

CURVAS J-R E CTOD-R DE AÇOS ESTRUTURAIS SEGUNDO NORMAS ASTM E BSI

Ian Pinto Martins

Projeto de Graduação apresentado ao Curso de Engenharia Metalúrgica da Escola Politécnica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Engenheiro Metalurgista.

Orientador: Enrique Mariano Castrodeza

Rio de Janeiro
SETEMBRO/2012

CURVAS J-R E CTOD-R DE AÇOS ESTRUTURAIS SEGUNDO NORMAS ASTM E BSI

Ian Pinto Martins

PROJETO DE GRADUAÇÃO SUBMETIDO AO CORPO DOCENTE DO CURSO DE ENGENHARIA METALÚRGICA DA ESCOLA POLITÉCNICA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE ENGENHEIRO METALURGISTA.

Examinado por:

Prof. Enrique Mariano Castrodeza, D.Sc.

Prof. Fernando Luiz Bastian, D.Sc.

Prof. Celio Albano da Costa Neto, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL
SETEMBRO de 2012

Martins, Ian Pinto

Curvas J-R e CTOD-R de aços estruturais segundo normas ASTM e BSI/Ian Pinto Martins. – Rio de Janeiro: UFRJ/ Escola Politécnica, 2012.

VI, 73 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Enrique Mariano Castrodeza

Projeto de graduação – UFRJ/Escola Politécnica/Curso de Engenharia Metalúrgica, 2012.

Referências Bibliográficas: p. 72-73.

1. curvas de resistência 2. J-R 3. CTOD-R 4. normas ASTM e BSI

I. Castrodeza, Enrique Mariano II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, UFRJ, Engenharia Metalúrgica III. Curvas J-R e CTOD-R de aços estruturais segundo normas ASTM e BSI.

*“Nas grandes batalhas da vida, o primeiro passo para
a vitória é o desejo de vencer!”*

Mahatma Gandhi

Agradecimentos

Primeiramente agradeço a Deus pela vida.

Aos meus pais, Anacleto e Vanilce, e as minhas irmãs, Ianne e Letícia, por acreditarem em mim e me apoiarem em todos os momentos da minha vida.

A toda a minha família e amigos pela torcida e incentivo dado para a conclusão do curso de Engenharia.

Ao professor e amigo Enrique Mariano Castrodeza por enriquecer minha formação ao me orientar nesse trabalho.

Aos professores Fernando Luiz Bastian e Celio Albano da Costa Neto por se disporem a fazer parte da banca examinadora.

À Usiminas pelo fornecimento dos corpos de prova dos materiais utilizados para a realização do trabalho.

Aos meus amigos do Laboratório de Mecânica da Fratura Mônica Vicente, Pablo Melcher, Renato Barboza e Rodrigo Mazoni por sempre estarem dispostos, auxiliando e apoiando o desenvolvimento desse projeto, sendo fundamentais para sua conclusão.

A todos os amigos da Metalmat, em especial Anderson Mendes, Guilherme Zeemann, Gustavo Brandolin e Jorge Martins pelos ótimos momentos vivenciados ao longo de todos esses anos.

Ao Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais e todos os seus professores e funcionários, por toda infra-estrutura fornecida e conhecimento transmitido.

A todos vocês o meu muito obrigado!

Resumo do Projeto de Graduação apresentado ao DEMM/EP/UFRJ como parte integrante dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Engenheiro Metalurgista.

CURVAS J-R E CTOD-R DE AÇOS ESTRUTURAIS SEGUNDO NORMAS ASTM E BSI

Ian Pinto Martins

Setembro/2012

Orientador: Enrique Mariano Castrodeza

Curso: Engenharia Metalúrgica

A avaliação da tenacidade à fratura de um material é essencial para a análise da integridade de estruturas na presença de defeitos. Essa propriedade é obtida através de ensaios padronizados segundo normas estabelecidas por instituições reguladoras, como BSI e ASTM. O presente trabalho apresenta uma comparação entre os valores de tenacidade avaliados segundo essas normas. Para tal, dois aços HSLA DH-36 processados de maneiras distintas - laminação convencional seguida de normalização (LCN) e laminação controlada com resfriamento acelerado (CLC) - foram ensaiados a temperatura ambiente utilizando o método das descargas parciais. Foram obtidas as curvas de resistência J-R e δ -R, assim como os valores de tenacidade de iniciação, segundo as normas BS 7448-4 e ASTM 1820. Os resultados demonstram que as curvas J-R obtidas para ambas as normas são semelhantes. As curvas δ -R, porém, apresentam diferença significativa entre as normas, onde a BS fornece maiores valores de CTOD em relação à ASTM. A magnitude da diferença dos valores de CTOD entre as normas depende do material ensaiado. Os valores de iniciação também apresentaram discrepância entre as normas estudadas. Por fim, foi verificado que, a temperatura ambiente, o material CLC apresenta maior tenacidade comparado ao LCN.

Palavras-chave: curvas de resistência, J-R, CTOD-R, normas ASTM e BSI.

Abstract of Undergraduate Project present to DEMM/POLI/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Metallurgical Engineer.

J-R AND CTOD-R CURVES OF STRUCTURAL STEELS ACCORDING TO ASTM AND BSI STANDARDS

Ian Pinto Martins

September/2012

Advisor: Enrique Mariano Castrodeza.

Course: Metallurgical Engineering

The evaluation of fracture toughness of a material is essential for the structural integrity analysis. This property is obtained by standardized tests established by regulatory institutions, such as BSI and ASTM. This work presents a comparison between fracture toughness values obtained from these standards. Two DH-36 HSLA steels processed in different ways - conventional rolling plus normalization (LCN) and controlled rolling with accelerated cooling (CLC) - were tested at room temperature using the unloading compliance method. Resistance curves J-R and δ -R, as well as initiation toughness values, were obtained according to ASTM 1820 and BS 7448-4 standards. The results show that the J-R curves evaluated for both standards are similar. The δ -R curves, however, present differences between these standards, where BS provides higher values of CTOD in relation to ASTM. The magnitude of the CTOD difference between these two standards depends upon the material properties. The initiation values also showed a significant difference. Finally, it was verified that at room temperature the material CLC has higher toughness compared to LCN.

Keywords: resistance curves, J-R, CTOD-R, BSI and ASTM standards.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
2.1	INTRODUÇÃO A MECÂNICA DA FRATURA	3
2.2	MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA (MFLE)	4
2.2.1	O BALANÇO ENERGÉTICO DE GRIFFITH	4
2.2.2	O FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES (K)	6
2.2.3	RELAÇÃO ENTRE G E K	11
2.3	MECÂNICA DA FRATURA ELASTO-PLÁSTICA (MFEP)	11
2.3.1	MATERIAIS ELÁSTICOS NÃO LINEARES VERSUS MATERIAIS ELASTO-PLÁSTICOS	12
2.3.2	INTEGRAL J	13
2.3.3	CTOD – Crack Tip Opening Displacement	16
2.4	CURVAS DE RESISTÊNCIA	21
3	MATERIAIS E MÉTODOS	24
3.1	MATERIAL	24
3.2	GEOMETRIA DOS CORPOS DE PROVA	25
3.3	METODOLOGIA	26
3.4	TESTE DE FRATURA	27
3.5	PROCESSAMENTO DE DADOS	31
3.5.1	CURVA DE RESISTÊNCIA – CÁLCULOS E CONSTRUÇÃO	31
3.5.1.1	ESTIMATIVA DO TAMANHO DA TRINCA	32
3.5.1.2	NORMA ASTM 1820	33
3.5.1.2.1	INTEGRAL J	33
3.5.1.2.2	CTOD	36
3.5.1.3	NORMA BS 7448-4	39
3.5.1.3.1	INTEGRAL J	39
3.5.1.3.2	CTOD	41
3.5.2	CÁLCULOS DO CTOD DE CARGA MÁXIMA (δ_m)	42
3.5.2.1	ASTM 1290	43
3.5.2.2	BS 7448 – 1	44
4	RESULTADOS	45
4.1	REGISTROS CARGA-DESLOCAMENTO	45
4.2	CURVAS DE RESISTÊNCIA	47
4.3	CTOD DE CARGA MÁXIMA (δ_m)	59
4.4	RESUMO DOS RESULTADOS	61
5	DISCUSSÃO	62
6	CONCLUSÕES	71
7	REFERÊNCIAS	72

1 INTRODUÇÃO

A mecânica da fratura é uma ferramenta fundamental para a avaliação da resistência à fratura de estruturas da engenharia. Essa ferramenta da engenharia permite analisar a integridade de estruturas trincadas, a tolerância ao dano, a resistência residual de diferentes componentes na presença de defeitos e também auxilia na seleção do material para o projeto. Mas, para que essas análises sejam precisas é necessária a avaliação experimental do comportamento à fratura dos materiais nas condições de serviço. Tal comportamento está associado com sua tenacidade à fratura, que é usualmente descrita como a resistência do material ao crescimento de uma trinca.

Atualmente, para a maioria dos materiais metálicos estruturais os valores de tenacidade à fratura devem ser avaliados mediante parâmetros da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica, sendo os mais importantes a Integral J e o CTOD. Assim, valores de tenacidade à fratura são obtidos a partir de ensaios de corpos de prova padronizados segundo normas estabelecidas por instituições reguladoras, tais como a British Standards Institution (BSI) e a American Society for Testing and Materials (ASTM). Entretanto, a avaliação da tenacidade à fratura segundo essas normas apresenta algumas diferenças metodológicas, fundamentalmente no que diz respeito ao processamento dos dados. Desse modo, os valores de tenacidade avaliados variam de acordo com a norma utilizada, principalmente no cálculo do CTOD, já que as normas BS e ASTM trazem diferentes abordagens para o cálculo desse parâmetro. A metodologia das normas BSI baseia-se no modelo da rótula plástica, um conceito geométrico no qual é suposto que durante a deformação plástica o corpo de prova rotaciona em um determinado ponto, sendo a medida do CTOD realizada a partir de semelhança de triângulos. Já a metodologia da ASTM utiliza uma abordagem energética, onde a obtenção do CTOD se dá a partir da sua equivalência com a Integral J.

Valores distintos de tenacidade à fratura avaliados a partir do mesmo corpo de prova segundo cada norma podem acarretar em certa confusão, especialmente por se tratar da medição de uma propriedade mecânica do material. Desse modo, o presente trabalho tem como objetivo realizar uma comparação entre as curvas de resistência e os valores de tenacidade à fratura de aços obtidos pelas metodologias das normas BS e ASTM. Para tal, foram ensaiados dois aços HSLA (*High Strength Low Alloy*) DH-36, fornecidos pela empresa USIMINAS, fabricados a partir de dois processos: laminação

convencional seguida de normalização (LCN) e laminação controlada com resfriamento acelerado (CLC).

Os aços HSLA vêm sendo amplamente utilizados nos setores das indústrias do petróleo e naval. Seu uso é justificado pelas boas propriedades que apresentam, como resistência mecânica, boa soldabilidade, resistência à corrosão e tenacidade à fratura. Associado a um processo TMCP (*Thermo-Mechanical Control Process*) e resfriamento acelerado é possível obter aços com maior resistência mecânica através do refino da microestrutura, com impacto positivo também na tenacidade do material. Além disso, o uso desse processo possibilita a obtenção de aços com menor carbono equivalente (C_{eq}) para um mesmo nível de resistência desejado, em relação àqueles submetidos à laminação convencional. Esse decréscimo do C_{eq} aumenta a soldabilidade do material [1].

Para a comparação, corpos de prova de cada material foram ensaiados a temperatura ambiente utilizando o método das descargas parciais. Com os registros obtidos foram feitos o levantamento das curvas de resistência J-R e δ -R, assim como a obtenção dos valores de tenacidade de iniciação, segundo as normas BS 7448-4 [2] e ASTM 1820 [3]. Com o registro do mesmo ensaio também foram calculados os valores de CTOD de carga máxima segundo as normas ASTM 1290 [4] e BS 7448-1 [5].

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 INTRODUÇÃO A MECÂNICA DA FRATURA

De uma forma geral, as falhas de uma estrutura podem ser divididas em dois tipos: dominadas por deformação plástica (colapso plástico) e dominadas por fratura. Para ambos os casos os defeitos presentes no material exercem um papel importante. Porém aqueles que influenciam a falha por escoamento se diferem daqueles que influenciam a falha por fratura, onde os defeitos macroscópicos, em especial as trincas, exercem um papel fundamental na integridade estrutural [6].

A avaliação da periculosidade de defeitos planares em estruturas exige o conhecimento da tenacidade à fratura do material, propriedade que caracteriza a resistência à propagação de trincas. Esta propriedade deve ser obtida experimentalmente através do uso dos conceitos da mecânica da fratura. A utilização cada vez mais generalizada desses conceitos se deve ao fato de que estes permitem quantificar de uma forma bastante precisa os níveis admissíveis em que um componente com trincas pode operar, sem que venha a falhar [7].

O significativo avanço no desenvolvimento dos conceitos da mecânica da fratura foi realizado a partir do fim da segunda guerra mundial focalizando, pela sua enorme importância estrutural, os materiais metálicos em geral e os aços em particular. Em função da qualidade dos materiais estruturais analisados, aqueles conceitos que foram estabelecidos anteriormente a 1960 são aplicáveis para materiais relativamente frágeis, que exibem um comportamento linear elástico até a fratura. Embora correções para plasticidade tenham sido propostas por volta de 1948, estas análises ficam restritas às estruturas que apresentam pequena quantidade de deformação plástica durante o processo de fratura [8].

A partir de 1960, em função da evolução dos aços estruturais, teorias de mecânica da fratura foram desenvolvidas para avaliação de vários tipos de comportamento não-linear (plasticidade, viscoplasticidade, viscoelasticidade), assim como efeitos dinâmicos. Todos esses resultados recentes, entretanto, evoluíram a partir da mecânica da fratura linear elástica (MFLE). Deste modo, um sólido conhecimento dos fundamentos da MFLE é essencial para entender os conceitos mais avançados na mecânica da fratura [6][8].

2.2 MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA (MFLE)

A Mecânica da Fratura Linear Elástica apresenta duas abordagens para a fratura. A primeira é baseada no balanço energético, proposto por Griffith e posteriormente modificado por Irwin e Orowan, o qual estabelece a condição necessária para a fratura. Já a segunda foi desenvolvida por Irwin em 1957 para descrever a intensidade do campo elástico na região próxima a ponta da trinca. Porém ambas as abordagens são equivalentes, uma vez que Irwin estabeleceu uma relação simples entre esses dois parâmetros. Essas abordagens, por serem baseadas na elasticidade linear, toleram uma quantidade muito limitada de deformação plástica durante o processo de propagação da trinca, o que impossibilita a aplicação da MFLE na maioria dos materiais utilizados atualmente nas estruturas industriais [6][9].

2.2.1 O BALANÇO ENERGÉTICO DE GRIFFITH

Griffith propôs uma teoria para prever a fratura de materiais frágeis que contenham trincas, a partir de um critério termodinâmico. Este critério prediz que haverá a propagação da trinca se a variação da energia total do sistema decrescer com o crescimento da trinca. Então, para que a trinca cresça, deve haver energia potencial disponível suficiente para suprir a energia necessária para que o processo ocorra. O balanço energético de Griffith para um aumento incremental da área da trinca (da), na condição de equilíbrio, pode ser expresso da seguinte forma [9]:

$$\frac{dE}{da} = \frac{d\Pi}{da} + \frac{dWt}{da} = 0 \quad \text{Equação 1}$$

$$-\frac{d\Pi}{da} = \frac{dWt}{da} \quad \text{Equação 2}$$

onde Π é energia potencial fornecida pela energia de deformação e forças externas e Wt é energia requerida para ocorrer o crescimento da trinca.

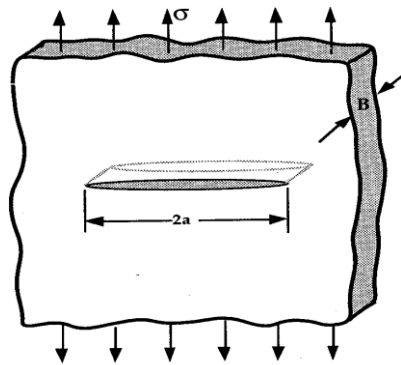


Figura 1 – Placa infinita com uma trinca centralizada vazante submetida a uma tensão remota.[9]

De acordo com Griffith, W_t foi assumido como sendo exclusivamente a energia necessária para a formação de novas superfícies. Considerando uma chapa infinita sujeita a uma tensão constante na qual contenha um trinca centralizada vazante de tamanho total $2a$, representada pela Figura 1, a tensão crítica para a fratura obtida a partir dessa abordagem é dada pela equação [9]:

$$\sigma_f = \left(\frac{2E\gamma_s}{\pi a} \right)^{1/2} \quad \text{Equação 3}$$

onde E é o módulo de elasticidade do material; γ_s é a energia superficial por unidade de área; e a é o tamanho da trinca.

A Equação 3 representa a primeira previsão teórica da tensão de fratura de materiais contendo trincas e é aplicável a materiais extremamente frágeis, tais como cerâmicos e vidros. Porém, durante o processo de fratura de materiais metálicos ocorre também deformação plástica na ponta da trinca. Este fenômeno consome muito mais energia do que a energia necessária para a criação de novas superfícies. Nesse sentido, a Teoria de Griffith subestima severamente a resistência à fratura desses materiais. *Irwin* e *Orowan* modificaram a proposta de Griffith pela adição de um termo de dissipação de energia devido à deformação plástica. Assim sendo, a Equação 3 poderia ser reescrita como [8]:

$$\sigma_f = \left(\frac{2E(\gamma_s + \gamma_p)}{\pi a} \right)^{1/2} \quad \text{Equação 4}$$

sendo γ_p o trabalho plástico por unidade de área criada, que é normalmente muito maior que γ_s (podendo este último em muitos casos ser desprezado).

Certo cuidado deve ser tomado na aplicação desta equação para materiais que exibem deformação não linear. O modelo de Griffith, em particular a equação que expressa a energia potencial (Equação 2), é aplicável somente para materiais com comportamento linear elástico. Qualquer efeito não linear, como a plasticidade, deve estar confinado a uma pequena região na ponta da trinca [8].

Em 1956, *Irwin* propôs uma abordagem energética para a fratura que é essencialmente equivalente ao modelo de Griffith. Irwin designou o lado esquerdo da Equação 2 como a taxa de liberação de energia (G) e o lado direito como a resistência ao crescimento da trinca (R). Assim sendo, a fratura ocorrerá quando G for maior ou igual a R . Caso o valor de R seja constante, como o proposto por Griffith para materiais frágeis, haverá um valor crítico G_c que deve ser atingido para que a fratura ocorra. Essa taxa crítica de liberação de energia elástica pode ser interpretada como a resistência do material ao crescimento de trincas (isto é, tenacidade à fratura) e pode ser medida em laboratório com corpos de prova padronizados contendo trincas [9].

2.2.2 O FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES (K)

Antes de introduzir o conceito fator de intensidade de tensão é importante observar que uma trinca pode ser aberta segundo três modos puros de carregamento, referenciados na literatura como modos I, II e III. Tais modos são apresentados na Figura 2.

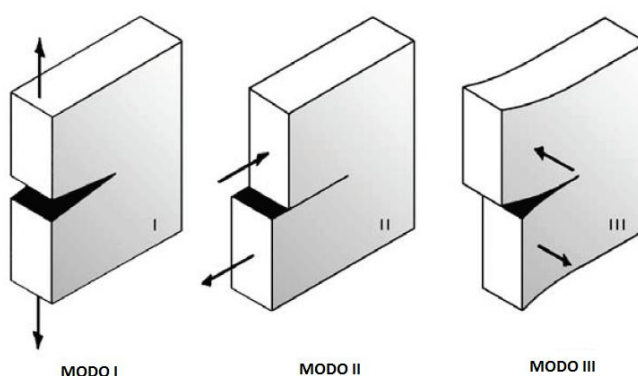


Figura 2 – Representação dos três modos puros de carregamento aos que a trinca pode ser submetida [6].

O modo I de fratura acontece quando as superfícies de uma trinca estão sendo separadas por forças trativas aplicadas perpendicularmente ao plano da trinca. Quase

sempre as trincas em estruturas se propagam em modo I, tornando este modo o mais importante na prática [8].

O fator de intensidade de tensões foi desenvolvido em 1957 por *Williams* e *Irwin* para quantificar o campo das tensões em torno de uma trinca em uma peça que se comporta predominantemente de maneira linear elástica. Eles mostraram que o campo de tensão na vizinhança da ponta da trinca pode ser descrito pela expressão [10]:

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{K}{\sqrt{r}} \right) f_{ij}(\theta) \quad \text{Equação 5}$$

onde K é o fator de intensidade de tensões, r e θ definidos de acordo com a Figura 3 e f_{ij} uma função adimensional que depende de θ .

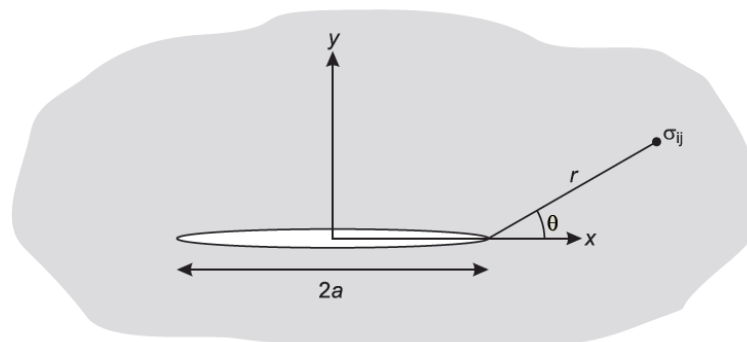


Figura 3 – Tensão em um determinado ponto próximo a ponta da trinca [6].

Uma característica importante dessa equação é o fato que, em uma estrutura, a distribuição de tensões em torno de uma trinca é similar e depende somente dos parâmetros r e θ . A diferença entre um componente trincado e outro reside na grandeza do parâmetro K , chamado de *fator de intensidade de tensões*, e que atua como um fator de escala para definir a magnitude das tensões. Seu valor varia de acordo com o modo de carregamento, geometria da estrutura, o tamanho e formato do defeito. Como critério de fratura, um material relativamente frágil fraturará quando o K_I aplicado seja igual a um valor característico K_{IC} , que é uma propriedade do material (tenacidade à fratura) [6][8][11].

A fim de que o fator de intensidade de tensão seja útil como critério de fratura é necessário que seja possível calcular o K aplicado para diferentes carregamentos e geometrias. Várias soluções foram estabelecidas para configurações simples. Mas de maneira geral a equação pode ser descrita como [9]:

$$K_{(I,II,III)} = Y\sigma\sqrt{\pi a}$$

Equação 6

onde Y é o fator de forma, que depende da geometria do defeito e da estrutura na região do defeito, assim como do tipo de carregamento aplicado.

Deve-se observar que a Equação 5 somente é válida em uma região perto da ponta de trinca onde o campo de tensão é governado por K (*Zona de Singularidade*), como representado na Figura 4. Como o processo de fratura ocorre exatamente nessa região, o parâmetro K pode ser utilizado como critério de fratura [9].

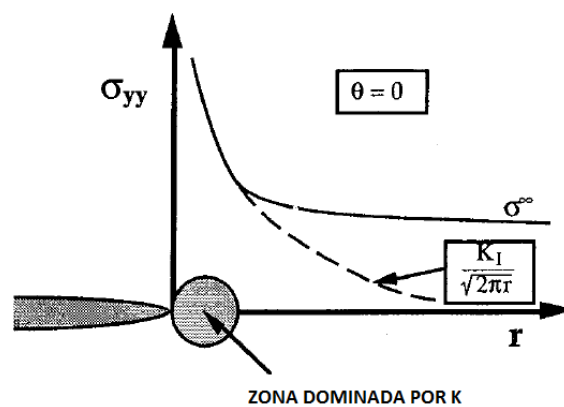


Figura 4 – Representação da região próxima a ponta da trinca que é controlada pelo fator de intensidade de tensão K (Modo I) [9].

Para valores muito pequenos de r , de acordo com a Equação 5, a tensão local alcança uma elevada magnitude, tendendo a infinito quando $r \rightarrow 0$. Na realidade isto não ocorre, pois em materiais metálicos ocorre deformação plástica quando se atinge um certo nível de tensões. Tal fato acarreta em uma redistribuição da tensão na região vizinha a ponta da trinca, conforme ilustrado na Figura 5. A formação desta zona plastificada contribui para aumentar a tenacidade do material, pois corresponde a um maior consumo de energia antes da ruptura, embora comprometa uma análise elástica do problema [9][12].

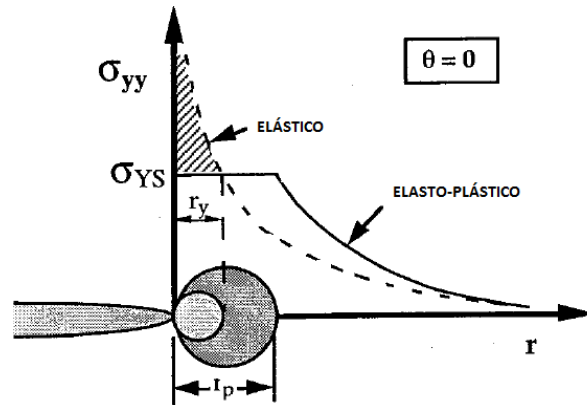


Figura 5 – Tamanho da zona plástica. A área hachurada representa o carregamento que deve ser redistribuído, resultando em uma maior zona plástica [9].

Irwin e Dugdale propuseram métodos relativamente simples para a estimativa do tamanho dessa zona plástica na ponta da trinca. A Equação 7 representa o tamanho dessa região para um estado plano de tensões, de acordo com Irwin [6].

$$r_p = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{YS}} \right)^2 \quad \text{Equação 7}$$

A forma e a extensão da região deformada plasticamente para qualquer ângulo θ podem ser estimadas a partir do critério de escoamento de Von Mises. Feita essa análise no plano da trinca ($\theta = 0$) pode ser observado que em estado plano de deformações o tamanho da zona plástica é aproximadamente 3 (três) vezes menor que para o caso de estado plano de tensões, como ilustrado na Figura 6 [9].

