



## CURVAS $J_R$ E $J_C$ DE AÇOS DH-36 UTILIZANDO O MÉTODO DAS DESCARGAS PARCIAIS E A TÉCNICA DE NORMALIZAÇÃO

Wallace Nascimento dos Santos

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.

Orientadores: Hector Guillermo Kotik  
Enrique Mariano Castrodeza

Rio de Janeiro  
MARÇO/2021

CURVAS J-R e  $J_{IC}$  DE AÇOS DH-36 UTILIZANDO O MÉTODOS DAS DESCARGAS  
PARCIAIS E A TÉCNICA DE NORMALIZAÇÃO

Wallace Nascimento dos Santos

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:

---

Hector Guillermo Kotik, Dr-Ing.

---

Enrique Mariano Castrodeza, D.Sc.

---

Cesar Giron Camerini, D.Sc.

---

João Teixeira Oliveira de Menezes, M.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

MARÇO de 2021

Dos Santos, Wallace Nascimento

Curvas J-R e  $J_{IC}$  de aços DH-36 utilizando o método das descargas parciais e a técnica de normalização/Wallace Nascimento dos Santos – Rio de Janeiro: UFRJ/ Escola Politécnica, 2021.

XII, 66 p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: Hector Guillermo Kotik, Enrique Mariano Castrodeza.

Projeto de graduação – UFRJ/ Escola Politécnica/ Curso de Engenharia Metalúrgica, 2021.

Referências Bibliográficas: p. 69-71.

1. Curvas J-R 2 Tenacidade à fratura 3. Descargas parciais 4. Normalização 5 ASTM E1820
- I. Hector Guillermo Kotik, Castrodeza, Enrique Mariano II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, UFRJ, Engenharia Metalúrgica III. Curvas J-R e  $J_{IC}$  de aços DH-36 utilizando o método das descargas parciais e a técnica de normalização.

*Ao Sr. Tempo, compositor de destinos  
e tambor de todos os ritmos.*

# Agradecimentos

Gratidão a Deus e a todos os meus mentores e guias espirituais.

Aos meus pais, Wando (*in memoriam*) e Daisy, por terem me dado a vida e me ensinado a aprender a vivê-la.

Ao Professor Enrique Mariano Castrodeza, pela paciência e por cada palavra de incentivo durante esses anos, sempre disposto a me ajudar.

Ao Professor Hector Guillermo Kotik, por ter me abraçado como aluno e sido sempre empenhado a me dar apoio.

À minha amiga e companheira Shirley, por todo apoio, amor, incentivo e compreensão.

A todos os meus familiares e amigos por cada palavra positiva, por cada cobrança, mensagem de carinho e motivação.

A todos os colegas do Laboratório de Mecânica da Fratura de diferentes momentos, pela ótima convivência, especialmente Rodrigo Mazoni, Pablo Melcher e João Menezes pelo suporte prestado para o desenvolvimento deste trabalho.

A todos os meus muitos amigos que tive o privilégio de conhecer na UFRJ, especialmente ao meu grande amigo Fábio Queiroz.

A todos os professores do Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, funcionários administrativos e técnicos.

À UFRJ, melhor universidade do Brasil, pelo acolhimento e grandes aprendizados proporcionados.

A todos vocês, minha eterna gratidão!

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

## CURVAS J-R E $J_{IC}$ DE AÇOS DH-36 UTILIZANDO O MÉTODO DAS DESCARGAS PARCIAIS E A TÉCNICA DE NORMALIZAÇÃO

Wallace Nascimento dos Santos

Março/2021

Orientadores: Hector Guillermo Kotik e Enrique Mariano Castrodeza

Curso: Engenharia Metalúrgica

A tenacidade à fratura do material é uma propriedade mecânica utilizada tanto na fase de projeto de engenharia, quanto na avaliação da integridade de estruturas trincadas. Para a medição experimental desse parâmetro diversas técnicas estão atualmente disponíveis. Uma das técnicas mais difundidas é a de descargas parciais (utilizada no trabalho como metodologia de referência), que requer a utilização de extensômetros de fratura. Como alternativa, técnicas de normalização podem ser empregadas, com a vantagem de não requerer de instrumentação específica. Ambas as metodologias são atualmente normalizadas pela ASTM. Neste estudo foram realizados testes de fratura de acordo com a norma ASTM E1820-16 em corpos de prova SE(B) de aços DH-36 para a construção naval processados por duas rotas: laminação convencional seguida de normalização (LCN) e laminação controlada seguida de resfriamento acelerado (CLC). O objetivo do trabalho foi comparar a tenacidade à fratura desses aços obtida pelo método das descargas parciais e de normalização. Pela alta tenacidade do material, não foi possível determinar essa propriedade no aço CLC. Já os resultados obtidos para o material (LCN) foram avaliados e puderam ser comparados, indicando uma boa correlação entre as metodologias.

Palavras-chave: curvas J-R, tenacidade à fratura, descargas parciais, métodos de normalização, ASTM E1820.

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

## J-R CURVES AND $J_{IC}$ OF DH-36 STEELS BY UNLOADING COMPLIANCE AND NORMALIZATION TECHNIQUES

Wallace Nascimento dos Santos

March/2021

Advisors: Hector Guillermo Kotik and Enrique Mariano Castrodeza.

Course: Metallurgical Engineering

The fracture toughness of the material is a mechanical property used both in the engineering design phase and in the evaluation of the integrity of cracked structures. For the experimental measurement of this parameter, several techniques are currently available. One of the most widespread techniques is that of unloading compliance (used in the work as a reference methodology), which requires the use of fracture extensometers. As an alternative, normalization techniques can be employed, with the advantage of not requiring specific instrumentation. Both methodologies are currently standardized by ASTM. In this study, fracture tests were carried out according to the ASTM E1820-16 standard in SE(B) test specimens of DH-36 steels for shipbuilding processed by two routes: conventional rolling followed by normalization (LCN) and controlled rolling followed by accelerated cooling (CLC). The objective of the work was to compare the fracture toughness of these steels obtained by both of unloading compliance and normalization. Due to the high toughness of the material, it was not possible to determine this property in CLC steel. Good results were obtained for the LCN steel and the methodologies could be compared, indicating good correlation between J-R curves.

Keywords: J-R curves, fracture toughness, unloading compliance, normalization, ASTM E1820.

