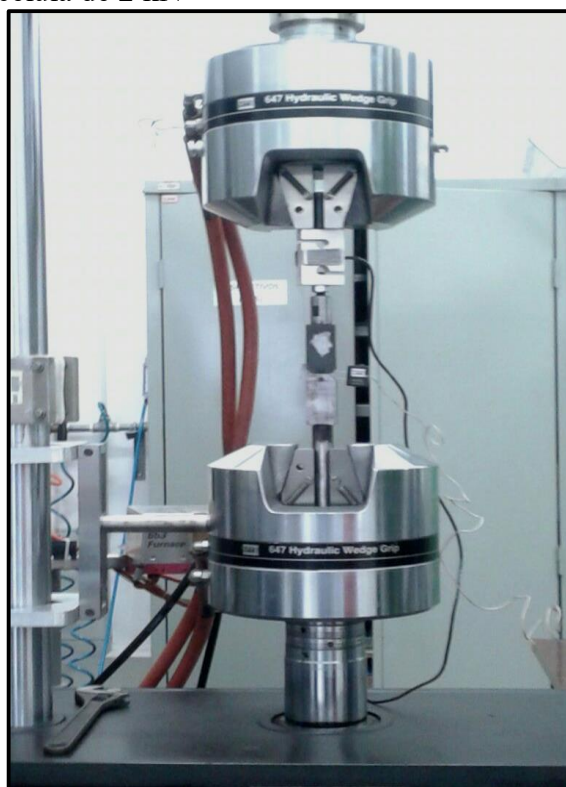
e $f(a/W)$ é dada pela equação 49 para amostras C(T) (ANDERSON, 2005).

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{\left\{2 + \left(\frac{a}{W}\right) \cdot \left[0,866 + 4,64 \cdot \left(\frac{a}{W}\right) - 13,32 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14,72 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^3 - \frac{5,6}{\left(\frac{a}{W}\right)^4}\right]\right\}}{\left(1 - \left(\frac{a}{W}\right)\right)^{\frac{3}{2}}} \quad (49)$$

Para a aferição do tamanho de entalhe e depois da trinca no CP foram realizados quatro carregamentos e descarregamentos totais, a fim de se determinar a flexibilidade de cada CP. A taxa

de carregamento foi $0,10 \text{ mm/s}$ e foram adquiridos: carga atuante, por meio da célula de carga de 2 kN , o deslocamento da linha de carga (*LLD*) por meio do sensor de deslocamento do atuador hidráulico da máquina MTS e o deslocamento da boca da trinca (*CMOD*) por meio de um *clip-gage* MTS código 632-02F-23, conforme mostrado na Figura 46. É importante observar que todos os testes foram realizados em temperatura ambiente de $21 \pm 1^\circ \text{ C}$.

Figura 44 - Esquema da montagem do *clip-gage* para aferição do *CMOD* e montagem da célula de 2 kN



Fonte: Autor.

A célula de carga foi aferida fazendo uso de anilhas de $0,5 \text{ kg}$ e $1,0 \text{ kg}$, sendo que para cada valor de carga aplicada, foi anotado o valor medido pela célula de carga, resultando na Tabela 11. Essa etapa foi inclusive repetida e conferida insistentemente, para se ter certeza que a célula estava aferida e própria para adquirir os dados necessários.

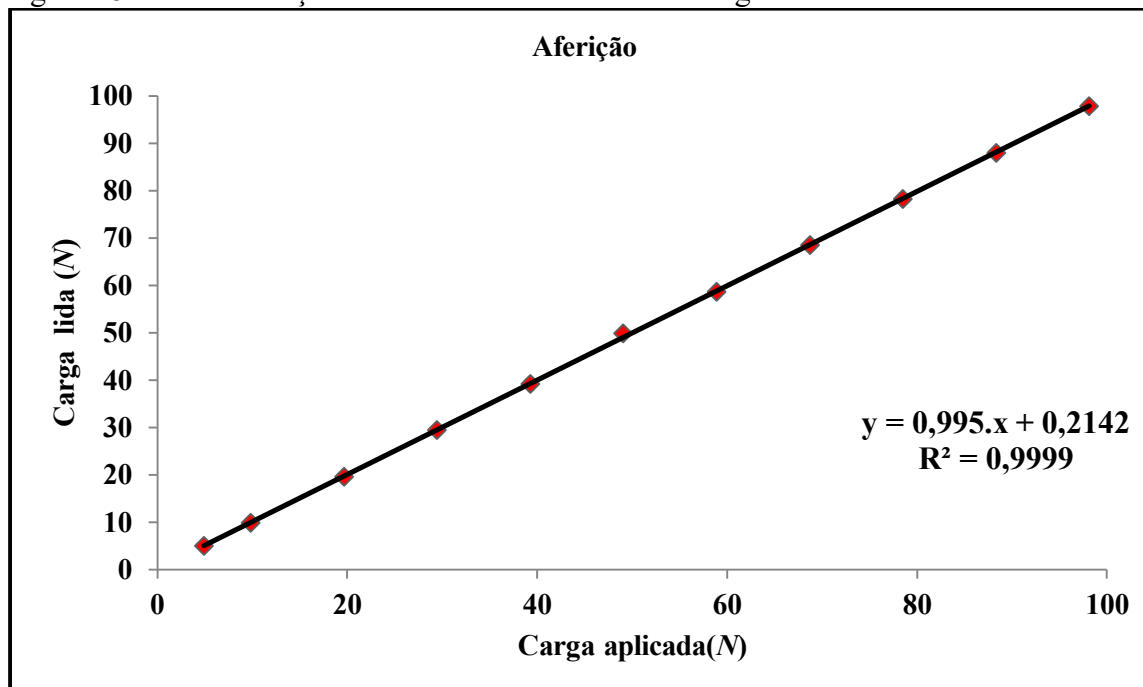
Tabela 11 - Aferição da célula de carga.

Carga aplicada (real) (N)	Carga lida (N)	Desvio (%) (lido-aplicado)
4,905	4,980	1,529
9,810	9,890	0,815
19,620	19,650	0,153
29,430	29,420	-0,034
39,240	39,200	-0,102
49,050	49,900	1,733
58,860	58,660	-0,340
68,670	68,450	-0,320
78,480	78,280	-0,255
88,290	87,920	-0,419
98,100	97,750	-0,357

Fonte: autor.

Observa-se que os valores de desvio são metrologicamente baixos, indicando a correta calibração da célula de carga. A Figura 45 mostra também a linearidade das medições da célula de carga.

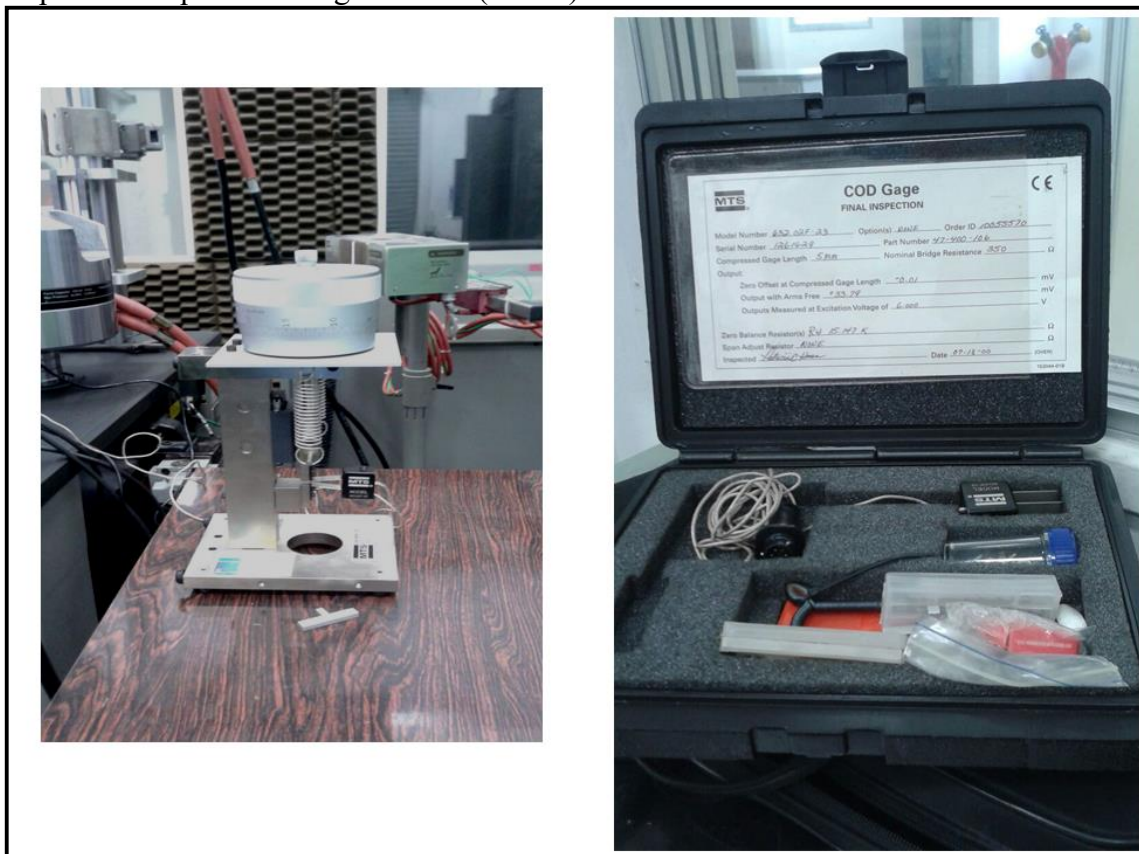
Figura 45 - Demonstração da linearidade da célula de carga



Fonte: Autor

O mesmo procedimento de aferição foi efetuado para o *clip-gage* através do tambor micrométrico fornecido pela própria MTS, conforme mostram as Figuras 46 e 47. A Tabela 12 mostra os desvios entre o deslocamento aplicado ao *clip-gage* e o aferido, bem como o desvio percentual entre essas grandezas.

Figura 46 - Aferição do *clip-gage* (esquerda) e certificado de produção do fabricante, com o aparato adequadamente guardado. (direita).

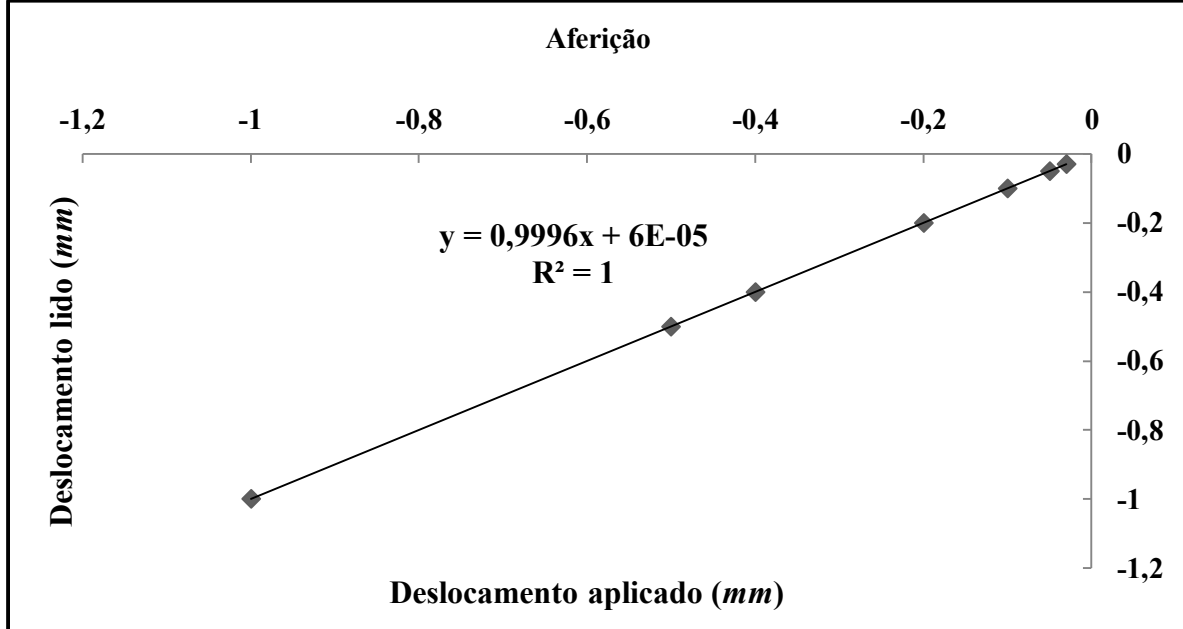


Fonte: Autor

Tabela 12 - Calibração do *clip-gage*.

Deslocamento aplicado (real) (mm)	Deslocamento lido (mm)	Desvio (%) (lido-aplicado)
-0,050	-0,0496	0,800
-0,10	-,0998	0,200
-0,20	-0,1998	0,100
-0,30	-0,2998	-0,670
-0,40	-0,3999	0,025
-0,50	-0,5003	-0,060
-1,00	-0,9992	0,080

Fonte: autor.

Figura 47 - Demonstração da linearidade do *clip-gage*

Fonte: Autor

As cargas de pré-trincamento aplicáveis foram calculadas conforme indica a equação 50, conforme orienta a norma ASTM E1820 (2013), a fim de se evitar plasticidade significativa na frente da trinca.

$$P_m = \frac{0,4 \cdot B_N \cdot b_0 \cdot \sigma_{ys}}{2 \cdot W + a_0} \quad , \quad (50)$$

onde a_0 é o tamanho inicial da trinca, e b_0 o ligamento remanescente. Dessa forma, a Tabela 13 foi obtida com os valores de carga de pré-trincamento. A equação 50 pode ter sua dedução encontrada nas referências da norma ASTM E1820 (2013), baseando-se no fator de intensidade de tensões (K).

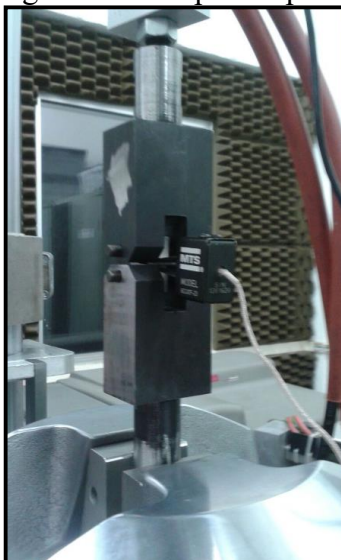
Tabela 13 - Cargas no pré-trincamento, realizado com razão de carga 0,1 e frequência 10 Hz.

W/B	1		
a/W	0,2	0,5	0,7
S.G.(%)	0	0	0
Carga (kN)	21,94	7,5	3,1
W/B	2		
a/W	0,2	0,5	0,7
S.G.(%)	0	0	0
Carga (kN)	11,0	3,7	1,53
W/B	4		
a/W	0,2	0,5	0,7
S.G.(%)	0	0	0
Carga (kN)	5,5	1,9	0,77

Fonte: autor.

A Figura 48 mostra o arranjo geral da máquina pronta para os ensaios.

Figura 48 - CP pronto para ensaio



Fonte: autor.

Com os dados de carga (P) e deslocamento ($CMOD$) obtidos durante nos ensaios foi possível calcular a flexibilidade elástica de cada CP, posteriormente foi associada às respectivas flexibilidades normalizadas com a equação 46 (página 65). Depois foram calculados os comprimentos de entalhe e trinca aplicando as equações polinomiais da norma ASTM E1820 (2013) e as propostas por Moreira (2014) cujos coeficientes polinomiais encontram-se na Tabela 3 e no apêndice A.

Um último ponto que merece ser destacado é que no período entre medição de entalhe e pré-trincamento os CP ficaram em dessecador (Figura 49), dentro da sala de preparação de amostras. Essa sala possui temperatura e umidade controladas.

As 24 amostras C(T) estavam, portanto, num ambiente com temperatura controlada (23°C) e livre de umidade (pelo fato de a sala ter ar condicionado), além de o fundo do dessecador conter sílica em gel, também uma forma de absorver a umidade.

Figura 49 - Dessecador onde os CP foram alojados



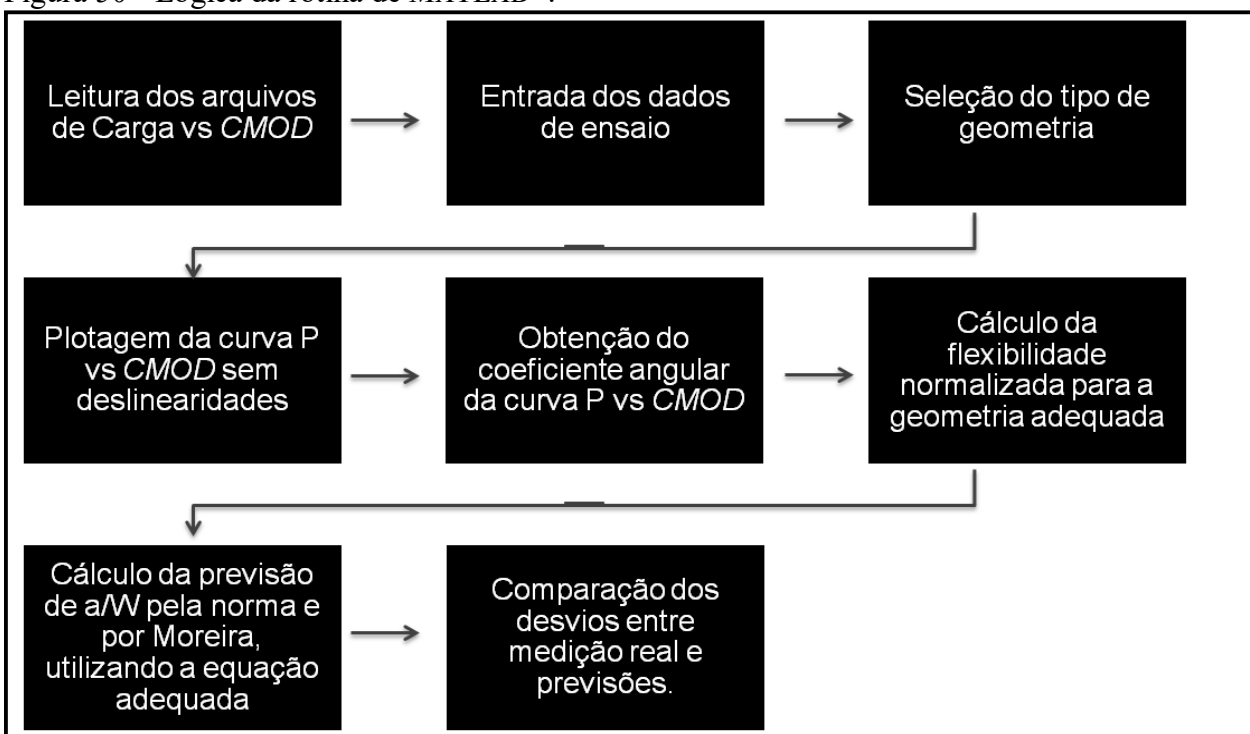
Fonte: Autor

3.4 TRATAMENTO DOS DADOS OBTIDOS

O *software* da máquina de ensaios fornece como saída um arquivo de texto que contém, organizados em colunas, dados de carga em função do *CMOD* e também em função do deslocamento do cabeçote da máquina.

Por conta disso, foi necessário criar uma maneira de se tratar os dados com agilidade. Foi desenvolvido um algoritmo em *MATLAB*[®] que separou as colunas e realizou os procedimentos descritos na Figura 50.

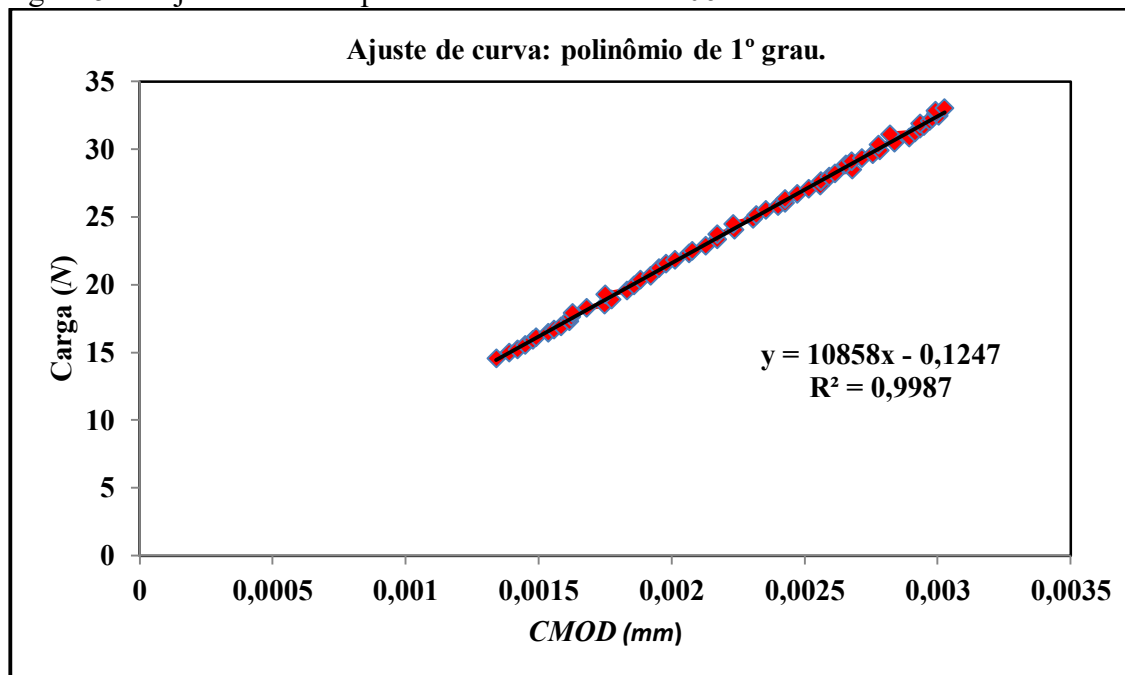
Figura 50 - Lógica da rotina de *MATLAB*[®].