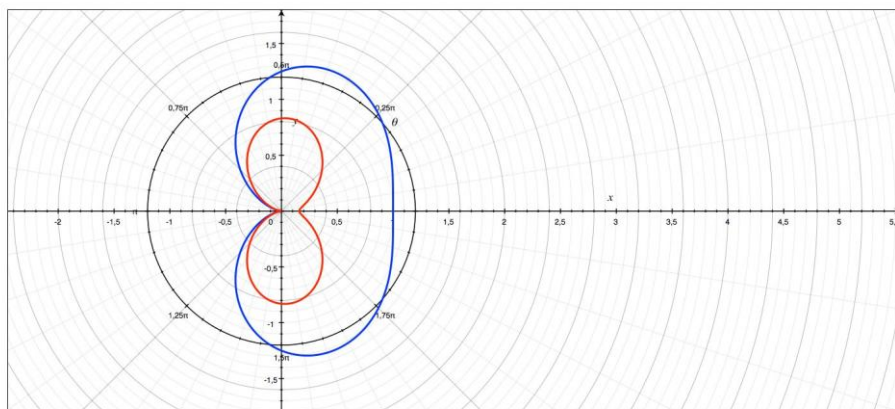


Figura 6 – Estimativa da forma e tamanho da zona plástica para o modo I de carregamento.

Esta diferença é em decorrência da restrição à deformação plástica que ocorre em um estado plano de deformações. De acordo com o critério de Von Mises, a tensão necessária para provocar o escoamento neste caso é três vezes superior do que no estado plano de tensões [13]. Desta forma, na região em que ocorre triaxialidade de tensões o escoamento fica mais restrito. Assim, corpos de prova com grande espessura apresentam valores de tenacidade à fratura menores que corpos de prova do mesmo material com espessura pequena. Na Figura 7 são apresentados resultados de testes de fratura do mesmo material, porém em corpos de prova de diferentes espessuras [6].

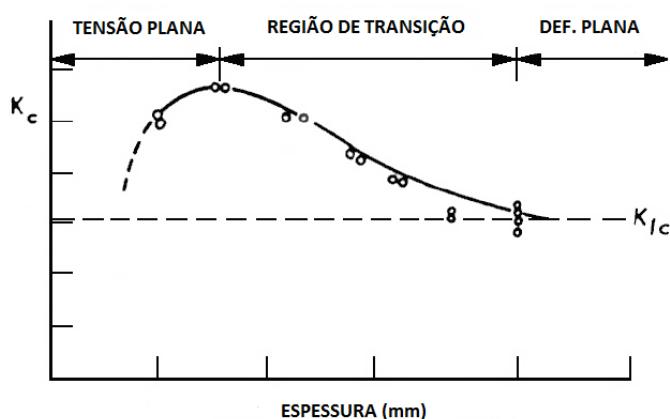


Figura 7 – Variação do valor de K_c com a espessura do espécime. Atingindo um estado plano de deformações, o valor de K_c torna-se constante e pode ser considerado uma propriedade do material [6].

Acima de uma determinada espessura, quando a ponta da trinca no material está predominantemente em um estado plano de deformações, e com isso em máxima restrição, o valor de K_c torna-se constante. Esse valor, K_{Ic} , é considerado uma propriedade do material e é chamado de tenacidade à fratura em deformação plana [6][9][11].

Devido a essa dependência da espessura com o estado de tensões, é evidente que a determinação experimental de K_{Ic} só será possível se o corpo de prova atingir uma determinada espessura. Desta forma as normas para a realização do ensaio, como ASTM [14] e BS [5], impõem requisitos relativos à dimensão mínima do corpo de prova que devem ser atendidos para que seja garantido um estado plano de deformações e plasticidade a um nível muito restrito, de modo que K possa caracterizar o processo de fratura na região próxima a ponta de trinca.

2.2.3 RELAÇÃO ENTRE G E K

Usando as equações do campo de tensões elásticas e a teoria energética de Griffith, *Irwin* estabeleceu uma relação entre o fator de intensidade de tensões K e a taxa de liberação de energia G , aplicável para quaisquer geometria e carregamento, como [9]:

$$G = \frac{K^2}{E'} \quad \text{Equação 8}$$

com:

$$E' = E \quad \text{para estado plano de tensões;}$$

$$E' = \frac{E}{(1-\nu^2)} \quad \text{para estado plano de deformações.}$$

Assim, ambos os parâmetros são equivalentes e a predição do crescimento da trinca e conseqüentemente da fratura deve fornecer o mesmo resultado segundo as duas abordagens, como esperado.

2.3 MECÂNICA DA FRATURA ELASTO-PLÁSTICA (MFEP)

A Mecânica da Fratura Linear Elástica é aplicável em situações que envolvem materiais de alta resistência e baixa tenacidade, isto é, que apresentem uma plasticidade limitada na ponta da trinca. Entretanto, muitos materiais usados na engenharia não apresentam esse comportamento (em especial os aços estruturais). A fratura nesses materiais é, em geral, precedida por grandes deformações plásticas e crescimento estável da trinca. Embora correções para plasticidade tenham sido feitas, quando o comportamento não linear se torna significativo, a MFLE deixa de ser válida. Neste caso, outros parâmetros que consideram o comportamento elasto-plástico do material devem ser adotados. Os dois parâmetros mais importantes da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica são a Integral J e CTOD (*Crack Tip Opening Displacement*) [6][8][10].

A Integral J é um parâmetro com forte embasamento matemático que controla os campos de tensão e deformação próximos à ponta da trinca, podendo ainda ser expressa em termos de energia. O CTOD está associado a um certo nível de deformação na ponta da trinca, caracterizando a capacidade do material se deformar plasticamente antes da fratura.

2.3.1 MATERIAIS ELÁSTICOS NÃO LINEARES VERSUS MATERIAIS ELASTO-PLÁSTICOS

Um material com comportamento elasto-plástico pode ser idealizado como sendo um comportamento elástico não linear desde que o material seja carregado monotonamente e que não haja descarregamento, como pode ser verificado pela Figura 8. Tal fato possibilita a utilização do conceito da Integral J, descrita no próximo tópico, como avaliação da tenacidade à fratura de materiais com esse comportamento [9].

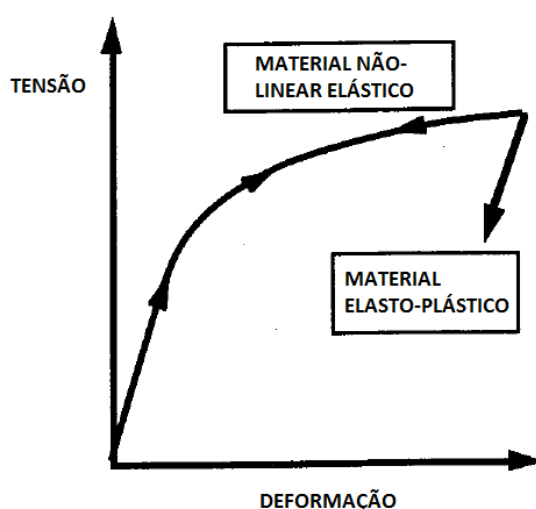


Figura 8 – Diferença do comportamento de um material elástico não linear e outro elasto-plástico, quando descarregados [9].

Neste caso, o comportamento mecânico de um material elasto-plástico pode ser descrito com grande precisão pela equação de Ramberg-Osgood, que representa um comportamento de um material elástico não linear [9]:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^N \quad \text{Equação 9}$$

onde σ_0 é uma tensão de referência (usualmente o limite de escoamento); ε_0 uma deformação de referência (σ_0/E); α é uma constante adimensional e N é o expoente de encruamento do material.

2.3.2 INTEGRAL J

Baseado em um material com comportamento elástico não linear, *Rice* propôs um novo parâmetro de fratura que foi chamado de Integral J, definido como [15]:

$$J = \int_{\Gamma} \left(W dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right) \quad \text{Equação 10}$$

Onde x e y são coordenadas ortogonais; Γ é a curva de contorno ao redor da ponta da trinca que é o caminho de integração e deve ser percorrido em sentido anti-horário; ds é um elemento diferencial de arco tomado sobre Γ , de acordo com a Figura 9; W é a energia de deformação por unidade de volume; T_i é o vetor tração normal a Γ ; u_i é o deslocamento na direção x.

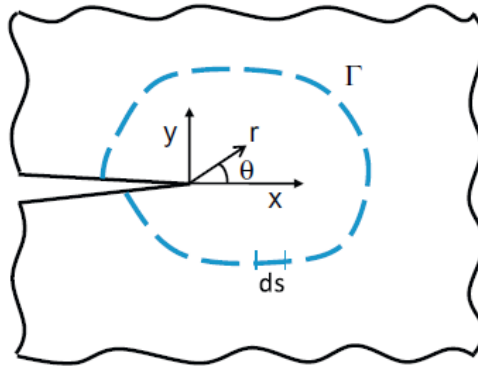


Figura 9 - Contorno arbitrário em volta da ponta da trinca usado na definição da integral J [15].

A Integral J é independente da trajetória de integração escolhida, de modo que o caminho de integração pode ser escolhido da forma mais adequada para simplificar os cálculos [15].

Hutchinson e Rice e Rosengren estudaram os campos de tensão e deformação na ponta da trinca de um material elástico não linear com o comportamento descrito pela equação de Ramberg-Osgood, obtendo as seguintes soluções [15]:

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left(\frac{J}{\alpha \sigma_0 \varepsilon_0 I_n r} \right)^{\frac{1}{N+1}} \widetilde{\sigma}_{ij}(N, \theta) \quad \text{Equação 11}$$

$$\varepsilon_{ij} = \alpha \varepsilon_0 \left(\frac{J}{\alpha \sigma_0 \varepsilon_0 I_n r} \right)^{\frac{N}{N+1}} \widetilde{\varepsilon}_{ij}(N, \theta) \quad \text{Equação 12}$$

Sendo I_n uma constante de integração; r a distância radial a partir da ponta da trinca; θ o ângulo polar sobre a trinca e $\widetilde{\sigma}_{ij}$ e $\widetilde{\varepsilon}_{ij}$ funções adimensionais dependentes unicamente de N e θ .

Estas equações são conhecidas como campo HRR. Como pode ser visto, J controla a intensidade de tensões e deformações na região vizinha à ponta da trinca, analogamente ao fator de intensidade de tensão K utilizado na MFLE. A análise das equações do campo HRR revela que, para o modelo adotado, as tensões na região vizinha à ponta da trinca variam proporcionalmente a $(1)/r^{\frac{1}{N+1}}$. Na região em que a solução HRR é válida, os campos de tensões e de deformações são proporcionais a J . Esta condição permitiu assumir a Integral J como um parâmetro que controla o processo de fratura do material [6][8][9][11].

Para materiais elásticos não lineares, a Integral J é a taxa de liberação de energia potencial devido ao crescimento da trinca, a qual pode ser expressa, na condição de controle de deslocamento, como [8][9]:

$$J = - \left(\frac{dU}{Bda} \right)_{\Delta} \quad \text{Equação 13}$$

A definição de J na Equação 13 é similar à taxa de liberação de energia G , porém é necessário certo cuidado na análise para materiais elasto-plásticos. A taxa de liberação de energia é normalmente definida como a energia potencial que é liberada em um material elástico com o crescimento da trinca. Entretanto, em materiais elasto-plásticos, parte da energia de deformação absorvida pelo material não é recuperada quando a trinca cresce ou quando a estrutura é descarregada. Portanto, quando aplicada para esses materiais, a Equação 13 deve ser vista como a diferença da energia absorvida durante o carregamento de corpos de prova idênticos com diferentes tamanhos de trinca [15]. Para um material linear elástico, J coincide com G e, portanto, pode ser relacionado com o fator de intensidade de tensões K como:

$$J = G = \frac{K^2}{E'} \quad \text{Equação 14}$$

Em um trabalho analítico, *Rice et al.* apresentaram uma solução para avaliar experimentalmente o valor da Integral J usando o registro da curva “carga vs deslocamento na linha de carga (LLD)”, uma vez que a energia absorvida durante o teste (U) pode ser determinada pela área abaixo dessa curva [15]. Para a condição de controle de deslocamento, a partir da Equação 13, J pode ser expresso como:

$$J = -\frac{1}{B} \int_0^{\Delta} \left(\frac{\partial P}{\partial a} \right)_{\Delta} d\Delta \quad \text{Equação 15}$$

O deslocamento total, porém, pode ser separado em suas componentes elástica e plástica. Assim a Integral J também pode ser separada em duas parcelas:

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad \text{Equação 16}$$

Sumpter e Turner [16] propuseram uma relação geral para estimativa da integral J, sendo esta a soma de suas componentes plástica e elástica, como:

$$J = \frac{\eta_{el} A_{el}}{Bb} + \frac{\eta_{pl} A_{pl}}{Bb} \quad \text{Equação 17}$$

Onde η são fatores que dependem da geometria do corpo de prova e, geralmente, da razão de aspecto da trinca (a/W), porém independentes das propriedades do material; e b é o ligamento remanescente ($W-a$).

Como a parcela elástica de J está relacionada com a taxa de liberação de energia G, esse termo pode ser calculado diretamente pelo fator de intensidade de tensão K. Logo a Equação 17 é equivalente a [15]:

$$J = J_{el} + J_{pl} = \frac{K^2}{E'} + \frac{\eta_{pl} A_{pl}}{Bb} \quad \text{Equação 18}$$

Onde a área plástica é representada na Figura 10.

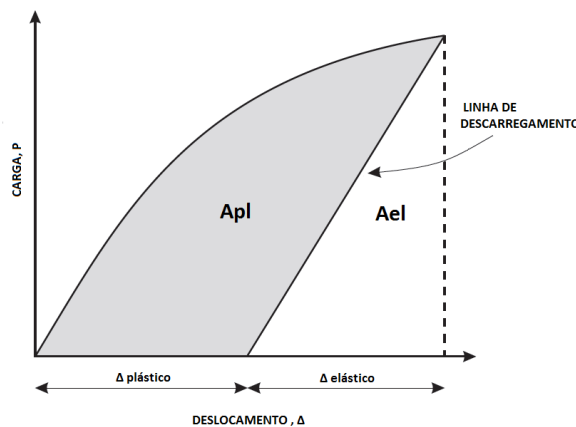


Figura 10 – Energia referente à integral J, representada pela área abaixo da curva “Carga x Deslocamento” [3].

O uso do fator η simplifica consideravelmente a determinação da Integral J e a Equação 18 fornece uma maneira conveniente para o seu cálculo experimental para

diversos corpos de prova e a partir de um único registro de “carga x deslocamento”. Por esse motivo, essa expressão é adotada pelas normas ASTM e BS para o cálculo experimental de J [17].

O crescimento estável da trinca não era inicialmente considerado pelo método da Integral J, cujas equações eram válidas somente para trincas estacionárias carregadas monotonicamente e com baixas taxas de deformação [6]. Porém, *Hutchinson e Paris* [18] mostraram que a Integral J pode ser usada para caracterizar o processo de crescimento da trinca, desde que o ligamento remanescente seja muito maior que a própria extensão do crescimento da trinca (Δa) e que a região de governada por J seja muito maior que o campo de carregamento não proporcional, conforme esquematizado na Figura 11.

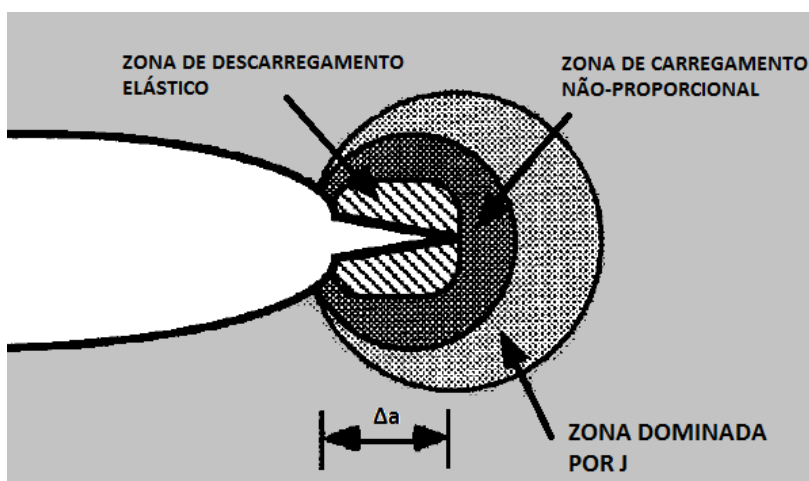


Figura 11 – Condições para crescimento da trinca descrito pela integral J.[9]

Quando ocorre grande crescimento de trinca, percebeu-se que correções adicionais são necessárias, uma vez que o fator η é originalmente válido para trincas estacionárias. Para a ocorrência de um crescimento da trinca significativo, como no caso do levantamento da curva de resistência do material, o cálculo da Integral J requer o uso do tamanho da trinca instantâneo e é feito geralmente de maneira incremental [15].

2.3.3 CTOD – Crack Tip Opening Displacement

Além do conceito descrito acima, outro parâmetro importante da mecânica da fratura é o CTOD, proposto por *Wells* [19]. Enquanto examinava os corpos de prova de fratura com deformação plástica além dos limites da MFLE, Wells observou que durante o

processo de fratura ocorre um embotamento na ponta da trinca, e que provoca a separação das suas superfícies, como ilustrado na Figura 12. Ele imaginou que o deslocamento das superfícies da trinca onde originalmente estava sua ponta (*Crack Tip Opening Displacement*) poderia ser considerado uma medida da tenacidade do material. Assim, o critério CTOD assume que o início da fratura se dá quando a abertura da ponta da trinca atinge um determinado valor. Testes subsequentes confirmaram essa ideia, ficando esse parâmetro amplamente conhecido para a avaliação do processo de fratura de materiais elasto-plásticos [6][8][9].

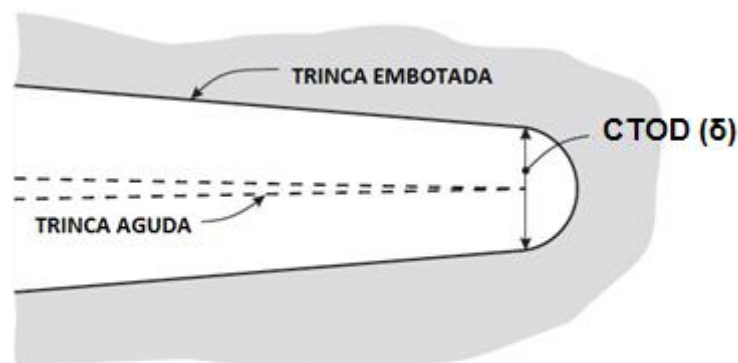


Figura 12 – Representação da abertura na ponta da trinca (CTOD) [6].

Burdekin e Stone, utilizando o modelo de Dugdale para o tamanho da zona plástica na ponta da trinca, obtiveram uma expressão para estimar o valor de CTOD no caso de uma chapa infinita com uma trinca centralizada e submetida a uma tensão remota (Figura 1) [12]:

$$\delta = \frac{8\sigma_{YS}a}{\pi E} \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_{YS}} \right) \quad \text{Equação 19}$$

Para tensões no regime elástico, isto é, bem menores do que o limite de escoamento do material ($\sigma \ll \sigma_{YS}$), a Equação 19 se reduz à [15]:

$$\delta = \frac{K_I^2}{E\sigma_{YS}} \quad \text{Equação 20}$$

A relação entre CTOD e os parâmetros K e G demonstra que, sob uma condição linear-elástica, a abordagem do CTOD é compatível com os conceitos da MFLE. Porém o critério do CTOD ainda é apropriado para caracterizar o processo de fratura quando a

MFLE já não é mais válida, uma vez que a ocorrência de plasticidade na ponta da trinca é inerente ao seu conceito.

O desenvolvimento do CTOD e sua relação com os outros parâmetros da MFLE ocorreram antes do desenvolvimento da Integral J e por isso obteve uma extensiva aplicação nas análises da mecânica da fratura em condições elasto-plásticas, especialmente em soldas [11].

Inicialmente os conceitos de Integral J e CTOD pareciam não estar relacionados, porém, por volta de 1970, surgiram expressões relacionando estes dois parâmetros. *Rice* e *Rosengren* obtiveram a seguinte relação geral [6]:

$$J = m \sigma_{YS} \delta \quad \text{Equação 21}$$

onde m é uma constante adimensional que depende fundamentalmente do estado de tensões. Esse valor varia entre um 1 e 3, sendo geralmente considerado como igual a 2 (Figura 13) [6].

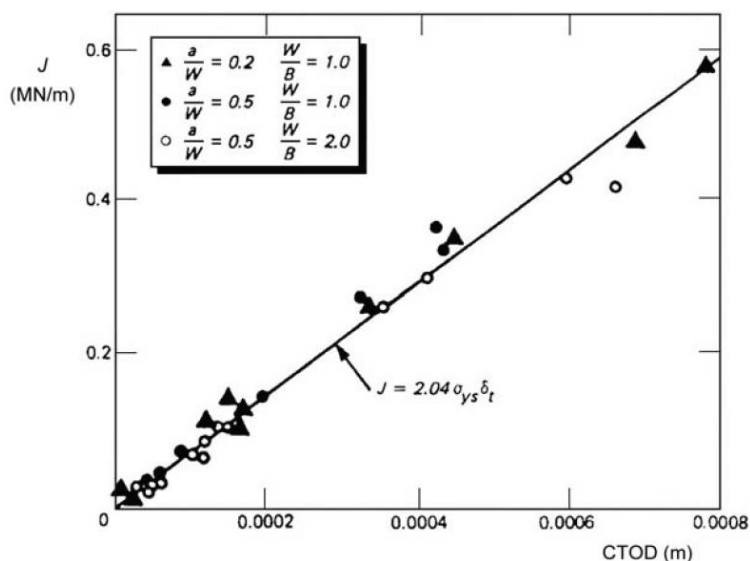


Figura 13 – Relação experimental entre J e CTOD para corpos de prova SE(B) de um aço com $\sigma_{YS} = 370$ MPa [6].

Esta equação é aplicável bem além dos limites da MFLE, permanecendo válida enquanto a solução HRR governar os campos de tensão e deformação na ponta da trinca [12].

Ainda na Equação 21, para considerar o efeito do encruamento, a tensão limite de escoamento é comumente substituída por uma tensão de escoamento efetivo (σ_Y), média entre a tensão de escoamento (σ_{YS}) e o limite de resistência (σ_{TS}) [15].

O valor de CTOD durante um teste de fratura normalizado era originalmente medido em corpos de prova com geometrias de flexão, mediante o modelo da rótula plástica. Esse modelo assume que o corpo de prova é rígido e a componente plástica da deformação rotaciona sobre um ponto fixo, como ilustrado na Figura 14 [7].

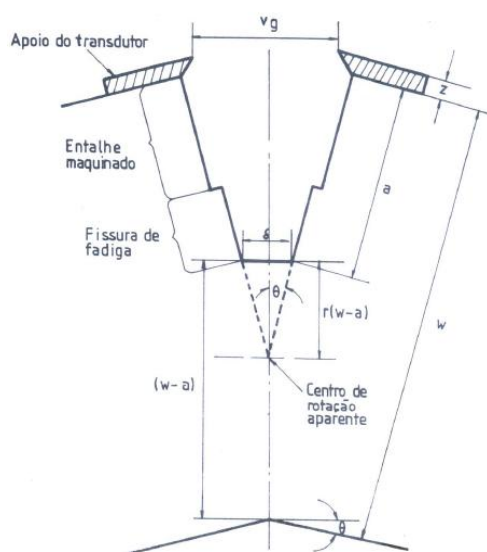


Figura 14 – Modelo para cálculo do valor de CTOD pela medição do deslocamento remotamente à ponta da trinca (V_g – CMOD) [7].

Desta forma, o CTOD pode ser estimado por semelhança de triângulos. Com o intuito de se aplicar este modelo para as condições elasto-plásticas, o valor total de CTOD é separado em uma componente elástica e plástica, assim como realizado para o cálculo da Integral J. A componente plástica é determinada a partir da parcela plástica do valor do CMOD (*Crack Mouth Opening Displacement*) e a componente elástica é calculada a partir do fator de intensidade de tensão K [7]. *Hellmann e Schwalbe* [20] propuseram uma estimativa geral do CTOD para corpos de provas padronizados:

$$\delta = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2\sigma_{YS}E} + \frac{[r_p(W-a)+\Delta a]V_{pl}}{[r_p(W-a)+a+Z]} \quad \text{Equação 22}$$

Onde a é o tamanho da trinca; Δa é o crescimento da trinca; Z é a distância do ponto de apoio do extensômetro até a superfície do corpo de prova; $r_p(W-a)$ denota a distância do

ponto da rótula plástica até a ponta da trinca e V_{pl} é componente plástico do CMOD, obtido a partir do gráfico “Carga X CMOD”, de acordo com a Figura 15.

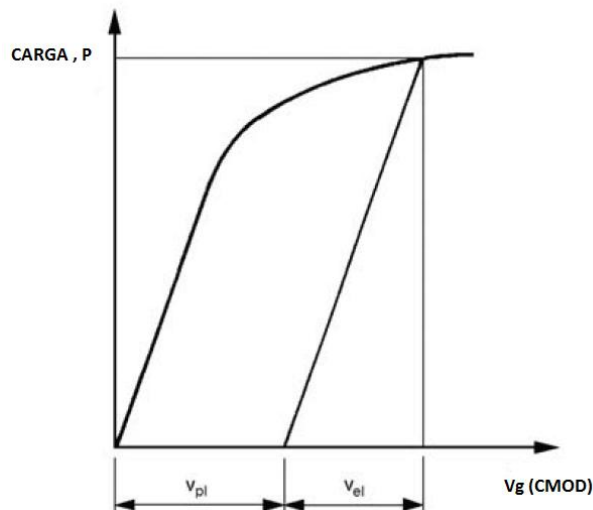


Figura 15 – Obtenção do V_{pl} a partir do gráfico “Carga x CMOD”.