# SUMÁRIO

1.	Introdução .....	1
2.	Revisão Bibliográfica .....	2
2.1.	Integridade estrutural de estruturas trincadas .....	2
2.2.	Mecânica da Fratura .....	3
2.3.	Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) .....	4
2.3.1.	O fator de intensidade de tensões $K$ .....	6
2.4.	Curvas de resistência ao crescimento de trincas .....	7
2.5.	Plasticidade na ponta da trinca .....	8
2.6.	Mecânica da Fratura Elastoplástica (MFEP) .....	11
2.7.	A Integral $J$ .....	11
2.7.1.	$J$ como fator de intensidade de tensões .....	13
2.7.2.	$J$ como taxa de liberação de energia na propagação da trinca ....	14
2.7.3.	Curvas de resistência em $J$ (curvas $J-R$ ) e a definição de $J_{IC}$ .....	15
2.8.	Método das Descargas Parciais (ou da flexibilidade elástica) .....	17
2.9.	Técnicas de Normalização .....	18
2.9.1.	Funções LMN e LMNO .....	26
3.	Materiais e métodos .....	28
3.1.	Material .....	28
3.2.	Geometria dos corpos de prova .....	29
3.3.	Teste de fratura.....	30
3.4.	Medição dos comprimentos de trinca inicial ( $a_0$ ) e final ( $a_f$ ) físicos.....	33
3.5.	Metodologias para o cálculo de curvas de resistência $J-R$ .....	35
3.6.	Processamento dos dados.....	35
3.6.1.	Método das descargas parciais .....	35
3.6.2.	Técnica de Normalização .....	41
4.	Resultados e discussão.....	46



4.1.	Método das Descargas parciais .....	46
4.1.1.	Registro de carga vs deslocamento.....	46
4.1.2.	Estimativa de $a_{0q}$ pela <i>compliance</i> inicial .....	47
4.1.3.	Pontos $J-\Delta a$ .....	47
4.1.4.	Curvas $J-R$ pelo método das descargas parciais.....	54
4.1.5.	Estimativa de $J_{IC}$ .....	55
4.2.	Técnica da redução dos dados de normalização .....	56
4.2.1.	Registros normalizados de carga e deslocamento plástico.....	56
4.2.2.	Construção de curvas $J-R$ por normalização .....	58
4.2.3.	Curvas $J-R$ e $J_{IC}$ pela técnica de normalização .....	61
5.	Conclusões.....	63
6.	Propostas para trabalhos futuros .....	64
7.	Referências .....	65

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Interdependência das variáveis da mecânica da fratura que correlaciona a geometria e o tamanho do defeito ( $Y, a$ ), a tensão aplicada no componente ( $\sigma$ ) e a tenacidade à fratura do material ( $K_{IC}, \delta_C, J_{IC}$ ).....	3
Figura 2.2 – Chapa infinita em tração com furo elíptico vazante centralizado.....	5
Figura 2.3 – Modos puros de abertura da trinca. ....	6
Figura 2.4 - (a) Curva $R$ para um material frágil; (b) Curva $R$ para um material que apresenta aumento de tenacidade com o crescimento da trinca. Em ambos os casos são apresentadas também curvas de $G$ aplicado .....	8
Figura 2.5 – Representação da zona singularidade pelo modelo de Irwin. ....	9
Figura 2.6 – Representação esquemática do modelo de Irwin considerando as zonas de singularidade e plasticidade. ....	10
Figura 2.7 - (a) comportamento não linear elástico, (b) comportamento elastoplástico.....	12
Figura 2.8 – Caminho de integração $\Gamma$ utilizado na definição da Integral $J$ . ....	13
Figura 2.9 - Controle por carga vs controle por deslocamento.....	15
Figura 2.10 – Representação esquemática da curva de resistência $J-R$ de um material metálico e perfil da trinca nos diferentes estágios. ....	16
Figura 2.11 - Registro Carga vs Deslocamento com descargas parciais. ....	17
Figura 2.12 – Comparativo de curvas $J-\Delta a$ para um Aço A508. As cruzes (+) representam os resultados de normalização com ajuste por lei de potência e os quadrados (■) representam os resultados obtidos com o método das descargas parciais. ....	21
Figura 2.13 - Comparativo de curvas $J-\Delta a$ para um aço inox austenítico 304. As cruzes (+) representam os resultados de normalização com ajuste por lei de potência e os (□) representam os resultados obtidos com o método das descargas parciais). ....	22
Figura 2.14 - Tentativas de ajuste da curva tensão por deformação verdadeira através de variações dos parâmetros do modelo de Ramberg-Osgood para o aço inox austenítico 304. Os pontos do gráfico são os pares ordenados tensão e deformação verdadeira para o aço inox austenítico 304. ....	23

Figura 2.15 – Representação do ajuste ideal para a curva tensão vs. deformação verdadeira para o aço inox austenítico 304.....	23
Figura 2.16 – Comparativo de curvas J-R estimadas por vias diferentes. (descargas parciais (■), normalização por linha reta (●) e por lei de potência (+)) para o aço inox austenítico 304. ....	24
Figura 2.17 – Comparativo entre as funções H ajustadas por linha reta e por lei de potência em relação a função G. Descargas parciais (■), linha reta (●) e lei de potência (+).....	25
Figura 2.18 – Gráfico genérico de carga normalizada ( $P_N$ ) por deslocamento plástico normalizado, mostrando as regiões melhores ajustadas por lei de potência e por linha reta. A área hachurada ( $A_N$ ): Região controlada por deformação plástica anterior ao início da propagação, linha tracejada: Estágio onde há crescimento de trinca e deformação plástica. ....	26
Figura 3.1 - Micrografias obtidas via microscopia ótica. (a) Microestrutura do aço LCN e (b) microestrutura do aço CLC.....	29
Figura 3.2 – Desenho em perspectivas de um CP SE(B) e detalhes da geométrica mostrando suas principais dimensões.....	29
Figura 3.3 - Nomenclatura dos corpos de prova segundo as orientações em que podem ser extraídos de uma dada chapa metálica. A orientação T-L foi a utilizada neste estudo. ....	30
Figura 3.4 - CP tipo SE(B) posicionado para o ensaio de flexão em três pontos. ....	31
Figura 3.5 - CP após pré-trincamento (verifica-se a presença de uma marca proposital demarcando a condição de $a_0 = 0,5W$ ).....	32
Figura 3.6: A imagem mostra as quatro regiões da superfície de fratura (entalhe, pré-trincamento, crescimento estável e crescimento instável) do CP CLC 01.....	34
Figura 3.7 – Medidas dos tamanhos de trinca físicos inicial e final no CP CLC 01 aferidos através do projetor de perfis. ....	35
Figura 3.8 - Esquema do registro experimental Força vs Deslocamento. ....	38
Figura 3.9 - Gráfico contendo curva J- $\Delta a$ com as condições de contorno impostas para validade do método. ....	40
Figura 3.10 - A curva em vermelho é a curva obtida através do ajuste.....	41
Figura 3.11 - Registro P vs V normalizado. ....	43