Fonte: autor.

A Figura 51 ilustra um gráfico de P vs. $CMOD$ já sem as não-linearidades, possibilitando o ajuste de curva e o cálculo do seu coeficiente angular. Para a elaboração das análises de inclinação de reta foram desconsiderados os pontos iniciais e finais dos descarregamentos (10% dos valores das cargas inferiores e superiores).

Figura 51 - Ajuste de curva pelo software. Amostra P06.

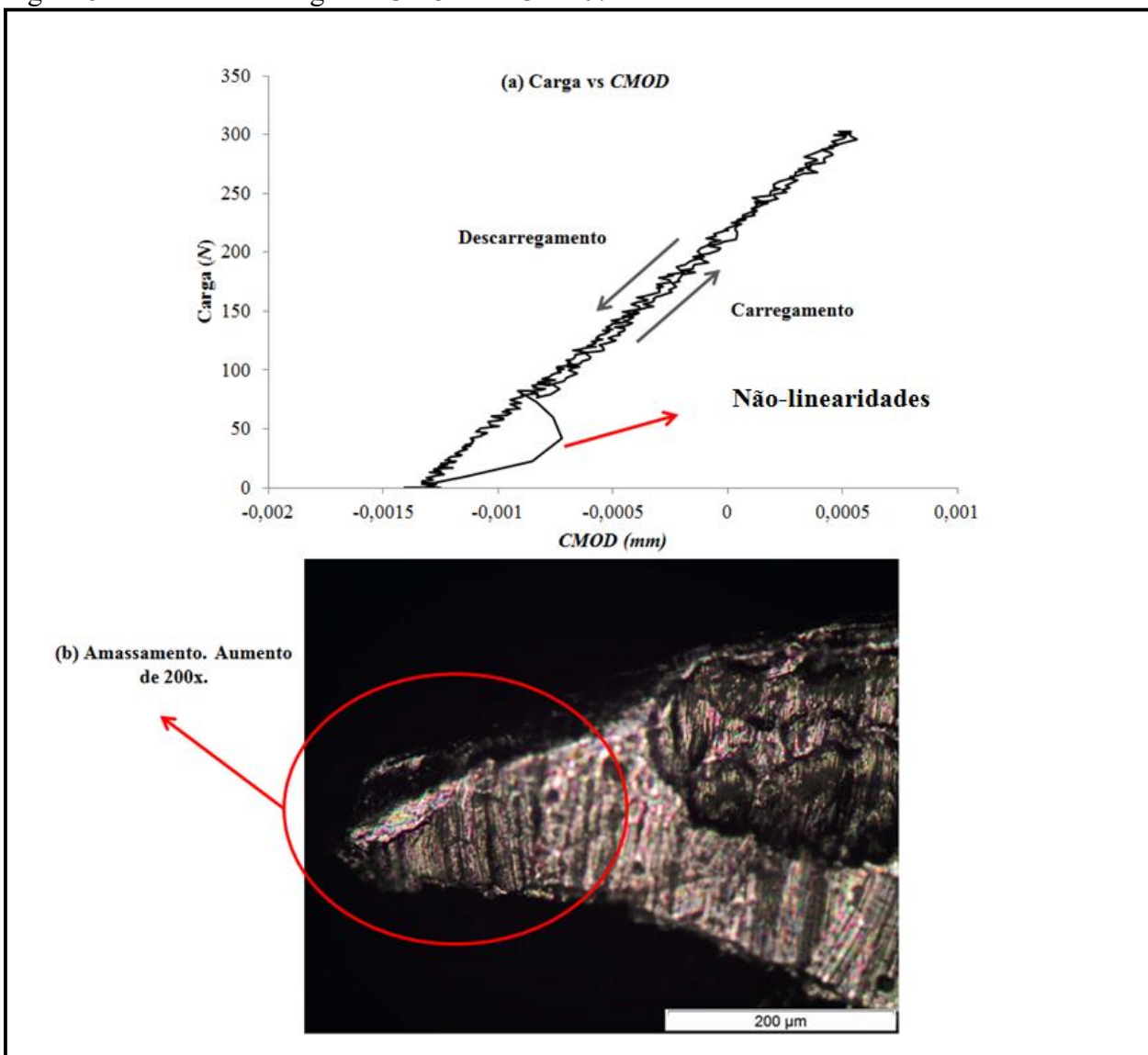


Fonte: autor.

Vale ressaltar que o primeiro carregamento/descarregamento foi desconsiderado devido à acomodação do *clip-gage* na usinagem das facas do corpo de prova. Como o processo de eletroerosão a fio deixou uma cunha muito fina, ao se afixar o medidor de *CMOD* ocorreu um leve amassamento local que interferiu nas medidas de flexibilidade elástica baseadas nesse primeiro carregamento. Ao se desprezar tais dados, percebeu-se uma superior repetibilidade e aderência no cálculo.

Na Figura 52 é possível verificar o efeito da situação citada através da aparente histerese no gráfico, sendo isso proveniente do amassamento citado (a) e imagem obtida em microscópio óptico (aumento de 200 vezes) mostra o amassamento citado (b).

Figura 52 - Gráfico de carga vs. *CMOD* do *CP R07*.



Fonte: autor.

Nota: (a) com influência do amassamento citado

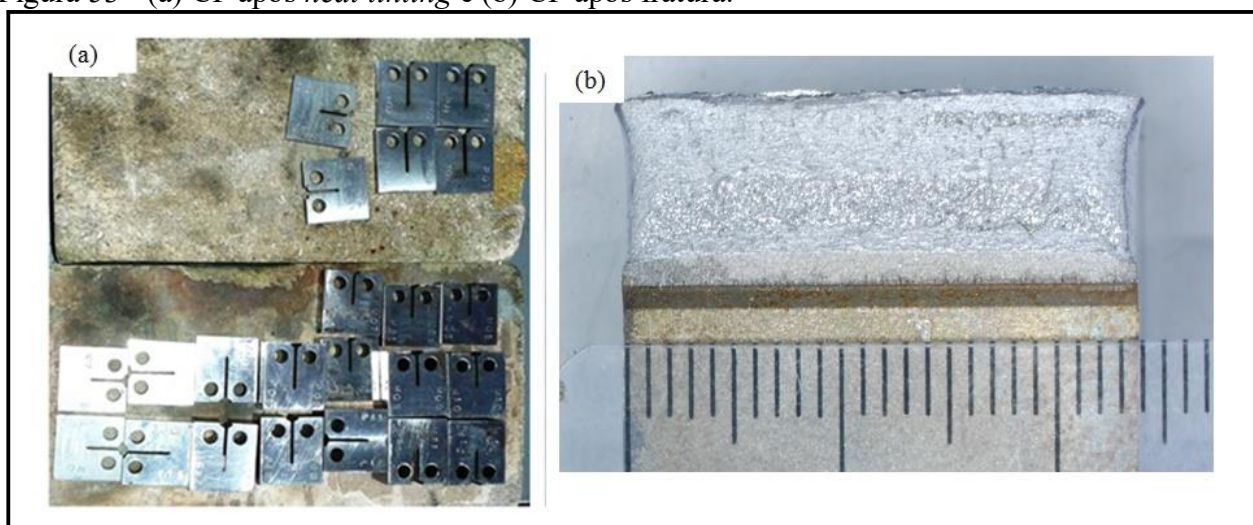
(b) imagem de microscópio do mesmo. Amostra R07.

O ajuste dos dados foi feito pelo método dos mínimos quadrados com a equação de uma reta, sendo o coeficiente angular correspondente ao recíproco da flexibilidade. Com os dados de flexibilidade calculados, os respectivos valores foram substituídos nos equacionamentos da ASTM (2013) e Moreira (2014), conforme será exibido na seção 4.

3.4.1 Medição óptica das trincas

Os corpos de prova alvo desse trabalho (C(T)) sofreram pré-trincamento por fadiga com a posterior medição da sua flexibilidade elástica, depois dessa etapa os CP foram marcados por oxidação (forno a 300°C por meia hora) e rompidos de maneira dúctil na própria máquina de ensaios universal MTS. Dessa forma, a clara demarcação do entalhe usinado e da pré-trinca de fadiga se faz presente (Figura 53), facilitando a análise fractográfica de cada amostra e a consequente medição do tamanho real de trinca.

Figura 53 - (a) CP após *heat tinting* e (b) CP após fratura.



Fonte: Autor.

A aquisição e análise das imagens foram realizadas com o uso da lupa estereoscópica ZEISS® (Figura 51) acoplada a uma máquina fotográfica Nikon de 12 Mpixels, em conjunto com uma escala a fim de se ter uma referência na análise da pré-trinca por fadiga.

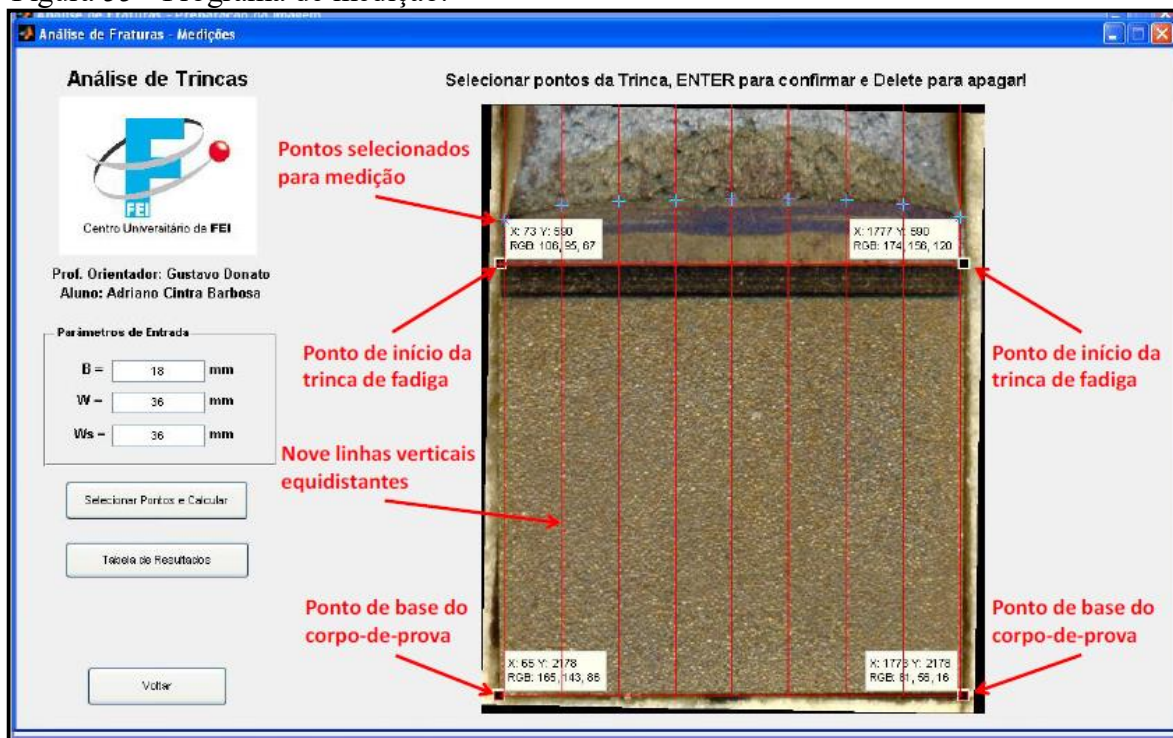
Figura 54 - Lupa a ser utilizada nas observações.



Fonte: autor.

Para realizar as medições baseadas nas imagens adquiridas, foi utilizado o programa desenvolvido por Barbosa e Donato (2011) que segue as recomendações da norma ASTM E 1820 (2013), o qual usa 9 pontos equidistantes especificamente determinados ao longo da ponta da trinca para compor um valor médio do tamanho da mesma, como mostrado na Figura 55.

Figura 55 - Programa de medição.



Fonte: Barbosa & Donato, 2011.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 ENSAIOS COM ENTALHE USINADO

A Tabela 14 mostra os desvios entre a previsão dos equacionamentos e a medição feita no projetor de perfil para os entalhes rasos, que apresentaram grande espalhamento dos resultados, indicando que o uso da geometria C(T) para trincas rasas não é recomendado.

Deve-se destacar que nesse trabalho se definiu desvio com a descrição dada pela Equação 51:

$$\%D = \frac{\text{previsão} - \text{medição real}}{\text{previsão real}} \cdot 100 \quad (51)$$

Tabela 14 - Desvios percentuais. Entalhe raso.

CP	Espessura (mm)	Desvio entre previsão e medição real (%)	
		ASTM	Moreira (2014)
R01	6	50,357	50,143
R02		30,072	29,712
R03		14,823	13,688
R04		6,466	6,165
R05	12	1,937	1,780
R06		-16,553	-16,340
R07		37,481	37,222
R08		44,733	43,740

Continua...

Continuação

Tabela 14: Desvios percentuais. Entalhes rasos

R09	24	-10,147	-5,441
R10		-18,857	-15,667
R11		-14,020	-8,811
R12		-10,637	-7,157

Fonte: Autor.

A tabela 15 mostra os desvios percentuais para os entalhes médios.

Tabela 15 - Desvios percentuais. Entalhe médio.

CP	Espessura (mm)	Desvio entre previsão e medição real (%)	
		ASTM	Moreira (2014)
M01	6	4,784	4,578
M02		-5,625	-3,683
M03		2,290	1,901
M04		-1,887	0,366
M05	12	1,002	0,638
M06		1,597	1,505
M07		-0,645	-0,875
M08		1,764	-0,229
M09	24	-0,458	0,320
M10		-1,650	0,922
M11		1,022	2,919
M12		-3,903	-1,249

Fonte: Autor.

Percebe-se pela Tabela 15 que os desvios para entalhes médios são sensivelmente menores, corroborando a afirmativa de que entalhes rasos não são recomendados. Por fim, a Tabela 16 mostra os desvios percentuais para os entalhes profundos, podendo-se notar também que os equacionamentos da nova proposta e das normas vigentes apresentam baixos desvios em relação à medição de projetor de perfil.

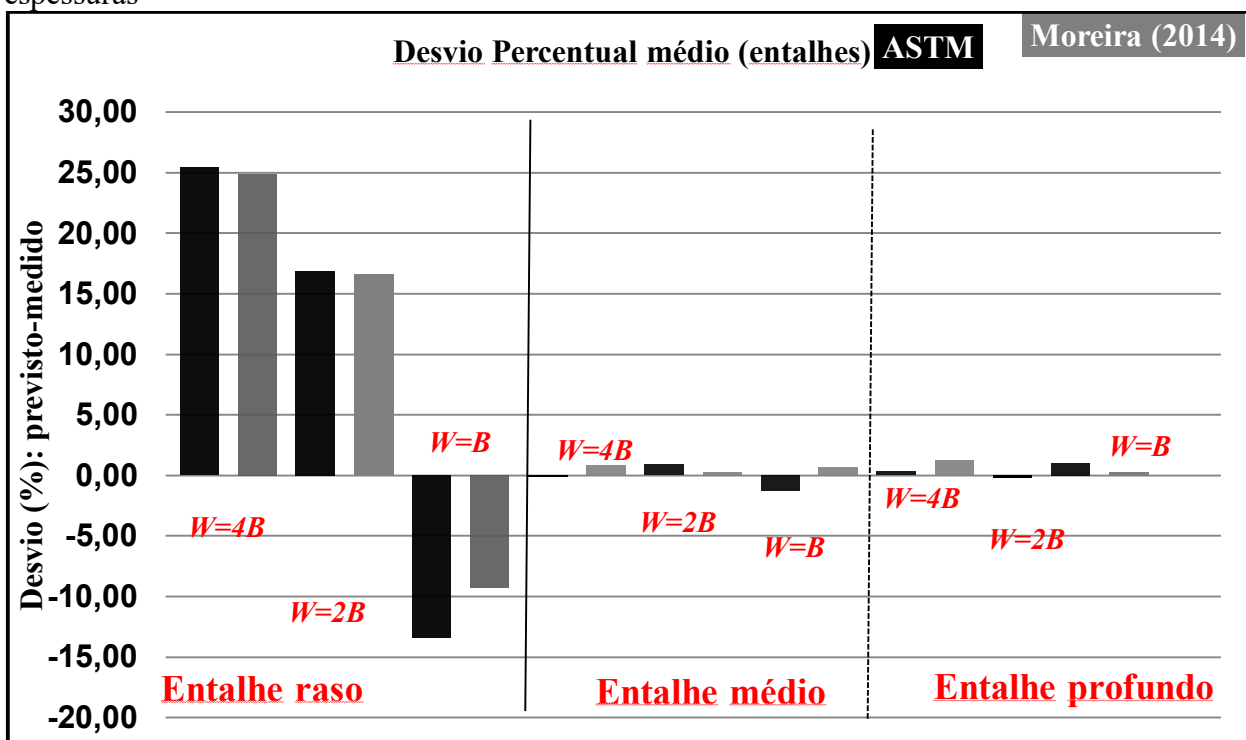
Tabela 16 - Desvios percentuais. Entalhe profundo.

CP	Espessura (mm)	Desvio entre previsão e medição real (%)	
		ASTM	Moreira (2014)
P01	6	0,328	1,047
P02		1,149	2,109
P03		-0,985	0,015
P04		0,880	1,842
P05	12	-0,265	0,698
P06		Inutilizada (falha técnica)	
P07		2,095	1,110
P08		-2,419	1,300
P09	24	-0,895	0,769
P10		2,670	0,887
P11		-3,381	-2,128
P12		2,095	1,110

Fonte: Autor.

A Figura 56 ilustra a melhora que se obteve na medição de entalhes médios e profundos em relação aos rasos, plotando-se os desvios percentuais médios para cada condição de espessura e profundidade de entalhe. É possível perceber que confirmando a tendência lida nas tabelas 14 a 16 há uma melhora sensível na previsão dos entalhes médios e profundos por parte dos dois equacionamentos.

Figura 56 - Desvios percentuais médios para as diversas profundidades de entalhe e diversas espessuras

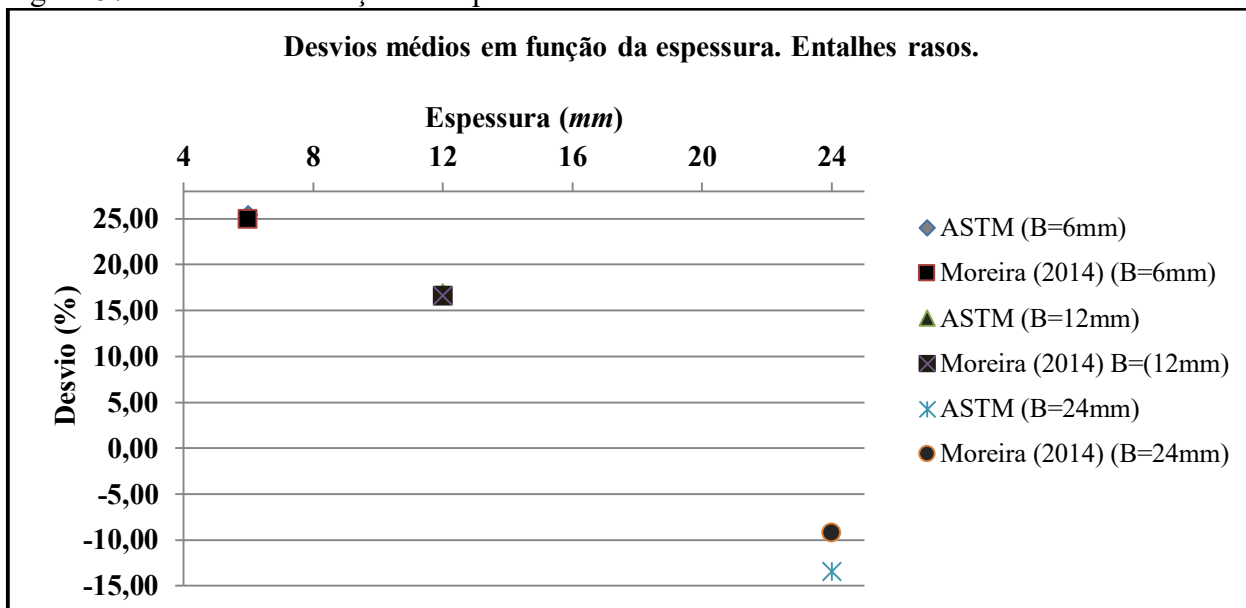


Fonte: Autor.

Interpretando-se a Figura 56, percebe-se que as espessuras $B=6\text{mm}$ e entalhe raso retornaram com desvio médio quase 10% maior que os de $B=12\text{mm}$ e quase 100% maior que os de $B=24\text{mm}$, confirmando que para os entalhes rasos o espalhamento dos dados é muito grande e não permite a acurada determinação do tamanho de trinca.