O modelo da rótula plástica permanece em uso na última edição da British Standards Institution BS 7448. Porém essa análise geométrica para o cálculo CTOD foi considerada como sendo fortemente dependente do tamanho da trinca para razões de $a/W < 0,45$, bem como função do encruamento do material [15]. Ao invés de desenvolver relações para o fator de rotação para esses casos, outra solução proposta para se obter o valor de CTOD é a partir da equivalência com a Integral J (Equação 21). Utilizando expressões de m obtidas por meio de cálculos de elementos finitos, a estimativa do CTOD se torna possível diretamente do valor de J. Atualmente as normas da ASTM descartaram o modelo da rótula plástica e adotam essa metodologia, sendo o cálculo do CTOD realizado pela equação [15]:

$$\delta = \frac{J}{m\sigma_Y} = \frac{1}{m\sigma_Y} \left[\frac{K^2(1-\nu^2)}{E} + J_{pl} \right] \quad \text{Equação 23}$$

Vale ressaltar que os dois métodos para o cálculo do CTOD expostos acima ainda são adotados nas normas em vigor. Essas duas metodologias, no entanto, podem fornecer valores diferentes para o mesmo parâmetro, sendo a comparação entre valores de CTOD obtidos mediante essas duas metodologias um dos objetivos deste trabalho.

2.4 CURVAS DE RESISTÊNCIA

O conceito de curvas de resistência ao crescimento de trincas, ou curvas R, foi desenvolvido inicialmente por *Kraft et al.* e é atualmente bastante consolidado, sendo amplamente descrito em normas técnicas e livros. Esta curva descreve a tenacidade à fratura do material em função do comprimento da trinca [21].

Para materiais com comportamento linear-elástico e sob uma condição de deformação plana, a resistência ao crescimento da trinca é considerada como sendo uma constante. Desse modo, em termos da taxa de liberação de energia G , a fratura ocorre quando um valor crítico G_c é atingido, sem que haja uma quantidade significativa de crescimento estável da trinca. Entretanto em condição de estado plano de tensões, existe uma menor restrição à deformação plástica na ponta da trinca que ocasiona um aumento na tenacidade com o crescimento da trinca. Assim, o valor de R não pode ser considerado mais uma constante e a fratura é precedida por uma pequena quantidade de crescimento estável, como representado na Figura 16 [9][15].

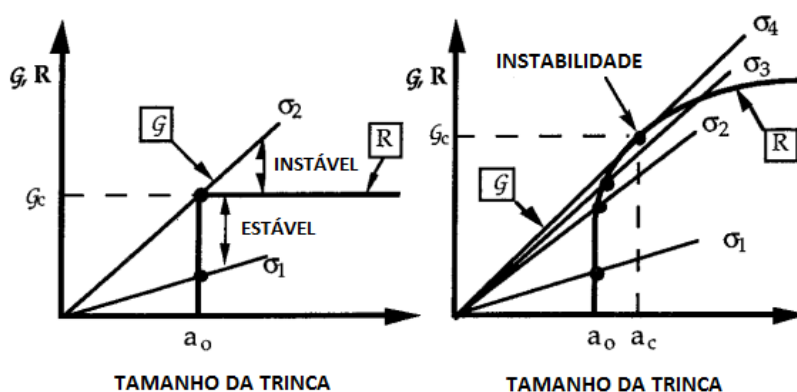


Figura 16 – Representação esquemática da curva de resistência de um material. A primeira apresenta um valor constante de R , enquanto a segunda apresenta um comportamento crescente que ocasiona um crescimento estável da trinca antes de fratura [9].

Como resultado, o ponto de instabilidade não ocorre quando a força motriz para o crescimento da trinca atinge um valor constante. Assim, além da tenacidade do material, a instabilidade depende também de outros fatores como o tamanho da trinca, a geometria da estrutura e a condição de carregamento a qual a estrutura está sendo submetida [6].

Em termos da abordagem do balanço energético, o ponto de instabilidade pode ser descrito quando a curva da força motriz para o crescimento da trinca tangenciar a

curva de resistência, isto é: $G > R$ e $dG/da > dR/da$. Esta segunda condição é devida ao formato crescente da curva R. De acordo com a Figura 16, a instabilidade só ocorre com a curva G associada a tensão σ_4 [9].

Materiais com comportamento elasto-plástico, mesmo em grandes espessuras, apresentam curvas de resistência descritas em termos de integral J e CTOD. Como esses dois parâmetros estão associados, o raciocínio para ambos é, de certa forma, semelhante. A Figura 17 ilustra uma curva de resistência típica (J-R), junto aos diferentes estágios do processo de fratura na ponta da trinca.

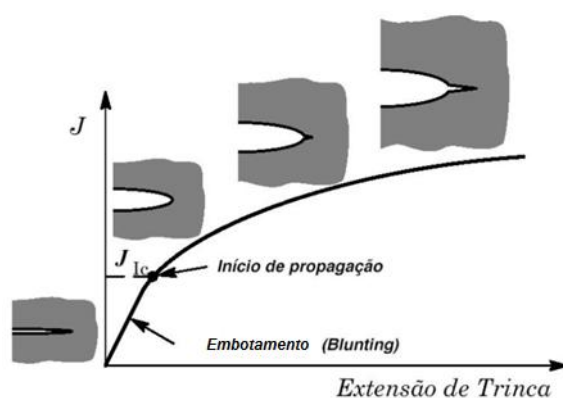


Figura 17 – Esquema da curva de resistência em termos de J mostrando os diferentes estágios do crescimento da trinca [9].

No estágio inicial de deformação, a curva é aproximadamente linear e existe um pequeno crescimento aparente da trinca devido ao embotamento. Com o acréscimo de J ocorre um aumento da deformação plástica na ponta da trinca e, a partir de um certo momento, a trinca avança. Este valor de iniciação do crescimento da trinca (J_{IC}), em condições de deformação plana, é considerado uma propriedade do material (tenacidade à fratura) [6][9].

A medição precisa da tenacidade de iniciação (J_{IC} e δ_i) é difícil e, dependendo do procedimento utilizado, podem ser obtidos diferentes valores. O método mais comum utilizado para sua estimativa é o ponto de interseção da curva R com uma reta de determinada inclinação (*blunting line* – linha de embotamento) [6]. Porém, as normas ASTM 1820 [3] e BS 7448-4 [2] estabelecem diferentes equações para esta reta, o que ocasiona alguma discrepância entre os valores experimentais da tenacidade à fratura.

Inicialmente a avaliação experimental de uma curva R era realizada através de ensaios com múltiplos corpos de prova do mesmo material e com as mesmas dimensões, nos quais eram permitidos crescimentos de trinca diferentes. Essa metodologia era cara e demorada, além de ser menos precisa que a técnica moderna. Atualmente as curvas de resistência ao crescimento de trincas devem ser avaliadas a partir de um único corpo de prova, utilizando algum dos métodos desenvolvidos para monitorar o crescimento da trinca durante o ensaio [15].

Um dos métodos mais usuais é o método das descargas parciais (*Unloading Compliance Method*), proposto inicialmente por *Clarke et al.*, e que é baseado em medidas da *compliance* (inverso da rigidez) do corpo de prova ao longo do ensaio. Seu valor está relacionado com o tamanho da trinca, de modo que durante o ensaio ocorre a variação da *compliance* devido ao crescimento da mesma. Assim, descargas parciais são realizadas periodicamente durante o teste e o valor da *compliance* nestes descarregamentos é usado para estimar o comprimento instantâneo da trinca, de acordo com a Figura 18 [12]. *Clarke* [22] mostrou que pequenos descarregamentos ao longo do teste não interferem no resultado do ensaio, validando assim a sua utilização.

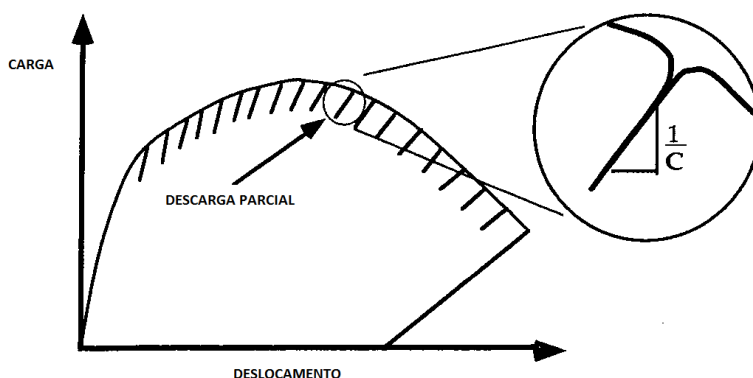


Figura 18– Representação da *compliance* em um registro “carga x deslocamento” com descargas parciais [9].

Dessa forma, a partir de um único registro como o apresentado na Figura 18 é possível estimar o comprimento da trinca em cada descarga através de sua inclinação e com isso calcular o valor de J e/ou CTOD no início de cada descarga. O resultado desse procedimento é a obtenção de pares “tenacidade-comprimento de trinca” para cada descarga, que são utilizados para o ajuste teórico da curva de resistência do material.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 MATERIAL

Foram utilizados dois tipos de aço alta resistência e baixa liga (*HSLA – High Strength Low Alloy*) fornecidos pela USIMINAS, classificados como DH-36 para aplicações offshore. Esses materiais foram processados de diferentes maneiras. Um material foi obtido através de laminação convencional seguido de normalização (**LCN**), enquanto o outro foi obtido a partir de um sistema integrado de produção TMCP (*Thermo-Mechanical Control Process*), passando por um processo de laminação termo-mecânica controlada, combinado com resfriamento acelerado (**CLC**).

As Tabelas 1 e 2 apresentam, respectivamente, a composição química e as propriedades obtidas a partir do ensaio de tração para ambos os materiais, fornecidas pelo fabricante.

Tabela 1 - Composição química dos dois materiais, fornecida pela empresa USIMINAS.

Aço LCN		Aço CLC	
Elemento	%	Elemento	%
C	0,16	C	0,14
Mn	1,35	Mn	1,08
Si	0,17	Si	0,19
P	0,026	P	0,02
S	0,007	S	0,002
Al	0,034	Al	0,032
Cu	0,025	Cu	0,015
Nb	0,035	Nb	0,012
V	0,035	V	0,003
Ti	0,002	Ti	0,014
Cr	0,036	Cr	0,024
Ni	0,021	Ni	0,018
Mo	0,013	Mo	0,011

Tabela 2 - Resultados dos ensaios de tração realizados e fornecidos pela USIMINAS.

	Aço LCN	Aço CLC
σ_{YS} [MPa]	382	424
σ_{TS} [MPa]	503	539
σ_{YS}/σ_{TS}	0,75	0,78

A microestrutura típica dos dois aços avaliados pode ser visualizada na Figura 19.

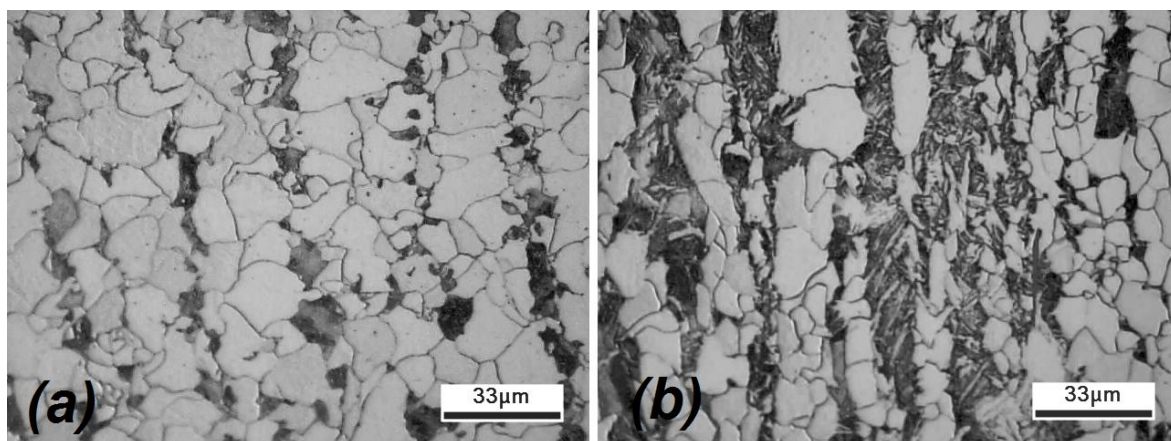


Figura 19 – Microestruturas típicas dos aços analisados: a) aço LCN; b) aço CLC.

3.2 GEOMETRIA DOS CORPOS DE PROVA

Para a realização do ensaio de tenacidade foram utilizados corpos de prova com geometria de flexão em 3 pontos - SE(B), com entalhe localizado no metal de base seguindo a orientação T-L, atendendo as especificações das normas em estudo. A Figura 20 ilustra o corpo de prova, representando as dimensões mais importantes para os cálculos. A tabela 3 apresenta os valores dessas dimensões para os dois corpos de prova estudados (material LCN e CLC).

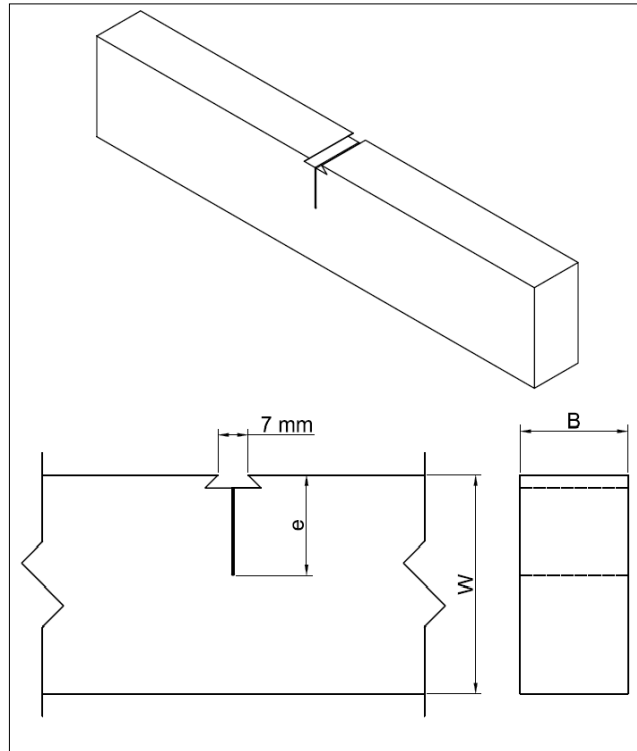


Figura 20 – Desenho esquemático do corpo de prova, apresentando as principais dimensões.

Tabela 3 - Principais medidas dos corpos de prova de ambos os materiais.

Dimensões	LCN	CLC
<i>W [mm]</i>	50,69	47,48
<i>B [mm]</i>	24,64	23,74
<i>e [mm]</i>	22,95	21,81

O valor de “e” na Figura 20 representa a profundidade do entalhe usado por eletroerosão, medido a partir da superfície do corpo de prova.

3.3 METODOLOGIA

Os ensaios para o levantamento das curvas de resistência dos materiais (J-R e CTOD-R), assim como para obtenção dos valores J_{IC} e δ_i , foram realizados de acordo com as normas BS 7448-4 [2] e ASTM 1820 [3] segundo o método das descargas parciais. Valores de CTOD na carga máxima segundo as normas BS 7448-1 [5] e ASTM

1290 [4] também foram calculados a partir do mesmo registro obtido para o ensaio da curva de resistência.

Embora existam algumas diferenças entre as normas BS e ASTM, no que diz respeito à preparação e realização do ensaio, no presente trabalho o enfoque é dado na análise e processamento dos dados obtidos. Sendo assim, foram realizados somente um ensaio para cada material e a partir de seus registros foram calculados os valores referentes à tenacidade para cada norma.

3.4 TESTE DE FRATURA

Os ensaios foram realizados a temperatura ambiente, utilizando uma servo-hidráulica da marca Instron modelo 1332 com uma célula de carga com capacidade máxima de 250 kN e um controlador Instron 8400. Também foi usado um extensômetro de mecânica da fratura (*clip-gauge*) com 7 mm de curso útil, para a medição dos valores de CMOD.

Inicialmente os CPs foram pré-trincados por fadiga, de modo que o comprimento inicial da trinca ficasse compreendido em um intervalo definido por ambas as normas, estando no presente trabalho medindo aproximadamente metade da altura do corpo de prova ($a_0/W \approx 0,5$). O valor da força máxima durante o pré-trincamento é dado pela Equação 24, sendo que a força mínima é obtida através da razão de carregamento $R = 0,1$ (F_{min}/F_{max}).

$$F_{max} = \frac{0,5 B b_0^2 \sigma_Y}{S} \quad \text{Equação 24}$$

Sendo B a espessura do corpo de prova; b_0 o ligamento remanescente inicial; σ_Y é a média entre a tensão de escoamento (σ_{YS}) e o limite de resistência (σ_{TS}) do material; e S é a distancia entre os roletes.

Para a realização do ensaio em si, primeiramente o corpo de prova foi alinhado e centralizado na posição correta e realizada a calibração do equipamento e do extensômetro, de modo a se obter valores precisos da carga, deslocamento na linha de carga (LLD) e do CMOD que serão utilizados nos cálculos seguintes. A Figura 21 mostra a disposição do corpo de prova, já com o extensômetro posicionado, para a realização do ensaio.

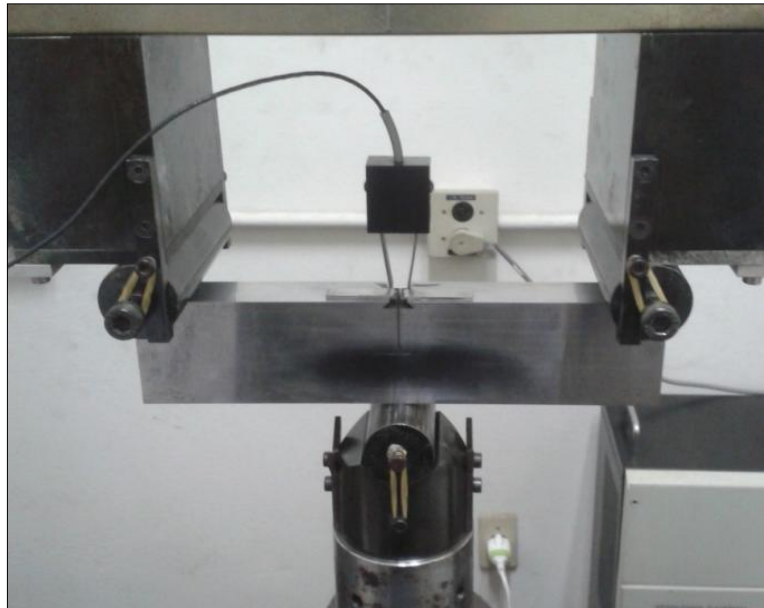


Figura 21 – Disposição e alinhamento do corpo de prova e o posicionamento do extensômetro para a realização do ensaio.

Utilizando o software *Wave Maker Editor* foi programada a sequência do ensaio, sendo estabelecidos os parâmetros utilizados. Desta forma os corpos de prova foram carregados sob controle de carregamento até 90% da carga máxima calculada para o procedimento de pré-trincamento. Quando atingido esse valor, ocorreram 3 ciclos de descarregamento e carregamento afim de aferir o tamanho da trinca inicial a partir do valor da *compliance*. Após isso os corpos de prova passaram a ser carregados sob controle de deslocamento e sequências de descarregamento e carregamento eram realizadas em intervalos pré-determinados, usando como referência o deslocamento do pistão hidráulico. O ensaio prosseguia mesmo após se atingir o valor da carga máxima, sendo interrompido somente após a realização de mais algumas descargas.

Cada descarga corresponde a um ponto (i) que será usado para a determinação dos pares " $\Delta a_i - J_i/\delta_i$ ", sendo estes utilizados para a construção da curva de resistência. Os registros dos gráficos "P-CMOD" e "P-LLD" foram salvos pelo programa para posterior processamento.

Como o ensaio era mantido além da carga máxima e esperado que os materiais apresentassem uma boa tenacidade, a faixa de trabalho do extensômetro não seria suficiente para medir os valores mais elevados de CMOD próximo ao final do ensaio. Dessa forma, foram coladas "facas" (*knife edges*) nos corpos de prova conforme a Figura 22.



Figura 22 – Foto do corpo de prova com as facas coladas.

O ensaio começava com o extensômetro posicionado no entalhe do próprio corpo de prova. Quando sua abertura se aproximava ao limite de trabalho, ele era trocado de lugar e posicionado nas “facas” fixadas ao corpo de prova, como pode ser visto na Figura 23. Posteriormente foi realizada a correção do valor do CMOD, como esquematizado na Figura 24.

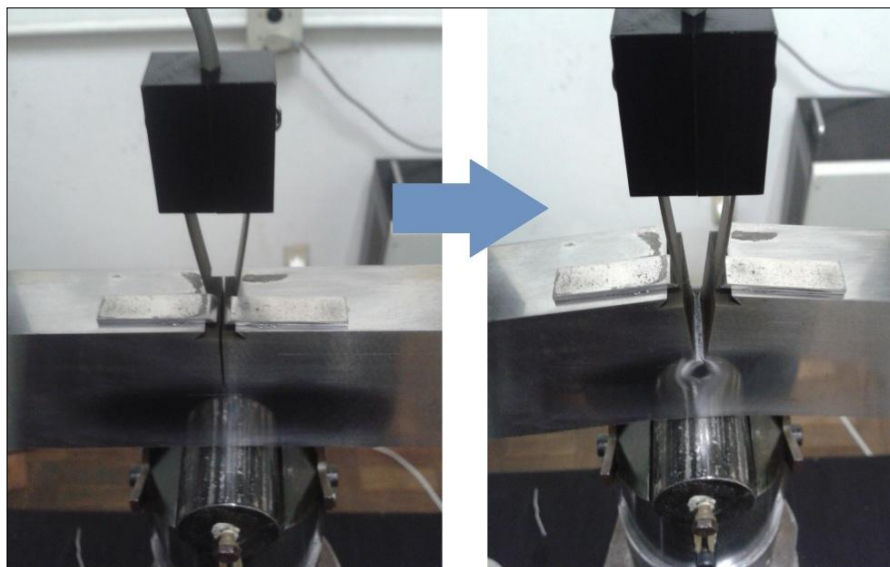


Figura 23 – Mudança do posicionamento do extensômetro durante os testes. a) Posicionamento inicial, b) Posicionamento final.

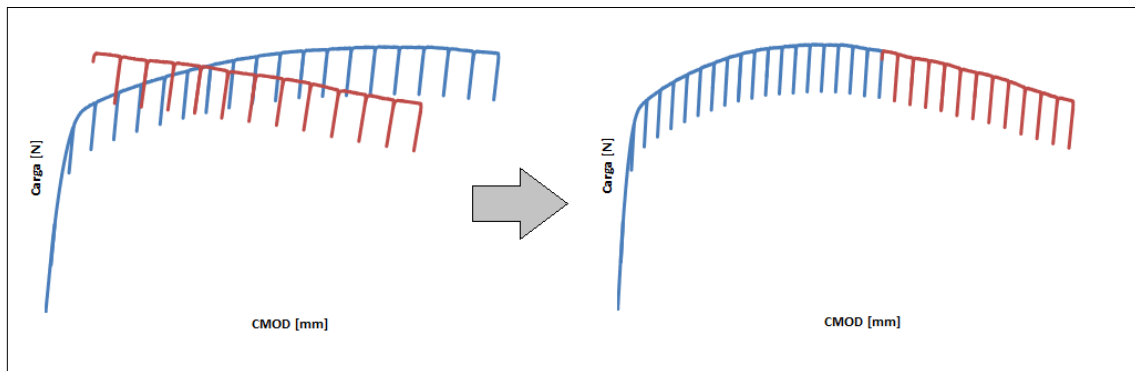


Figura 24 – Correção no registro “Carga x CMOD” devido a mudança do extensômetro para as facas coladas no corpo de prova durante o ensaio.

Após o ensaio, os corpos de prova foram submetidos a um tratamento de tingimento térmico (*heat tinting*), sendo aquecidos a uma temperatura de aproximadamente 400°C por 40 minutos. Esse procedimento teve o intuito de oxidar a superfície do corpo de prova e com isso facilitar a medição visual do crescimento estável da trinca. Ocorrendo o resfriamento dos corpos de prova, os mesmos foram mergulhados em um recipiente contendo nitrogênio líquido e, quando atingido o equilíbrio térmico, fraturados totalmente com auxílio da servo-hidráulica de modo a evitar qualquer deformação plástica adicional. A Figura 25 mostra a metade de um dos corpos de prova, resultado desses procedimentos.

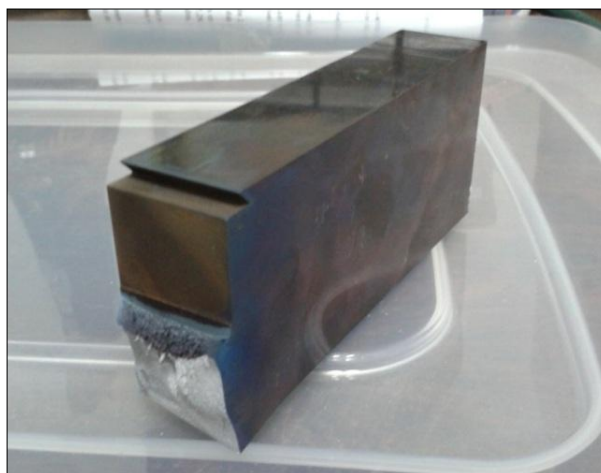


Figura 25 – Corpo de prova após a fratura evidenciando o resultado do tingimento térmico para facilitar a medição da trinca.

Para a obtenção das curvas de resistência e o cálculo do CTOD, é necessário medir os valores iniciais e finais da trinca. Essa medição foi realizada a partir das fotos da superfície da fratura dos corpos de prova obtidas por microscópio estereoscópico e processada em um software adequado (Photoshop). A sua realização segue o procedimento apresentado por ambas as normas, isto é, pela medição de 9 medidas igualmente espaçadas conforme a Figura 26. A média é obtida através da Equação 25:

$$a_{(0 \text{ ou } f)} = \frac{1}{8} \left(\frac{a_1 + a_9}{2} + \sum_{i=2}^8 a_i \right) \quad \text{Equação 25}$$

Sendo a_0 o comprimento inicial da trinca, medido a partir da superfície do corpo de prova até o final da trinca por fadiga, e a_f o tamanho final da trinca após o ensaio medido da superfície do corpo de prova até o limite do crescimento estável da trinca.