Figura 3.12 - Curva normalizada com separação da região válida. O quadro abaixo da curva mostra a forma da relação matemática que representa a função de ajuste de normalização, bem como os parâmetros obtidos para o exemplo. ....	44
Figura 3.13 - Curva J-R obtida pelos dados provenientes do ajuste pela função de normalização.....	45
Figura 4.1 – Registros carga vs deslocamento com descargas parciais para medições com CMOD e LLD no CP LCN 01. ....	46
Figura 4.2 - Registros carga vs deslocamento com descargas parciais para medições com CMOD e LLD CP CLC 01. ....	47
Figura 4.3 - Pontos J- $\Delta a$ para o CP LCN 01 obtida com o registro de CMOD. ....	48
Figura 4.4 - Pontos J- $\Delta a$ para o CP LCN 02 obtida com registro de CMOD. ....	49
Figura 4.5 - Pontos J- $\Delta a$ para o CP LCN 03 obtida com registro de CMOD. ....	49
Figura 4.6 - Pontos J- $\Delta a$ para o CP LCN 01 obtida com registro de LLD.....	50
Figura 4.7 - Pontos J- $\Delta a$ para o CP LCN 02 obtida com registro de LLD.....	50
Figura 4.8 - Pontos J- $\Delta a$ para o CP LCN 03 obtida com registro de LLD.....	51
Figura 4.9 - Pontos J- $\Delta a$ para o CP CLC 01 obtida com registro de CMOD. ....	52
Figura 4.10 - Pontos J- $\Delta a$ para o CP CLC 02 obtida com registro de CMOD. ....	52
Figura 4.11 - Pontos J- $\Delta a$ para o CP CLC 01 obtida com registro de LLD.....	53
Figura 4.12 - Pontos J- $\Delta a$ para o CP CLC 02 obtida com registro de LLD.....	53
Figura 4.13 - Curvas J-R do CP LCN 01 obtidas a partir dos registros P vs LLD (linha vermelha) e P vs CMOD (linha azul). As linhas pontilhadas correspondem a região das curvas fora da região válida, definida pelas linhas tracejadas J max e $\Delta a$ max.....	54
Figura 4.14 - Curvas J-R do CP LCN 02 obtidas a partir dos registros P vs LLD (linha vermelha) e P vs CMOD (linha azul). As linhas pontilhadas correspondem a região das curvas fora da região válida, definida pelas linhas tracejadas J max e $\Delta a$ max.....	55
Figura 4.15 - Curvas J-R do CP LCN 03 obtidas a partir dos registros P vs LLD (linha vermelha) e P vs CMOD (linha azul). As linhas pontilhadas correspondem a região das curvas fora da região válida, definida pelas linhas tracejadas J max e $\Delta a$ max.....	55
Figura 4.16 – Registro carga vs deslocamento normalizado para o CP LCN 01.....	57
Figura 4.17 - Registro carga por deslocamento normalizado para o CP LCN 02.....	58

Figura 4.18 – Curva J- $\Delta$ a construída por normalização sobreposta à construída por descargas parciais a partir do registro P vs LLD para o CP LCN 01.....	59
Figura 4.19 - Curva J- $\Delta$ a construída por normalização sobreposta à construída por descargas parciais a partir do registro P vs LLD para o CP LCN 02.....	60
Figura 4.20 - Curva J- $\Delta$ a construída por normalização sobreposta à construída por descargas parciais a partir do registro P vs LLD para o CP LCN 03.....	60
Figura 4.21 – Curvas J-R obtidas através dos métodos de descargas parciais (linha azul) e normalização (linha vermelha) para o CP LCN 01.....	61
Figura 4.22 – Curvas J-R obtidas através dos métodos de descargas parciais (linha azul) e Normalização (linha vermelha) para CP LCN 02.....	62
Figura 4.23 – Curvas J-R obtidas através dos métodos de descargas parciais (linha azul) e Normalização (linha vermelha) para o CP LCN 03.....	62

## LISTA DE TABELAS

Tabela 3-1 – Composição química dos aços utilizados. ....	28
Tabela 3-2 – Propriedades mecânicas dos materiais utilizados obtidas via ensaio de tração. ....	28
Tabela 3-3 – Dimensões dos corpos de prova. ....	30
Tabela 4-1 – Estimativas dos valores de <i>compliance</i> e tamanho de trinca inicial dos 3 primeiros ciclos de descarga no regime elástico. ....	47
Tabela 4-2 – Curvas potenciais estimadas para as curvas J-R obtidas a partir das medições de deslocamento com CMOD e LLD para os testes realizados. ....	54
Tabela 4-3 - Valores de $J_q$ candidatos a valor de tenacidade obtidos a partir dos registros P vs CMOD ( $J_{qCMOD}$ ) e P vs LLD ( $J_{qLLD}$ ) para diferentes corpos de prova. ....	56
Tabela 4-4 – Medidas de comprimento físicos de trinca iniciais e finais. ....	56
Tabela 4-5 – Coeficientes de ajuste da função analítica de carga normalizada. ....	58
Tabela 4-6 – Curvas potenciais J-R e valores de $J_{IC}$ para normalização e descargas parciais para os CPs LCN. ....	61

# 1. Introdução

Aços estruturais são utilizados em larga escala nos mais diversos setores da indústria. A integridade de muitas estruturas é crítica devido aos riscos envolvidos para operários, processos produtivos, meio ambiente e sociedade. De tal maneira, torna-se importante, a correta avaliação das propriedades mecânicas desses materiais para uma aplicação específica em condições de serviço.