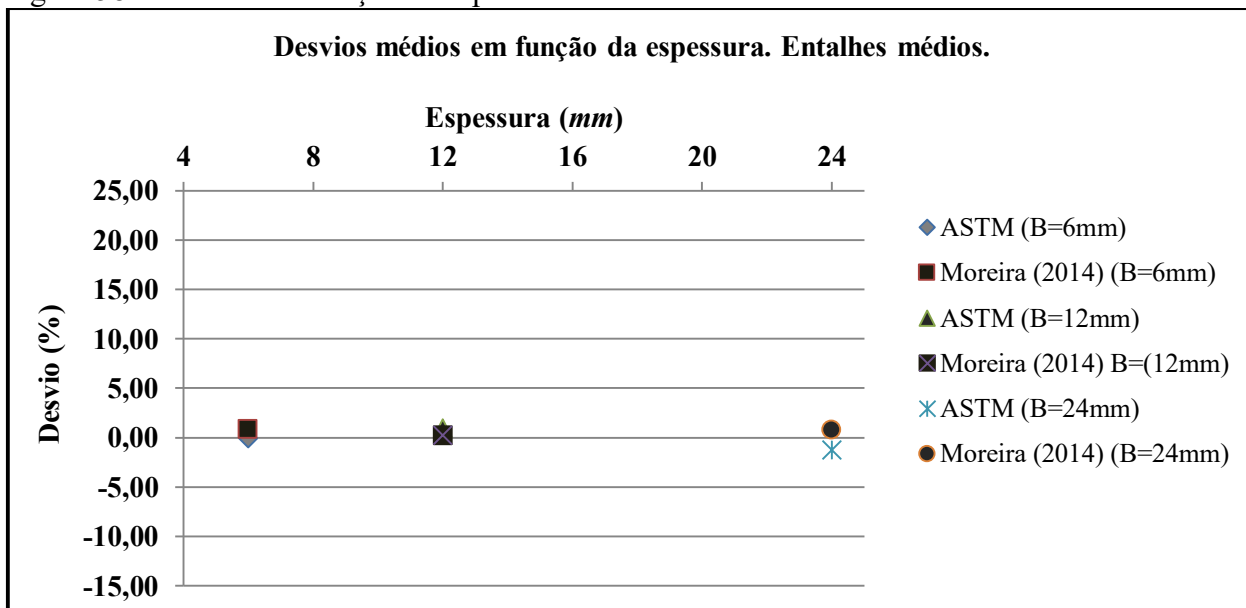
Já para entalhes médios e profundos percebeu-se uma maior uniformidade na previsão da dimensão de interesse, com resultados superiores para a nova proposta, que ainda se mostrou menos sensível à variação de espessura, pois o desvio percentual foi menor e com resultados mais próximos entre si, conforme mostram as figuras 57, 58 e 59.

Figura 57 - Desvios em função da espessura. Entalhes rasos



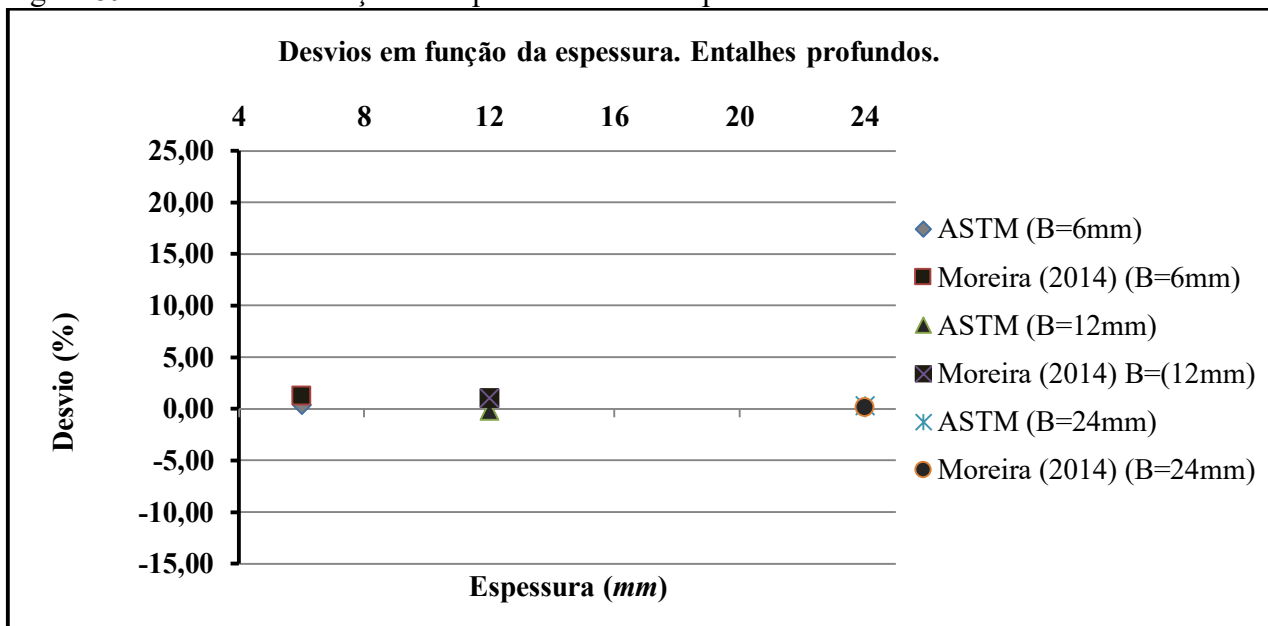
Fonte: Autor

Figura 58 - Desvios em função da espessura. Entalhes médios



Fonte: Autor

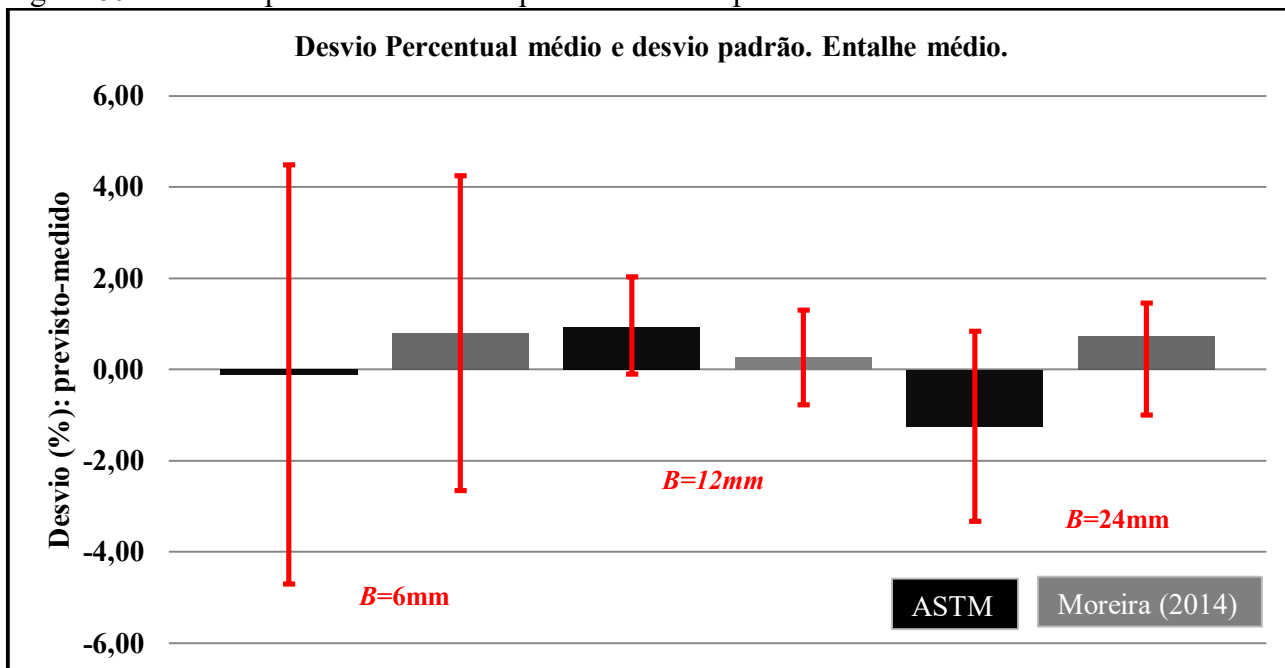
Figura 59 - Desvios em função da espessura. Entalhes profundos



Fonte: Autor

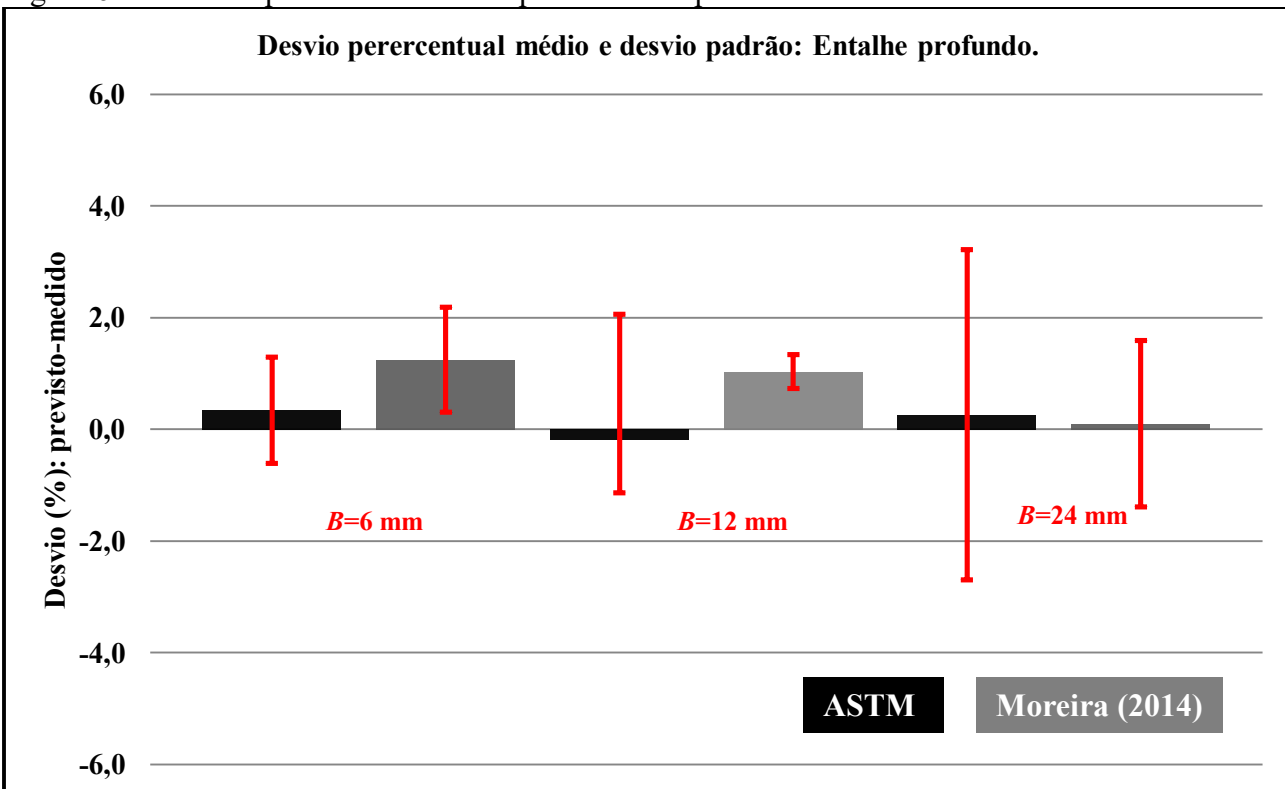
Em um primeiro momento, também é possível perceber que a nova proposta de Moreira (2014) retorna valores de tamanho de entalhe mais bem previstos que pela norma ASTM. As Figuras 60 e 61 detalham a região de entalhe médio e profundo da Figura 56 junto com a plotagem dos desvios-padrão para cada caso, permitindo tecer comentários mais detalhados.

Figura 60 - Desvios percentuais médios para entalhes de profundidade média



Fonte: Autor

Figura 61 - Desvios percentuais médios para entalhes profundos

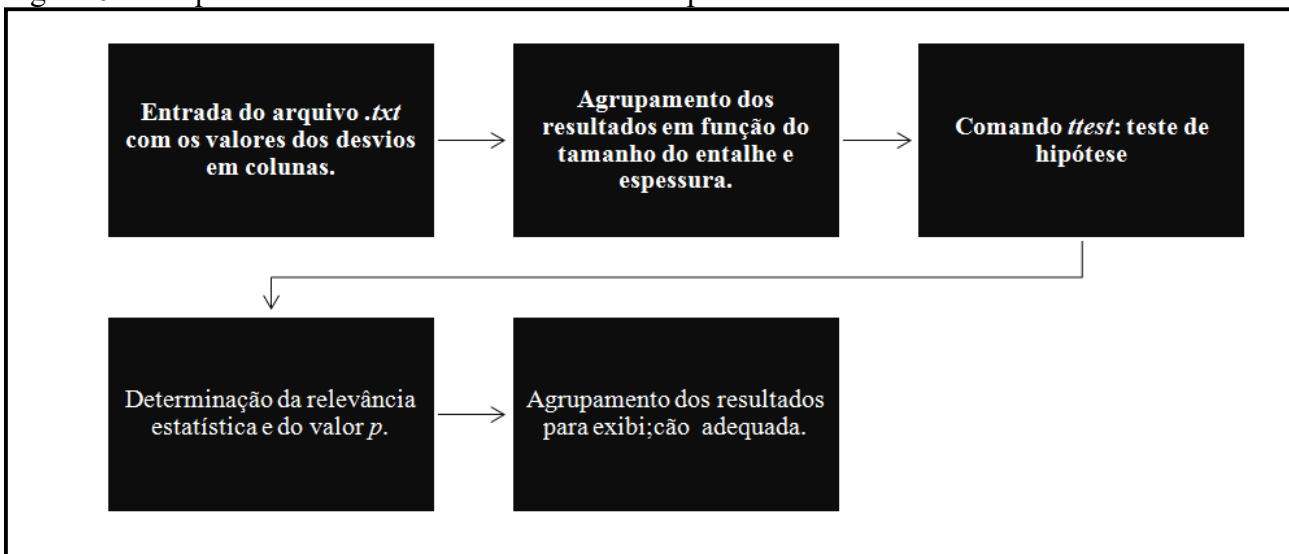


Fonte: Autor

Percebe-se que as previsões para entalhes médios e profundos são mais constantes no que diz respeito ao desvio médio, que em consonância com os menores desvios determinados validam tanto as propostas de Moreira (2014) quanto as normas vigentes. Ambos os equacionamentos podem ser utilizados, sendo que na média Moreira (2014) permitiu que as previsões fossem mais precisas. Porém, também é possível observar pelas barras de desvio-padrão que os mesmos se sobrepõem, indicando que estatisticamente as previsões não podem ser discriminadas em termos de potencial.

A fim de se fundamentar teoricamente essa constatação gráfica, mais uma vez fez-se uso do *MATLAB*[®], com a elaboração de uma rotina que seguiu a lógica ilustrada pela Figura 62. O teste de hipótese aplicado foi o de *T de student* por se tratar de uma amostra de variância desconhecida, sendo que a única diferença para se estabelecer a comparação foi um polinômio utilizado no cálculo do tamanho do entalhe. Admitiu-se que os resultados apenas com entalhe seguiram distribuição normal de probabilidades pelo fato de o raio de ponta do mesmo ser finito, portanto ainda modelado pela mecânica dos sólidos. Isso foi confirmado pelo teste de normalidade, que será apresentado na sequência.

Figura 62 - Esquema da rotina utilizada no teste de hipótese.



Fonte: autor.

O comando *ttest2* utilizado aplica o teste de hipótese para duas amostras de variância desconhecida. O programa possui como padrão a seguinte configuração: a hipótese nula é as duas médias comparadas serem estatisticamente iguais. A hipótese alternativa é as médias serem

diferentes. Quando a tela de comando da simulação retorna 0 a, hipótese nula é aceita, e quando o valor exibido é 1, a hipótese alternativa é aceita e a nula rejeitada.

O valor- p tem como significado qual a probabilidade de a recusa da hipótese nula ser fruto do acaso, sendo admitido um valor p menor que 5% para a não aceitação da hipótese nula aceitável, tendo como base um nível de significância de 5%. A Tabela 17 exibe o resultado do teste de hipótese e exibe o valor $-p$ associado a cada simulação.

É possível perceber que todos os resultados mostraram que a hipótese nula foi aceita, concluindo que as médias dos desvios percentuais determinados são iguais estatisticamente.’

Tabela 17 - Resultados do teste de hipótese.

Amostra	Espessura (mm)	Resultado do teste	Valor-P(%)
Trinca rasa	6	0	0,9719
	12	0	0,9889
	24	0	0,2643
Trinca média	6	0	0,7664
	12	0	0,4093
	24	0	0,1938
Trinca profunda	6	0	0,2219
	12	0	0,4019
	24	0	0,9625

Fonte: Autor.

Sabe-se que o teste de hipótese de *tstudent* tem como condição balizadora a distribuição normal de probabilidades. Assim, realizou-se ainda no *software MATLAB*[®] o teste de normalidade de *Shapiro-Wilk*, por se tratar de amostra com variância desconhecida. O programa trabalha com a hipótese nula de amostra proveniente de população normal. Quando o valor da estatística W_s calculado é maior que o valor de W_s Tabelaado e o valor p é maior que o nível de significância α , a hipótese nula é aceita. A Tabela 18 mostra os resultados do teste de normalidade para os tamanhos de trinca calculados pela nova proposta e pela norma vigente, levando em consideração que os resultados seguem distribuição normal de probabilidade.

Tabela 18 - Teste de normalidade para os CP entalhados

Teste de normalidade (significância de 0,05) – CP entalhados.						
		ASTM		Moreira		W_s Tabelaado (amostras de tamanho 4).
		Valor P	W_s	Valor P	W_s	
Rasas	6 mm	0,9600	0,9905	0,86942	0,97455	0,748
	12 mm	0,6032	0,9315	0,91196	0,9817	0,748
	24 mm	0,0868	0,7908	0,2504	0,85721	0,748
Médias	6 mm	0,8032	0,9638	0,32316	0,87632	0,748
	12 mm	0,3216	0,8759	0,30000	0,8706	0,748
	24 mm	0,3896	0,8706	0,747899	0,95507	0,748
Profundas	6 mm	0,8038	0,9639	0,9075	0,98094	0,748
	12 mm	0,4649	0,9235	0,2277	0,84521	0,767
	24 mm	0,3129	0,8738	0,50237	0,91372	0,748

Fonte: Autor

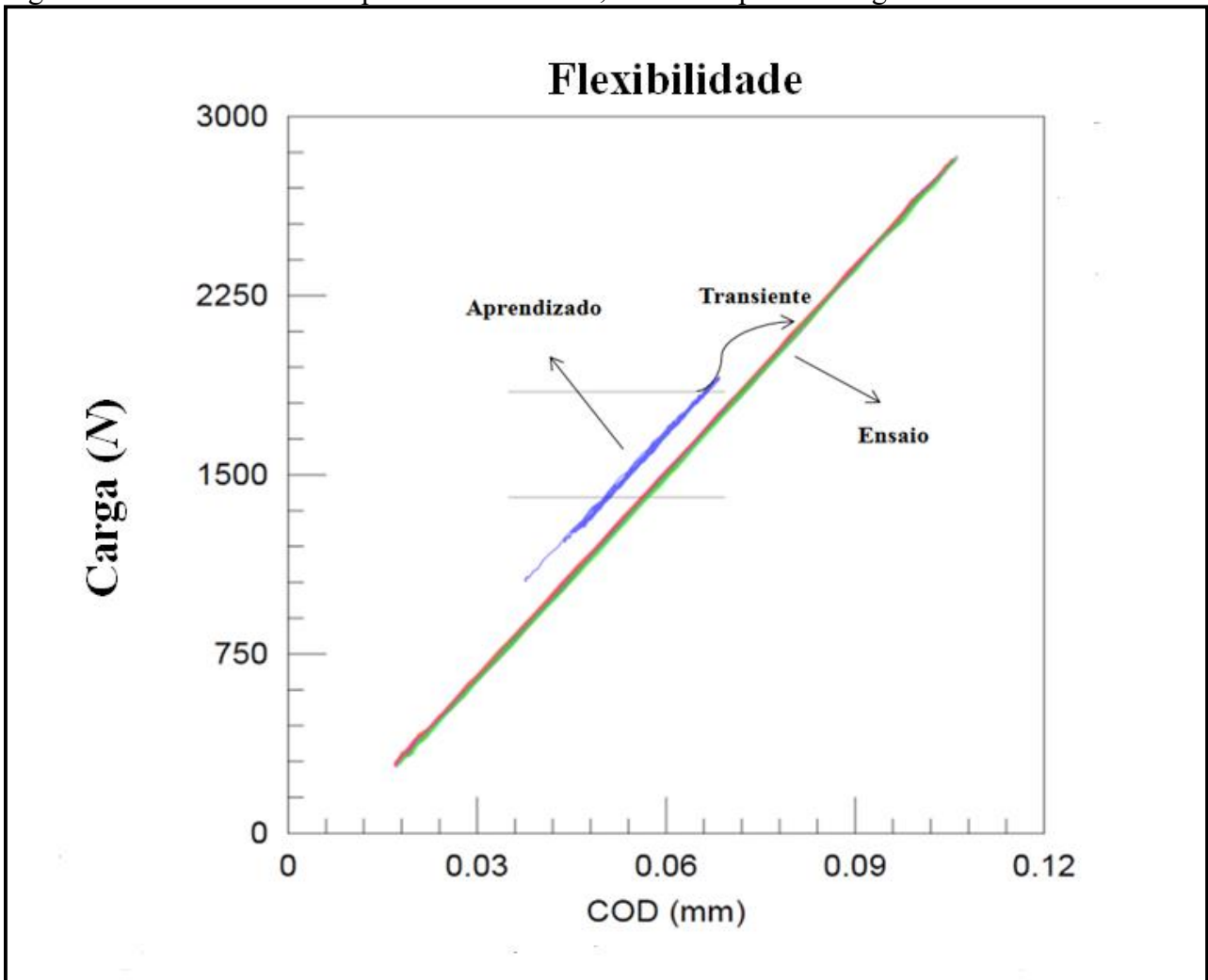
Os ensaios apenas com entalhes médios e profundos mostraram uma excelente aderência dos equacionamentos, tanto da ASTM quando de Moreira (2014). Os ensaios com entalhes profundo mostraram ainda uma previsão mais próxima da realidade pelas equações da ASTM, ao passo que os equacionamentos de Moreira (2014) se mostraram praticamente insensíveis ao fato de o entalhe ser médio ou profundo, por conta de o desvio ser quase constante e apresentando médias com maior aderência à medição do entalhe real nos CP de espessura $W=B$ e $W=2B$, conforme mostraram as Figura 57, 58 e 59.