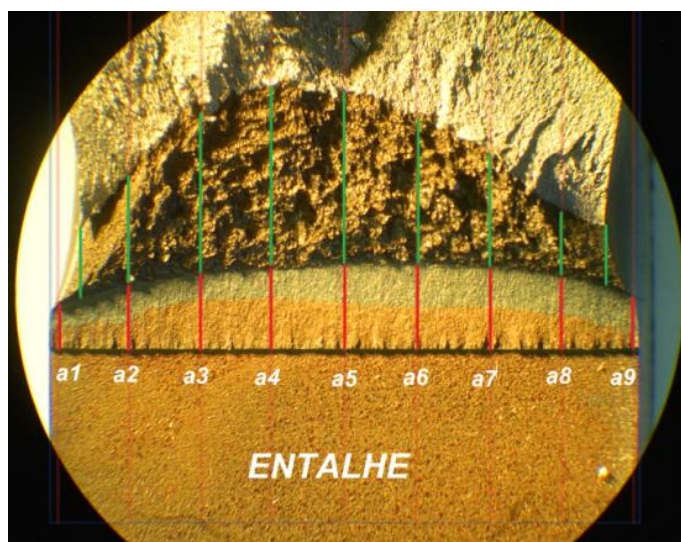


Figura 26 – Superfície de fratura mostrando as linhas igualmente espaçadas usadas para medir o tamanho da trinca inicial e final. Neste caso a medição foi feita a partir do final do entalhe do corpo de prova. Sendo assim, o valor medido deve ser então somado com o comprimento do entalhe “e” apresentado na tabela 3 para a obtenção do tamanho da trinca.

3.5 PROCESSAMENTO DE DADOS

3.5.1 CURVA DE RESISTÊNCIA – CÁLCULOS E CONSTRUÇÃO

A partir dos registros obtidos pelo ensaio, os cálculos necessários para o levantamento das curvas de resistência (J-R e δ -R) para cada norma são explicitados nos

próximos tópicos. Vale ressaltar que as equações são referentes à geometria do corpo de prova utilizado no ensaio, isto é, SE(B). Outro ponto a se considerar, é que nem todas as condições impostas pelas normas estão expostas neste trabalho, podendo ser verificadas nas próprias normas.

3.5.1.1 ESTIMATIVA DO TAMANHO DA TRINCA

Na avaliação de curvas R segundo o método das descargas parciais, o tamanho da trinca em cada descarga é estimado como [3]:

$$\frac{a_i}{W} = [0,999748 - 3,9594u + 2,9821u^2 - 3,21408u^3 + 51,51564u^4 - 113,03u^5] \quad \text{Equação 26}$$

Com,

$$u = \frac{1}{\left[\frac{B_e W E C_i}{S/4}\right]^{1/2} + 1} \quad \text{Equação 27}$$

Onde $B_e = B$, para corpos de prova sem entalhes laterais (como no caso do presente trabalho) e C_i é o valor de *compliance* obtido através de regressão linear dos dados da sequência de descarregamento e carregamento ($\Delta C_{MOD} / \Delta P$).

Os valores de crescimento da trinca (Δa_i) para a descarga i -ésima são obtidos através de:

$$\Delta a_i = a_i - a_{0q} \quad \text{Equação 28}$$

Sendo a_{0q} o tamanho inicial da trinca, obtido pela média dos valores de “a” estimados através da Equação 26 para as 3 primeiras sequências de descarregamento e carregamento realizadas antes de se atingir a carga máxima usada para o procedimento de pré-trincamento.

As equações utilizadas estão de acordo com a norma ASTM 1820. Uma vez que a norma BS 7448-4 não especifica uma equação para o cálculo do tamanho da trinca, os mesmos resultados obtidos pelas equações acima foram utilizado para ela.

3.5.1.2 NORMA ASTM 1820

3.5.1.2.1 INTEGRAL J

No início de cada descarga (i), a Integral J é calculada a partir das equações abaixo:

$$J_i = \frac{K_i^2 (1-\nu^2)}{E} + J_{pl\ i} \quad \text{Equação 29}$$

Onde K_i é dado pela fórmula:

$$K_i = \left[\frac{P_i S}{(B B_N)^{1/2} W^{3/2}} \right] f(a_i/W) \quad \text{Equação 30}$$

Sendo $f(a_i/W)$ igual a:

$$f\left(\frac{a_i}{W}\right) = \frac{3\left(\frac{a_i}{W}\right)^{1/2} \left[1,99 - \left(\frac{a_i}{W}\right) \left(1 - \frac{a_i}{W}\right) \left(2,15 - 3,93 \left(\frac{a_i}{W}\right) + 2,7 \left(\frac{a_i}{W}\right)^2 \right) \right]}{2 \left(1 + 2 \frac{a_i}{W}\right) \left(1 - \frac{a_i}{W}\right)^{3/2}} \quad \text{Equação 31}$$

P_i a força aplicada imediatamente antes da descarga; e $B_N = B$ (para corpos de prova sem entalhe lateral).

A parcela plástica de J é dada pela equação abaixo:

$$J_{pl\ (i)} = \left[J_{pl(i-1)} + \left(\frac{\eta_{pl(i-1)}}{b(i-1)} \right) \left(\frac{A_{pl(i)} - A_{pl(i-1)}}{B_N} \right) \right] \chi \left[1 - \gamma_{pl(i-1)} \left(\frac{a(i) - a(i-1)}{b(i-1)} \right) \right] \quad \text{Equação 32}$$

onde:

- $\eta_{pli} = 1,9$;
- $\gamma_{pl} = 0,9$; no caso da área plástica ser medida através do deslocamento da linha de carga (LLD).
- A_{pl} é a área plástica do gráfico “P-LLD”, sendo calculada através do software Origin, descontando a área elástica da área total da curva para um determinado ponto (i).

Na Equação 32 o cálculo de J plástico representa a parcela plástica corrigida devido ao crescimento da trinca, sendo obtida através de duas etapas: a primeira pela adição da parcela existente $J_{pl(i-1)}$ e , em seguida, modificando o resultado total acumulado para realizar a correção devido ao crescimento da trinca.

Após o cálculo dos pares $J_i - \Delta a_i$ pode ser realizada a construção da curva J-R. O procedimento segue os seguintes passos:

- Utilizando somente os pontos J- Δa calculados antes de se atingir a carga máxima no ensaio, realizar uma correção do a_{0q} obtido anteriormente através de um ajuste seguindo a seguinte equação:

$$a_i = a_{0q} + \frac{J_i}{2\sigma_Y} + BJ_i^2 + CJ_i^3 \quad \text{Equação 33}$$

onde B, C e a_{0q} são constantes obtidas pelo ajuste da curva.

Com o novo valor revisado de a_{0q} , estimar novamente os valores de J e Δa finais que serão utilizados nos procedimentos seguintes.

- Plotagem dos pares “J- Δa_i ” calculados a partir das equações citadas anteriormente.
- Plotagem da linha de construção de acordo com a seguinte equação:

$$J = 2\sigma_Y \Delta a \quad \text{Equação 34}$$

- Estabelecer duas linhas de exclusão paralelas à linha de construção interceptando o eixo das abscissas em 0,15 mm e a outra em 1,5 mm.
- Estabelecer outra linha de exclusão horizontal definida pela Equação 35.

$$J_{limit} = b_0 \sigma_Y / 7,5 \quad \text{Equação 35}$$

- Plotagem de uma linha paralela à linha de construção deslocada por um valor de 0,5 mm.
- Observar que ao menos um ponto deve estar localizado entre a linha de exclusão 0,15 mm e a uma linha 0,5 mm. E também ao menos um ponto deve estar posicionado entre a linha 0,5 mm e a linha de exclusão 1,5 mm. Assim como ilustrado na Figura 27.

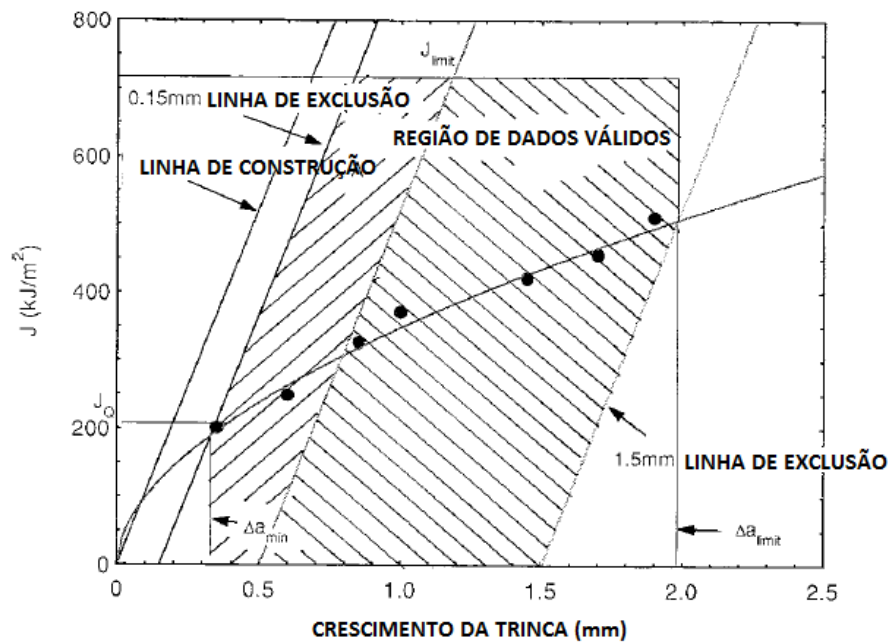


Figura 27 – Definição da região para qualificação de dados para curva J-R [3].

- Realizar um ajuste de curva segundo a Equação 36, usando apenas os dados que estejam compreendidos entre as linhas de exclusão e a linha J_{limit} . Ao menos 5 pontos devem ser usados para determinação da curva.

$$J = C1(\Delta a)^{C2} \quad \text{Equação 36}$$

- Definir o valor candidato da tenacidade de iniciação J_Q pela a interseção desta curva com uma reta paralela à linha de construção deslocada de 0,2 mm, conforme Figura 28.
- O valor de J_Q será considerado um valor de tenacidade à fratura J_{IC} se:

$$\text{Espessura, } B > 10 J_Q/\sigma_Y$$

$$\text{Ligamento Inicial, } b_0 > 10 J_Q/\sigma_Y$$

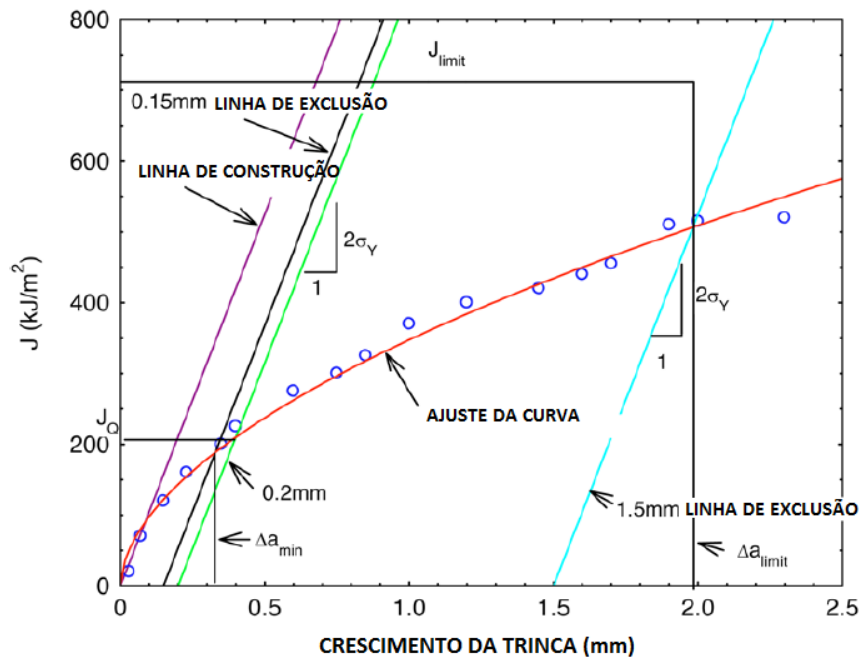


Figura 28 – Definição das linhas de construção para qualificação de dados, mostrando a interseção da linha de construção deslocada de 0,2 mm com a curva de resistência de modo a obter o valor candidato do valor de tenacidade de iniciação J_Q [3].

3.5.1.2.2 CTOD

Na norma ASTM, o cálculo do CTOD é feito a partir dos valores da Integral J, segundo a expressão:

$$\delta_i = \frac{J_i}{m_i \sigma_Y} \quad \text{Equação 37}$$

Onde J_i é definido pelas equações apresentadas na seção anterior; σ_Y é a média entre a tensão de escoamento (σ_{YS}) e o limite de resistência (σ_{TS}) do material; e:

$$m = A_0 - A_1 \left(\frac{\sigma_{YS}}{\sigma_{TS}} \right) + A_2 \left(\frac{\sigma_{YS}}{\sigma_{TS}} \right)^2 - A_3 \left(\frac{\sigma_{YS}}{\sigma_{TS}} \right)^3 \quad \text{Equação 38}$$

Com:

$$A_0 = 3,18 - 0,22(a_i/W) \quad \text{Equação 39}$$

$$A_1 = 4,32 - 2,23(a_i/W) \quad \text{Equação 40}$$

$$A_2 = 4,44 - 2,29(a_i/W) \quad \text{Equação 41}$$

$$A_3 = 2,05 - 1,06(a_i/W) \quad \text{Equação 42}$$

O cálculo do CTOD requer que $\sigma_{YS}/\sigma_{TS} \geq 0,5$. A partir da Tabela 2 pode ser observado que os materiais analisados atingem tal requisito.

Após o cálculo dos pares $\bar{\delta}_i$ - Δa_i pode ser realizada a construção da curva $\bar{\delta}$ -R. O procedimento segue os seguintes passos:

- Utilizando somente os pontos $\bar{\delta}$ - Δa calculados antes de se atingir a carga máxima no ensaio, realizar uma correção do a_{0q} obtido anteriormente através de um ajuste seguindo a seguinte equação:

$$a_i = a_{0q} + \frac{\delta_i}{1,4} + B\delta_i^2 + C\delta_i^3 \quad \text{Equação 43}$$

Com o novo valor revisado de a_{0q} , estimar novamente os valores de CTOD e Δa finais que serão utilizados nos procedimentos seguintes.

- Plotagem dos pares “ $\bar{\delta}_i$ - Δa_i ” calculados a partir das equações citadas acima.
- Plotagem da linha de construção de acordo com a seguinte equação:

$$\delta = 1,4\Delta a \quad \text{Equação 44}$$

- Estabelecer duas linhas de exclusão paralelas à linha de construção interceptando o eixo das abscissas em 0,15 mm e a outra em 1,5 mm.
- Estabelecer outra linha de exclusão definida por:

$$\delta_{limit} = b_0/7,5m \quad \text{Equação 45}$$

- Plotagem de uma linha paralela à linha de construção deslocada de um valor de 0,5 mm.
- Observar que ao menos um ponto deve estar localizado entre a linha de exclusão 0,15 mm e a uma linha 0,5 mm. E também, ao menos um ponto deve estar posicionado entre a linha 0,5 mm e a linha de exclusão 1,5 mm. Assim como ilustrado na Figura 29.

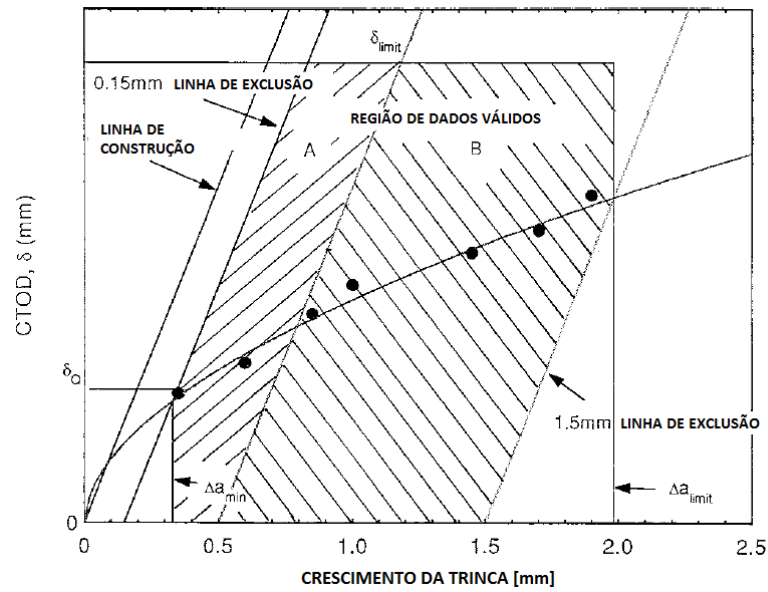


Figura 29 – Regiões para qualificação de dados para curva δ -R [3].

- Realizar um ajuste de curva segundo a Equação 46, usando apenas os dados que estejam compreendidos entre as linhas de exclusão e a linha δ_{limit} . Ao menos 5 pontos devem ser usados para determinação da curva.

$$\delta = C1(\Delta a)^{C2} \quad \text{Equação 46}$$

- Definir o valor candidato da tenacidade de iniciação, δ_Q , pela interseção desta curva com uma reta paralela à linha de construção deslocada de 0,2 mm, de acordo com a Figura 30.
- O valor de δ_Q será considerado um valor de tenacidade à fratura δ_i se:

$$\text{Ligamento inicial, } b_0 > 10 \text{ m } \delta_Q$$

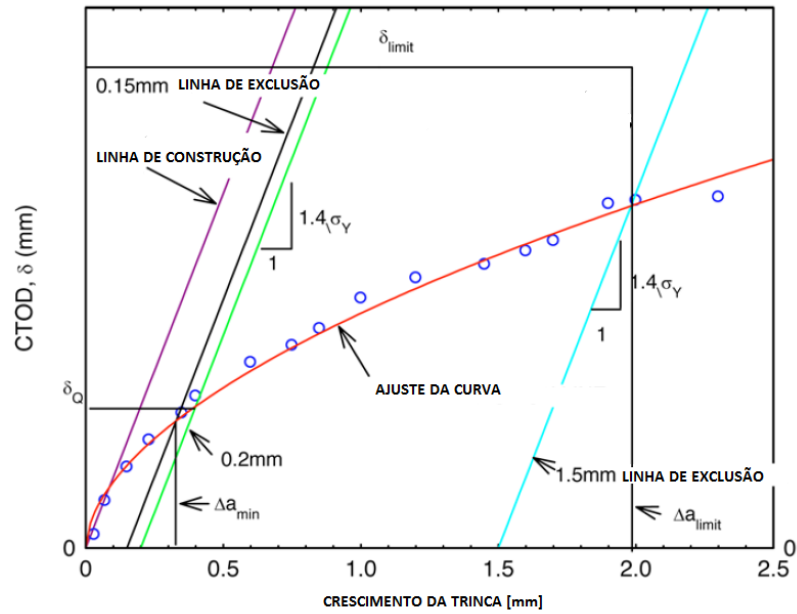


Figura 30 – Definição das linhas de construção para qualificação de dados, mostrando a linha de embotamento deslocada de 0,2mm, de modo a obter o valor candidato de tenacidade de iniciação δ_Q [3].

3.5.1.3 NORMA BS 7448-4

3.5.1.3.1 INTEGRAL J

O cálculo de J, corrigido para o crescimento da trinca, para cada ponto (i) é feito a partir da Equação 47:

$$J_i = \left\{ \frac{K_i^2 (1-\nu^2)}{E} + \frac{\eta_{pl} A_{pl}}{B_N b_0} \right\} \left\{ 1 - \frac{(0,75\eta_{pl}-1)}{b_0} \Delta a_i \right\} \quad \text{Equação 47}$$

Onde:

$$\eta_{pl} = 2 \text{ e}$$

$$K_i = \left[\frac{P_i S}{(B B_N)^{1/2} W^{3/2}} \right] f(a_0/W) \quad \text{Equação 48}$$

sendo $f(a/W)$ dado pela Equação 31, similar àquela da norma ASTM.

O procedimento para construção da curva de resistência segue os seguintes passos:

- Plotagem dos pares $J_i-\Delta a_i$.

- Calcular o Δa máximo, para o corpo de prova em questão, de acordo com a equação:

$$\Delta a_{max} = 0,10b_0 \quad \text{Equação 49}$$

- Determinar a linha de embotamento pela seguinte relação:

$$J = 3,75\sigma_{TS}\Delta a \quad \text{Equação 50}$$

- Plotagem desta linha no gráfico contendo os dados experimentais.
- Construir uma linha de exclusão paralela à linha de embotamento interceptando o eixo das abscissas no valor de Δa máximo calculado anteriormente e outra em um valor de 0,10 mm.
- Observar que um mínimo de 6 pontos devem ser usados para descrever o comportamento de resistência ao crescimento da trinca, estando eles preferencialmente igualmente espaçados. Ao menos um ponto é requerido em cada uma das 4 regiões de crescimento da trinca, como ilustrado na Figura 31:

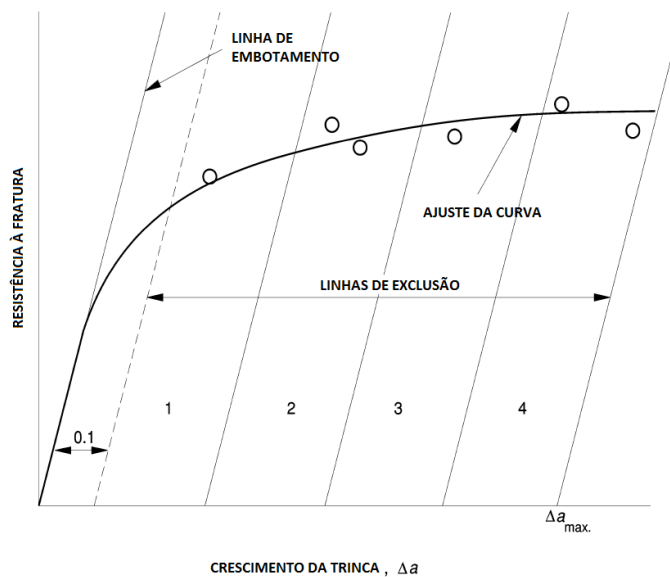


Figura 31 – Linhas de exclusão e requerimento do espaçamento dos dados para o ajuste da curva de resistência segundo a BS [2].

- Determinar o melhor ajuste de curva a partir dos dados que estejam compreendidos entre as duas linhas de exclusão, usando a seguinte equação:

$$J = C1(\Delta a)^{C2} \quad \text{Equação 51}$$

- Construir uma linha de exclusão horizontal no gráfico com o menor valor das equações a seguir:

$$J_{max} = b_0 \frac{(\sigma_{YS} + \sigma_{TS})}{40} \quad \text{Equação 52}$$

$$J_{max} = B \frac{(\sigma_{YS} + \sigma_{TS})}{40} \quad \text{Equação 53}$$

- Definir J_Q pela a interseção desta curva com uma reta paralela à linha de embotamento deslocada de 0,2 mm.
- O valor de J_Q é considerado J_{IC} se:

$$J_Q \leq J_{max}$$

$$2 \left(\frac{\partial J}{\partial a} \right)_{0,2BL} < \left(\frac{\partial J}{\partial a} \right)_{BL}$$

isto é, a inclinação da linha de embotamento tem que ser maior que o dobro da inclinação da curva R no ponto de interseção entre elas.

3.5.1.3.2 CTOD

Na norma britânica, os cálculos para obtenção dos valores de CTOD são feitos a partir da equação:

$$\delta_i = \frac{K_i^2(1-\nu^2)}{2E\sigma_{YS}} + \frac{0,6\Delta a_i + 0,4b_0}{0,6(a_0 + \Delta a_i) + 0,4W+z} V_{pl}(i) \quad \text{Equação 54}$$

Onde K_i é equivalente ao cálculo feito para integral J e V_{pl} é a componente plástica do CMOD no ponto (i) em questão.

O procedimento para construção da curva δ -R pela norma BS 7448-4 é equivalente ao procedimento para construção da curva J-R pela mesma norma, ocorrendo mudança somente nas equações utilizadas.

- Plotagem dos pares δ_i - Δa_i .
- Calcular o Δa máximo de acordo com a equação:

$$\Delta a_{max} = 0,25b_0 \quad \text{Equação 55}$$

- Determinar a linha de embotamento pela seguinte relação:

$$\delta = 1,87 \left(\frac{\sigma_{TS}}{\sigma_{YS}} \right) \Delta a \quad \text{Equação 56}$$

- Plotagem desta linha no gráfico contendo os dados experimentais.
- Construir uma linha de exclusão paralela à linha de embotamento interceptando o eixo das abscissas no valor de Δa máximo calculado anteriormente e outra em um valor de 0,10 mm.
- Observar que um mínimo de 6 pontos devem ser usados para descrever o comportamento de resistência ao crescimento da trinca, estando eles preferencialmente igualmente espaçados. Ao menos um ponto é requerido em cada uma das 4 regiões de crescimento da trinca, como ilustrado na Figura 31.
- Determinar o melhor ajuste de curva a partir dos dados que estejam localizados entre as duas linhas de exclusão, usando a seguinte equação:

$$\delta = C1(\Delta a)^{C2} \quad \text{Equação 57}$$

- Construir uma linha de exclusão horizontal no gráfico com o menor valor das equações a seguir:

$$\delta_{max} = \frac{b_0}{30} \quad \text{Equação 58}$$

$$\delta_{max} = \frac{B}{30} \quad \text{Equação 59}$$

- Definir δ_Q pela a interseção desta curva com uma reta paralela à linha de embotamento deslocada de 0,2 mm.
- O valor de δ_Q é considerado δ_i se:

$$\delta_Q \leq \delta_{max}$$

$$2 \left(\frac{\partial \delta}{\partial a} \right)_{0,2BL} < \left(\frac{\partial \delta}{\partial a} \right)_{BL}$$

3.5.2 CÁLCULOS DO CTOD DE CARGA MÁXIMA (δ_m)

Com o registro do ensaio, sem as descargas parciais realizadas, foram calculados os valores de CTOD de carga máxima (δ_m) para as normas ASTM 1290 [4] e BS 7448-1 [5]. Neste caso, os cálculos são realizados utilizando o tamanho da trinca inicial (a_0) medido visualmente a partir da foto tirada da superfície de fratura.