A tenacidade à fratura do material é uma propriedade mecânica que deve ser avaliada experimentalmente, sendo utilizada tanto em fase de projeto estrutural quanto na avaliação da integridade de estruturas trincadas com o intuito de evitar a falha por fratura. Tal fato gera a necessidade de aplicar metodologias experimentais padronizadas e estabelecidas por normas técnicas. A tenacidade à fratura de aços estruturais modernos deve ser obtida a partir das curvas de resistência ao crescimento de trincas do material, ou curvas R, obtidas experimentalmente através de normas elaboradas por comitês especializados. No presente estudo, a tenacidade à fratura de aços foi avaliada mediante a norma ASTM E1820-16 [1] da *American Society for Testing and Materials* (ASTM).

A norma ASTM E1820-16 apresenta diversas metodologias para a determinação experimental de curvas R em materiais metálicos: O método das descargas parciais, a técnica de normalização e o método da diferença de potencial elétrico. Cada uma dessas técnicas requer instrumentação específica, possui vantagens e limitações. No presente trabalho foram aplicadas as técnicas das descargas parciais e de normalização. O método da diferença de potencial não foi utilizado, sendo apenas citado na norma ASTM E1820-16 como um método alternativo, sem fornecer muitos detalhes para sua aplicação. Na versão mais recente da norma (ASTM E1820-20a) existe um apêndice mais detalhado com a descrição da aplicação desse método [1,2].

A diferença mais importante entre as duas metodologias estudadas é a instrumentação necessária durante os ensaios. No método das descargas parciais, na avaliação das curvas de resistência J-R utiliza-se do registro carga versus deslocamento da abertura da boca do entalhe (CMOD), que requer a utilização de um extensômetro específico. Na técnica de normalização, a determinação das curvas J-R é realizada a partir do registro carga versus deslocamento da linha de carga (LLD) e não é necessário utilizar um extensômetro.

O objetivo principal do presente trabalho foi avaliar comparativamente as curvas de resistência J-R obtidas via essas duas metodologias, ambas contempladas na norma ASTM E1820-16. Para tal, foram realizados testes de fratura em dois aços ARBL (Alta Resistência e Baixa Liga)

DH-36, cada um com uma rota de processamento diferente. O aço estrutural DH-36 foi desenvolvido para aplicação na indústria naval e offshore.

## 2. Revisão Bibliográfica

### 2.1. Integridade estrutural de estruturas trincadas

A falha por fratura de estruturas industriais é um problema que tem se apresentado à sociedade ao longo de muitos anos [3], ocasionando eventualmente grandes perdas materiais, de vidas humanas ou danos ao meio-ambiente. Assim sendo, a demanda por conhecimento acerca do porquê a fratura nos materiais acontece e como ela ocorre nas condições de serviço tornou-se cada vez mais importante, principalmente para fins de prevenção de acidentes [4].

A busca pelo equilíbrio entre segurança e redução de custos sempre foi um dos principais objetivos da engenharia, por esta razão, critérios de dimensionamento de estruturas surgiram com o decorrer da história, especialmente na medida em que a complexidade nas aplicações dos materiais estruturais aumentava [4]. A cada falha estrutural relevante, havia estudos investigativos associados.

Surgiram duas filosofias de projeto distintas que objetivaram estabelecer um critério de dimensionamento estrutural adequado. Uma baseada no conceito de duração garantida (*safe life*) e outra em ruptura controlada (*fail safe*) [4,5]. “*Safe life design*” se baseia na hipótese de que o material utilizado não contém fissuras ou que pelo menos está sujeito a tensões suficientemente baixas para que não ocorra a propagação dos defeitos caso eles existam. Nesse caso, a medida adotada é trabalhar com um alto fator de segurança a fim de minimizar os riscos, a partir desse conceito surgiu o critério de dimensionamento estrutural tradicional.

O critério de dimensionamento estrutural tradicional é baseado em limitar a tensão em qualquer ponto na estrutura ao valor de uma tensão limite admissível, normalmente associada ao limite de escoamento do material através da aplicação de algum fator de segurança [4]. Por esse método, os fatores de segurança aplicados devem ser altos o suficiente para minimizar os riscos de falhas devido às trincas ao mesmo tempo que devem ser baixos o bastante para que não haja peso excessivo na estrutura, altos consumos de materiais e energia. Todavia, muitas falhas por fratura continuaram acontecendo para níveis de tensões considerados seguros, havendo a necessidade de mais estudos sobre o comportamento das estruturas trincadas em serviço. Essa foi a força motriz para o desenvolvimento da Mecânica



da Fratura e desenvolvimento de um novo critério de dimensionamento estrutural baseado em no conceito de ruptura controlada (*Fail safe design*) [6,7].

O conceito de ruptura controlada ou "*Fail safe design*" é baseado na premissa de que os materiais naturalmente contêm defeitos, então o projeto é realizado de modo que seja avaliado o risco associado à fissuras existentes em condições de serviço pois é necessário se conviver com elas nas mais diversas situações práticas. Essa ideia ganhou força principalmente em setores da indústria que envolvem aplicações de grande responsabilidade, como na aviação, indústrias nuclear, naval e petroquímica. Os componentes são projetados de forma que possam operar mesmo com presença de defeitos na estrutura, sendo estes monitorados e reparados quando necessário. O critério de dimensionamento estrutural nesse caso se baseia na existência de caminhos de carga na estrutura caso ocorra o crescimento de trincas ou ruptura em algum componente estrutural, o projeto é elaborado de modo que a estrutura possa comportar um possível dano até que o reparo seja viável, isso só foi possível devido ao avanço do conhecimento sobre os mecanismos de propagação de trincas e tenacidade, estudados pela Mecânica da Fratura [4].

## 2.2. Mecânica da Fratura

A avaliação da estabilidade de trincas mediante a Mecânica da Fratura considera três variáveis interdependentes: a tensão aplicada, a geometria do defeito (que inclui o comprimento da trinca) e a tenacidade à fratura do material [8]. Essa interdependência é habitualmente representada por um triângulo, como pode ser visto na Figura 2.1.



Figura 2.1 - Interdependência das variáveis da mecânica da fratura que correlaciona a geometria e o tamanho do defeito ( $Y, a$ ), a tensão aplicada no componente ( $\sigma$ ) e a tenacidade à fratura do material ( $K_{Ic}, \delta_c, J_{Ic}$ ).