Já para os entalhes rasos, os resultados de ambas as propostas são insatisfatórios, uma vez que desvios maiores que 20% foram determinados. Esse comportamento foi mais acentuado para os corpos de prova menos espessos ($W=4B$), sendo que o efeito de espessura também foi notado nesse ínterim. Para as amostras de $W=B$, os desvios percentuais médios foram sensivelmente mais próximos de zero. Mesmo que para as amostras menos espessas a aderência dos novos equacionamentos não tenha sido satisfatória, percebeu-se uma melhora sensível na previsão do tamanho do entalhe. Em todos os casos a proposta de Moreira (2014) mostrou maior constância nos desvios percentuais conforme se mudava a espessura do CP, o que é positivo do ponto de vista de corroborar a evolução da modelagem.

O que foi descrito acerca dos grandes desvios pode ser creditado aos problemas decorrentes das baixas cargas necessárias para os CP de $B=6\text{ mm}$ e também para os de entalhe profundo com essa espessura. O sistema de controle da máquina de ensaios universal pode ter dificuldades em executar esforços tão pequenos, mesmo com a célula de carga e calibração adequadas.

O sistema de controle da máquina tem um período de aprendizado e por conta disso picos de esforços podem ocorrer. Isso causou, por exemplo, a inutilização da amostra P06, conforme mostrou a Tabela 16. A Figura 57 mostra o *log* da máquina para um dos corpos de prova, onde o gráfico deixa claro os sobrepicos de carga no período de aprendizado.

Figura 63 - Transiente entre aprendizado e ensaio, com sobrepico de carga



Fonte: Autor

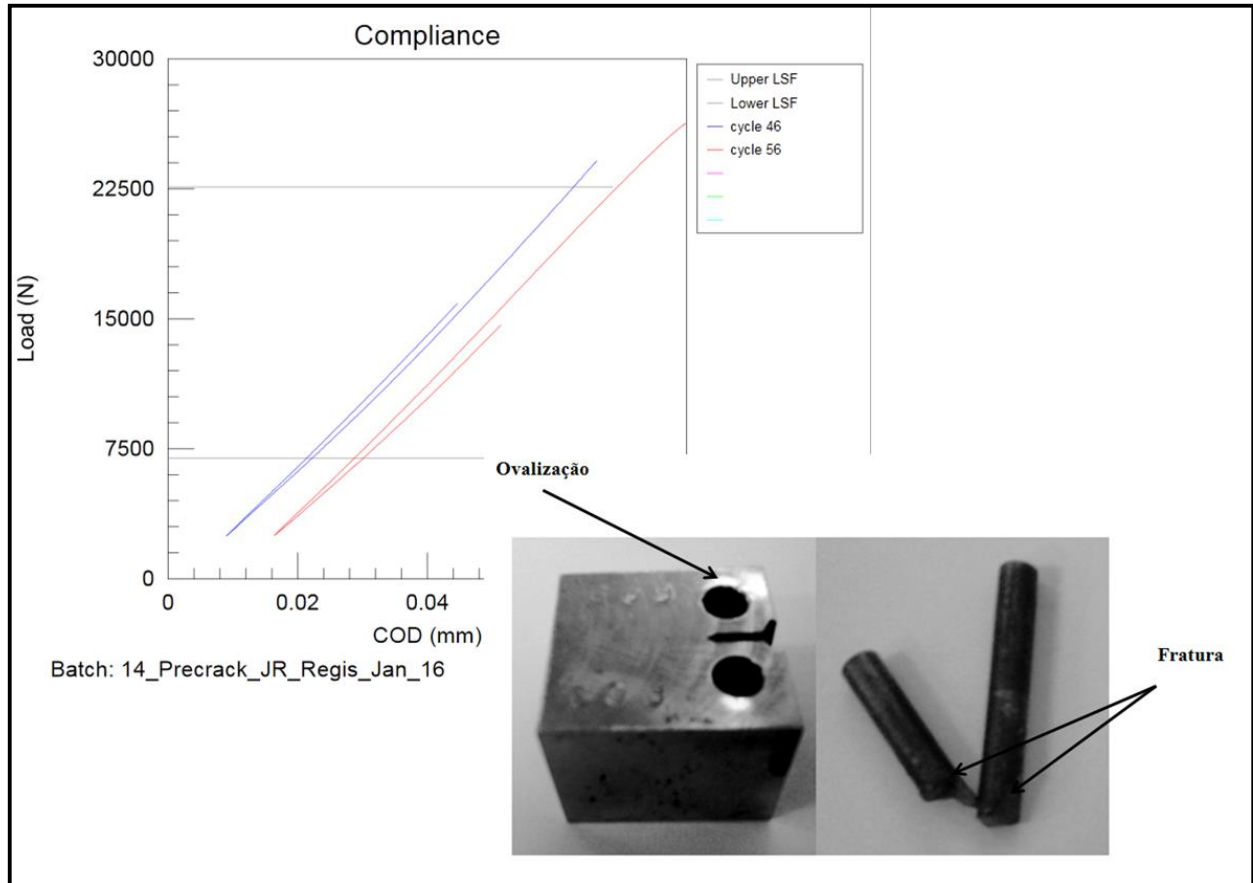
O aprendizado de uma máquina ocorre com o uso de algoritmos de inteligência artificial que procuram padrões dentro de um conjunto de dados a fim de formular comandos para a parte física do equipamento que sejam condizentes com a situação a qual o mesmo deva suprir. Aprendizado significa absorver o conhecimento para fazer algo melhor do que se faz, logo, ao se conhecer os parâmetros de ensaio, a máquina aprende para executar a tarefa da melhor forma.

Esse processo não é simples, uma vez que é necessário que o *software* da máquina adiquira os sinais dos sensores e defina, com base nos modelos disponíveis para cada situação, qual atitude tomar.

4.2 ENSAIOS COM TRINCA REAL

As amostras de trinca rasa apresentaram problemas para serem pré-trincadas, e por isso somente o tamanho do entalhe foi verificado por medições de flexibilidade. Isso se deveu a esbeltez dos pinos de ensaio, fruto do arranjo geométrico recomendado pela ASTM consequentes restrições físicas. A Figura 64 mostra o dano gerado no CP e a quebra do pino após fratura do mesmo, causada por fadiga de baixo ciclo.

Figura 64 - Log da máquina mostrando o momento da fratura o pino e ovalização no CP e pino fraturado.

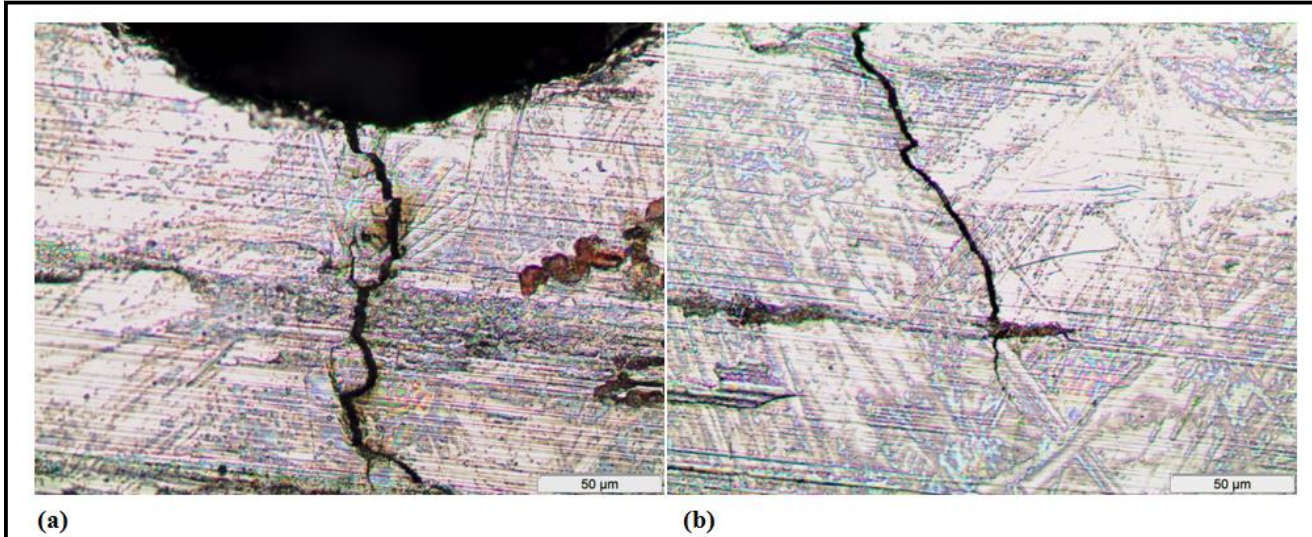


Fonte: autor.

Percebe-se pela Figura 64 que após 56 ciclos houve a ruptura dos pinos. Os dispositivos permaneceram intactos, sem marcas expressivas de desgaste ou trincas.

A Figura 65 mostra imagens de microscopia óptica com as trincas pós-ensaio.

Figura 65 - Imagens de CP pós- teste.



Fonte: Autor.

Ao se aplicar os ajustes polinomiais para trincas, as novas propostas de Moreira (2014) mostraram em todos os casos melhora percentual. A melhora foi analisada no teste de hipótese, conforme se procedeu para os entalhes.

É importante observar que as geometrias com espessura de 24 *mm* (trinca média e profunda) foram as que não apresentaram problemas para serem ensaiadas, tanto no que diz respeito ao aprendizado da máquina quanto às cargas de ensaio. As de espessura 12 *mm* e trincas profundas demandaram cuidado adicional pelo fato de que qualquer sobrepico de carga poderia plastificar significativamente a ponta do entalhe, assim dificultando a nucleação e propagação da pré-trinca.

A Tabela 19 exhibe os desvios percentuais em relação à trinca real medida para os CP com trinca média.

Tabela 19 - Desvios para trinca média.

CP	Espessura (mm)	Desvio entre previsão e medição real (%)	
		ASTM	Moreira (2014)
M01	6	-10,005	-7,879
M02		-14,677	-3,415
M03		-10,986	-7,506
M04		-10,762	-8,645
M05	12	-9,976	-7,731
M06		-12,657	-10,007
M07		-1,993	0,997
M08		-9,492	-7,128
M09	24	-5,201	-1,711
M10		-1,469	-8,614
M11		-8,246	-4,889
M12		-10,766	-7,262

Fonte: autor.

A Tabela 20 mostra os desvios percentuais médios para as trincas profundas, onde é possível observar também que as novas propostas sempre retornaram com médias mais próximas da realidade que as propostas vigentes. Foi possível perceber a piora na previsão em relação a predição do tamanho de entalhe.

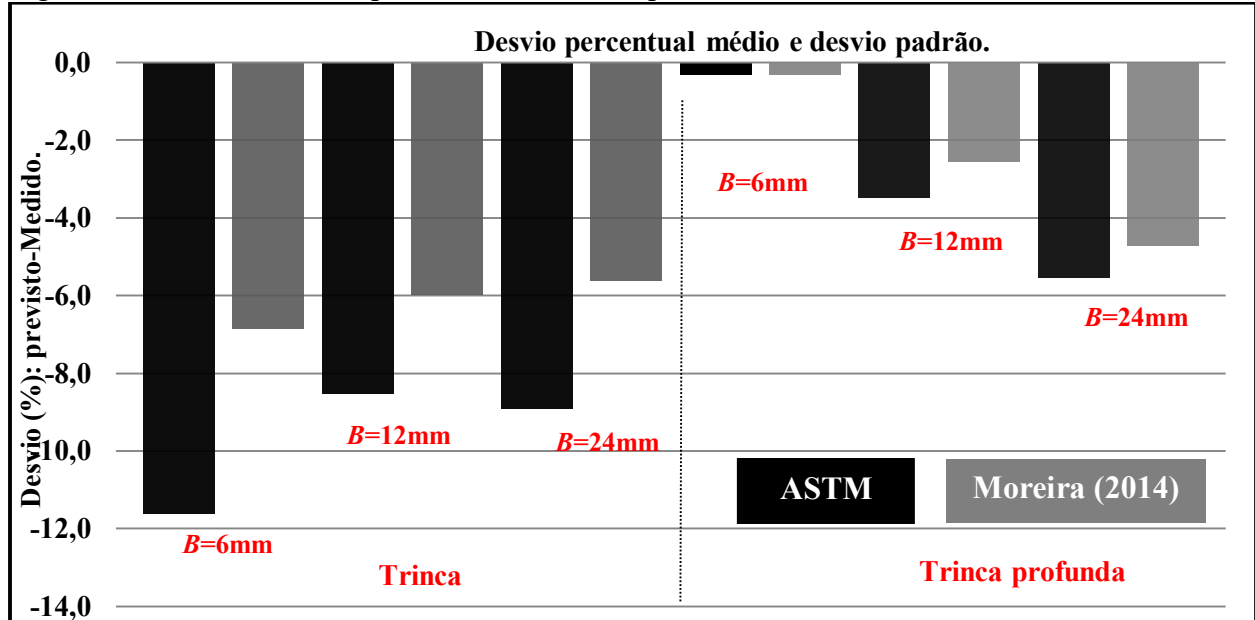
Tabela 20 - Desvios para trincas profundas.

CP	Espessura (mm)	Desvio entre previsão e medição real (%)	
		ASTM	Moreira (2014)
P01	6	-0,902	-0,226
P02		0,258	0,890
P03		-2,153	-1,605
P04		-1,227	-0,294
P05	12	-1,431	-0,682
P06		INUTILIZADA (falha técnica)	
P07		-6,418	-5,201
P08		-2,561	-1,766
P09	24	-4,020	-3,613
P10		-5,038	-4,255
P11		-7,500	-6,293
P12		-5,550	-4,693

Fonte: autor.

A Figura 66 mostra graficamente os resultados das Tabelas 19 e 20. A Análise da Figura 66 mostra que a proposta de Moreira (2014) retorna com desvios médios das previsões menores que os das normas vigentes; as trincas profundas apresentaram menores desvios que as trincas médias; Ambas as previsões retornaram com trincas menores que as reais para trinca média e profunda.

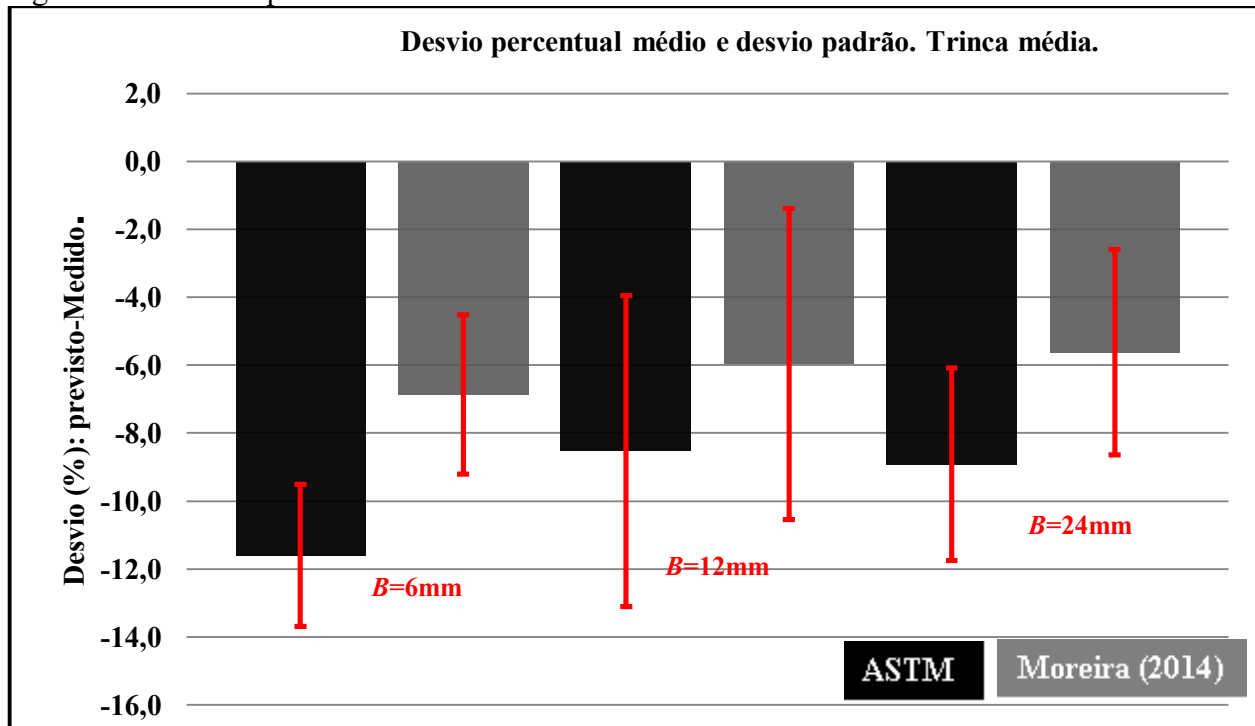
Figura 66 - Desvios médios para trincas médias e profundas



Fonte: Autor

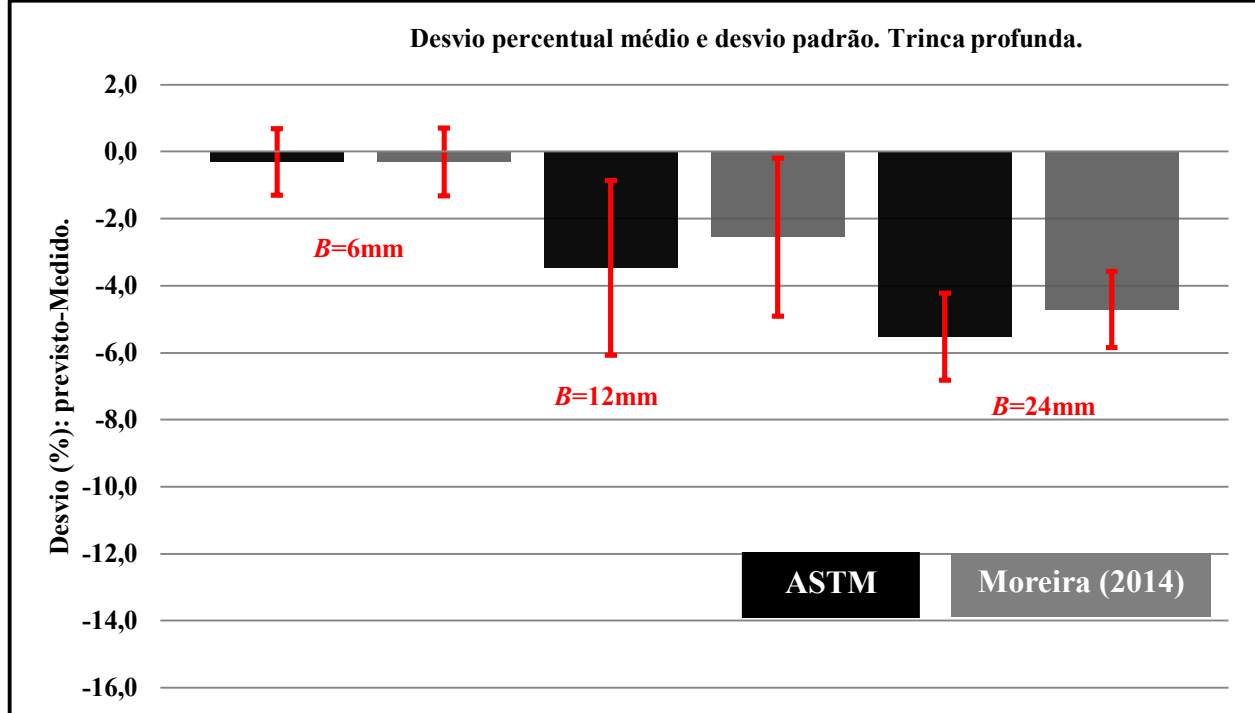
As figuras 67 e 68 detalham as regiões de interesse da Figura 66 e plotam também o desvio-padrão de cada desvio médio, mostrando que apesar de as propostas de Moreira (2014) de fato apresentarem desvios menores, estatisticamente ambas as previsões são iguais.

Figura 67 - Desvios percentuais médios: trinca média



Fonte: Autor

Figura 68 - Desvios percentuais: trincas profundas



Fonte: Autor

A Tabela 21 confirma os resultados obtidos graficamente, através do teste de hipótese que também utilizou *T* de *student*.

Tabela 21- Teste de hipótese para CP trincado.

Amostra	Espessura (mm)	Resultado do teste	Valor-P
Trinca rasa	6	0	0,9719
	12	0	0,9889
	24	0	0,2643
Trinca média	6	0	0,7664
	12	0	0,4093
	24	0	0,1938
Trinca profunda	6	0	0,2219
	12	0	0,4019
	24	0	0,9625

Fonte: Autor

A tabela 22 mostra o resultado do teste de normalidade, também confirmando que os tamanhos de trinca seguem distribuição normal de probabilidade.

Tabela 22 - Teste de normalidade para CP trincado.