3.5.2.1 ASTM 1290

O método usado por essa norma segue o mesmo conceito da norma ASTM 1820, isto é, a obtenção do CTOD é feita através do cálculo da Integral J. Sendo a equação utilizada para o cálculo descrita a seguir:

$$\delta = \frac{1}{m\sigma_Y} \left\{ \frac{K^2(1-\nu^2)}{E} + \frac{\eta_{pl}A_{pl}}{[Bb_0(1+z/(0,8a_0+0,2W))]} \right\} \quad \text{Equação 60}$$

Onde K é dado por:

$$K = \frac{P}{BW^{1/2}} g\left(\frac{a_0}{W}\right) \quad \text{Equação 61}$$

Sendo $g(a_0/W)$:

$$g\left(\frac{a_0}{W}\right) = \frac{6\left(\frac{a_0}{W}\right)^{1/2} \left(1,99 - \frac{a_0}{W} \left[1 - \frac{a_0}{W}\right] \left[2,15 - 3,93\frac{a_0}{W} + 2,7\left(\frac{a_0}{W}\right)^2\right]\right)}{\left(1 + 2\frac{a_0}{W}\right)\left(1 - \frac{a_0}{W}\right)^{3/2}} \quad \text{Equação 62}$$

e P é o valor da força no momento da carga máxima.

Nesta norma, porém, a área plástica (A_{pl}) e o fator η estão relacionados com o gráfico “Carga x CMOD” ao invés do deslocamento na linha de carga (LLD), como utilizado no levantamento da curva de resistência. Sendo η obtido pela expressão:

$$\eta = 3,785 - 3,101\left(\frac{a_0}{W}\right) + 2,018\left(\frac{a_0}{W}\right)^2 \quad \text{Equação 63}$$

Por ultimo, o fator m é calculado por:

$$m = A_0 - A_1\left(\frac{\sigma_{YS}}{\sigma_{TS}}\right) + A_2\left(\frac{\sigma_{YS}}{\sigma_{TS}}\right)^2 - A_3\left(\frac{\sigma_{YS}}{\sigma_{TS}}\right)^3 \quad \text{Equação 64}$$

Com:

$$A_0 = 3,18 - 0,22(a_0/W) \quad \text{Equação 65}$$

$$A_1 = 4,32 - 2,23(a_0/W) \quad \text{Equação 66}$$

$$A_2 = 4,44 - 2,29(a_0/W) \quad \text{Equação 67}$$

$$A_3 = 2,05 - 1,06(a_0/W) \quad \text{Equação 68}$$

3.5.2.2 BS 7448 – 1

O cálculo do CTOD é obtido a partir do modelo da rótula plástica, sendo feito a partir da fórmula abaixo:

$$\delta = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2E\sigma_{YS}} + \frac{0,4b_0}{0,6a_0+0,4W+z} V_{pl} \quad \text{Equação 69}$$

Onde K é calculado da mesma forma que para a norma BS7448-4, porém com valor da carga P referente à carga máxima e V_{pl} é a parcela plástica do valor do CMOD no ponto de carga máxima, como ilustrado na Figura 32:

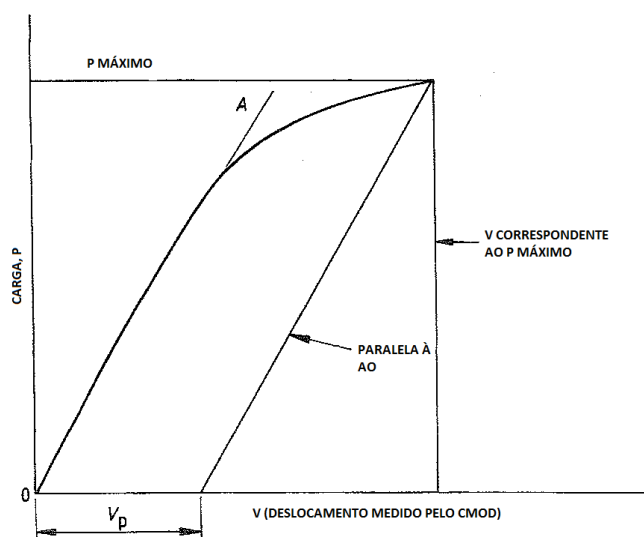


Figura 32 – Definição do valor de V_{pl} para o cálculo do CTOD [5].

4 RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos nos ensaios realizados a partir dos métodos expostos anteriormente.

4.1 REGISTROS CARGA-DESLOCAMENTO

Os registros experimentais carga vs. abertura da boca do entalhe (P-CMOD) e carga vs. deslocamento no ponto de aplicação da carga (P-LLD), obtidos para cada material são apresentados nas Figuras 33, 34, 35 e 36. Nos mesmos podem ser observadas as descargas parciais realizadas para a medição da trinca ao longo do teste.

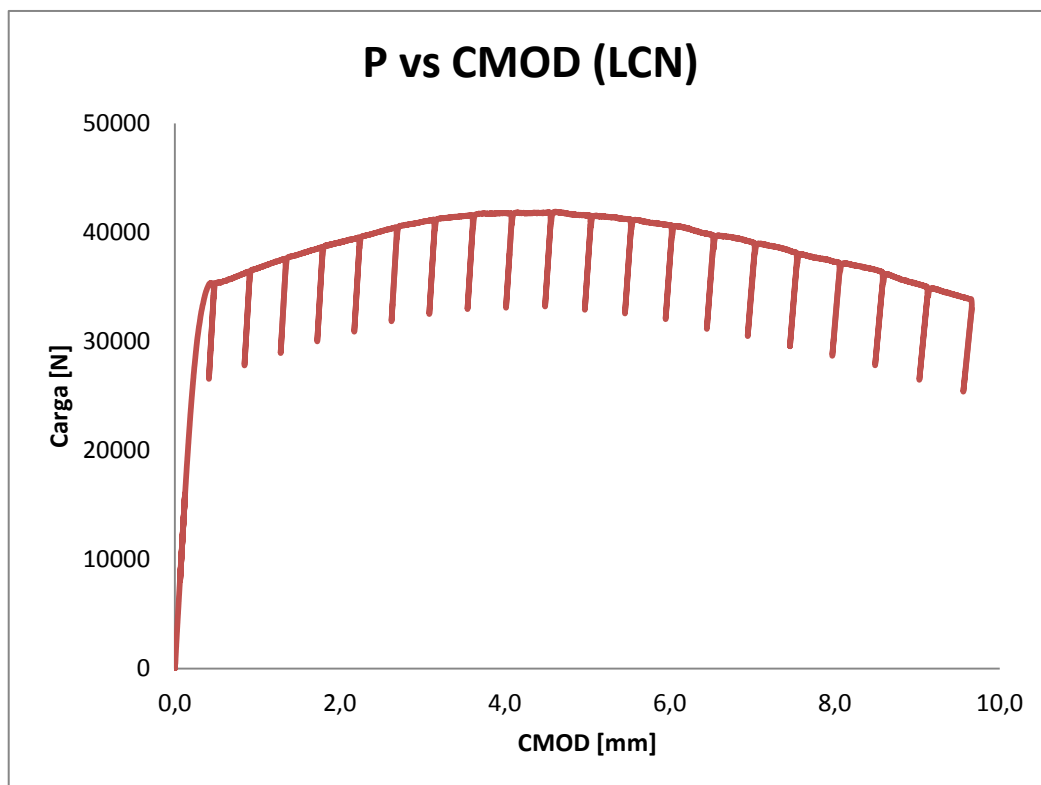


Figura 33 – Registro P-CMOD para o corpo de prova LCN.

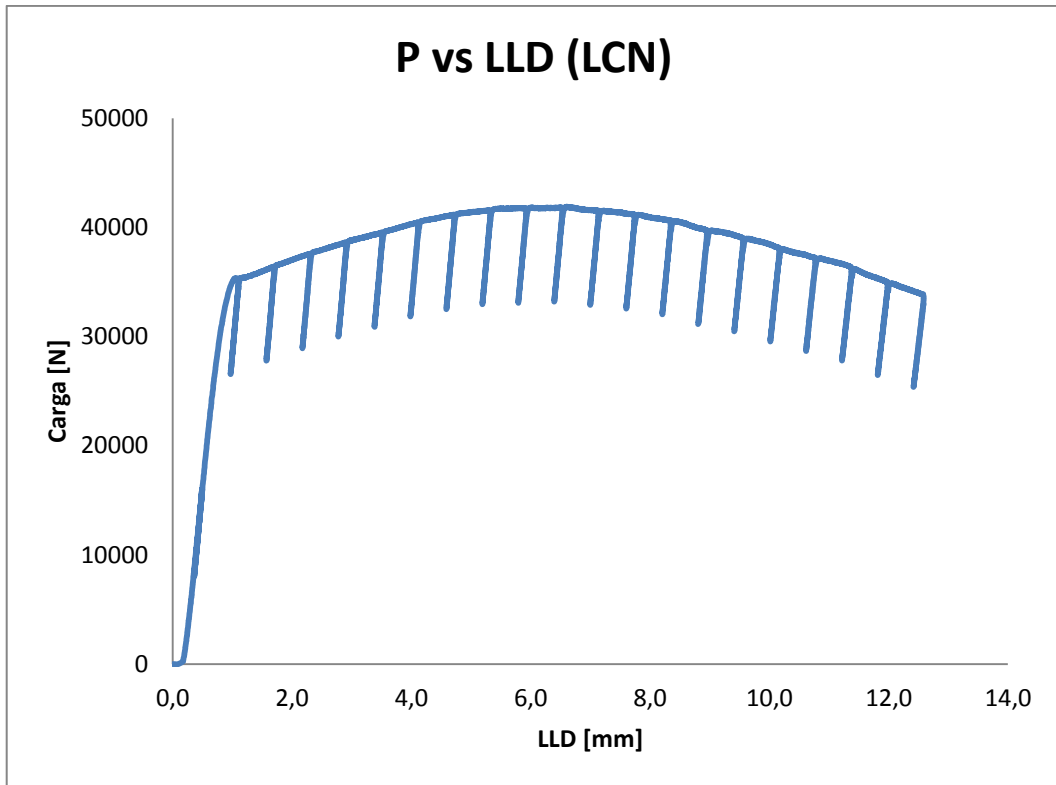


Figura 34 – Registro P-LLD para corpo de prova LCN.

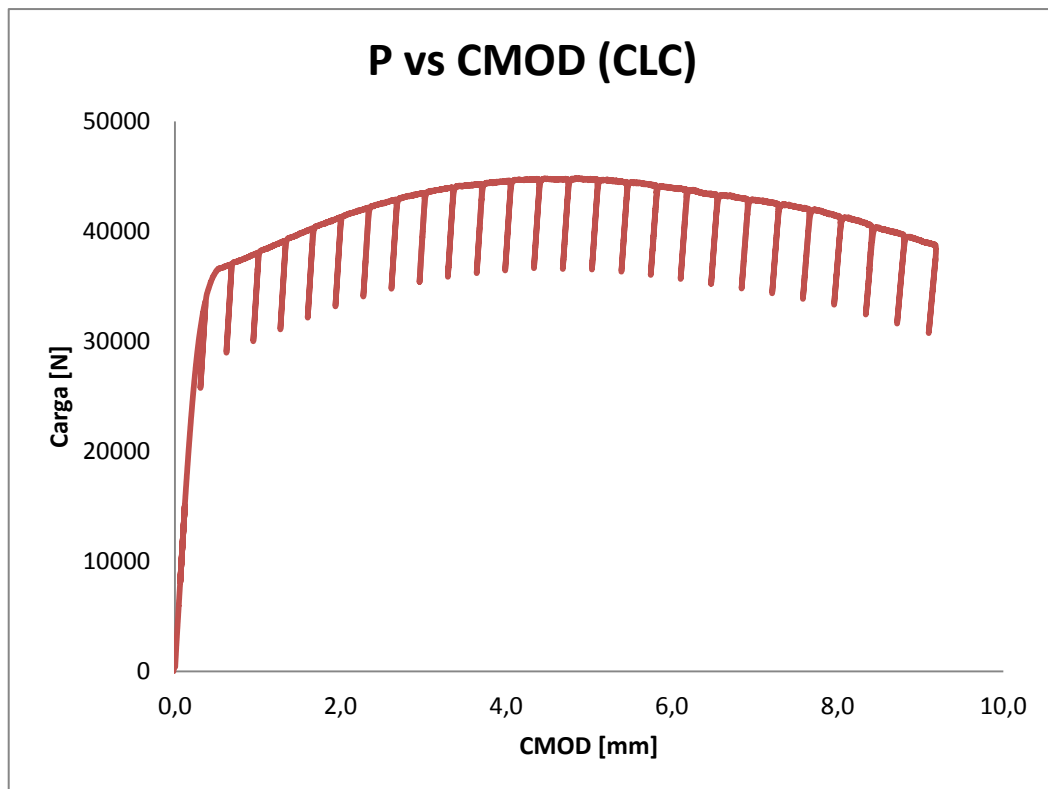


Figura 35 – Registro P-CMOD para o corpo de prova CLC.

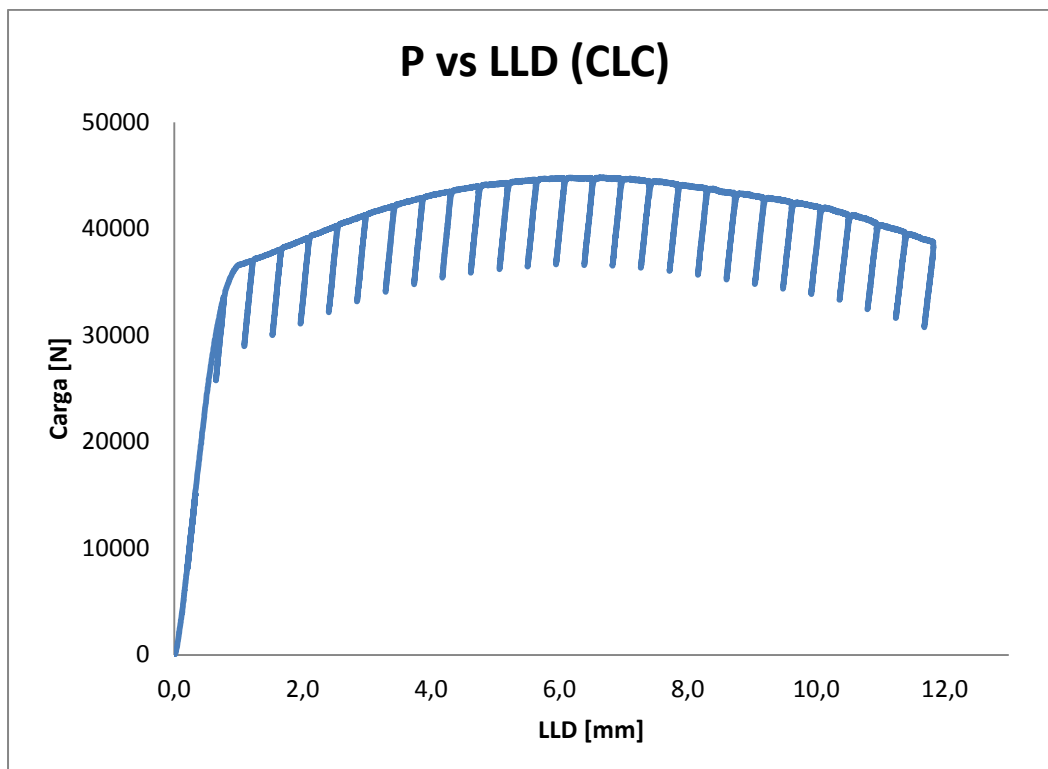


Figura 36 – Registro P-LLD para o corpo de prova LCN.

Para o ensaio do corpo de prova do material CLC, o intervalo entre cada descarga foi reduzido em relação ao LCN. Esse procedimento teve o intuito de se obter uma maior quantidade de pontos para a construção das curvas R. Também se observa que para ambos os materiais não houve ocorrência de nenhum tipo de instabilidade nos registros ao longo do ensaio.

4.2 CURVAS DE RESISTÊNCIA

A partir dos registros e utilizando as equações expostas na seção 3.5.1, para cada uma das descargas foram calculados os pares “ $J-\Delta a$ ” e “ $\delta-\Delta a$ ”. As curvas J-R e δ -R avaliadas experimentalmente para os dois materiais, segundo as duas normas em estudo, são apresentadas nas Figuras 37, 38, 39 e 40.

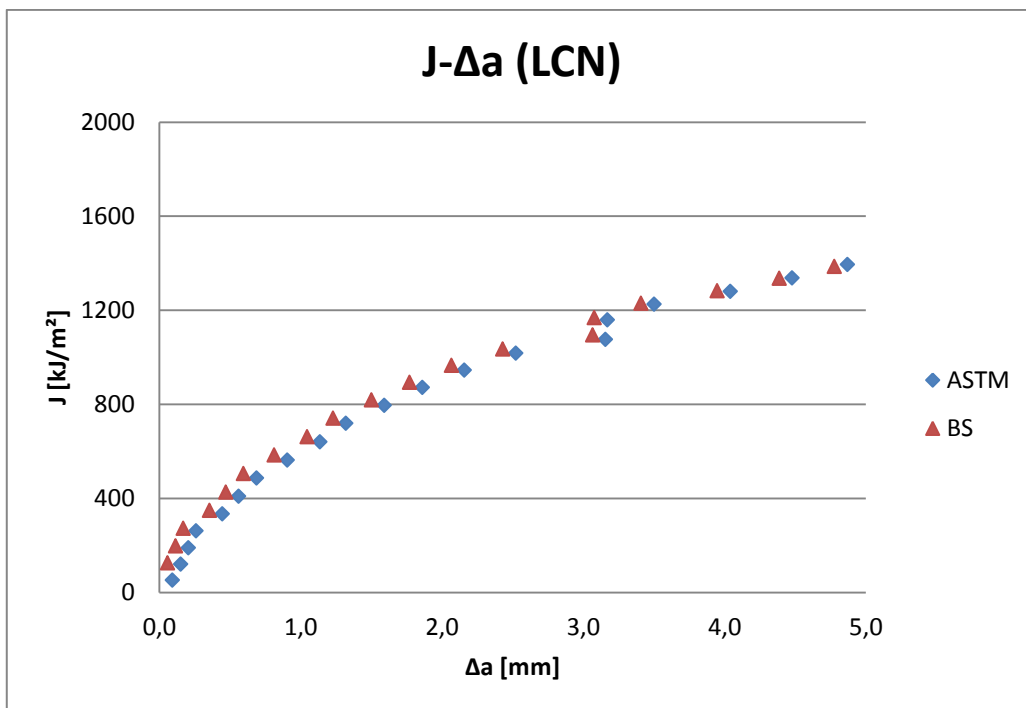


Figura 37 – Pontos “J- Δa ” obtidos para o corpo de prova LCN segundo as normas BS 7448-4 e ASTM 1820.

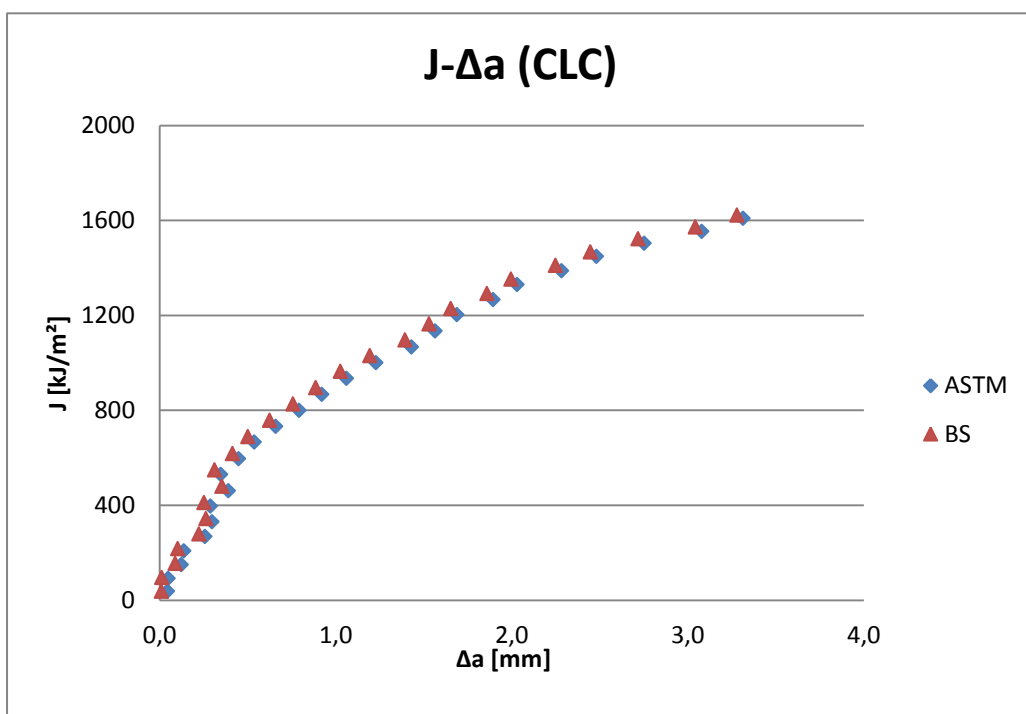


Figura 38 – Pontos “J- Δa ” obtidos para o corpo de prova CLC segundo as normas BS 7448-4 e ASTM 1820.

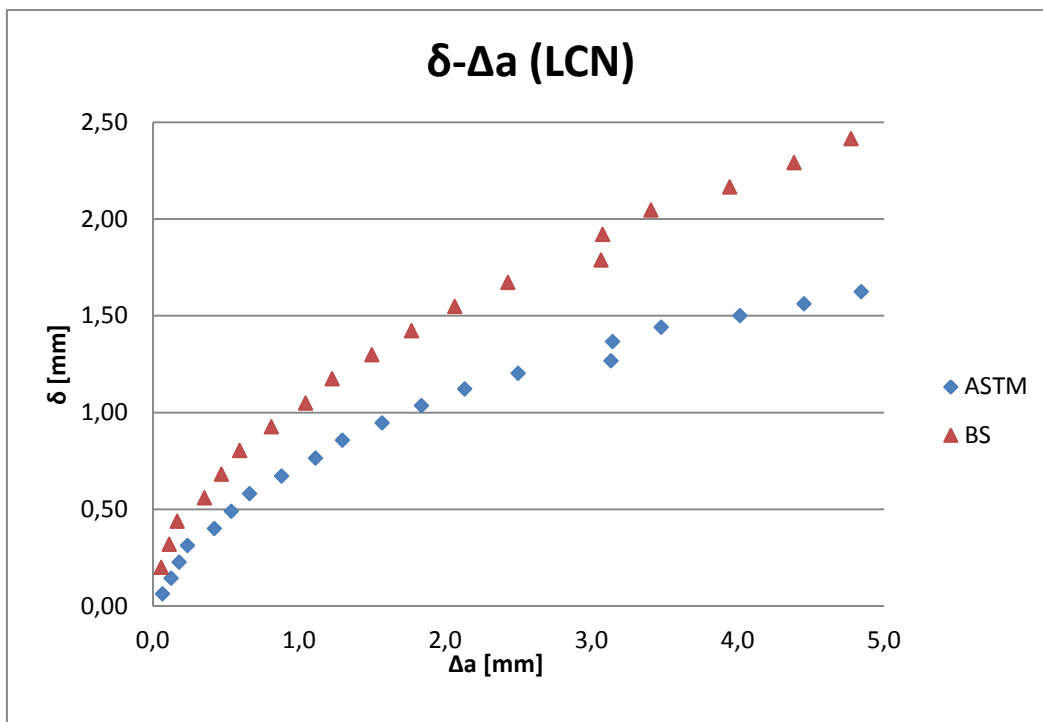


Figura 39 – Pontos “ δ - Δa ” obtidos para o corpo de prova LCN segundo as normas BS 7448-4 e ASTM 1820.

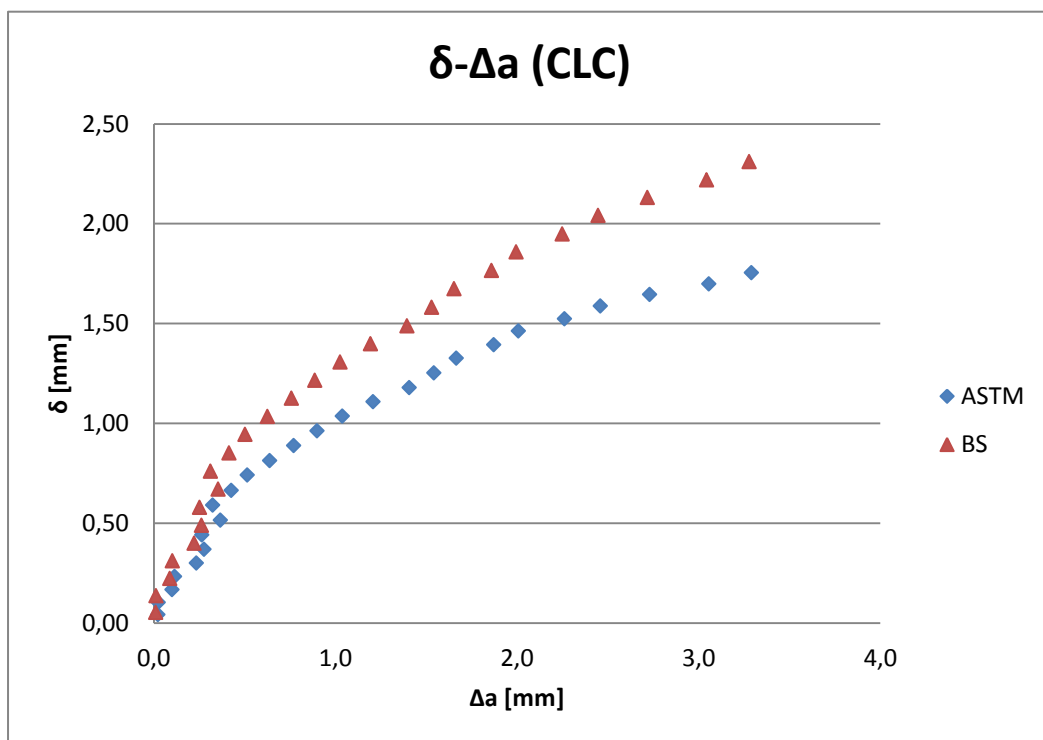


Figura 40 – Pontos “ δ - Δa ” obtidos para o corpo de prova CLC segundo as normas BS 7448-4 e ASTM 1820.