Das três variáveis, a tensão aplicada é a mais passível de controle por parte de quem está operando uma estrutura trincada. Esta variável é determinante para uma descrição adequada do comportamento da estrutura [6,7]. A tenacidade à fratura é uma propriedade mecânica que quantifica a resistência do material ao crescimento de trincas. A fratura ocorrerá quando a força motriz para o crescimento da trinca superar a tenacidade à fratura do material [8]. Tal propriedade, que deve ser avaliada experimentalmente, pode ser definida de várias maneiras na forma de parâmetros como  $K_{IC}$ ,  $CTOD_C$  ( $\delta_C$ ) e  $J_{IC}$  que serão abordados mais adiante, cada um dentro de certa faixa de aplicação, com vantagens e restrições. A geometria e orientação das trincas também é uma variável importante nos cálculos de integridade estrutural, dependendo de seu fator de forma e comprimento, o defeito pode ser mais ou menos deletério.

A Mecânica da Fratura pode ser subdividida basicamente em duas grandes metodologias, a Mecânica da Fratura linear elástica (MFLE) e a Mecânica da Fratura elastoplástica (MFEP). A primeira tem sentido prático quando aplicada a materiais frágeis, ou seja, que apresentam deformação plástica muito limitada até a fratura. Já a segunda desenvolveu-se com a finalidade de explicar o comportamento de materiais que apresentam uma deformação plástica mais contundente durante o processo de fratura. Nesse caso, uma parcela da energia aplicada mediante aos esforços é associada à deformação plástica do material e a outra parcela associada ao avanço da trinca [6].

### 2.3. Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE)

Em 1913, Inglis apresentou resultados da análise de tensões no campo elástico de uma chapa infinita submetida à tração contendo um furo elíptico vazante (Figura 2.2). De acordo com a solução de Inglis, a tensão aplicada no ponto A pode ser calculada como:

$$\sigma_A = 2\sigma_0 \sqrt{\frac{a}{\rho}} \quad (2.1)$$

Como pode ser visto, a tensão no ponto A da Figura 2.2 aumenta com a diminuição do raio de curvatura na ponta da elipse. Quando o raio de curvatura ( $\rho$ ) tende a zero (o caso de uma trinca vazante) a solução de Inglis indica que a tensão no ponto A tende a infinito [6].

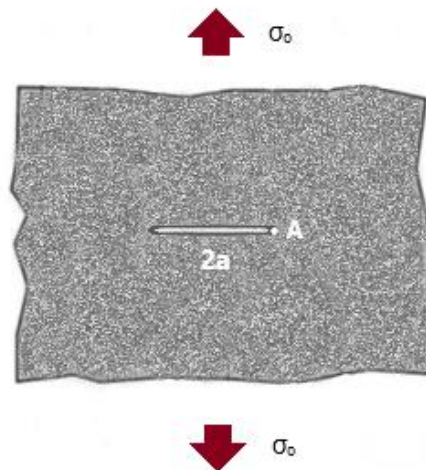


Figura 2.2 – Chapa infinita em tração com furo elíptico vazante centralizado (Adaptado de [6]).

Em 1920, Griffith utilizou uma abordagem energética para estudar a estabilidade de uma trinca em um certo material [4]. Com base na termodinâmica, Griffith postulou que ocorrerá crescimento de trinca se a energia total do sistema diminuir. Em seus estudos, Griffith utilizou o modelo da placa infinita com trinca vazante sob estado plano de tensões (Figura 2.2) como base para seus cálculos, chegando à equação 2.2 como expressão para a tensão de fratura:

$$\sigma_{cr}^2 = \frac{2E\gamma}{\pi a} \quad (2.2)$$

Onde  $\sigma_{cr}$  é a tensão crítica aplicada na chapa que produzirá a propagação da trinca,  $E$  é o módulo de elasticidade do material,  $\gamma$  é a energia superficial para a criação de uma superfície de fratura e  $a$  é o comprimento da trinca.

Em 1956, Irwin definiu a taxa de liberação de energia de deformação elástica ( $G$ ) conforme descrito pela equação 2.3.

$$G = \frac{\partial U_E}{\partial a} \quad (2.2)$$

Onde  $U_E$  é a energia elástica liberada pela propagação. O parâmetro  $G$  pode ser interpretado como a força motriz para o crescimento da trinca. O material por sua vez impõe uma resistência ( $R$ ) ao avanço da trinca, tal fator é uma característica intrínseca do material (tenacidade à fratura) e de acordo com a metodologia que estamos abordando agora, pode ser representada pelo parâmetro  $G_c$ , que é a taxa de liberação de energia elástica limite ou crítica para que se inicie a propagação da trinca. A partir dessa teoria é possível estimar a tensão de fratura para um determinado comprimento de trinca de acordo com a equação 2.4.

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{EG_c}{\pi a_c}} \quad (2.3)$$

O modelo de Griffith pode ser aplicado satisfatoriamente a materiais muito frágeis como vidros e cerâmicas. Porém, a metodologia torna-se imprecisa para medir a tenacidade à fratura quando há deformação plástica significativa na ponta da trinca e por considerar somente o comportamento elástico do material, o modelo se revela inadequado nos materiais onde existe deformação plástica, isto é, aqueles que não fraturam no regime elástico.

### 2.3.1. O fator de intensidade de tensões $K$

O fator de intensidade de tensões ( $K$ ) é um conceito baseado na distribuição de tensões na região vizinha à ponta da trinca. Porém, antes de defini-lo, é importante destacarmos os três modos fundamentais básicos ou puros de carregamento para a abertura de uma trinca. A literatura se refere a estes como modos I, II e III e estão representados através da Figura 2.3.

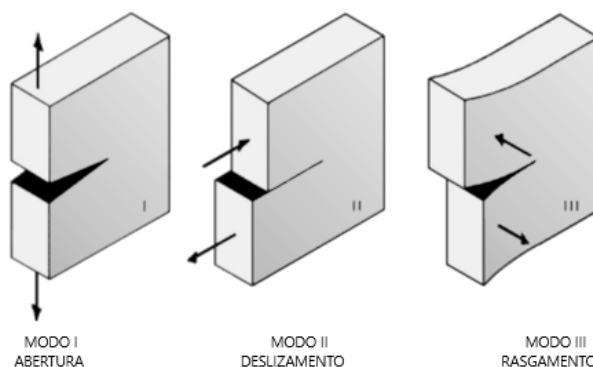


Figura 2.3 – Modos puros de abertura da trinca (Adaptado de [8]).