Teste de normalidade (significância de 0,05) – CP trincados.						
		ASTM		Moreira		W_s Tabelado (amostras de tamanho 4).
		Valor P	W_s	Valor P	W_s	
Médias	6 mm	0,8032	0,9638	0,14475	0,82066	0,748
	12 mm	0,3216	0,8759	0,59881	0,93075	0,748
	24 mm	0,3896	0,8706	0,9968	0,9989	0,748
Profundas	6 mm	0,8038	0,9639	0,7711	0,9587	0,748
	12 mm	0,4649	0,9235	0,0836	0,7869	0,767
	24 mm	0,3129	0,8738	0,9838	0,9956	0,748

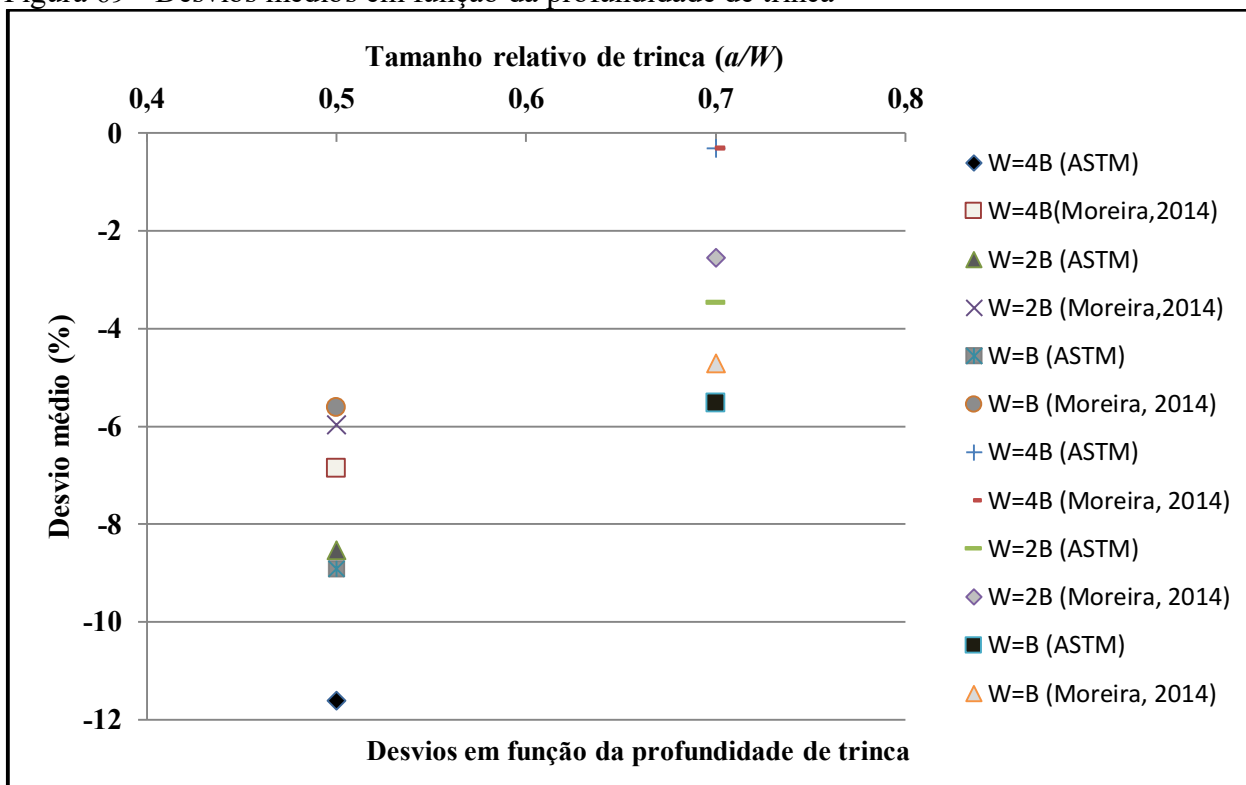
Fonte: Autor

Observou-se que no caso de trinca real, a grande maioria dos resultados mostrou que a nova proposta aferiu o tamanho do defeito no CP de maneira mais precisa que para os entalhes. A fim de se validar as medições realizadas no programa de Donato e Barbosa (2011), espécimes aleatoriamente selecionados foram levados ao projetor de perfil e tiveram o tamanho de trinca (incluindo o pré-trincamento) aferido conforme orienta a norma ASTM E1820 (2013). O resultado dessa aferição retornou com desvios percentuais menores que 0,5%, o que confirma que a medição via programa de análise de imagens estava correto.

É interessante citar que Vestraerte (2013) usinou entalhes com raio de ponta dec0,075 mm (4 vezes menor que o utilizado na presente dissertação) no ensaio de CP da geometria SE(T), e nos seus comentários diz que o pré-trincamento é dispensável para raio de ponta pequeno e também que o desvio dos dados é menor devido à variação das dimensões do entalhe inicial, que podem interferir no fenômeno de arredondamento da sua ponta e posteriormente nucleação da trinca. Apesar disso, os testes apenas com entalhe apresentaram desvios médios menores que os com trinca. A única diferença entre os testes foi justamente a presença da pré-trinca de fadiga, dando indícios de que a mesma induziu fenômenos que mudaram o comportamento do CP trincado.

Foi notado também que não ocorreu um desvio percentual sistemático após o pré-trincamento por fadiga e sim uma tendência dependente da profundidade da trinca. Percebe-se pelas Figuras 67 e 68 que quanto mais profunda a trinca, menores os desvios percentuais, conforme detalhado na Figura 69.

Figura 69 - Desvios médios em função da profundidade de trinca

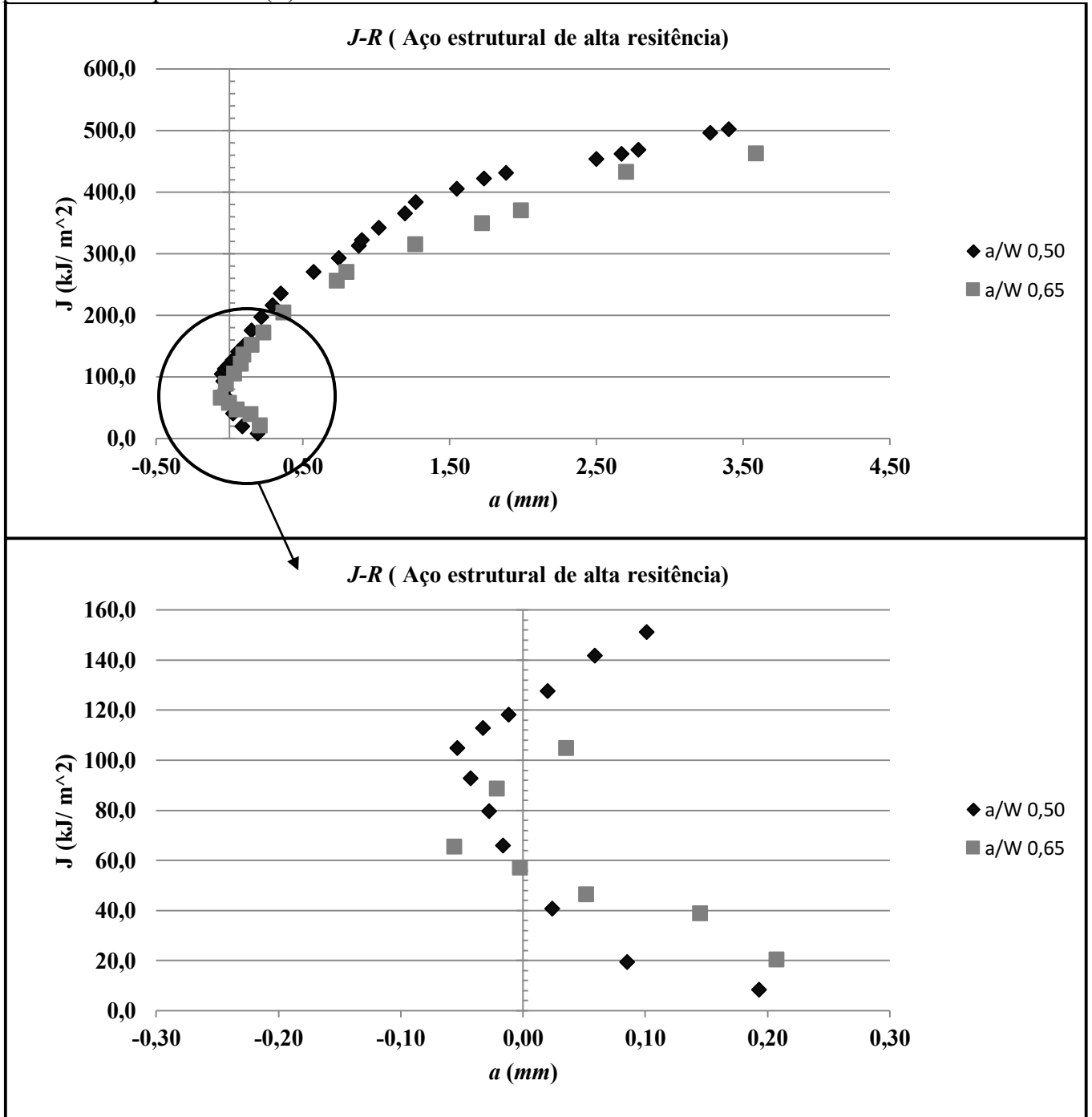


Fonte: Autor

Pela Figura 69 então fica clara a tendência de menores desvios e menor espalhamento para as trincas profundas. Percebe-se que todos os tamanhos de trinca previstos são menores que os reais, ou seja, existe uma flexibilidade aparente menor que a real e conseqüentemente efeitos provenientes de fenômenos físicos que afetam a rigidez do CP pré-trincado, conforme pode ser comparado também com a Figura 59.

Essa rigidez aparente pode inclusive levar a erros na previsão de tenacidade a fratura aferida em laboratório quando cuidados experimentais específicos não forem levados em consideração. A tendência de menores desvios culmina com a previsão de tamanho de trinca menor que o real, que inclusive no início do ensaio de tenacidade a fratura pode retornar com trinca de valor negativo (em relação aos espécimes medidos *post-mortem*), conforme mostra a Figura 70, o que é incoerente com a realidade. No grupo de estudo, pesquisas anteriores também já exibiram valores de trincas negativos no início de ensaios de curva R.

Figura 70- Exemplo de curva $J-R$ com trinca crescendo em sentido negativo para trinca média e profunda de espécime SE(T).



Fonte: Autor, "adaptado de" Sadananda (1994), p. 23

Essa mudança inesperada de comportamento do CP trincado foi induzida por plasticidade causada durante o ensaio de pré-trincamento, mesmo se utilizando cargas previstas em norma. A primeira causa para essa ocorrência que retornou com valores de trinca menores que o real e

indicando a ocorrência de rigidez aparente é o fato de as trincas médias possuem menor triaxialidade que as trincas profundas, e conseqüentemente apresentam menores restrições à plasticidade. Dessa forma, os CP de trinca média podem ter desenvolvido maior plasticidade, culminando em fenômenos como esteira plástica, causando assim menor flexibilidade aparente em relação às trincas profundas por conta do fechamento da trinca e adesão dos flancos da mesma.

Esse efeito, somado com as baixas cargas para aferição da flexibilidade elástica no descarregamento, fez com que o esforço aplicado para abrir a boca da trinca não fosse o suficiente para vencer o esforço residual trativo imposto pela plasticidade, assim, passando a impressão citada de que o CP estava mais rígido, ou seja, com trinca menor que a real.

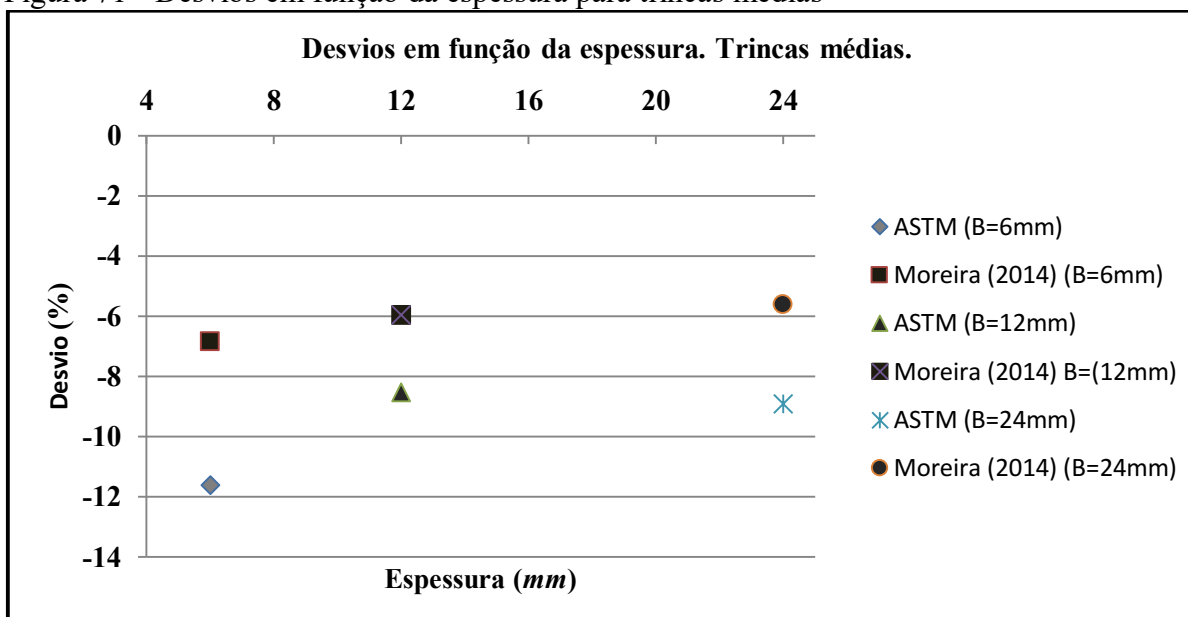
Sadananda et al. (1994) cita que em casos onde a trinca está totalmente fechada a inclinação da curva carga vs. *CMOD* tende a valores extremos, indicando uma situação na qual a flexibilidade aparente seria muito menor do que a real com trinca na secção transversal do CP.

Elber (1970) foi o precursor do estudo de fechamento de trincas por plasticidade e em seu trabalho, detectou que corpos de prova submetidos a cargas elevadas tinham flexibilidade muito próxima à real e conseqüentemente os equacionamentos de previsão de tamanho instantâneo de trinca prediziam um defeito com dimensões condizentes com as reais.

Por outro lado, quando o CP estava submetido a cargas baixas (como as dessa dissertação, com o equivalente a 10% de $K_{máx}$) o valor da flexibilidade elástica não era previsto a contento, retornando com valores próximos aos de um CP sem trinca em sua secção transversal. O autor concluiu que isso ocorria por conta do fechamento de trinca induzido por plasticidade, que introduzia esforços trativos na esteira de propagação da trinca. Ainda segundo Burgos (2012), a parcela de material afetado por esse fenômeno é quem causava o fechamento da trinca, assim necessitando de maiores magnitudes de carga para aferir seu tamanho.

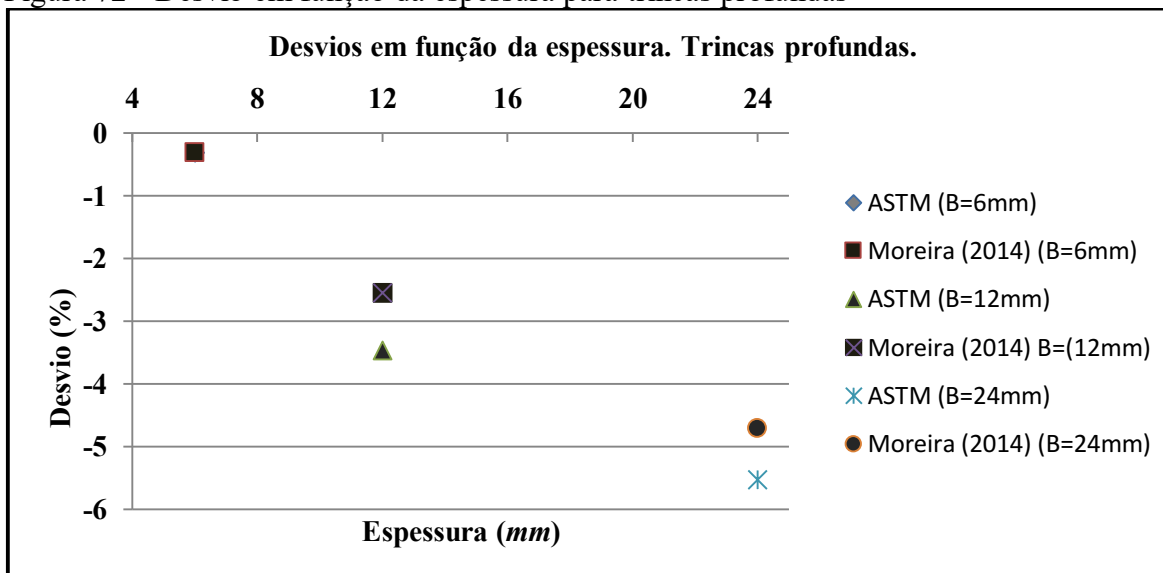
Também é interessante verificar o desvio médio em função da espessura e da profundidade de trinca, como mostram a Figuras 71 e 72.

Figura 71 - Desvios em função da espessura para trincas médias



Fonte: Autor

Figura 72 - Desvio em função da espessura para trincas profundas



Fonte: Autor

É possível perceber que conforme vem sendo discutido, na média os equacionamentos de Moreira (2014) têm mais precisão previsão que os da ASTM, e também é possível notar que Moreira (2014) apresenta menor variação com a mudança de espessura, sendo interessante notar que para trincas médias houve menor erro com as menores espessuras e para as trincas profundas os desvios foram quase sempre constantes, devendo-se ficar atento ao nível de carga imposto na medição de CP trincados, especialmente quando se trabalha com cargas de ensaio reduzidas.

5 CONCLUSÕES

O presente trabalho permite concluir que de acordo com a revisão da literatura, a equação da flexibilidade normalizada foi definida com base nos conceitos da otimização dinâmica e multidisciplinar. A dedução pelo teorema de Buckingham é uma proposta inovadora, simples e que atendeu ao equacionamento desejado.

Conclui-se também que o ensaio de corpos de provas C(T) *subsized* apresenta grandes dificuldades, podendo aumentar o desvio padrão dos resultados.

Além disso, os equacionamentos de Moreira (2014) estão validados, pois apresentaram boa aderência às medições reais e concordância com o que é praticado nas normas vigentes. Uma tendência de melhora em relação às normas também foi notada considerando valores médios, tanto para os ensaios apenas com entalhes quanto com trincas reais. Houve uma constância na previsão dos resultados e proximidade dos resultados com as equações vigentes, bem como sensível diminuição dos desvios percentuais em relação às trincas reais, com maior precisão.

Por outro lado, os equacionamentos das normas ASTM E1820 (2013) e E647 (2013) apresentaram aderência estatisticamente equivalente tanto para entalhes quanto para trincas reais (excetuando-se os entalhes rasos, assim como Moreira (2014)). Nesse caso, indifere o uso dos equacionamentos, devendo-se apenas observar que as normas têm uso consolidado e as novas propostas podem ser consideradas um refinamento.

Não se recomenda a aplicação tanto das propostas de Moreira (2014) quanto das normas vigentes para trincas ou entalhes rasos, uma vez que os desvios percentuais médios maiores que 15% não são aceitáveis, pois causariam considerável alteração na aferição das propriedades de fratura. No entanto, considera-se que este fato não diz respeito às equações em si, mas à dificuldade de ensaio de amostras C(T) com trincas rasas dado o grande atrito, deformação dos fursos e o campo predominantemente trativo.

Os ensaios apenas com pré-trinca permitiram detectar comportamentos não esperados entre CP trincados e apenas entalhados, provavelmente causados por plasticidade e fechamento de trinca. Dessa forma, correções prevendo fechamento de trinca por plasticidade em conjunto com a aplicação de cargas adequadas devem ser levadas em consideração. O valor da carga aplicada na fase de aferição do tamanho de trinca foi conservador a ponto de não permitir a obtenção de melhores resultados.

No quesito espessura, os equacionamentos de Moreira (2014) apresentaram menor variação dos resultados, indicando um tamanho de trinca ou entalhe mais próximo do real.

A metodologia empregada no trabalho se mostrou viável e adequada para a usinagem dos CP e execução dos ensaios.

O valor da pré-trinca de fadiga foi de aproximadamente 1,3 *mm*, o mínimo recomendado pela norma, uma vez que os cálculos recomendados pela ASTM indicariam 1,2 *mm* de pré-trinca, perseverando então a dimensão mínima recomendada. Dessa forma, o subdimensionamento do espécime contribuiu para que os efeitos de fechamento de trinca induzido por plasticidade se agravassem, uma vez que um valor de pré-trinca menor teria maior braço de alavanca em relação ao ponto rotular do CP, causando maior abertura de trinca na aferição da flexibilidade, caso as mesmas forças de aferição fossem aplicadas.

No geral, então, pode-se dizer que as equações de flexibilidade estudadas podem ser consideradas validadas com base nos ensaios das amostras entalhadas, ao mesmo tempo em que emerge a grande importância de incorporar correções por plasticidade e fechamento de trinca em ensaios de curva R e de propagação de trincas por fadiga, a fim de evitar equívocos na quantificação de resistência de materiais contendo defeitos.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Estudar experimentalmente a influência dos entalhes laterais e tunelamento nos equacionamentos de flexibilidade elástica no descarregamento.

Determinar a influência de plasticidade na determinação da flexibilidade elástica do CP. Propor correções para espécimes *subsize*d, permitindo que ocorrências como atrito excessivo e sobrecargas não alterem de maneira significativa os resultados dos ensaios.

Realizar um estudo comparativo entre os desvios provenientes de espécimes maiores e *subsize*d, utilizando-se a eletroerosão a fio com raio de ponta 0,3 mm para ambos os casos, validando a afirmativa de que a combinação dos fatores raio de ponta de ferramenta e espécime pequeno de fato culminam com maior desvio padrão dos resultados.

Entender e estudar o efeito de fechamento de trinca quando a carga é baixa, e determinar o quanto esse efeito pode alterar o levantamento de propriedades de fratura e fadiga.

REFERÊNCIAS

ANDERSON, T. L. **Fracture mechanics: fundamentals and applications**. 3 thrd. ed. Boca Raton, Florida; London: CRC, 2005.

_____; DODDS, R. H., Jr. specimen size requirements for fracture toughness testing in the transition region. **Journal of Testing and Evaluation**, v. 3, n. 2, p.123-134, 1991.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E399**: linear elastic plain - strain fracture toughness K_{IC} of metallic materials. Philadelphia, dez. 2013.