Para a obtenção das equações das curvas de resistência, foram feitas análises para todos os casos, de modo a qualificar os pontos que devem ser usados no ajuste da curva. Tal procedimento é exposto nas Figuras 41 a 48.

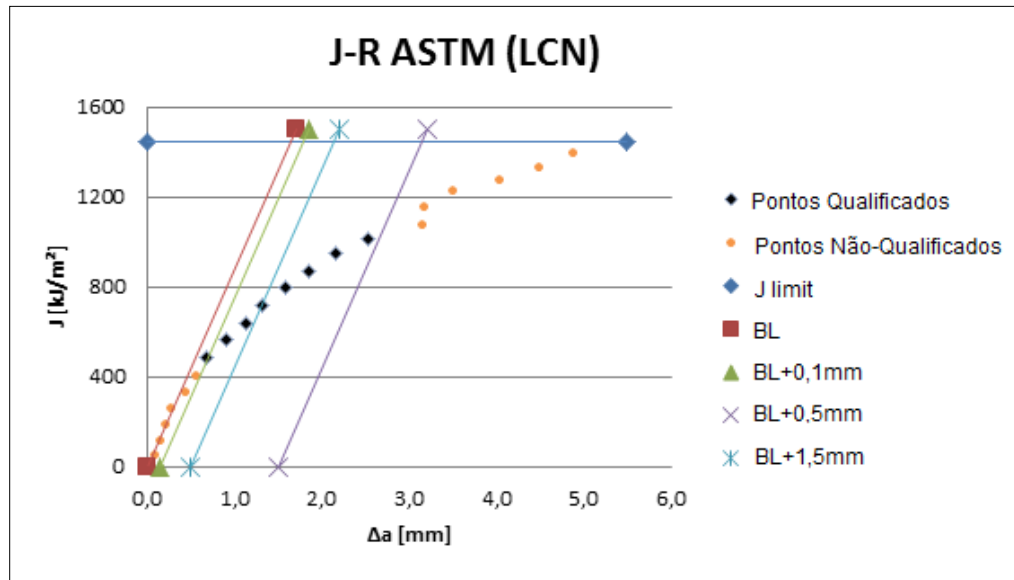


Figura 41 – Qualificação dos pontos para obtenção da equação da curva J-R pela norma ASTM (LCN).

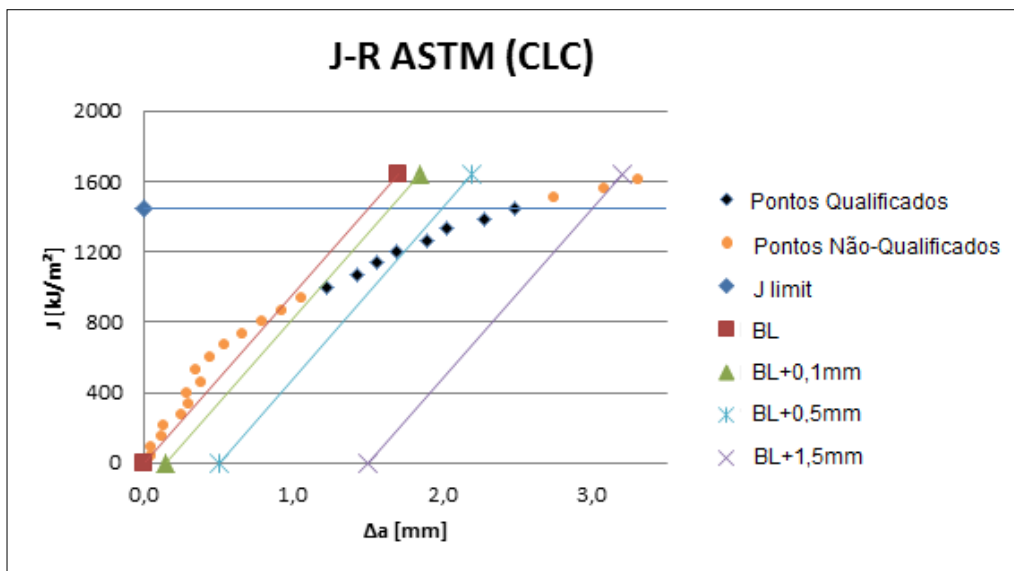


Figura 42 – Qualificação dos pontos para obtenção da equação da curva J-R pela norma ASTM (CLC).

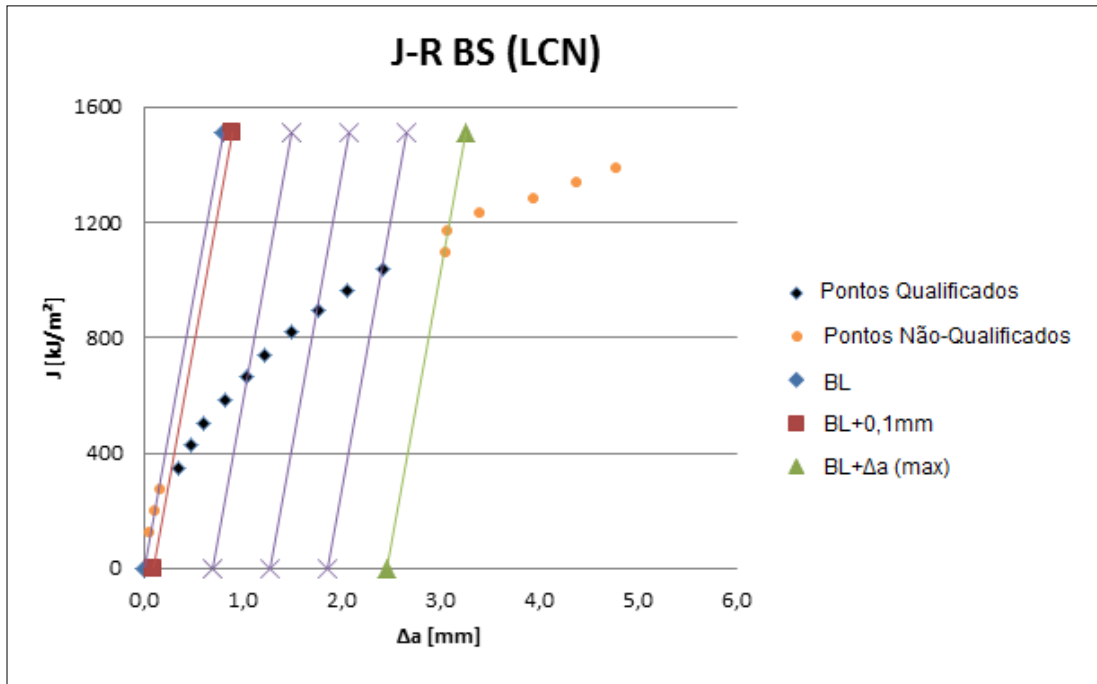


Figura 43 – Qualificação dos pontos para obtenção da equação da curva J-R pela norma BS (LCN).

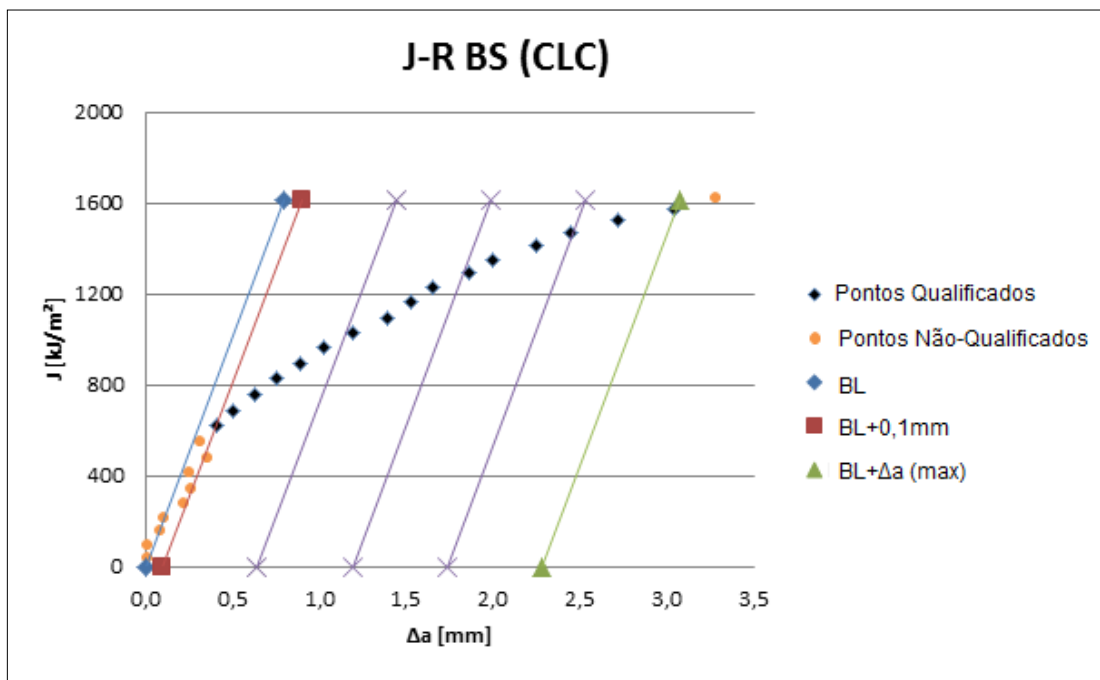


Figura 44 – Qualificação dos pontos para obtenção da equação da curva J-R pela norma BS (CLC).

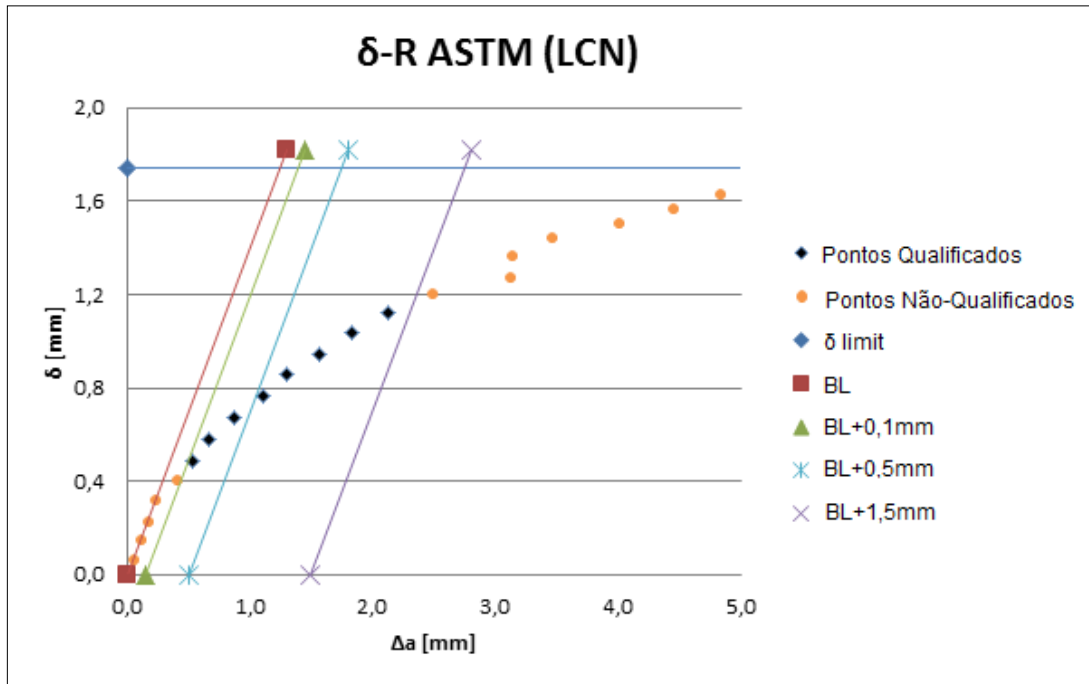


Figura 45 – Qualificação dos pontos para obtenção da equação da curva CTOD-R pela norma ASTM (LCN).

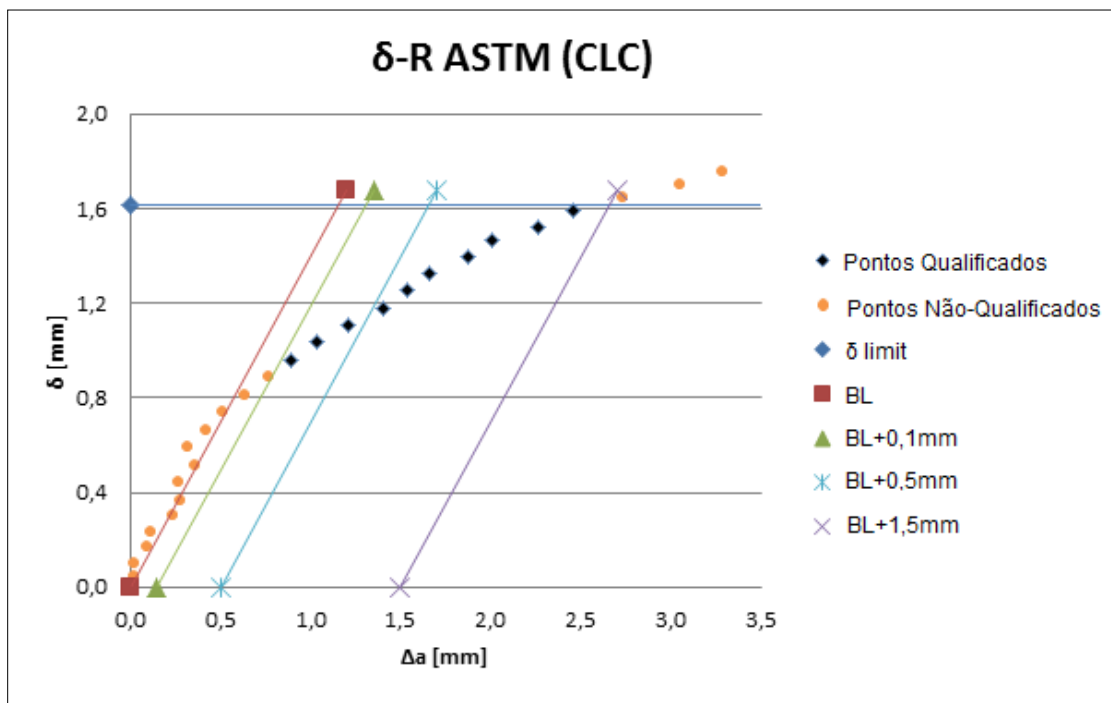


Figura 46 – Qualificação dos pontos para obtenção da equação da curva CTOD-R pela norma ASTM (CLC).

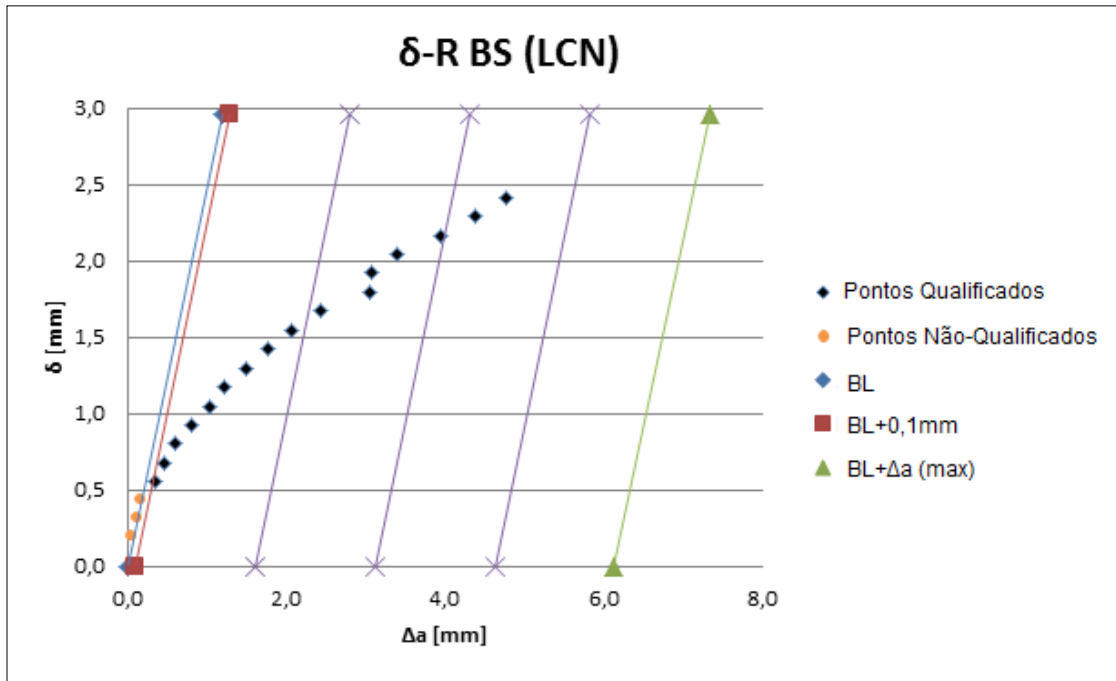


Figura 47 – Qualificação dos pontos para obtenção da equação da curva CTOD-R pela norma BS (LCN).

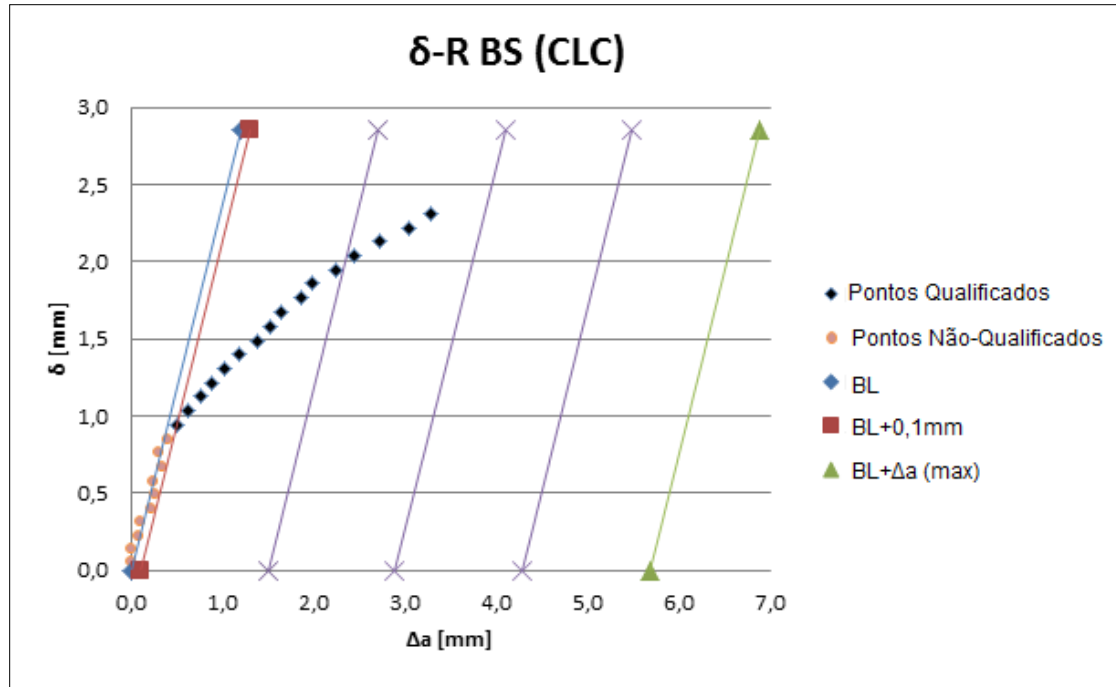


Figura 48 – Qualificação dos pontos para obtenção da equação da curva CTOD-R pela norma BS (CLC).

Algumas considerações devem ser feitas a partir desses resultados, inicialmente no que se refere à medida do crescimento da trinca (Δa). No ensaio do corpo de prova do material LCN nota-se um ponto fora da curva apresentando um crescimento da trinca maior do que era esperado. Esse ponto é referente à primeira descarga após a troca de posição do extensômetro. Uma possível explicação para o ocorrido nesse ponto pode ser a fixação deficiente do extensômetro nas “facas” durante esta descarga. Porém, após essa descarga, os valores de Δa posteriormente medidos voltaram a exibir o padrão esperado. Ressalta-se, assim, que tal ponto não interfere significativamente no ajuste da curva, primeiramente porque na maioria dos casos ele está localizado fora da região de pontos qualificados e também porque no caso do cálculo do CTOD pela norma BS, onde ele é utilizado, uma grande quantidade de pontos é levada em consideração para a realização do ajuste da curva, de modo que a importância deste único ponto é muito baixa.

Outro ponto a se observar é o caso da curva δ -R pela norma BS (Figuras 47 e 48). De acordo com essa norma é necessário que pelo menos um ponto esteja localizado em cada uma das quatro regiões delimitadas pelas retas paralelas à linha de embotamento. Como as dimensões dos corpos de prova são relativamente grandes, o Δa máximo calculado atinge um elevado valor. Para que a condição imposta pela norma fosse atendida, o ensaio deveria ser então mantido até maiores valores de CMOD, porém o extensômetro utilizado não permitia a continuação do ensaio pela limitação de sua faixa de trabalho.

A partir dos pontos qualificados, foram realizados os ajustes dos coeficientes experimentais das curvas de resistência utilizando o software Origin. Assim, as equações obtidas para cada material e metodologia são apresentadas na Tabela 4.

Tabela 4 – Equações das curvas de resistência obtidas para cada material de acordo com as normas BS 7448-4 e ASTM 1820 (Δa em mm).

CP	Norma	Integral J [kJ/m²]	CTOD [mm]
LCN	<i>ASTM</i>	$J = 603,7(\Delta a)^{0,576}$	$\delta = 0,718(\Delta a)^{0,602}$
	<i>BS</i>	$J = 650,6(\Delta a)^{0,541}$	$\delta = 1,035(\Delta a)^{0,538}$
CLC	<i>ASTM</i>	$J = 896,5(\Delta a)^{0,536}$	$\delta = 1,011(\Delta a)^{0,508}$
	<i>BS</i>	$J = 952,9(\Delta a)^{0,473}$	$\delta = 1,297(\Delta a)^{0,492}$

Como explicitado anteriormente, a obtenção do valor da tenacidade de iniciação é feita através da interseção da curva de resistência com a linha de embotamento (*blunting line*) deslocada de um valor de 0,2 mm. Os coeficientes angulares destas retas são expostos na Tabela 5.

Tabela 5 – Coeficientes angulares da *blunting line*. No plano J- Δa a unidade do coeficiente é MPa, enquanto que no plano δ - Δa o coeficiente é adimensional.

CP	Norma	Plano J- Δa [MPa]	Plano CTOD- Δa
LCN	ASTM	885,00	1,40
	BS	1886,25	2,46
CLC	ASTM	963,00	1,40
	BS	2021,25	2,38

As Figuras 49 a 52 mostram, em um mesmo gráfico, as curvas de resistência e as *blunting lines* deslocadas 0,2 mm à direita para cada material ensaiado, e para cada norma observada. Verifica-se que existe uma diferença acentuada nas inclinações das linhas de embotamento definidas por cada norma, o que acarreta em diferenças significativas nos valores de iniciação avaliados.