- Modo I: O carregamento principal é de tração e aplicado normal ao plano do defeito (abertura).
- Modo II: O carregamento principal é cisalhante no plano do defeito, aplicado no plano da chapa (deslizamento).
- Modo III: O carregamento principal é cisalhante no plano do defeito, aplicado perpendicular ao plano da chapa (rasgamento).

$K$  é definido de acordo com o modo de carregamento, sendo  $K_I$ ,  $K_{II}$  ou  $K_{III}$  os fatores de intensidade de tensões referentes aos modos I, II ou III, respectivamente. O modo I é o mais

habitual nas aplicações em engenharia, portanto  $K_I$  é mais recorrente nos estudos de fratura. Para uma placa infinita com trinca centralizada vazante,  $K_I$  é definido conforme descrito pela equação 2.5 [9,10].

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.4)$$

Na equação 2.5,  $K_I$  é calculado para o caso particular de uma trinca centralizada vazante em uma placa infinita, porém, ele pode ser definido de uma forma geral através da equação 2.6.

$$K_I = C_I \sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.5)$$

Onde  $C_I$  é o fator de forma, adimensional, e dependente da geometria da estrutura, forma e localização do defeito.

O fator de intensidade de tensões  $K$ , dependente da geometria da estrutura, da tensão aplicada na estrutura  $\sigma$  e do tamanho de trinca  $a$ , representa a intensidade do campo de tensões aplicado em uma determinada região que pode provocar o crescimento de uma trinca existente. Para que isso ocorra, é necessário  $K \geq K_C$ , sendo  $K_C$  um valor de  $K$  crítico obtido experimentalmente e uma propriedade inerente ao material, podendo este ser considerado, portanto, um valor de tenacidade à fratura [8] *apud* [3]. Para o modo I de carregamento, se tem a condição a seguir.

$$\begin{cases} K_I \geq K_{IC} & (\text{Fratura ocorre}) \\ K_I < K_{IC} & (\text{Fratura não ocorre}) \end{cases}$$

Conhecidas as relações matemáticas resultantes das metodologias de Griffith ( $G$ ), baseada no balanço energético, e de Irwin ( $K$ ), no campo de tensões na vizinhança da trinca, pôde-se chegar a uma correlação entre ambas através da equação 2.7.

$$G_I = \frac{K_I^2}{E'} \quad (2.6)$$

Onde  $E' = E$ , para estado plano de tensões, e  $E' = \frac{E}{(1-\nu^2)}$ , para estado plano de deformações. Sendo  $E$  o módulo de elasticidade e  $\nu$  o coeficiente de Poisson.

## 2.4. Curvas de resistência ao crescimento de trincas

Muitos materiais apresentam um aumento na resistência na medida em que a trinca cresce, de forma análoga ao que acontece no processo de encruamento por deformação plástica nos materiais metálicos. Essa dependência está descrita por uma curva de resistência ao crescimento de trincas, ou curva  $R$ , que representa a tenacidade à fratura de um dado material

em função do crescimento de trinca. A Figura 2.4 traz a representação de duas curvas  $R$  em comparação com a variação de  $G$  com o tamanho de trinca e com a tensão aplicada.

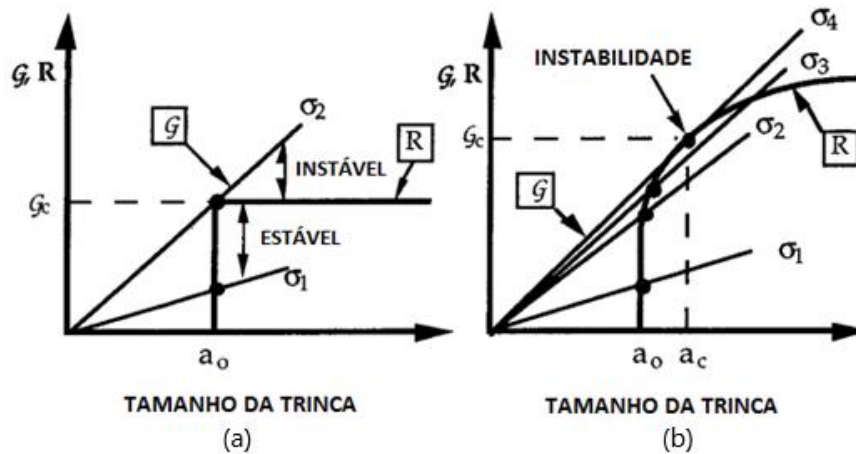


Figura 2.4 - (a) Curva  $R$  para um material frágil; (b) Curva  $R$  para um material que apresenta aumento de tenacidade com o crescimento da trinca. Em ambos os casos são apresentadas também curvas de  $G$  aplicado (Adaptado de [11])

Quando o  $G$  aplicado cresce com o aumento no comprimento da trinca (como é o caso da Figura 2.4a), os materiais frágeis fraturam sem crescimento estável da trinca. A propagação se dá de maneira muito rápida e a fratura ocorre no mesmo instante que o valor crítico de  $R$  é atingido. Isso acontece porque a resistência do material ao crescimento de trincas é constante e não depende do comprimento da trinca, como pode ser verificado na Figura 2.4a.

Quando os materiais apresentam uma curva  $R$  crescente (Figura 2.4b) a instabilidade não é sempre atingida para um valor crítico e sim onde a curva de  $K$  ou  $G$  aplicado é tangente à curva de resistência do material. Nesse contexto existe o que é conhecido como propagação estável da trinca. Para avaliar a integridade de uma estrutura trincada construída por um material com curva  $R$  crescente, é necessário identificar o ponto de intersecção ou de tangencia entre as curvas de  $K$  ou  $G$  aplicado e a curva de resistência ao crescimento de trincas do material [3].

## 2.5. Plasticidade na ponta da trinca

Como naturalmente não existem materiais perfeitamente elásticos, mesmo em materiais frágeis, haverá uma região deformada plasticamente mínima que seja na ponta da trinca. Para estimar o tamanho da zona deformada plasticamente na ponta da trinca, Irwin assumiu que

para que haja deformação plástica na ponta da trinca, seria necessária a condição de que a tensão atuante naquela região atinja a tensão limite de escoamento do material ( $\sigma_{ys}$ ). Devido a essa região deformada plasticamente, surge o conceito de trinca efetiva ( $a_{ef}$ ) [6].

$$a_{ef} = a + \Delta a_n \quad (2.7)$$

A trinca efetiva ( $a_{ef}$ ) é a trinca ( $a$ ) acrescida de um pequeno incremento de comprimento ( $\Delta a_n$ ) devido à deformação plástica. Segundo o modelo de Irwin, a região deformada plasticamente a frente da ponta da trinca sob a tensão limite de escoamento é chamada de zona de singularidade e pode ser representada geometricamente por uma circunferência de raio  $r_y$  (Figura 2.5).