_____. **ASTM E647**: standard test method for measurement of fatigue crack growth rates. Philadelphia, jul. 2013.

_____. **ASTM E1820**: Standard test method for measurement of fracture toughness. Philadelphia, jul. 2013.

_____. **ASTM E1823**: Standard terminology relating to fatigue and fracture testing. Pennsylvania, jun. 2013.

ASHBAUGH, A.; et al. On the use of compliance for determining crack length in the inelastic range. **ASTM STP 833**: fiftieth symposium, Philadelphia, p. 682-698, 1984.

ANDREWS, W.R.; SHIH, C. F. Elastic-plastic fracture. **ASTM STP 668**, p.426-450, 1978.

BAO, Chen; CAI, Lixun. Investigation on compliance rotation correction for compact tensile specimen in unloading compliance method. **Acta mechanica solida sinica**, v. 24, abr. 2012.

BEER, F. P.; JOHNSON JR, E. R., **Resistência dos materiais**. 5. ed. São Paulo: Makron Books, 2007.

BLACKMAN , B.R.K.; WILLIAMS, P.G. Fracture of polymers composites and adhesives II. **European structural integrity society**, v. 2, 2003.

BURGOS, D. F. S. **Avaliação da vida à fadiga em materiais homogêneos e juntas soldadas incluindo efeito de fechamento de trinca**. 2012. 164 f. Tese (Doutorado em Engenharia) - Escola Politécnica, USP, São Paulo.

BUENO, Jorge Abanto; LAMBROS, John. Investigation of crack growth in functionally graded materials using digital image correlation. **Engineering fracture mechanics**, v. 69, n. 14–16, p. 1695–1711, set. 2002. Disponível em: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794402000589>>. Acesso em: 20/05/2014.

CALLISTER JR., Willian D. **Materials science and engineering: an introduction** 7. ed. John Wiley & Sons, 2007.

CARPINTIERI, A. CORRADO, M. Dimensional analysis approach to the plastic rotation capacity of over-reinforced concrete beams. **Engineering fracture mechanics**, p. 1091, 2010.

CAVALCANTE, Fábio. **Estudo da influência da pré-deformação plástica na propagação de trincas por fadiga (da/dN Vs ΔK) em aço ASTM A36**. 2014. 157 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Centro Universitário da FEI, São Bernardo do Campo, 2014.

ÇENGEL, Yunus. **Mecânica dos fluidos e suas aplicações**. 5. ed. McGraw Hill, 2007.

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

CRAVERO, S. **Desenvolvimento de procedimentos para avaliação de curvas J - R em espécimes à fratura SE(T) utilizando o método de flexibilidade**. 2007. 162 f. Tese (Doutorado em Engenharia) - Escola Politécnica, USP, São Paulo.

DEDAVID, Anina Berenice. CARMEM, Isse Gomes. MACHADO, Giovanna. **Microscopia eletrônica de varredura**. Ed. PUCRS, São Paulo.

DIETER, George E. **Mechanical Metallurgy** 1 ed. Rio de Janeiro. McGraw-Hill, 1988.

DOWLING, N. E. **Mechanical Behavior of Materials**. 4. ed. New Jersey: Prentice Hall, 2012.

DONATO, G. H. B. **Efeitos de heterogeneidades mecânicas sobre forças motrizes de trinca em juntas soldadas**: determinação experimental de tenacidade e extensão de metodologias e avaliação de criticidade de defeitos. 2008. 284 f. Tese (Doutorado em Engenharia) - Escola Politécnica, USP, São Paulo.

DZUGAN, Jan. **Crack lengths calculation by the unloading compliance technique for charpy size specimens.**" 1. ed. Germany. FZR, july. 2003.

ELBER, W. Fatigue Crack Closure under Cyclic Tension. **Engineering Fracture Mechanics**. v. 2, p. 37-45, 1970.

GANDOSSO L. et. al. **The potential drop method for monitoring crack growth in real components subjected to combined fatigue and creep conditions**: application of FE techniques for deriving calibration curves. Proc. of PVP, p. 881-891.

GANHARUL, Grace Kelly. **Avaliação fenomenológico-experimental do efeito da triaxialidade de tensões pós-instabilidade na determinação das propriedades tensão-deformação por meio do ensaio de tração uniaxial**. 2012. 157 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Centro Universitário da FEI, São Bernardo do Campo, 2012.

GENERAL ELETRIC. 2015. <<http://www.ge.com/products>>. Acesso em: 20 jun. 2015.

HIPPERT Jr., E. **Investigação experimental do comportamento dúctil de aços APIX70 e**

aplicação de curvas de resistência J-R para previsão de colapso em dutos. 2004. 167 f. Tese (Doutorado em Engenharia) - Escola Politécnica, USP, São Paulo.

HOSFORD, William F. **Mechanical Behavior of Materials.** 2.ed. Cambridge University, 2010.

HUTCHINSON, John W. **A course on: Nonlinear fracture mechanics.** Universidade da Dinamarca: departamento de mecânica dos sólidos. 1979.

Irwin, G.R., **Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate.** Journal of Applied Mechanics, Vol. 24, pp. 361-364, 1957

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

JOYCE, James A. **Elastic-plastic fracture: laboratory test procedures.** 1 ed. editora ASTM, 1995. _____, **Manual on elastic-plastic fracture: laboratory test procedures.** American Society for Testing and Materials, Pennsylvania, 1996.

_____ ; GUDAS, J. P. Computer interactive J_{IC} testing of navy alloys. **ASTM STP 668: Elastic-Plastic Fracture.** Philadelphia, p. 451-468, 1979.

_____ ; al. Effects of crack depth and mode of loading on the J-R curve behavior of a high strength steel. **ASTM STP 1171: Elastic-Plastic Fracture.** Philadelphia, p. 451-468, 1993.

_____ ; HASSON, D. F. ; CROWE, C. R. Computer Data Acquisition Monitoring of the Stress Corrosion Cracking of Depleted Uranium Cantilever Beam Specimens. **Journal of Testing and Evaluation**, v. 8, p. 293-300, 1980.

_____ ; TREGONING, R. L. **Quantification of specimen geometry effects on the master curve and T_0 reference .** European conference on fracture. Espanha, p. 451-468, 2000.

KLUTTIG, B. et al. Crack Growth measurements on components under cyclic loading: comparison of differens methods. **Nuclear engineering and Desing**, p. 523-530, out. 1993.

LAN, Weiming et al. **Investigation of crack tunneling in ductile materials.** Engineering fracture mechanics, 2010. p 2800-2812.

LANDES, J. D.; BEGLEY, J.A. **The J integral as a fracture criterion.** ASTM STP 514, p. 1-23, 1972.

LOSS, F.J. et al. **Fracture toughness characterization of irradiated, low upper shelf welds.** Nuclear engineering and desing, 1986. p. 119-130.

MOREIRA, F. C., DONATO, G. H. B. **Effects of side-grooves and 3D geometries on compliancie solutions and crack size estimations applicable to C(T), SE(B) and clamped SE(T) specimens,** proc. of ASME PVP 2013, 2010.

NEALE, B. K.; PRIEST, R.H. **The unloading compliance method for crack length measurement using compact tension and precracked charpy specimens.** ASTM STP 856, p. 375-393, 1985.

NEWMAN, J.C., Jr. **Stress Analysis of the compact specimen including the effects of pin loading.** ASTM STP 560, p. 105-121, 1974.

NORTON, Robert L. **Machine desing: an integrated aproach.** 5. ed. Prentice Hall, 2013.

ORLANDO, P. H. G. **Avaliação experimental do efeito de ciclos térmicos nas propriedades mecânicas convencionais de ferros fundidos cinzentos hipoeutéticos ligados.** 2012. 183 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Centro Universitário da FEI, São Bernardo do Campo, 2012.

PETERSON, R. E. **Stress Concentration Factors.** 1. ed. New York: Wiley, 1974.

PHILPOT, T. A. **Mecânica dos Materiais: um sistema integrado de ensino.** 2. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2012.

PRIEST, R.H; Neale, B.K. Crack On Unloadin compliance method for crack length mesurement. **Engineering fracture mechanics**, v.19, p. 441-448, 1984.

RAGAB, AR; BAYOUMI, S.E., **Engineering Solid Mechanics: fundamentals and applications.** 1. ed. Índia: CRC Press, 1998.

RITCHIE, R. O. etl al. Elastic compliance of the compact tension specimen comprising two linear elastic materials bonded with a thin layer. **Journal of test and evaluation**, p. 28-35, jan. 1997.

RUGGIERI, Claudio. Further results in J and CTOD estimation procedures for SE(T) fracture specimens – Part I: Homogeneous materials. **Engineering fracture mechanics**, p. 245-265, nov. 2011.

RYU, H-W; KIM, H-T et.al. **Effects of side groove on fracture toughness:** Proceeding of ASME-PVP, 2015.

SANDANANDA, K. et al., A review od crack clousure, crack treshold and related phenomea.. **Materials science and engineering.** v. 2, p. 1-22, 1994.

SAXENA, A. **Nonlinear fracture mechanics for Engineers.** New York: CRC Press, 1998.

SHEN, G.; TYSON, W. R. Ding. Crack size evaluation using compliance in single edge notched tension fracture toghness testing. **Journal of test and evaluation.** v 37, p 95- 100, 2009.

SILVA, M. C. **Determinação experimental da tenacidade à fratura da zona termicamente afetada de junta soldada de aço API 5L X80.** 2009. 134 f. Tese (Doutorado em Engenharia) – Escola Politécnica da USP, São Paulo, 2009.

SPOSITO, Giuseppe. **Advances in potential drop techniques for non-destructive testing**. Imperial college of London. Janeiro, 2009.

STEPHENS, Ralph I. et al. **Metal Fatigue in Engineering**. 2. ed. Wiley-Interscience Publication - John Wiley & Sons, 2001.

STREET, Montazah; EL-GIDIDA, Mars. On the oxidation of zirconium by heat tinting. **Journal of nuclear materials**. P. 74-79, jun. 1987.

SURESH, S. **Fatigue of materials**. 2nd ed. Cambridge. Cambridge University, 1998.

TADA, Hiroshi; PARIS, Paul C.; Irwin, George R. **The stress analysis of cracks handbook**. 3. ed., ASM press.

TYSON; WANG, Ding. Elastic compliance of single-edge-notched tension SE(T) (or SENT) specimens. **Frattura ed integrità strutturale**, p 95- 100, 2014.

VESTRAETE et al., Evaluation and interpretation of ductile crack extension in SENT specimens using unloading compliance technique. **Engineering fracture mechanics**. P. 190-203, nov. 2013.

Westergaard, H.M., **Bearing Pressures and Cracks**. Journal of Applied Mechanics, Vol. 6, pp. A49-53, 1939.

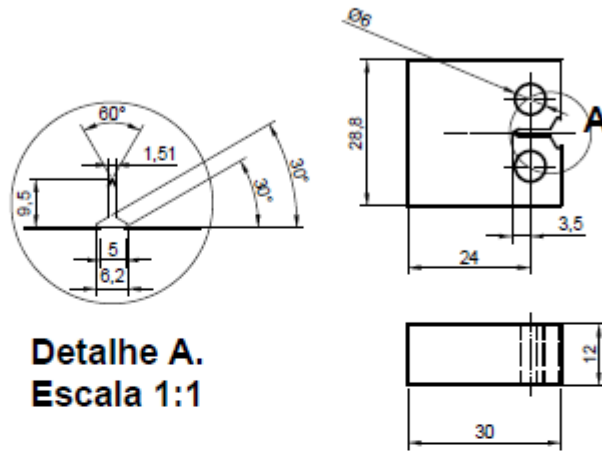
WILLOUGHBY, A. A.; GARWOOD, S. J. On the Unloading Compliance Method of Deriving Single-Specimen R-Curve in Three-Point Bending. **ASTM STP 803: Elastic-Plastic Fracture: Second Symposium**, v. 2, p. 372-397, 1983.

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

WU, S. Crack length calculation formula for three point bend specimens. **International Journal of Fracture**, p. 33-38, 1984.


APÊNDICE A - DESENHOS TÉCNICOS DOS CORPOS DE PROVA C(T) USINADOS

MEDIDAS SEM TOLERÂNCIA CONFORME DIN 7168 - MÉDIA					
ATE 6	DE 6 ATE 30	DE 30 ATE 120	DE 120 ATE 400	DE 400 ATE 1000	DE 1000 ATE 2000
± 0.1	± 0.2	± 0.3	± 0.5	± 0.8	± 1.2

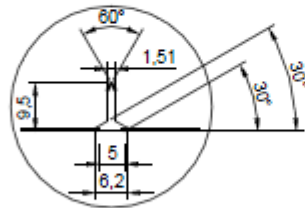


**Detalhe A.
Escala 1:1**

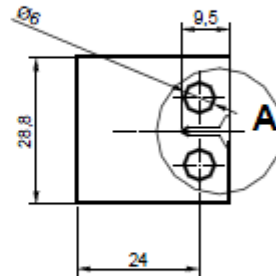
POS.	Qt	DENOMINAÇÃO E DIMENSÕES	MATERIAL - REFERÊNCIA	PESO (kg)
01	04	C(T)-A516	A516- MB - Centro	x

	TÍTULO: C(T). S.G. 0; a/W=0.2; 1T.		DES. nº: 09
	DESENHADO POR: Régis Barros	APROVADO POR: _____	REVISÃO nº: 01
	DATA DE DESENHO: 24/01/2015	DATA DE APROVAÇÃO: ___/___/___	ESCALA: 1:1

MEDIDAS SEM TOLERÂNCIA CONFORME DIN 7168 - MÉDIA					
ATE 6	DE 6 ATE 30	DE 30 ATE 120	DE 120 ATE 400	DE 400 ATE 1000	DE 1000 ATE 2000
± 0,1	± 0,2	± 0,3	± 0,5	± 0,8	± 1,2



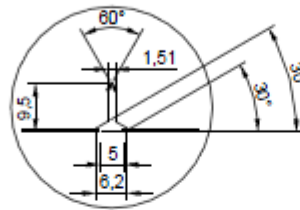
**Detalhe A.
Escala 1:1**



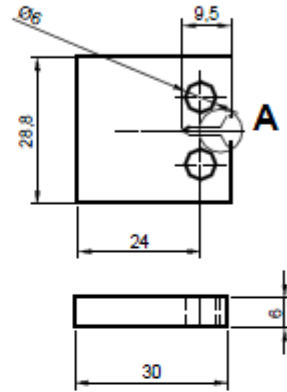
POS.	Qt	DENOMINAÇÃO E DIMENSÕES	MATERIAL - REFERÊNCIA	PESO (kg)
01	04	C(T)-A516	A516- MB - Centro	x


	TÍTULO: C(T). S.G. 0; a/W=0.2; 2T.		DES. nº: 08
	DESENHADO POR: Régis Barros	APROVADO POR: _____	REVISÃO nº: 01
	DATA DE DESENHO: 24/01/2015	DATA DE APROVAÇÃO: ___/___/___	ESCALA: 1:1

MEDIDAS SEM TOLERÂNCIA CONFORME DIN 7168 - MÉDIA					
ATÉ 6	DE 6 ATÉ 30	DE 30 ATÉ 120	DE 120 ATÉ 400	DE 400 ATÉ 1000	DE 1000 ATÉ 2000
± 0,1	± 0,2	± 0,3	± 0,5	± 0,8	± 1,2

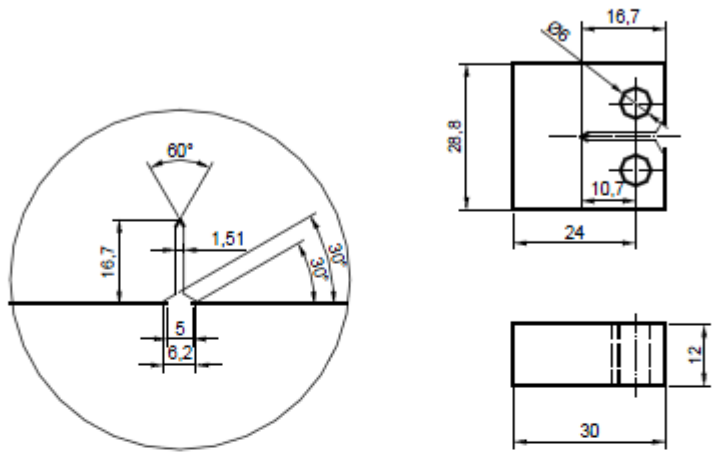


**Detalhe A.
Escala 1:1**




POS.	Qt	DENOMINAÇÃO E DIMENSÕES	MATERIAL - REFERÊNCIA	PESO (kg)
01	04	C(T)-A516	A516- MB - Centro	x
		TÍTULO: C(T). S.G. 0; a/W=0.2; 0.5T.	DES. nº: 10	
		DESENHADO POR: Régis Barros	APROVADO POR: _____	REVISÃO nº: 01
		DATA DE DESENHO: 24/01/2015	DATA DE APROVAÇÃO: ___/___/___	ESCALA: 1:1

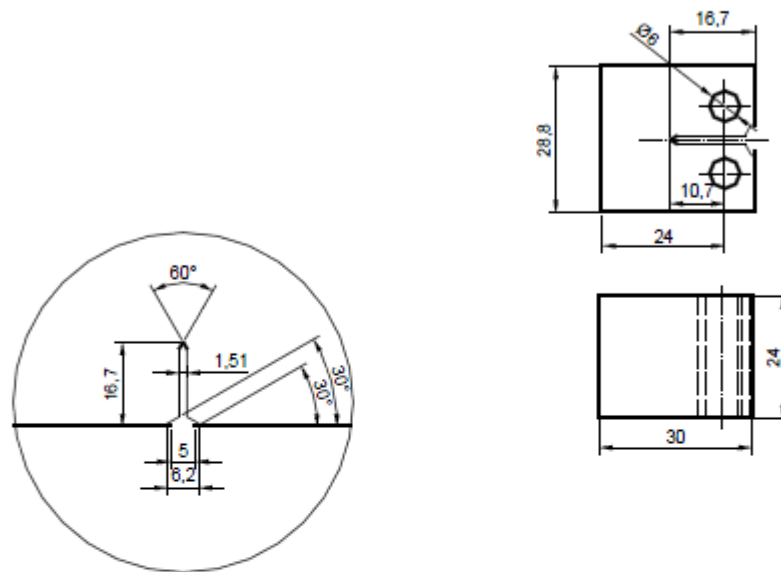
MEDIDAS SEM TOLERÂNCIA CONFORME DIN 7168 - MÉDIA					
ATE 6	DE 6 ATE 30	DE 30 ATE 120	DE 120 ATE 400	DE 400 ATE 1000	DE 1000 ATE 2000
± 0,1	± 0,2	± 0,3	± 0,5	± 0,8	± 1,2




Detalhe A.
Escala 1:1

POS.	Qt	DENOMINAÇÃO E DIMENSÕES	MATERIAL - REFERÊNCIA	PESO (kg)
01	04	C(T)-A516	A516- MB - Centro	x
		TÍTULO: C(T). S.G. 0; a/W=0.5; 1T.	DES. nº: 12	
		DESENHADO POR: Régis Barros	APROVADO POR: _____	REVISÃO nº: 01
		DATA DE DESENHO: 24/01/2015	DATA DE APROVAÇÃO: ___/___/___	ESCALA: 1:1

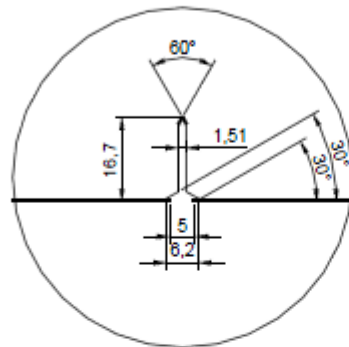
MEDIDAS SEM TOLERÂNCIA CONFORME DIN 7168 - MÉDIA					
ATE 6	DE 6 ATE 30	DE 30 ATE 120	DE 120 ATE 400	DE 400 ATE 1000	DE 1000 ATE 2000
± 0,1	± 0,2	± 0,3	± 0,5	± 0,8	± 1,2



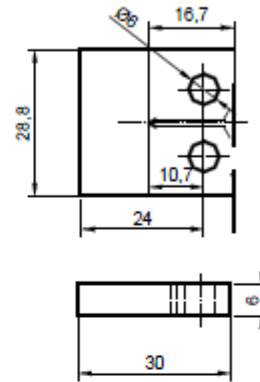
Detalhe A.
Escala 1:1

POS.	Qt	DENOMINAÇÃO E DIMENSÕES	MATERIAL - REFERÊNCIA	PESO (kg)
01	04	C(T)-A516	A516- MB - Centro	x
		TÍTULO:	DES. n.º	
		C(T). S.G. 0; a/W=0.5; 2T.	1	1
		DESENHADO POR: Régis Barros	APROVADO POR: _____	REVISÃO n.º: 01
		DATA DE DESENHO: 24/01/2015	DATA DE APROVAÇÃO: ___/___/___	ESCALA: 1:1

MEDIDAS SEM TOLERÂNCIA CONFORME DIN 7168 - MÉDIA					
ATE 6	DE 6 ATE 30	DE 30 ATE 120	DE 120 ATE 400	DE 400 ATE 1000	DE 1000 ATE 2000
± 0,1	± 0,2	± 0,3	± 0,5	± 0,8	± 1,2