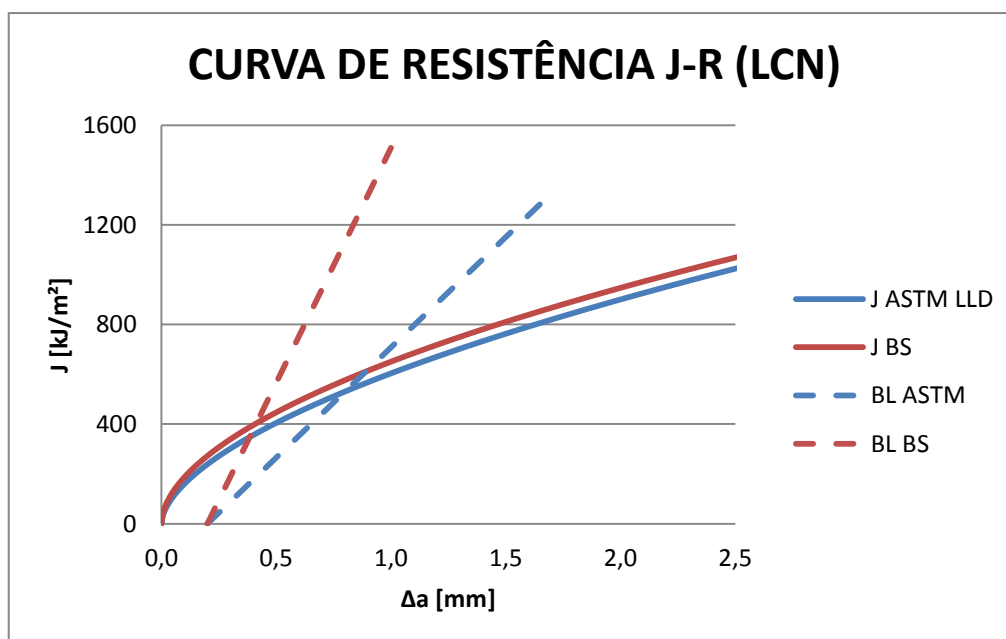


Figura 49 – Curvas J-R e *blunting lines* + 0,2 mm segundo ambas as normas. (LCN)

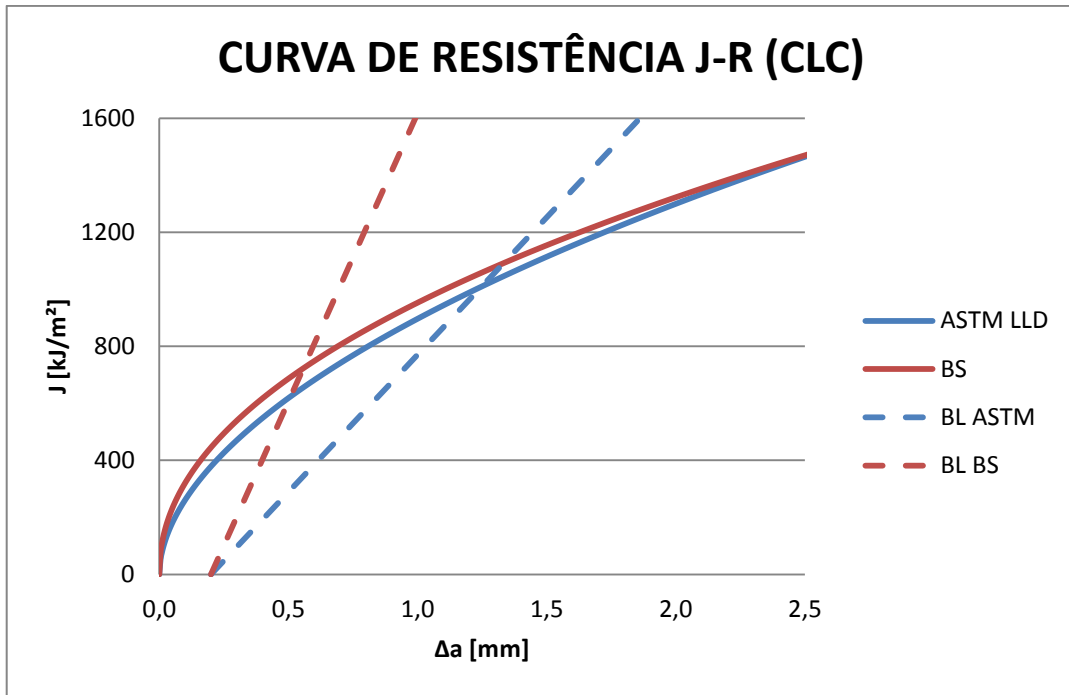


Figura 50 – Curvas J-R e *blunting lines* + 0,2 mm segundo ambas as normas. (CLC)

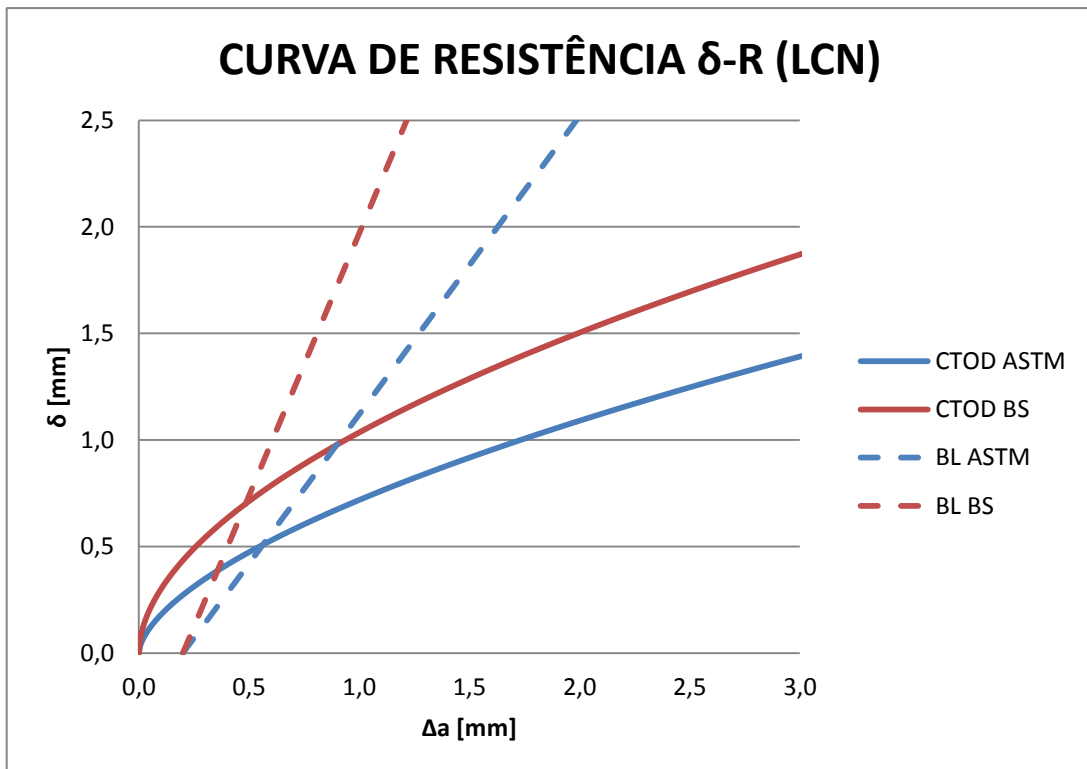


Figura 51 – Curva δ-R e *blunting lines* + 0,2 mm segundo ambas as normas. (LCN)

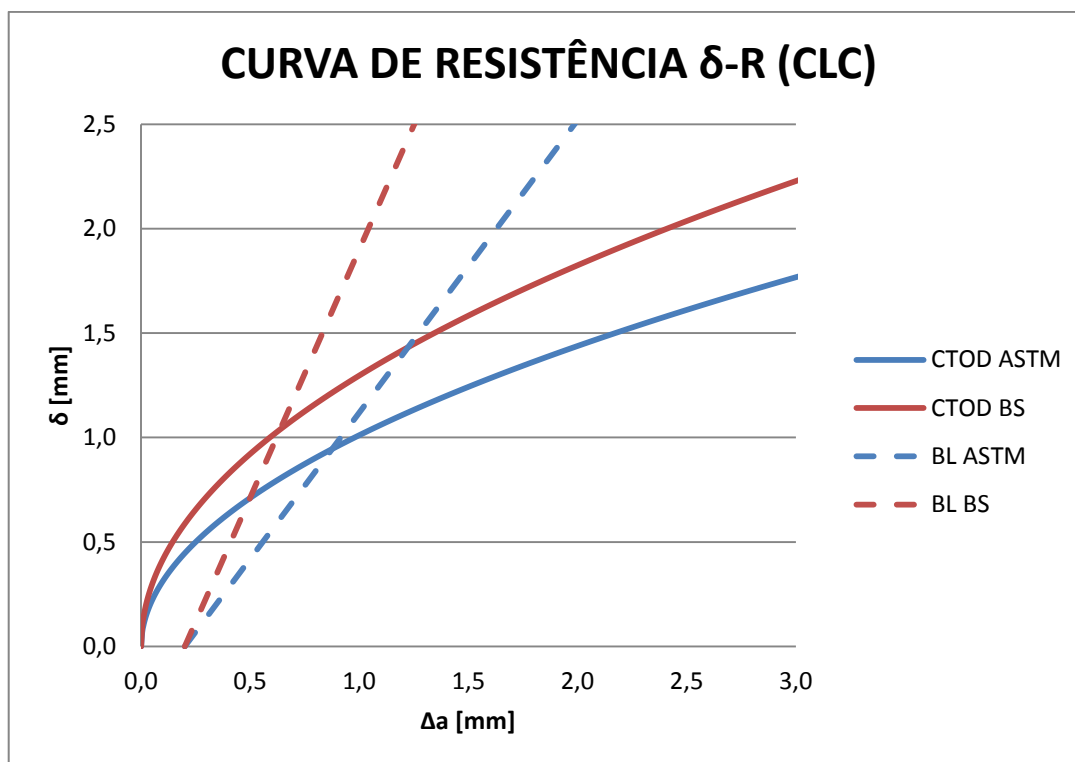


Figura 52 –Curva δ -R e *blunting lines* + 0,2 mm segundo ambas as normas. (CLC)

Os valores candidatos a J_{IC} e $\bar{\delta}_i$ calculados no ponto de interseção entre as curvas de resistência e as linhas paralelas à linha de embotamento são apresentados Tabela 6.

Tabela 6 – Valores da tenacidade de iniciação J_Q e $\bar{\delta}_Q$ obtidos para cada material e cada norma.

CP	Norma	J_Q [kJ/m²]	$\bar{\delta}_Q$ [mm]
LCN	ASTM	530,75	0,51
	BS	403,62	0,70
CLC	ASTM	1009,64	0,95
	BS	722,89	1,04

As condições a serem atendidas para que os valores de tenacidade de iniciação calculados sejam considerados um parâmetro independente das dimensões do corpo de prova, expostas na seção 3.5.1, foram analisadas. Apenas o corpo de prova do material CLC segundo a norma BS não atendeu os requisitos, sendo $J_{m\acute{a}x}$ e $\bar{\delta}_{m\acute{a}x}$ menores que os valores J_Q e $\bar{\delta}_Q$. Embora tais condições tenham sido atendidas para os outros casos, os

resultados obtidos (tanto as curvas R quanto os valores da tenacidade de iniciação) não estão plenamente de acordo com as normas.

Algumas restrições estabelecidas pelas normas além daquelas já expostas também devem ser consideradas, principalmente no que diz respeito ao crescimento da trinca e à comparação entre os valores do tamanho da trinca medidos visualmente e aqueles estimados a partir da *compliance*. A Tabela 7 apresenta os valores iniciais e finais da trinca (a_0 e a_f), e também o crescimento estável da trinca após o término do ensaio para os corpos de provas ensaiados.

Tabela 7 – Comparação entre os valores do tamanho da trinca medidos visualmente e aqueles obtidos pelo método da descarga parcial.

LCN	Visual	Compliance	Δ [mm]	Δ [%]
a_0 [mm]	26,15	26,26	-0,12	0%
a_f [mm]	32,11	31,04	-1,07	3%
Δa [mm]	5,59	4,78	-0,81	15%
CLC	Visual	Compliance	Δ [mm]	Δ [%]
a_0 [mm]	24,99	24,71	0,28	1%
a_f [mm]	29,21	27,99	-1,22	4%
Δa [mm]	4,06	3,28	-0,78	19%

A Figura 53 mostra as superfícies de fratura dos corpos de provas, na qual fica evidenciada a pré-trinca por fadiga e o crescimento estável da trinca.

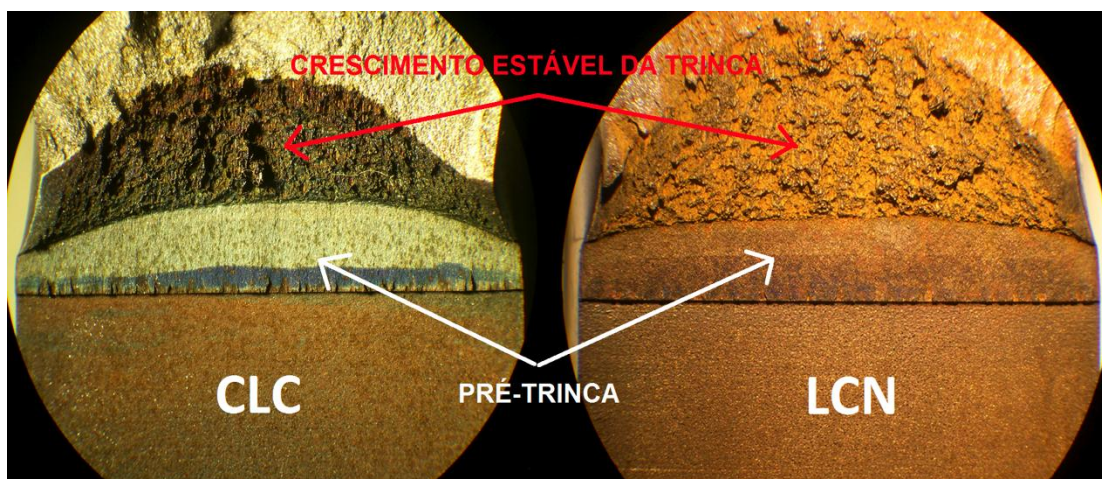


Figura 53 – Fotos da superfície de fratura dos corpos de prova, indicando a região da pré-trinca e do crescimento estável da trinca.

As normas fixam níveis máximos de tunelamento permitidos, de modo a assegurar que o processo de propagação dúctil da trinca se dê sob condições de deformação predominantemente plana na ponta da trinca. Mesmo não sendo muito pronunciada, a ocorrência de tunelamento nos corpos de prova ensaiados acarreta na não conformidade dos ensaios em relação às normas, além de interferir na medição correta do tamanho da trinca.

Entretanto, os resultados obtidos para cada norma podem ser comparados entre eles sem grandes implicações, uma vez que os cálculos da tenacidade foram feitos a partir do mesmo ensaio para cada material. Desse modo, as condições de teste e do material ensaiado são as mesmas.

4.3 CTOD DE CARGA MÁXIMA (δ_m)

As Figuras 54 e 55 mostram o registro P-CMOD para cada material sem as descargas parciais. Nessas figuras estão representadas a área plástica e o valor da parcela plástica do CMOD referentes à carga máxima, necessários para o cálculo dos valores de tenacidade em carga máxima.

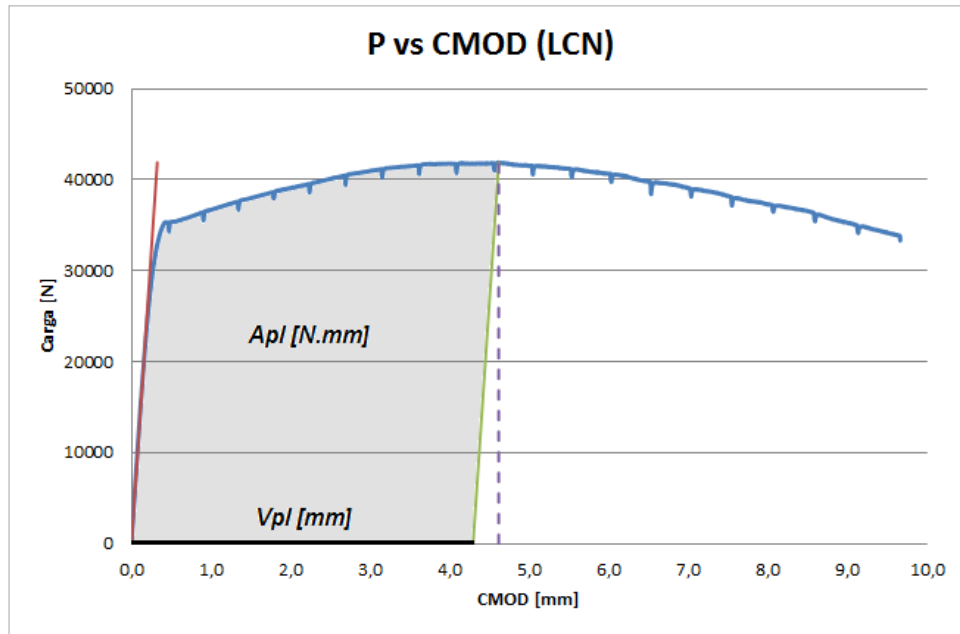


Figura 54 – Gráfico do registro P-CMOD, ilustrando A_{pl} e V_{pl} usadas para o cálculo do CTOD (LCN).

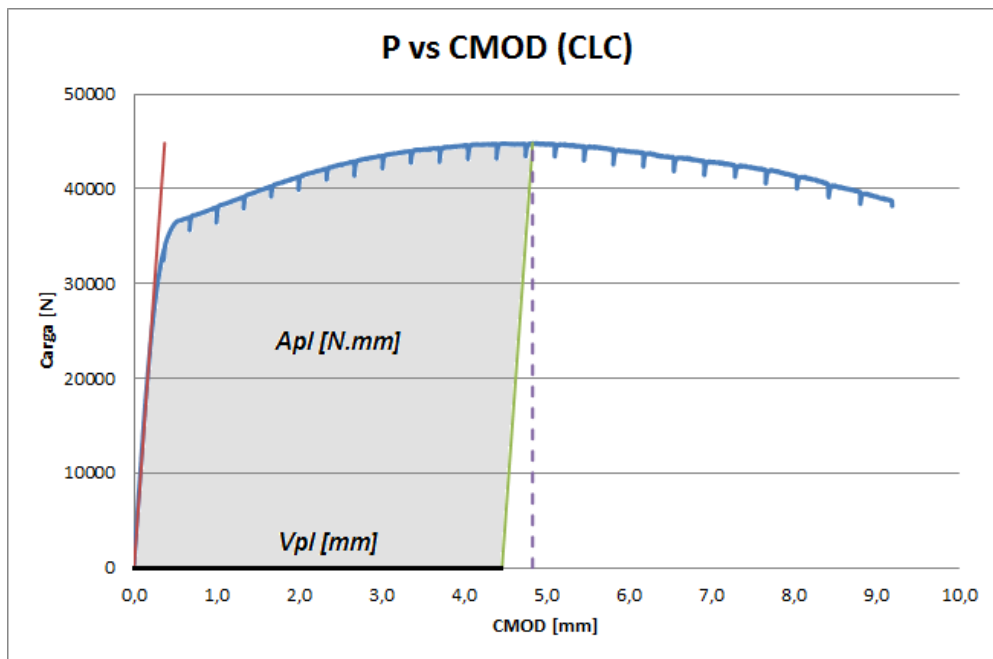


Figura 55 – Gráfico do registro P-CMOD, ilustrando A_{pl} e V_{pl} usadas para o cálculo do CTOD (CLC).

Os resultados experimentais de CTOD de carga máxima obtidos para ambos os materiais, segundo as normas BS 7448-1 e ASTM 1290, são apresentados na Tabela 8.

Tabela 8 – Valores de CTOD de carga máxima a temperatura ambiente dos materiais ensaiados referentes as normas BS 7448-1 e ASTM 1290. Nesta tabela são apresentadas as parcelas elástica e plástica do CTOD.

<i>CP</i>	<i>Norma</i>	δ_{el} [mm]	δ_{pl} [mm]	δ_{total} [mm]
LCN	ASTM	0,04	0,91	0,95
	BS	0,04	1,17	1,21
CLC	ASTM	0,05	1,05	1,10
	BS	0,05	1,18	1,23

4.4 RESUMO DOS RESULTADOS

A Tabela 9 apresenta um resumo dos resultados obtidos:

Tabela 9 – Resumo dos resultados obtidos para os dois materiais em estudo.

Curvas R	LCN		CLC	
	J [kJ/m ²]	δ [mm]	J [kJ/m ²]	δ [mm]
ASTM 1820	$J = 603,7(\Delta a)^{0,576}$	$\delta = 0,718(\Delta a)^{0,602}$	$J = 896,5(\Delta a)^{0,536}$	$\delta = 1,011(\Delta a)^{0,508}$
BS 7448-4	$J = 650,6(\Delta a)^{0,541}$	$\delta = 1,035(\Delta a)^{0,538}$	$J = 952,9(\Delta a)^{0,473}$	$\delta = 1,297(\Delta a)^{0,492}$
Tenacidade de Iniciação	J_Q [kJ/m ²]	δ_Q [mm]	J_Q [kJ/m ²]	δ_Q [mm]
ASTM 1820	530,75	0,51	1009,64	0,95
BS 7448-4	403,62	0,70	722,89	1,04
CTOD de carga máxima	δ_m [mm]		δ_m [mm]	
ASTM 1290	0,95		1,10	
BS 7448-1	1,21		1,23	

5 DISCUSSÃO

Pela análise das Figuras 37 e 38, observa-se que os valores de J calculados para as normas BS 7448-4 e ASTM 1820 são semelhantes. Embora as fórmulas usadas para o cálculo pareçam à primeira vista diferentes, ambas as normas empregam a mesma abordagem, utilizando a área plástica (A_{pl}) referente ao deslocamento na linha de carga.

A fim de comparar as duas normas, os valores de J obtidos foram plotados em um mesmo gráfico como representado na Figura 56. A partir da regressão linear realizada, nota-se que os valores de J calculados por ambas as normas são equivalentes.

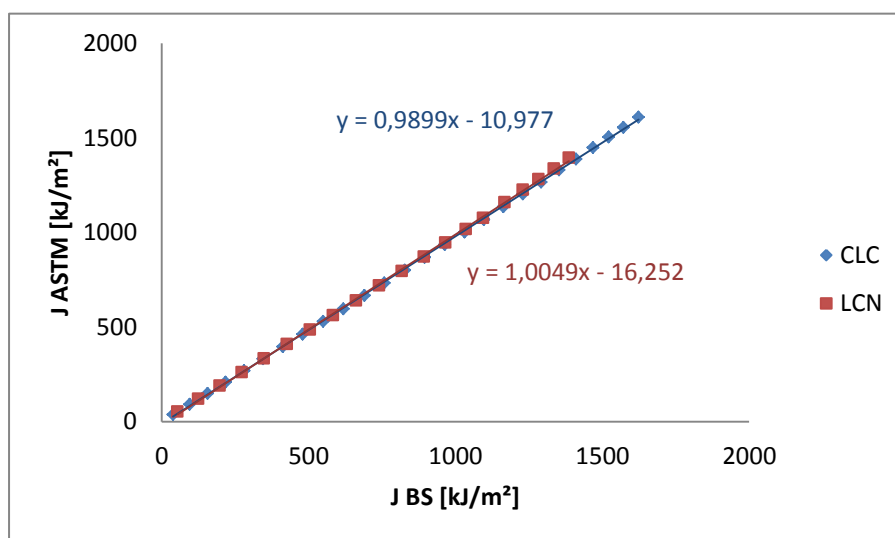


Figura 56 – Comparação dos valores de J calculados pelas normas ASTM 1820 e BS 7448-4

A diferença entre as curvas de resistência J-R (Figuras 49 e 50) pelas duas normas se deve principalmente à correção do tamanho inicial da trinca medido pela *compliance* (a_{0q}) na norma ASTM. Esta correção afeta os valores de Δa e, conseqüentemente, o ajuste da curva. Outra consideração a ser feita é que cada norma estabelece diferentes regiões para a qualificação dos pontos que são utilizados para a realização do ajuste da curva J- Δa teórica.

Em relação ao parâmetro CTOD, nas Figuras 39 e 40 observa-se a existência de uma diferença significativa entre os resultados obtidos para cada norma, onde a BS 7448-4 fornece valores mais elevados de CTOD comparado com a ASTM 1820. Os resultados são comparados na Figura 57.

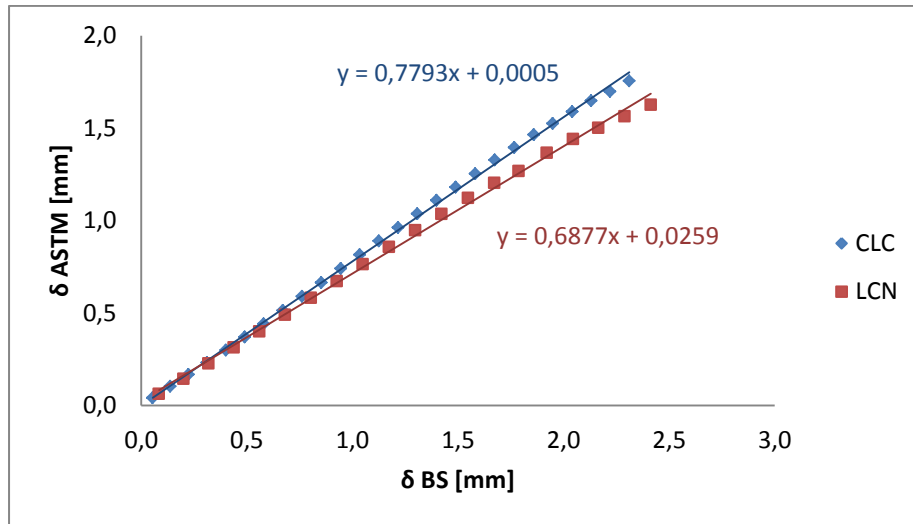


Figura 57 – Comparação dos valores de CTOD calculados pelas normas ASTM 1820 e BS 7448-4

A partir desse gráfico nota-se que a razão $\bar{\delta}_{ASTM}/\bar{\delta}_{BS}$ não é constante, sendo dependente do material ensaiado e, portanto, de suas propriedades. Uma possível explicação para a diferença nos valores de CTOD obtidos para cada norma será exposta mais adiante.

Os valores de tenacidade de iniciação $\bar{\delta}_Q$ e J_Q apresentados na tabela 6, também apresentam discrepância entre as normas. Tal fato pode ser explicado por dois fatores: diferença entre as curvas de resistência e também a diferença do coeficiente angular da *blunting line* estipulada para cada norma, como representado na Figura 58. Analisando as equações dessas retas para os dois parâmetros (J e CTOD), dadas pelas Equações 34 e 50 (Integral J pela ASTM e BS, respectivamente) e Equações 44 e 56 (CTOD pela ASTM e BS, respectivamente), verifica-se que para todos os casos o coeficiente da norma BS será sempre maior que da ASTM. Maiores coeficientes angulares da *blunting line* estão associados com menores valores de tenacidade de iniciação.

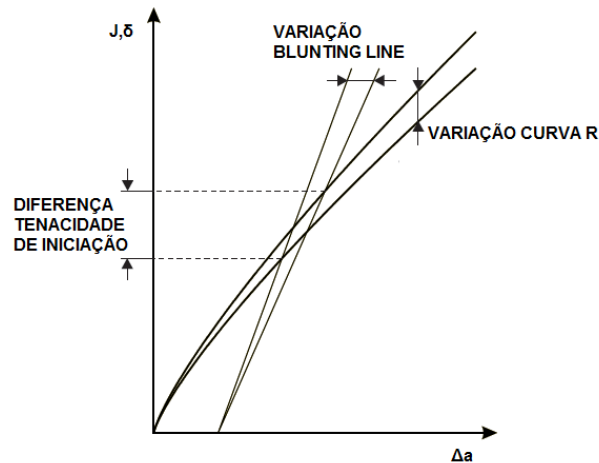


Figura 58 – Representação esquemática da razão para a diferença dos valores de tenacidade de iniciação obtidos para ambas as normas. Adaptado de [6].

Como as curvas J-R apresentam apenas uma pequena diferença entre as normas, a variação do valor de J_Q está associada predominantemente com a diferença dos coeficientes da *blunting line* (Tabela 5), como pode ser analisado nas Figuras 49 e 50. Desse modo os valores de J_Q definidos de acordo com a ASTM são maiores do que aqueles definidos pela BS (Tabela 9).