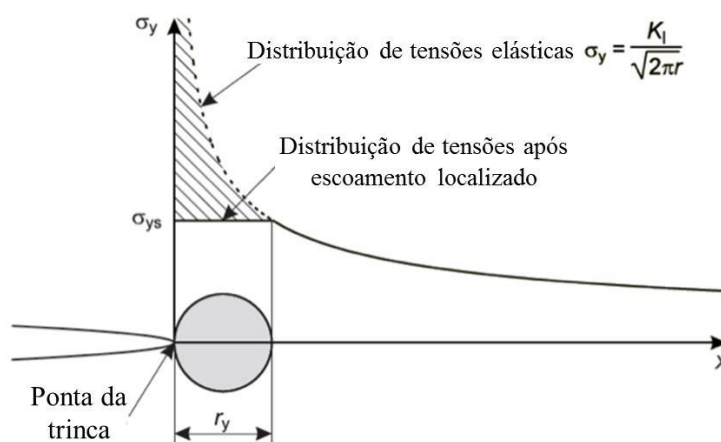


Figura 2.5 – Representação da zona singularidade pelo modelo de Irwin [12] apud [3].

Verifica-se na Figura 2.5, que a distribuição de tensões se altera na medida que ocorre algum escoamento localizado. Podemos observar também que um material perfeitamente elástico teria uma tensão na ponta da trinca infinita para qualquer tensão aplicada, logo sem haver crescimento de trinca e assim sendo conduzido diretamente à fratura do material. Porém, uma vez que não existe material perfeitamente elástico, é necessário o estudo sobre o volume de tensões que atuam formando um pequeno campo de resistência na ponta da trinca e criando uma região de deformação.

Enquanto a zona de singularidade é representada pela circunferência no gráfico da Figura 2.5, a parte hachurada representa o campo sobressalente de tensões acima do escoamento que foram descartadas no modelo, que devêm ser redistribuídas no material na forma de deformação plástica, aumentando ainda mais a zona de plasticidade na vizinhança da ponta da trinca. Portanto a zona real de plasticidade é ainda maior que a descrita por  $r_y$ .

Irwin demonstrou que a área da região hachurada da Figura 2.5 é igual a área do círculo que representa a região de singularidade. A região de plasticidade pode ser representada também por um círculo com um diâmetro ( $r_p$ ) duas vezes maior que a região de singularidade (equação 2.9). A Figura 2.6 traz a representação de ambas as regiões, bem como as distribuições das tensões antes e após o escoamento localizado. O último fenômeno é responsável pelo fato de o material não atingir uma concentração de tensão infinita na ponta da trinca porque, na realidade, sempre ocorre alguma deformação plástica nessa região por mais desprezível que esta possa ser em alguns casos (materiais frágeis).

$$\Delta a_n + r_y = 2r_y = r_p \quad (2.8)$$

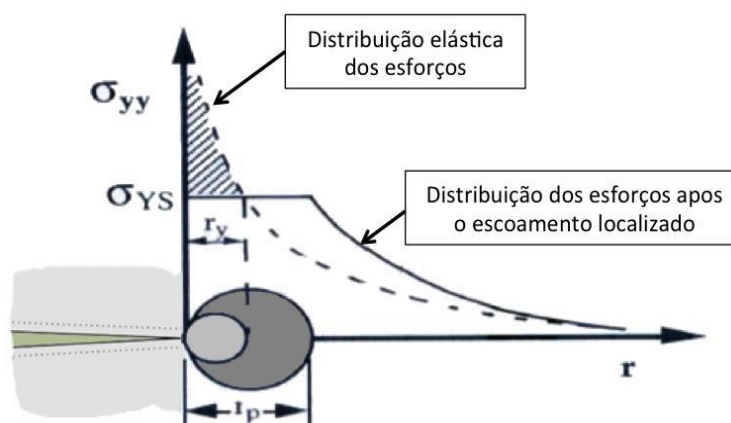


Figura 2.6 – Representação esquemática do modelo de Irwin considerando as zonas de singularidade e plasticidade [12] apud [3].

Para  $\theta = 0$  (plano da trinca),  $K_I$  (modo de carregamento I) e estado plano de tensões, temos as equações 2.10 e 2.11.

$$\sigma = \sigma_{ys} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r_y}} \quad (2.9)$$

$$r_p = 2r_y \approx \frac{1}{\pi} \frac{K_I^2}{\sigma_{ys}^2} \quad (2.10)$$

Para o estado plano de deformações, a relação para cálculo de  $r_p$  fica um pouco diferente (equação 2.12).

$$r_p = 2r_y \approx \frac{1}{3\pi} \frac{K_I^2}{\sigma_{ys}^2} \quad (2.11)$$

O fator intensidade de tensões define a amplitude da zona de singularidade na ponta da trinca. Uma vez conhecido  $K$ , todos os demais parâmetros podem ser expressos em função de  $\theta$  e



$r$ , ou seja, ele define completamente o comportamento do material nessa região de propagação do defeito, quanto maior o valor de  $K$ , maior o valor de  $r_y$ , logo menos frágil é o material pelo fato de possuir alguma capacidade de deformação plástica anterior à fratura [3].

Os parâmetros  $G$  e  $K$  descrevem bem somente o comportamento em fratura dos materiais frágeis, onde a zona de deformação plástica pode ser encarada como somente uma pequena perturbação no campo elástico. Se o material passa a apresentar maior deformação plástica durante o processo de fratura, a aplicabilidade desses parâmetros perde o sentido prático, pois essas metodologias foram desenvolvidas com base no comportamento linear elástico do material. A mecânica da fratura teria então, a partir disso um novo desafio, criar metodologias mais adequadas para descrever o comportamento desses materiais para o processo da fratura.