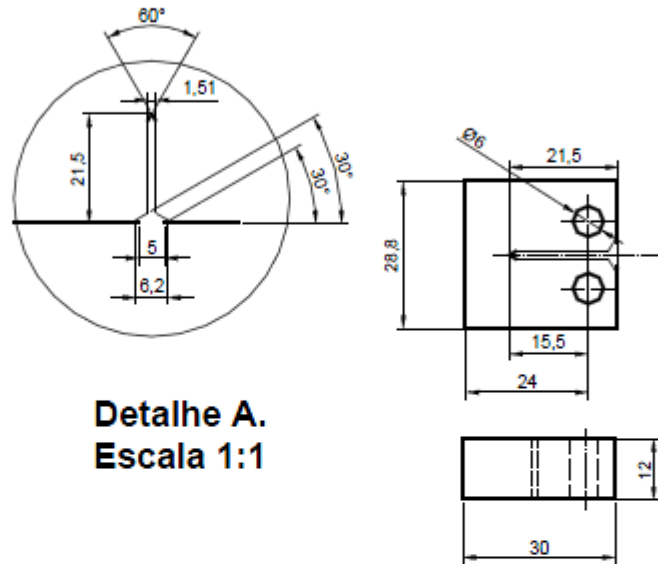


Detalhe A.
Escala 1:1



POS.	Qt	DENOMINAÇÃO E DIMENSÕES	MATERIAL - REFERÊNCIA	PESO (kg)
01	04	C(T)-A516	A516- MB - Centro	x
		TÍTULO: C(T). S.G. 0; a/W=0.5; 0.5T.		DES. n°: 13
		DESENHADO POR: Régis Barros	APROVADO POR: _____	REVISÃO n°: 01
		DATA DE DESENHO: 24/01/2015	DATA DE APROVAÇÃO: ___/___/___	ESCALA: 1:1

MEDIDAS SEM TOLERÂNCIA CONFORME DIN 7168 - MÉDIA					
ATE 6	DE 6 ATE 30	DE 30 ATE 120	DE 120 ATE 400	DE 400 ATE 1000	DE 1000 ATE 2000
± 0,1	± 0,2	± 0,3	± 0,5	± 0,8	± 1,2

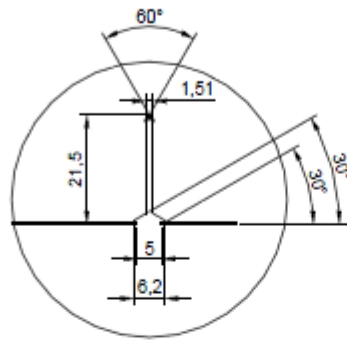


Detalhe A.
Escala 1:1

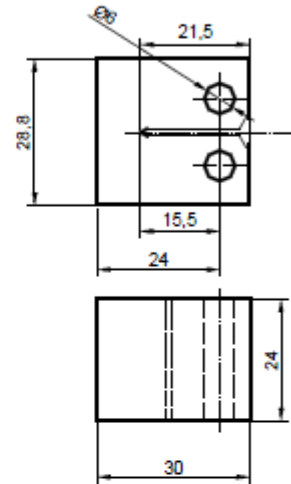
POS.	Qt	DENOMINAÇÃO E DIMENSÕES	MATERIAL - REFERÊNCIA	PESO (kg)
01	04	C(T)-A516	A516- MB - Centro	x

	TÍTULO: C(T). S.G. 0; a/W=0.7; 1T.		DES. nº: 15
	DESENHADO POR: Régis Barros	APROVADO POR: _____	REVISÃO nº: 01
	DATA DE DESENHO: 24/01/2015	DATA DE APROVAÇÃO: __/__/__	ESCALA: 1:1


MEDIDAS SEM TOLERÂNCIA CONFORME DIN 7168 - MÉDIA					
ATE 6	DE 6 ATE 30	DE 30 ATE 120	DE 120 ATE 400	DE 400 ATE 1000	DE 1000 ATE 2000
± 0,1	± 0,2	± 0,3	± 0,5	± 0,8	± 1,2



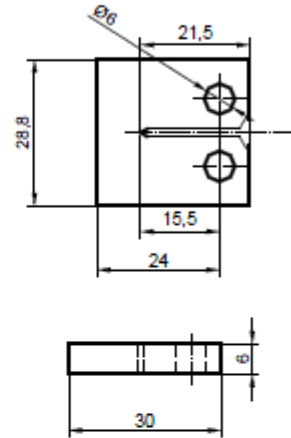
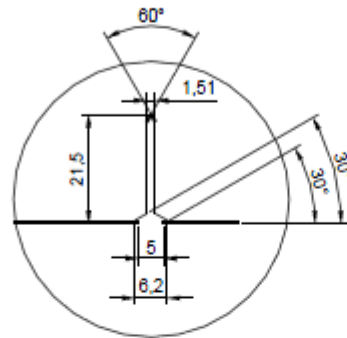
**Detalhe A.
Escala 1:1**



POS.	Qt	DENOMINAÇÃO E DIMENSÕES	MATERIAL - REFERÊNCIA	PESO (kg)
01	04	C(T)-A516	A516- MB - Centro	x

	TÍTULO:	C(T). S.G. 0; a/W=0.7; 2T.	DES. nº:	14
	DESENHADO POR:	Régis Barros	APROVADO POR:	_____
	DATA DE DESENHO:	24/01/2015	DATA DE APROVAÇÃO:	___/___/___
			REVISÃO nº:	01
			ESCALA:	1:1

MEDIDAS SEM TOLERÂNCIA CONFORME DIN 7168 - MÉDIA					
ATE 6	DE 6 ATE 30	DE 30 ATE 120	DE 120 ATE 400	DE 400 ATE 1000	DE 1000 ATE 2000
± 0,1	± 0,2	± 0,3	± 0,5	± 0,8	± 1,2



**Detalhe A.
Escala 1:1**

POS.	Qt	DENOMINAÇÃO E DIMENSÕES	MATERIAL - REFERÊNCIA	PESO (kg)
01	04	C(T)-A516	A516- MB - Centro	x

	TÍTULO:	C(T). S.G. 0; a/W=0.7; 0.5T.	DES. n°:	16	
	DESENHADO POR:	Régis Barros	APROVADO POR:	REVISÃO n°:	01
	DATA DE DESENHO:	24/01/2015	DATA DE APROVAÇÃO:	ESCALA:	1:1

APÊNDICE B - PROJETO DO NOVO DISPOSITIVO DE ENSAIO

a) OBJETIVOS

Desenvolver um dispositivo de ensaio para o corpo de prova C(T) que:

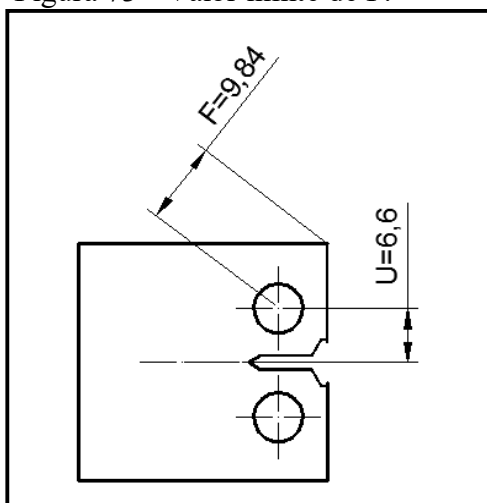
- a) seja adequado ao tamanho do corpo de prova;
- b) seja relativamente barato e de fácil usinagem, utilizando-se o material disponível no almoxarifado.

b) PROBLEMÁTICA ENVOLVIDA

Corpos de prova do tipo C(T) precisam ser testados para a dissertação de mestrado e o dispositivo de acionamento deve ter as seguintes características:

- a) não tocar as faces durante o ensaio;
- b) não interferir na alocação do *clip-gage*
- c) possuir vão acima do *CP* de valor maior que F e parte inferior de material após o pino de valor que se acomode com a cota U sem gerar contato com o outro dispositivo (vide Figura 73)

Figura 73 - Valor limite de F .



Fonte: autor.

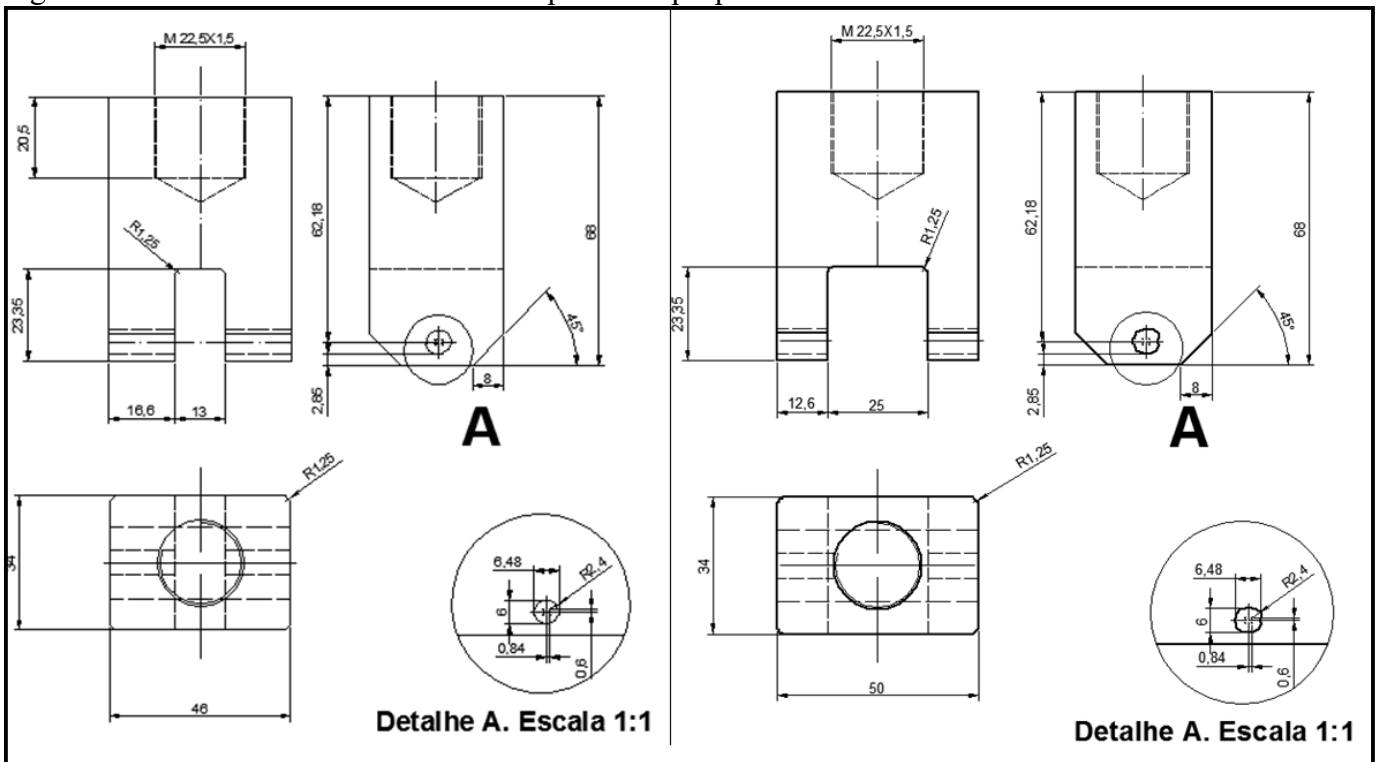
b) SOLUÇÃO: NOVO DISPOSITIVO

Optou-se pela confecção de novos dispositivos com as seguintes características:

- 1) Material: AISI 8620 (proveniente de refugo de aulas da oficina) temperado e revenido;
- 2) Dimensões descritas pela Figura 74 e 75;
- 3) Adaptadores para a máquina MTS do CLM - FEI descritos na Figura 66, também feitos de AISI 8620 temperado e revenido. A Figura 76 mostra o trabalho finalizado.

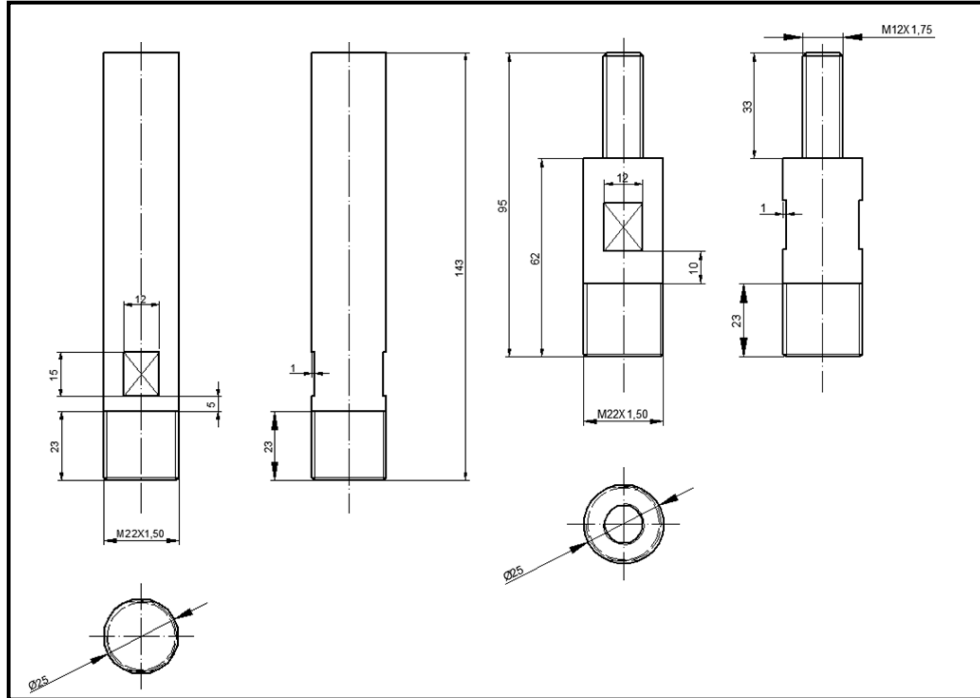
Vale ressaltar que apesar de o aço em questão ser recomendado para aplicações que exigem cementação, os valores de dureza (aproximadamente 37 HRC) após o tratamento térmico são considerados suficientes. Além disso, era a única opção de material disponível no almoxarifado.

Figura 74 - Desenho técnico dos novos dispositivos propostos.



Fonte: autor.

Figura 75 - Desenhos dos adaptadores desenvolvidos.



Fonte: autor.

Figura 76 - Dispositivos e adaptadores ao final do processo de fabricação.



Fonte: autor.

**APÊNDICE C - OUTROS MÉTODOS DE DETERMINAÇÃO DO TAMANHO
INSTÂNTANEO DE TRINCA**

A fim de se enriquecer os conhecimentos adquiridos durante o mestrado, o autor pesquisou brevemente sobre outras técnicas de medição de tamanho de trinca em uso atualmente, sendo então aqui exibida uma representante de um método óptico e outra elétrica de medição.

D) CORRELAÇÃO DIGITAL DE IMAGEM

Essa técnica é um método óptico baseado na escala de cinza das imagens adquiridas por meios que serão descritos a seguir. Segundo os manuais da fabricante Dantec justamente por detectar a escala de cinza dos arquivos digitais de imagem é possível perceber contornos e deslocamentos de estruturas carregadas, sendo que ainda de acordo com a fabricante e com o trabalho de LAMBROS (2001) por conta do aumento na capacidade de processamento de imagens nos computadores modernos e também com a evolução tecnológica na aquisição digitais de imagens muitos campos na área de ensaios de alta taxa de deformação (ex: teste de impacto automotivo, vulgo "*crash test*") passaram a usar a técnica como forma de aferir os parâmetros necessários para suas devidas aplicações.

A fundamentação física da técnica também conhecida pelo nome em inglês "*Digital Image Correlation*" (DIC) (RANSOM e PETERS, 1985) é baseada na cinemática dos pontos do corpo em análise. Considerando-se um corpo numa posição (x,y) qualquer no espaço, sabe-se que após a translação o mesmo ocupará coordenadas $(x+dx; y+dy)$, sendo estabelecidas imagens da área de interesse da peça descarregada (uma espécie de ponto zero do ensaio) e imagens posteriores já com carregamento aplicado, sendo essas imagens comparadas e os deslocamentos calculados (LAMBROS,2001).

De acordo com o que foi buscado em termos de literatura, uma breve fundamentação matemática segue. Seja um corpo no espaço nas coordenadas dx, dy e dz ocupando, após uma deformação de origem qualquer, coordenadas dx^*, dy^* e dz^* , considerando ainda que o vetor $\{u,v,w\}$ denota os deslocamentos quaisquer do corpo em análise, sendo também P e Q dois pontos quaisquer no corpo, ocupando após a deformação pontos P^* e Q^* . Assim sendo, os módulos dos vetores PQ e P^*Q^* são dados pelas equações 1 e 2:

$$|PQ| = ds^2 = dx^2 + dy^2 + dz^2 \quad (1)$$

$$|P * Q *| = ds *^2 = dx *^2 + dy *^2 + dz *^2 \quad (2)$$

Após as devidas passagens matemáticas que não são foco do trabalho (incluindo expansão em série de Taylor truncada (RANSOM e PETERS, 1985) nos termos de segunda ordem pelo fato de deslocamentos infinitesimais elevados a potências de grande ordem tornarem-se numérica e fisicamente desprezíveis), determina-se as equações 3, 4 e 5, que representam a deformação atuante.

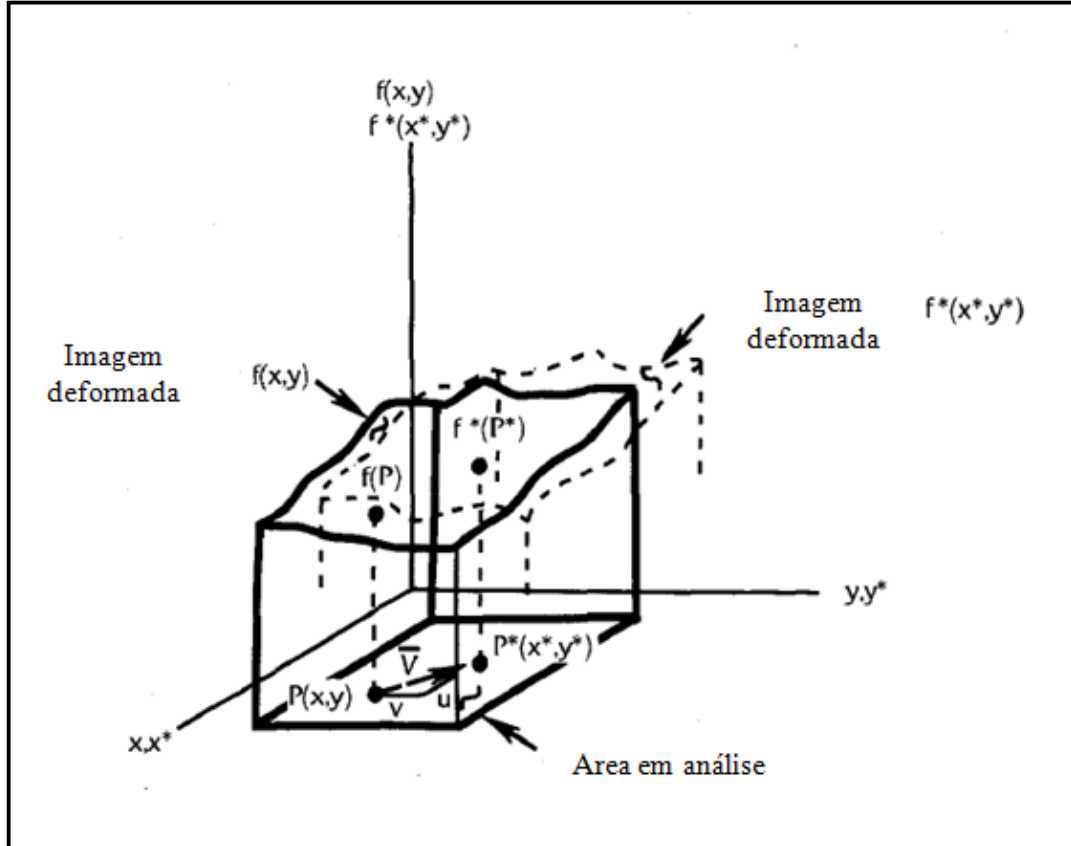
$$\varepsilon_{xx} = \frac{du}{dx} + \frac{1}{2} * \left[\left(\frac{du}{dx} \right)^2 + \left(\frac{dv}{dx} \right)^2 \right] \quad (3)$$

$$\varepsilon_{yy} = \frac{dv}{dy} + \frac{1}{2} * \left[\left(\frac{du}{dy} \right)^2 + \left(\frac{dv}{dy} \right)^2 \right] \quad (4)$$

$$\varepsilon_{xy} = \frac{1}{2} * \left(\frac{du}{dx} + \frac{dv}{dy} \right) + \frac{1}{2} * \left[\frac{du}{dx} * \frac{du}{dy} + \frac{dv}{dx} * \frac{dv}{dy} \right] \quad (5)$$

A Figura 77 ajuda no entendimento das equações.

Figura 77 - Representação da fundamentação matemática da DIC.