Já no caso do δ_Q , a diferença é causada por ambos os fatores supracitados, como pode ser percebido pelas Figuras 51 e 52. Embora o coeficiente angular da *blunting line* seja maior no caso da norma BS (Tabela 5), o valor da tenacidade de iniciação obtida por esta norma é maior do que pela ASTM (Tabela 9) devido ao formato de sua curva δ -R, que apresenta maiores valores de CTOD para um mesmo Δa .

Por fim, são analisados os valores de CTOD crítico na carga máxima (δ_m) pelas normas BS 7448-1 e ASTM 1290. De acordo com o resultado obtido na curva δ -R, a norma BS fornece para ambos os materiais maiores valores de tenacidade. Analisando a Tabela 8 observa-se que a parcela elástica do CTOD para ambas as normas é praticamente igual, sendo a discrepância causada principalmente pela parcela plástica do CTOD. Mais uma vez observa-se que a razão $\delta_{ASTM}/\delta_{BS}$ depende das propriedades mecânicas do material ensaiado, sendo que os para o material CLC os valores entre as duas normas estão mais próximos.

Tagawa et al. [23] estudaram as diferenças nos valores do CTOD entre as normas BS 7448-1 e ASTM 1290. Foi observado que o grau de embotamento da trinca varia ao longo da espessura do corpo de prova, e que regiões próximas à superfície apresentam

menores valores de δ do que na região central (*mid-thickness*). Esse resultado para o material estudado por eles é apresentado na Figura 59.

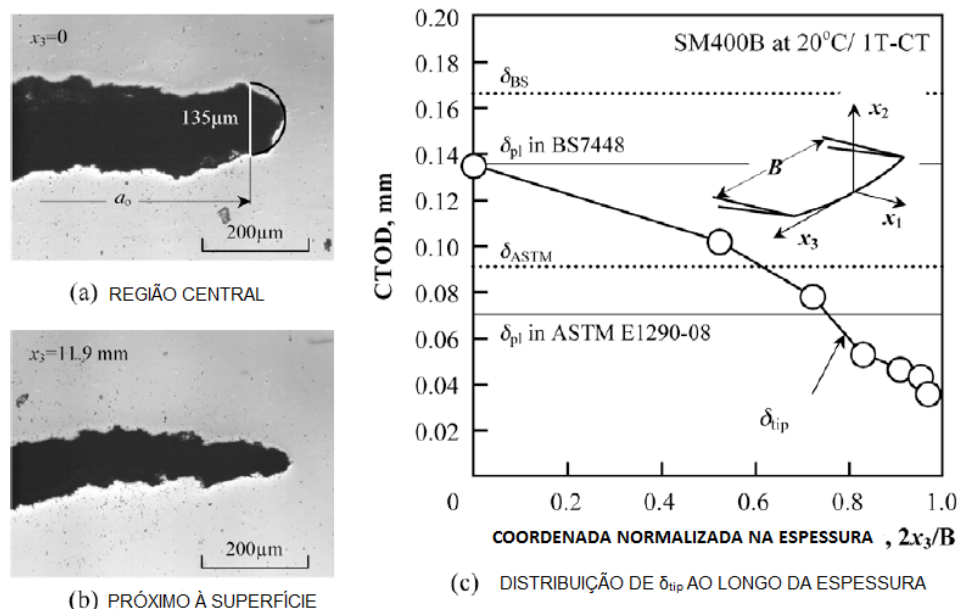


Figura 59 – Medidas do CTOD realizadas diretamente (δ_{tip}) na ponta da trinca. (a) região central, (b) próximo a superfície, e (c) distribuição do δ_{tip} ao longo da espessura [23].

Na mesma figura também são expostos os valores de CTOD obtidos para as normas BS e ASTM. Verifica-se que a parcela plástica do δ_{BS} está de acordo com o valor medido diretamente (δ_{tip}) na região central do corpo de prova e que o valor obtido pela norma ASTM se aproxima do valor médio do CTOD ao longo da espessura. Esta última consideração foi examinada e relacionada ao fato de que o parâmetro η utilizado no cálculo de J e, portanto, do CTOD pela norma ASTM está associado com o valor médio ao longo da espessura. Como a região central apresenta um maior grau de embotamento, o uso da norma ASTM geralmente acaba resultando em valores mais conservativos de δ em relação à norma BS.

No mesmo trabalho também foi realizado um estudo analítico para analisar o efeito das propriedades do material na razão $\delta_{ASTM}/\delta_{BS}$. Para isto foram utilizadas equações formuladas por *Kumar et al.* [24] para a obtenção dos valores de J_{pl} e V_{pl} , para diversos níveis de carregamento, em condições de deformação plana.

O efeito do limite de escoamento e do expoente de encruamento (N) da equação de Ramberg-Osgood (Equação 9) foram investigados. Os resultados obtidos são

apresentados na Figura 60, e mostram que o valor de N afeta significativamente a razão $\delta_{ASTM}/\delta_{BS}$. Maiores valores de N representam uma menor capacidade do material em sofrer encruamento.

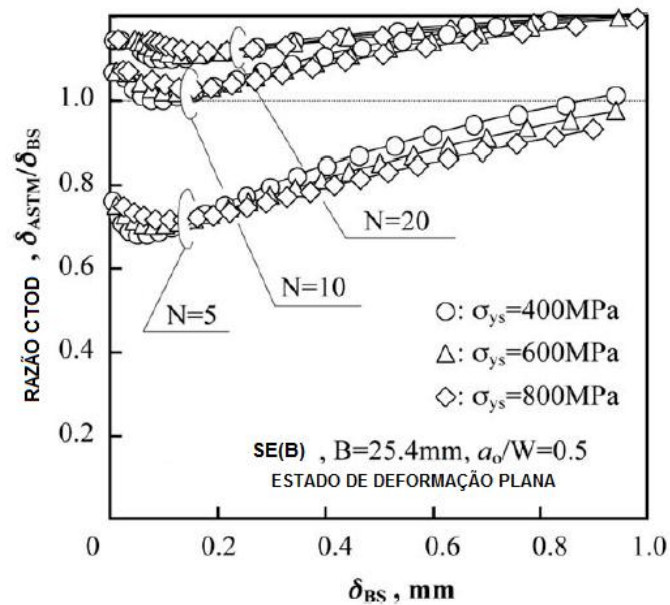


Figura 60 – Razão do CTOD, $\delta_{ASTM}/\delta_{BS}$, obtido analiticamente usando a estimativa de J_{pl} e V_{pl} [23].

No presente trabalho foi realizada uma análise semelhante a esta, porém utilizando os dados experimentais obtidos a partir do ensaio de cada material. Para tal foram calculados os valores de CTOD para as normas ASTM 1290 e BS 7448-1 em cada ponto do registro P-CMOD e construído um gráfico similar à Figura 60. O resultado é apresentado na Figura 61.

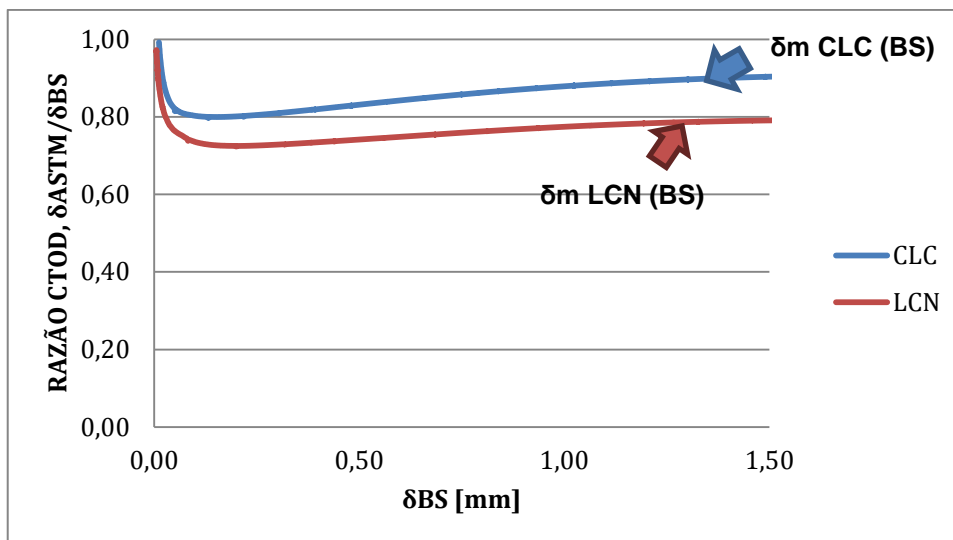


Figura 61 – Razão do CTOD, $\bar{\delta}_{ASTM}/\bar{\delta}_{BS}$, calculados a partir dos resultados experimentais obtidos nos ensaios dos corpos de prova dos materiais estudados. Neste gráfico ainda são identificados os pontos referentes ao CTOD de carga máxima segundo BS 7448-1.

Não é possível fazer uma comparação direta entre as Figuras 60 e 61, pois os resultados foram obtidos de maneira diferentes (analítico e experimental). Além disso, fica difícil comparar a razão $\bar{\delta}_{ASTM}/\bar{\delta}_{BS}$ entre essas figuras porque os valores de N para os materiais ensaiados não foram determinados experimentalmente, necessitando para isso um estudo mais amplo dos materiais e que foge do escopo deste trabalho. Entretanto, o comportamento da razão $\bar{\delta}_{ASTM}/\bar{\delta}_{BS}$ são similares em ambos os casos.

Como visto anteriormente, o valor total do CTOD pode ser separado em suas componentes elástica ($\bar{\delta}_{el}$) e plástica ($\bar{\delta}_{pl}$). Para pequenos valores, o CTOD total é basicamente definido pela parcela elástica ($\bar{\delta}_{el}$), sendo assim a razão $\bar{\delta}_{ASTM}/\bar{\delta}_{BS}$ se aproxima da razão das parcelas elásticas entre as normas ($\bar{\delta}_{el\ ASTM}/\bar{\delta}_{el\ BS}$), estando associada à diferença entre os termos $2\sigma_{YS}$ e $m\sigma_Y$ utilizados nas normas BS e ASTM, respectivamente. Com o aumento da carga e da deformação plástica ao longo do ensaio, a parcela plástica ($\bar{\delta}_{pl}$) começa a exercer um importante papel. Para maiores valores, o valor de $\bar{\delta}$ é constituído quase que exclusivamente por ela. Desse modo a razão $\bar{\delta}_{ASTM}/\bar{\delta}_{BS}$ é fortemente influenciada pela diferença das parcelas plástica ($\bar{\delta}_{pl\ ASTM}/\bar{\delta}_{pl\ BS}$) calculadas por cada norma. A Figura 62 ilustra esta análise para o material LCN.

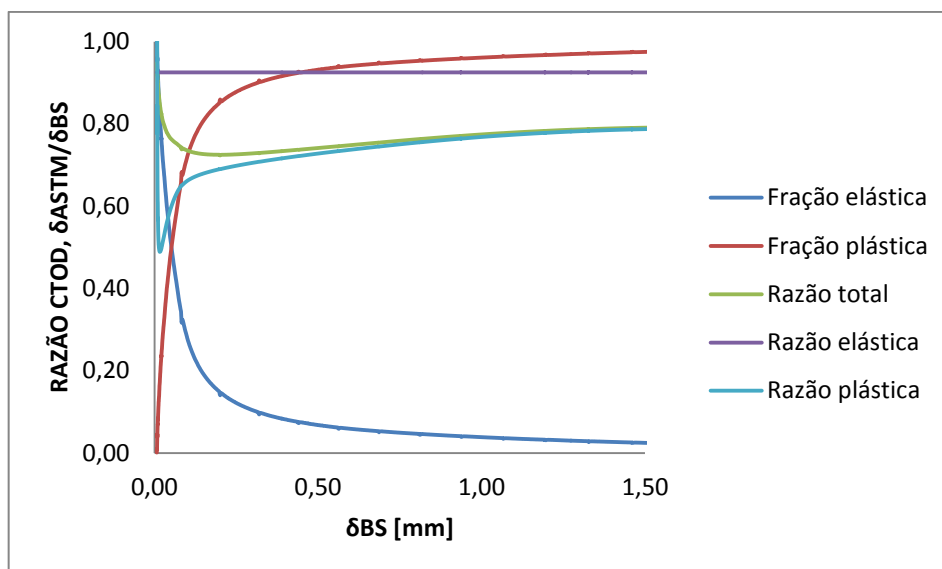


Figura 62 – Análise do comportamento da razão $\delta_{ASTM}/\delta_{BS}$ ao longo do ensaio do material LCN.

Como visto, de acordo com a norma utilizada para a avaliação da tenacidade do material pode ser obtidos valores distintos. Tal fato implica em complicações para a análise de integridade estrutural de componentes na presença de defeitos, onde a tenacidade é utilizada para o cálculo do tamanho crítico do defeito tolerável ou o nível admissível de tensão no qual o componente pode ser submetido. Um exemplo a ser dado é para o caso do CTOD: defeitos que seriam toleráveis para o caso do uso da tenacidade obtida segundo a norma BS podem ser considerados críticos pelo uso da ASTM, uma vez que os valores calculados para esta norma são mais conservadores.

No que diz respeito à comparação entre os materiais, observa-se que para todos os casos o material CLC apresentou uma maior tenacidade à temperatura ambiente comparada com o LCN, como representado nas Figuras 63, 64 e 65. Embora o presente trabalho não tenha como foco um estudo aprofundado do material, não sendo realizada uma análise microestrutural, o resultado obtido pode ser relacionado com o refino da microestrutura proporcionado pelo processo de TMCP e resfriamento acelerado. Neste processo o último passe do material pelo laminador é feito abaixo da temperatura de recristalização da austenita. Desse modo a austenita deformada apresenta grande quantidade de sítios para nucleação das novas fases e, associado com o resfriamento acelerado, é garantido o refino no tamanho dos grãos, com impacto positivo nas propriedades do material (resistência e tenacidade).

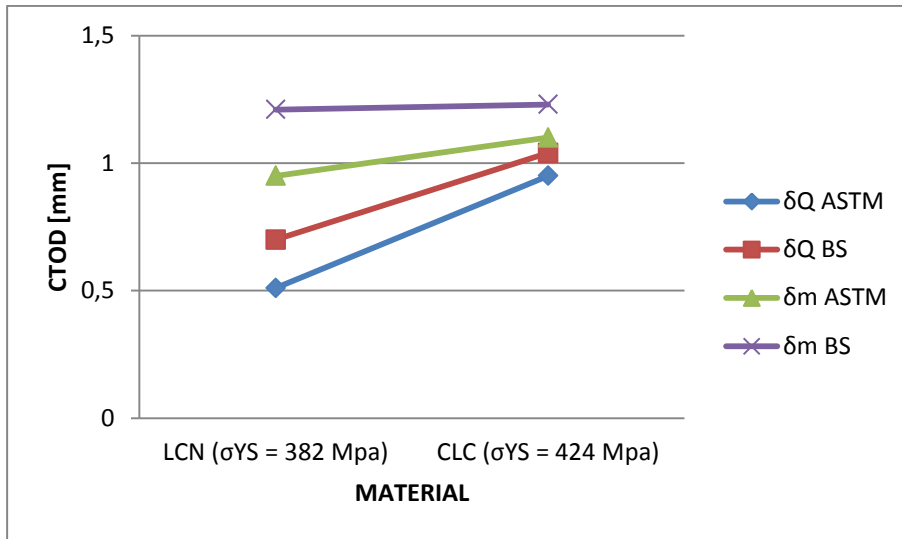


Figura 63 – Valores de tenacidade de iniciação δ_Q segundo as normas ASTM 1820 e BS 7448-4 e valores de CTOD de carga máxima (δ_m) obtidos pelas normas ASTM 1290 e BS 7448-1, para os materiais LCN e CLC.

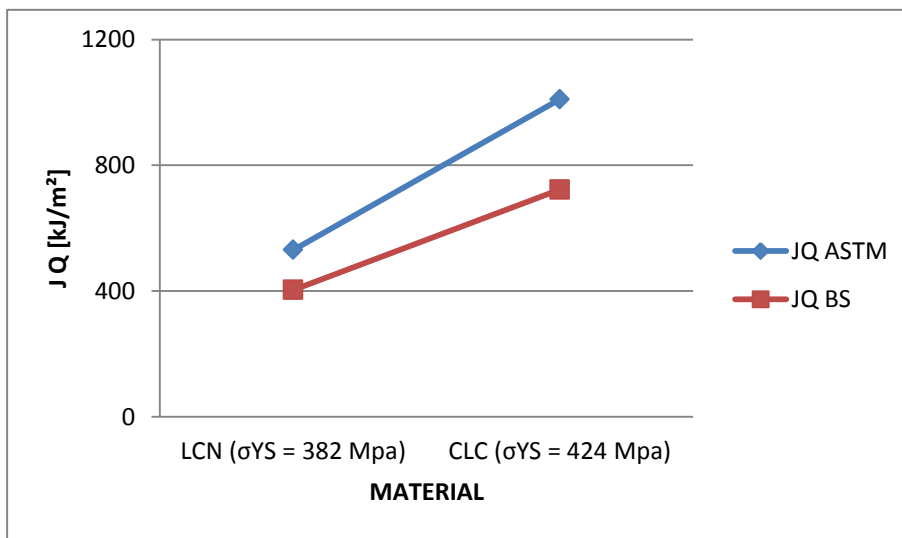


Figura 64 – Valores de tenacidade de iniciação J_Q para cada material e segundo ASTM 1820 e BS 7448-4

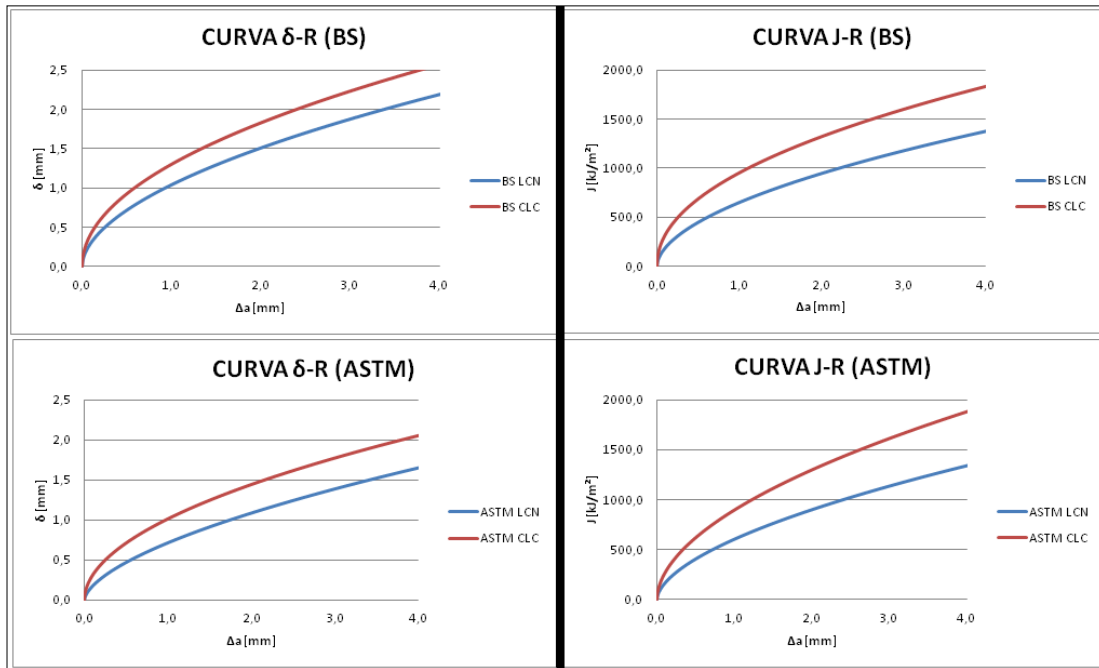


Figura 65 – Curvas de resistência J-R e δ -R obtidas segundo ASTM 1820 e BS 7448-4 para os materiais LCN e CLC.

6 CONCLUSÕES

A partir dos resultados e da discussão apresentada pode-se concluir:

- Os cálculos da Integral J, utilizando como referência o deslocamento na linha de carga (LLD) pelas normas BS 7448-4 e ASTM 1820 conduzem a valores equivalentes. Consequentemente, as curvas J-R entre essas normas apresentam apenas uma pequena discrepância, produto principalmente da correção de a_0 medido pela *compliance* realizada pela ASTM.
- As diferentes abordagens para o cálculo do CTOD pelas normas conduzem a valores distintos de tenacidade. As curvas $\bar{\delta}$ -R apresentam diferenças significativas, onde as curvas obtidas pela norma ASTM apresentam valores de tenacidade mais conservadores. Este mesmo resultado também foi obtido para o CTOD de carga máxima.
- A diferença dos valores de CTOD avaliados por cada norma, relacionado com a razão $\bar{\delta}_{ASTM}/\bar{\delta}_{BS}$, depende do material em estudo e, portanto de suas propriedades. Por exemplo, para o caso do CTOD de carga máxima calculados pelas normas ASTM 1290 e BS 7448-1 observa-se que para o material LCN a razão $\bar{\delta}_{ASTM}/\bar{\delta}_{BS}$ é 0,78 enquanto que para o material CLC é igual a 0,89.
- Os valores de tenacidade de iniciação obtidos segundo as normas ASTM 1820 e BS 7448-4 apresentam uma significativa diferença entre eles. Para a Integral J os valores avaliados pela norma ASTM são maiores que para BS, enquanto que para o CTOD ocorre o inverso. Tal resultado está relacionado com a diferença entre as curvas de resistências obtidas e as equações da *blunting line* estipuladas por cada norma.
- Na temperatura ambiente, o material CLC apresenta uma maior tenacidade que o material LCN. Segundo a norma ASTM foram obtidos para o material CLC um J_Q , $\bar{\delta}_Q$ e $\bar{\delta}_m$ maior 47%, 46% e 13%, respectivamente, em relação ao material LCN. Já pela norma BS foram obtidos J_Q , $\bar{\delta}_Q$ e $\bar{\delta}_m$ maiores 44%, 32% e 2%, respectivamente. Tal resultado pode ser relacionado ao refino da microestrutura desse material, produto do processo TMCP (*Thermo-Mechanical Control Process*) e resfriamento acelerado.

7 REFERÊNCIAS

- [1] FLETCHER, E.E., **High-strength, low-alloy steels: status, selection and physical metallurgy**, Battelle Press, 1979.
- [2] BS 7448- Part 4, **Method for determination of fracture resistance curves and initiation values for stable crack extension in metallic materials**, British Standards Institute, 1997.
- [3] ASTM E1820-11, **Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness**, ASTM International, 2011.
- [4] ASTM E1290-08, **Standard Test Method for Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement**, ASTM International, 2008.
- [5] BS 7448- Part 1, **Method for determination of K_{IC} , critical CTOD and critical J values of metallic materials**, British Standards Institute, 1991.
- [6] JANSSEN, M.; ZUIDEMA, J.; WANHILL, R.J.H., **Fracture mechanics**, Spon Press, 2nd ed., 2004.
- [7] BRANCO, C.M.; FERNANDES, A.A.; CASTRO, P.M.S.T., **Fadiga das Estruturas Soldadas**, Fundação Calouste Gulbenkian, 2^a ed., 1999.
- [8] SAXENA, A., **Nonlinear fracture mechanics for engineers**, CRC Press, 1st ed., 1998.
- [9] ANDERSON, T.L., **Fracture mechanics: fundamentals and applications**, CRC Press, 2nd ed., 1995.
- [10] SANFORD, R.J.; **Principles of fracture mechanics**, Prentice Hall, 1st ed., 2003.
- [11] IPIÑA, J.E.P., **Mecánica de Fractura**, Editorial Alsina, 1^a ed., 2004.
- [12] HERTZBERG, R.W.; **Deformation and fracture mechanics of engineering materials**, John Wiley & Sons, 4th ed., 1995.
- [13] DIETER, G. E., **Metalurgia Mecânica**, Editora Guanabara Dois S.A., segunda edição, 1981.
- [14] ASTM E399-09, **Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness Metallic Materials**, ASTM International, 2009.
- [15] ZHU, X.K.; JOYCE, J.A., **Review of fracture toughness (G,K,J,CTOD,CTOA) testing and standardization**, Engineering Fracture Mechanics, v.85, pp. 1-46, 2012.
- [16] SUMPTER, J.D.G.; TURNER, C.E., **Method for laboratory determination of J**, In: Cracks and Fracture, ASTM STP 601, American Society for Testing and Materials, pp. 03-18, 1976.

- [17] CRAVERO, S.; RUGGIERI, C., **Further Developments in J Evaluation Procedure for Growing Cracks Based on LLD and CMOD Data**, International Journal of Fracture, v.148, pp.387-400, 2007.
- [18] HUTCHINSON, J.W.; PARIS, P.C., **Stability Analysis of J Controlled Crack Growth**, In: Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, American Society for Testing and Materials, pp. 37-64, 1979.
- [19] WELLS, A.A., **Application of fracture mechanics at and beyond general yielding**, British Welding Journal, v.10, pp.563-570,1963.
- [20] HELLMANN, D.; SCHWALBE, K.H., **On the experimental determination of CTOD based R-curves**, In: SCHWALBE, K.H., The crack tip opening displacement in elastic-plastic fracture mechanics, pp. 115-132, 1986
- [21] SUMPTER, J.D.G., **An Alternative View of R Curve Testing**, Engineering Fracture Mechanics, v.64, pp. 161-176, 1999.
- [22] CLARKE, G.A., **Single specimen test for JIC determination revisited fracture mechanics**, In: ROBERTS, R., Fracture mechanics, ASTM STP 743, American Society for Testing and Materials, pp. 553-575, 1991.
- [23] TAGAWA, T.; KAYAMORI, Y.; OHATA, M.; *et al.*, **Comparison of CTOD standards: BS 7448-Part 1 and revised ASTM E1290**, Engineering Fracture Mechanics, v.77, n.2, pp. 327-336, 2010.
- [24] KUMAR, V.; GERMAN, M.D.; SHIH, C.F., **An engineering approach for elastic-plastic fracture analysis**, EPRI Report NP-1931, 1981.