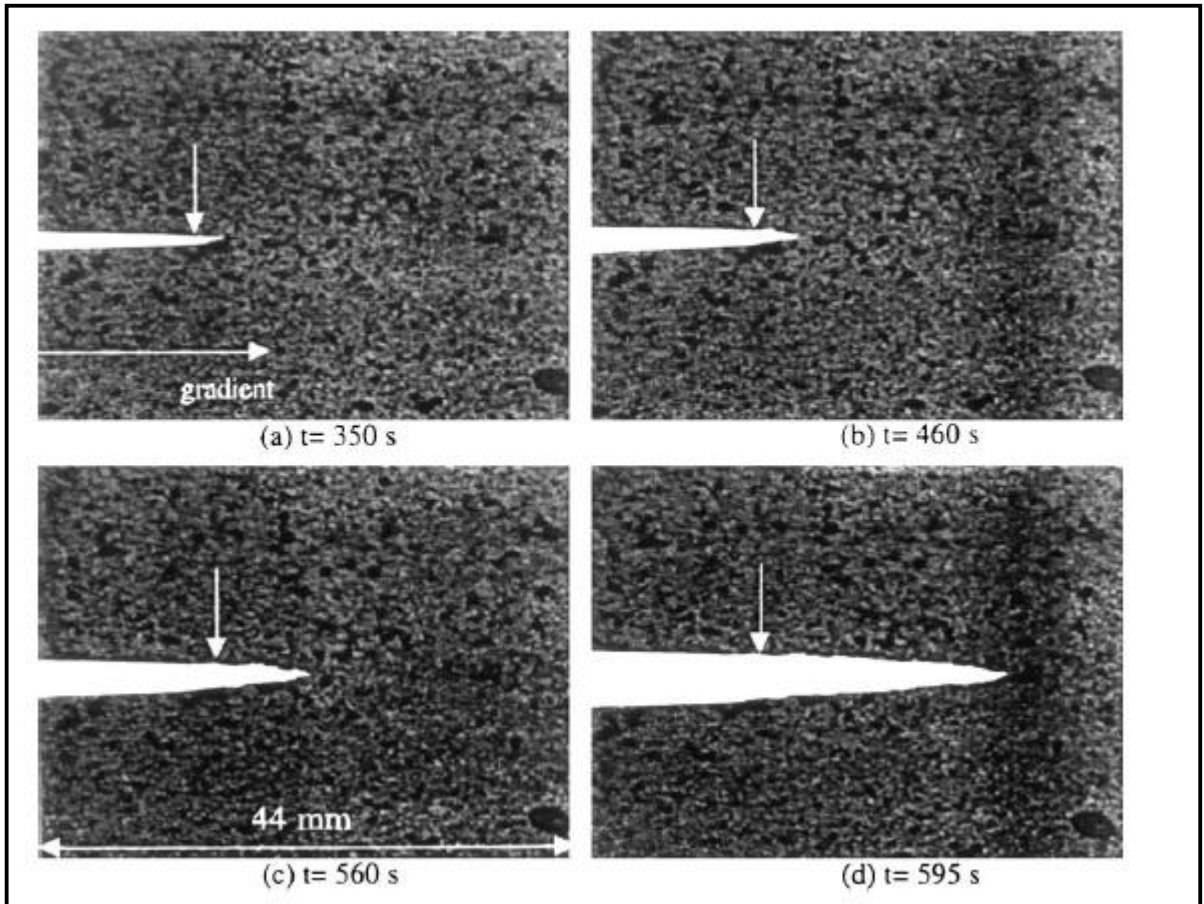


Fonte: autor, "adaptado de" LAMBROS, 1985. p.5

Tanto na medição do tamanho instantâneo de trinca quanto em qualquer outro tipo de ensaio que use DIC é necessário converter os dados adquiridos em termos de deformação através da manipulação das equações apresentadas anteriormente, e isso se dá através de métodos numéricos de iteração onde todos os cálculos pertinentes são efetuados. Para maiores detalhes, é altamente recomendável consultar as referências bibliográficas, uma vez que o aprofundamento da técnica fugiria do escopo do trabalho.

A Figura 78 mostra um exemplo de análise obtida por DIC, onde é possível notar o crescimento da trinca num material de construção civil, sendo que a Figura x mostra a título de curiosidade os erros determinados por Ramsom quando utilizados polinômios no tratamento das imagens DIC.

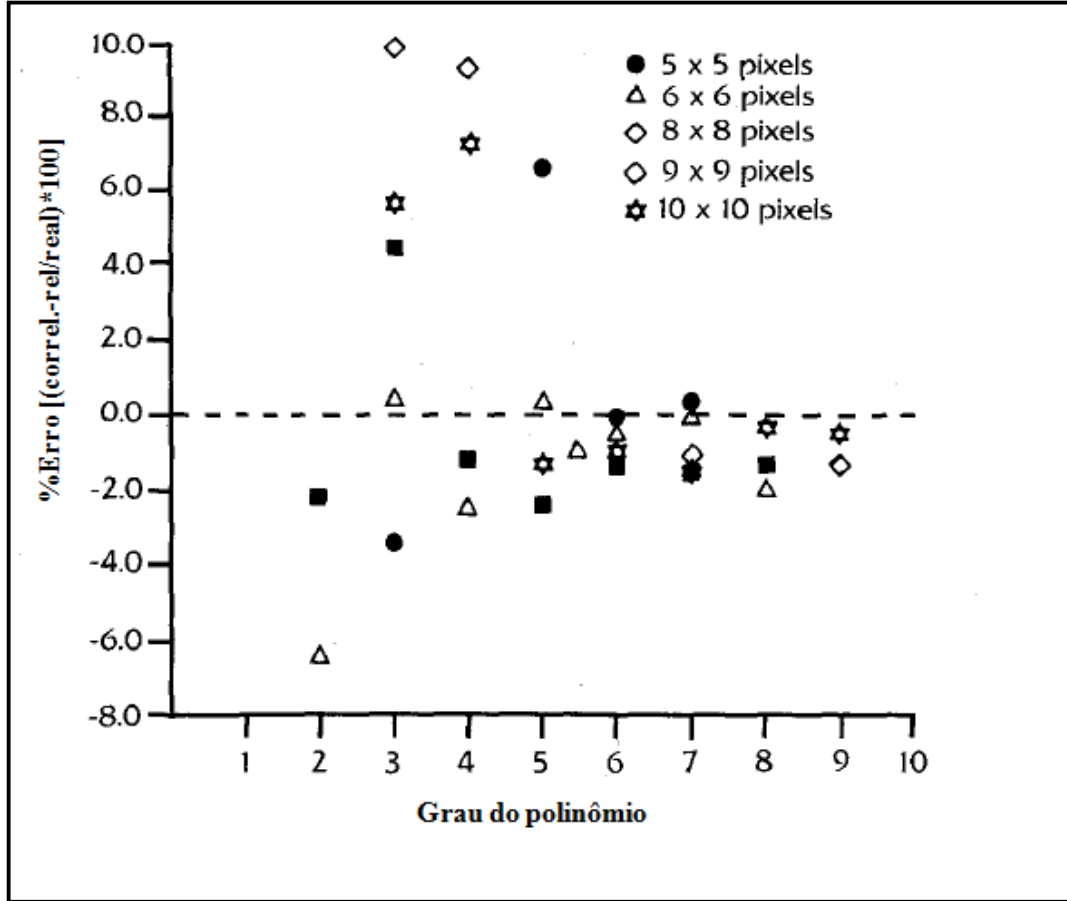
Figura 78 - Fundamentação matemática da DIC. Observa-se a medição do crescimento da trinca.



Fonte: autor, "adaptado de" Ramsom e Peters, 1985. p 7

Vale ressaltar ainda que com a observação da Figura 79 é possível entender que polinômios de aproximação de sexto ou sétimo grau com imagens de 5 pixels por 5 pixels de resolução mostram os melhores resultados para a técnica DIC.

Figura 79 - Erros das técnicas matemáticas aplicadas à DIC.



Fonte: autor, "adaptado de" Ramsom e Peters, 1985. p 9

Agora, segundo o artigo mais recente de Matos et. al. (2012), publicado na revista "*Fatigue and fracture of engineering materials and structures*", que analisou ligas de alumínio 6082 T6 e as comparou, com o auxílio da DIC com dois modelos existentes, sendo um de deformação elástica na ponta da trinca e outro elasto-plástico, utilizando-se corpos de prova C(T), que foram o foco de estudo dessa dissertação, outros métodos ópticos de medição de tamanho instantâneo de trinca como fotoelasticidade e interferometria de moiré apesar de úteis, são muito custosas em termos experimentais e não abrangem toda uma gama de aplicabilidade nos materiais de engenharia por conta de aspectos relacionados à transmissão das imagens, que não são foco do presente trabalho.

2) Queda de potencial elétrico.

Mellin et. al. (2006) retratam em seu trabalho que as outras técnicas comumente utilizadas (por exemplo, flexibilidade elástica no descarregamento, que é foifoco dessa pesquisa) podem, em situações que envolvem grande nível de plasticidade ou mesmo dependendo da localização dos aquisitores de dados de interesse (por conta da abertura na boca da trinca), fornecer resultados não condizentes com o real.

É sabido com base na lei de Ohm ($V = RI$, sendo V a diferença de potencial imposta, R a resistência elétrica e I a corrente) que a resistência R de um objeto qualquer é inversamente proporcional à sua área, ou seja, quanto maior uma trinca presente, menor o valor da seção transversal do corpo em análise, logo a resistência à passagem da corrente será maior. Isso implica que, pela lei de Ohm, considerando corrente constante, pode-se estabelecer um vínculo entre o tamanho de trinca e o potencial elétrico medido. (LOPES et al., 2013),.

Ainda segundo as normas ASTM E1820 (2013) e ASTM E647 (2013), pode-se empregar corrente contínua ou alternada, sendo necessária a devida atenção com a frequência da rede devido a criação, para frequências de rede elevadas, devido à distribuição não homogênea da corrente na dimensão da espessura do CP., além de que a Equação X mostra a dependência da espessura da camada de material que conduz maior parte dos elétrons em relação a frequência da rede:

$$\epsilon = \frac{1}{\mu r * \mu 0 * \emptyset * \pi * f} \quad (5)$$

onde:

μr a permeabilidade relativa;

$\mu 0$ a permeabilidade no vácuo;

\emptyset a condutividade elétrica;

f a frequência da rede.

Logo, ao se alterar a frequência, pode-se causar alterações nas medições de tamanho de trinca justamente pela alteração da espessura da camada de condução.

De acordo com a ASTM E647 (2013), os estados de deformação elástica e plástica podem alterar a resistividade do corpo de prova ainda em ensaios de corrente alternada, devido às

características eletromagnéticas de cada material, devendo-se então aplicar correções especificadas pela norma, que não são o escopo no presente projeto, para minimizar os erros dos resultados de tamanho de trinca em função da diferença de potencial, sendo que durante o ensaio de fadiga o carregamento cíclico, caso não seja imposta a razão de carregamento adequada, pode causar fechamento na ponta da trinca, alterando instantaneamente a resistência elétrica do corpo de prova.

Existem equações que relacionam o tamanho instantâneo de trinca com a diferença de potencial elétrico, como a Equação 6, que é aplicável no caso de teste de corrente contínua.

$$a = H. (Vc - V0) \quad (6)$$

sendo:

$V0$: potencial elétrico sem trinca (referência)

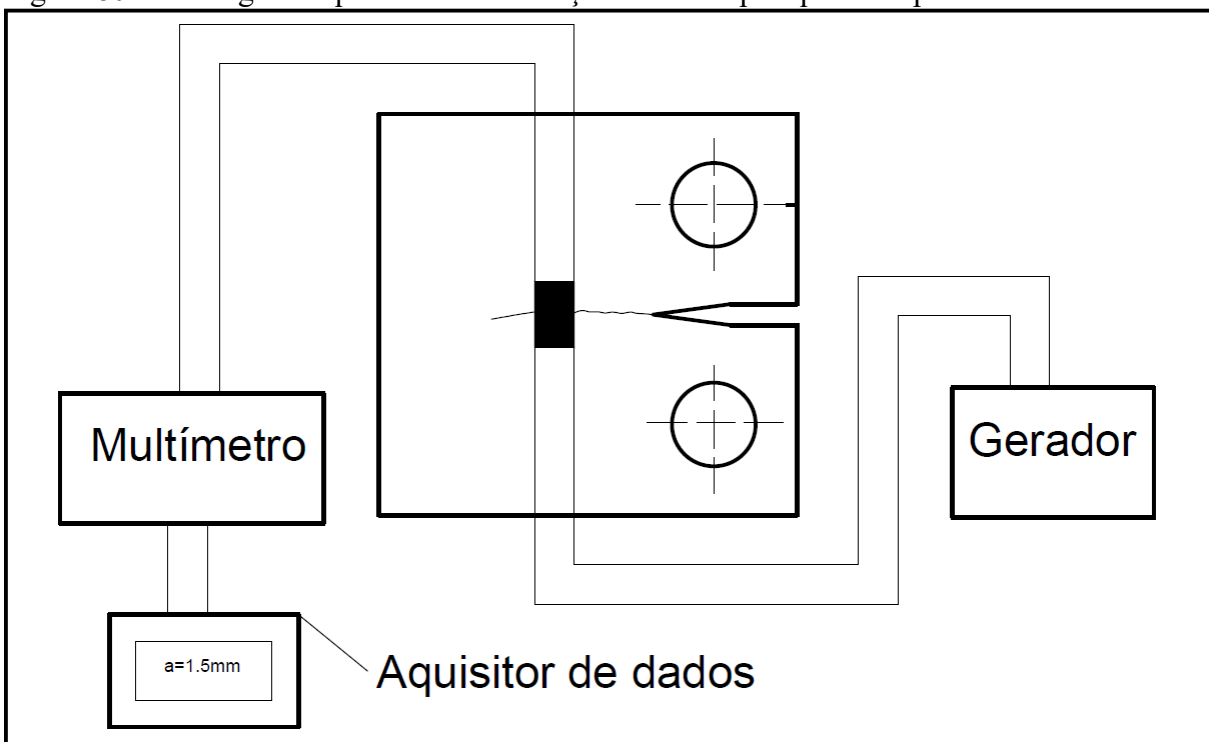
Vs : potencial elétrico na presença de trinca

a_i : profundidade instantânea de trinca.

H : constante de calibração do ensaio

A Figura 80 mostra a montagem esquemática e simplificada da medição por queda de potencial elétrico.

Figura 80 - Montagem esquemática da medição de trinca por queda de potencial.



Fonte: autor.

O método de corrente contínua apresenta as seguintes vantagens (KELLER et. al., 1994):

- a) possibilidade de detecção de defeitos subsuperficiais;
- b) fácil aplicação;
- c) alta imunidade a ruídos ambientes.

Por outro lado, as desvantagens inerentes são:

- a) demanda de altas correntes (superiores a 300 A), implicando em efeito termoeletrico.
- b) frequência do sinal elétrico limitado a 10 Hz;

Já para o ensaio de queda de potencial por corrente alternada, tem-se as seguintes principais vantagens:










- a) baixa intensidade de corrente, implicando em maior segurança de uso para os operadores;
- b) maior sensibilidade ao crescimento da trinca.



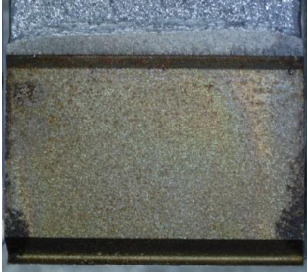





As principais desvantagens são as seguintes:



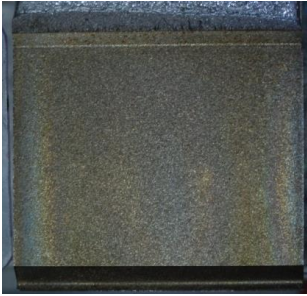
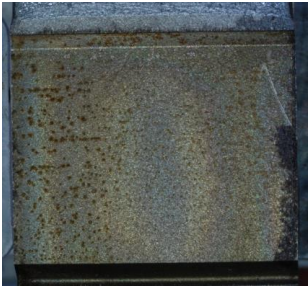

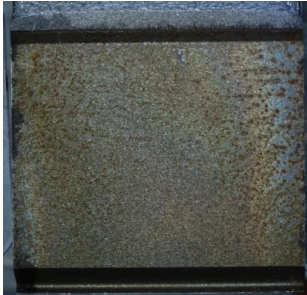
- a) instrumentação mais refinada, portanto, mais cara que para o ensaio de corrente contínua;
- b) altos investimentos.

Em relação ao método da flexibilidade elástica no descarregamento, o autor pôde observar que, de acordo com a literatura, as principais desvantagens são: necessidade de aparatos externos sofisticados para se medir o comprimento instantâneo da trinca, além de que a condutividade elétrica poder ser alterada por conta de fatores como ambiente, presença de impurezas, etc, além de na literatura, Mellin et al (2006) citarem que houve inúmeras objeções no meio científico quanto ao uso da técnica, também por ser considerado que o carregamento cíclico poderia alterar o caminho da corrente elétrica na região da trinca, comentando que a técnica de queda de potencial é muito boa para se detectar fechamento da trinca e que todas as técnicas têm seus prós e seus contras.

APÊNDICE D: IMAGENS DOS CORPOS DE PROVA ABERTOS.

		
M01 ($B=6mm$)	M02 ($B=6mm$)	M03 ($B=6mm$)
		
M04 ($B=6mm$)	M05 ($B=12mm$)	M06 ($B=12mm$)
		
M07 ($B=12mm$)	M08 ($B=12mm$)	M09 ($B=24mm$)

		
M10 M09 ($B=24mm$)	M11 M09 ($B=24mm$)	M12 M09 ($B=24mm$)
		
P01 ($B=6mm$)	P02 ($B=6mm$)	P03 ($B=6mm$)
		INUTILIZADA
P04 ($B=6mm$)	P05 ($B=12mm$)	P06 ($B=12mm$)

		
P07 ($B=12mm$)	P08 ($B=12mm$)	P09 ($B=24mm$)
		
P10 ($B=12mm$)	P11 ($B=12mm$)	P12 ($B=12mm$)

**ANEXO A - COEFICIENTES DE FLEXIBILIDAD ELÁSTICA NO DESCARGAMENTO
PROPOSTOS POR MOREIRA (2014).**

A Tabela AA1 mostra os coeficientes do ajuste polinomial para os corpos de prova C(T) com relação $W=4B$.

Tabela 23 - Coeficientes de Moreira (2014). CP de espessura 6mm

Ponto de medição do <i>CMOD</i>	β_0	β_1	B_2	B_3	B_4	β_5
Linha de carga	0,91824	-1,12547	-28,3229	150,9995	-326,649	277,2825
Ponta	0,77997	4,26976	-119,928	804,9858	-2.532,06	3.094,92
Ponta + 1,5mm	0,77594	4,5085	-125,965	856,4251	-2.727,24	3.363,09
Ponta + 3,0 mm	0,76764	4,9104	-134,471	926,5142	-2.991,47	3.729,71

Fonte: Moreira, 2014

A Tabela AA2 mostra os coeficientes do ajuste polinomial para os corpos de prova C(T) com relação $W=2B$.

Tabela 24 - Coeficientes de Moreira (2014). CP de espessura 12mm

Ponto de medição do <i>CMOD</i>	β_0	β_1	B_2	B_3	B_4	β_5
Linha de carga	0,92388	-1,30496	-25,812	134,687	-277,501	222,3628
Ponta	0,88065	0,29269	-59,0952	358,5081	-958,59	962,3435
Ponta + 1,5mm	0,87752	0,39894	-61,6652	374,2286	-992,854	966,4289
Ponta + 3,0 mm	0,87695	0,41691	-63,0454	382,0924	-1.000,10	929,6288

Fonte: Moreira, 2014

A Tabela 25 mostra os coeficientes para a relação $W=B$ e a tabela 26 os coeficientes de ajuste polinomial das normas vigentes.

Tabela 25 - Coeficientes de Moreira (2014). CP de espessura 24mm

Ponto de medição do <i>CMOD</i>	β_0	β_1	B_2	B_3	B_4	β_5
Linha de carga	0,92111	-1,3765	-23,2179	113,3446	-208,63	144,3104
Ponta	0,89648	0,60842	-42,0691	220,2079	-446,57	254,2895
Ponta + 1,5mm	0,89007	-0,35017	-47,1988	255,7189	-551,293	351,8047
Ponta + 3,0 mm	0,89123	-0,41672	-46,9673	249,1842	-498,399	221,1626

Fonte: Moreira, 2014

Tabela 26 - Coeficientes de ajuste das normas vigentes.

Ponto de medição do <i>CMOD</i>	β_0	β_1	B_2	B_3	B_4	β_5
Linha de carga	1,002	-4,0632	11,242	-106,04	464,33	-650,68
Ponta	1,0010	-4,6695	18,460	-236,82	1214,9	-2143,6
Ponta + 1,5mm	1,0008	-4,4473	15,400	-180,55	870,92	-1411,3

Fonte: ASTM

Tabela 27- Tabela de Shapiro-Wilk. Os valores em verde são os utilizados no trabalho, de carodo com o tamanho das amostras (N=4) ensaiadas e testadas.

Nível de significância									
N	0,01	0,02	0,05	0,1	0,5	0,9	0,95	0,98	0,99
3	0,753	0,756	0,767	0,789	0,959	0,998	0,999	1,000	1,000
4	0,687	0,707	0,748	0,792	0,935	0,987	0,992	0,996	0,997
5	0,686	0,715	0,762	0,806	0,927	0,979	0,986	0,991	0,993
6	0,713	0,743	0,788	0,826	0,927	0,974	0,981	0,986	0,989
7	0,730	0,760	0,803	0,838	0,928	0,972	0,979	0,985	0,988
8	0,749	0,778	0,818	0,851	0,932	0,972	0,978	0,984	0,987
9	0,764	0,791	0,829	0,859	0,935	0,972	0,978	0,984	0,986
10	0,781	0,806	0,842	0,869	0,938	0,972	0,978	0,983	0,986
11	0,792	0,817	0,850	0,876	0,940	0,973	0,979	0,984	0,986
12	0,805	0,828	0,859	0,883	0,943	0,973	0,979	0,984	0,986
13	0,814	0,837	0,866	0,889	0,945	0,974	0,979	0,984	0,986
14	0,825	0,846	0,874	0,895	0,947	0,975	0,980	0,984	0,986
15	0,835	0,855	0,881	0,901	0,950	0,975	0,980	0,984	0,987
16	0,844	0,863	0,887	0,906	0,952	0,976	0,981	0,985	0,987
17	0,851	0,869	0,892	0,910	0,954	0,977	0,981	0,985	0,987
18	0,858	0,874	0,897	0,914	0,956	0,978	0,982	0,986	0,988
19	0,863	0,879	0,901	0,917	0,957	0,978	0,982	0,986	0,988
20	0,868	0,884	0,905	0,920	0,959	0,979	0,983	0,986	0,988

Fonte: Portalaction