## 2.6. Mecânica da Fratura Elastoplástica (MFEP)

A Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) se aplica somente a materiais onde a região de deformação plástica está restrita a uma pequena região na ponta da trinca [3]. Sendo assim, houve a necessidade de metodologias da Mecânica da Fratura aplicáveis a materiais com maior capacidade de deformação plástica. Dois critérios muito utilizados surgiram para atender a essa demanda: O CTOD (*Crack-Tip Opening Displacement*) ( $\delta$ ), baseado no deslocamento na ponta da trinca, e a Integral J, baseada na abordagem energética. Esta última metodologia foi a aplicada no presente trabalho, e será apresentada em detalhe a seguir.

## 2.7. A Integral J

A Integral J foi proposta por Rice [13] para explicar o comportamento na ponta de uma trinca em materiais no regime elastoplástico. É baseada em um modelo de comportamento elástico não linear, aplicável em certas condições aos materiais em regime elastoplástico.

Os gráficos na Figura 2.7 representam dois comportamentos de materiais não lineares, estando um em regime não linear elástico (Figura 2.7a) e o outro em regime elastoplástico (Figura 2.7b). A diferença entre os dois regimes se dá no caminho que a deformação percorre no descarregamento. Uma vez retirada a tensão aplicada a um material em regime elástico, a deformação retorna a zero. Enquanto no comportamento elastoplástico, a deformação do

material não se recupera totalmente. A parte não recuperada corresponde à deformação plástica permanente. Quando a tensão aplicada cresce de forma monotônica, os comportamentos são idênticos.

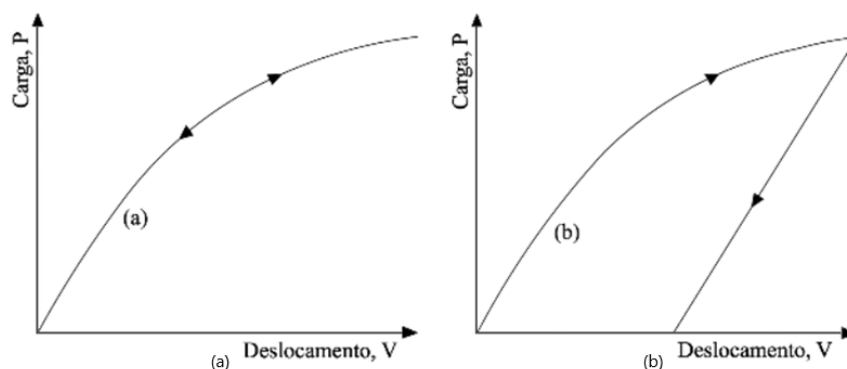


Figura 2.7 - (a) comportamento não linear elástico, (b) comportamento elastoplástico (Adaptado de [8]).

Muitos materiais estruturais com comportamento elastoplástico. podem ser modelados matematicamente através da equação de Ramberg-Osgood [14] (equação 2.13), que relaciona tensão e deformação como segue:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (2.12)$$

onde:

- $\varepsilon$  e  $\varepsilon_0$  são respectivamente deformação e deformação de referência, essa última geralmente sendo utilizada a deformação no limite de escoamento.
- $\sigma$  e  $\sigma_0$  são respectivamente tensão e tensão de referência, essa última sendo utilizada usualmente a tensão limite de escoamento.
- $n$  é o coeficiente de encruamento.
- $\alpha$  é uma constante de ajuste.

Rice propôs a Integral J como uma integral de linha (equação 2.14) [14] avaliada no sentido anti-horário ao longo de um contorno ( $\Gamma$ ) que inclui a ponta da trinca (como representado na Figura 2.8) através da seguinte equação:

$$J = \int_{\Gamma} \left( W dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right) \quad (2.13)$$

onde:

- $W$  é a densidade de energia de deformação.
- $T_i$  é a componente do vetor tração.
- $u_i$  é a componente do vetor deslocamento.
- $ds$  é o diferencial de linha ao longo do contorno da curva  $\Gamma$ .

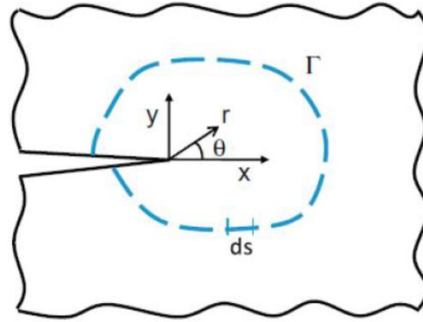


Figura 2.8 – Caminho de integração  $\Gamma$  utilizado na definição da Integral J [9] apud [15].

A Integral J pode ser avaliada em qualquer geometria contendo uma trinca. O comportamento elastoplástico do material é baseado na equação de Ramberg-Osgood (equação 2.13). Rice demonstrou que o valor da Integral J é independente do caminho de integração, pelo que o caminho de integração pode ser escolhido de forma arbitrária (sendo em geral o caminho de integração mais simples do ponto de vista matemático) [3].

### 2.7.1. $J$ como fator de intensidade de tensões

Hutchinson, Rice e Rosengren mostraram que o valor da Integral J caracteriza o campo de tensões e deformações na ponta de uma trinca num material elástico não linear. Se o comportamento do material for descrito pelo modelo de Ramberg-Osgood (equação 2.13) [3] apud [16], as tensões e deformações na região vizinha à ponta da trinca podem ser calculadas através das equações 2.15 e 2.16.

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left( \frac{J}{\alpha \sigma_0 \varepsilon_0 I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(n, \theta) \quad (2.14)$$

$$\varepsilon_{ij} = \alpha \varepsilon_0 \left( \frac{J}{\alpha \sigma_0 \varepsilon_0 I_n r} \right)^{\frac{n}{n+1}} \tilde{\varepsilon}_{ij}(n, \theta) \quad (2.15)$$

onde:

- $I_n$  é uma constante de integração dependente de  $n$  e do estado de tensões.
- $\tilde{\sigma}_{ij}(n, \theta)$  e  $\tilde{\varepsilon}_{ij}(n, \theta)$  são funções adimensionais dependentes de  $n$  e  $\theta$ .
- $r$  e  $\theta$  são respectivamente, a distância radial a partir da ponta da trinca e o ângulo polar sob a trinca.

A equações 2.15 e 2.16 definem o que é denominado como campo HRR. Como pode ser visto nessas equações, a intensidade das tensões e deformações na região próxima à ponta da trinca são definidas pelo valor da Integral J, pelo que esse parâmetro pode ser utilizado como parâmetro de fratura, isto é, ocorre fratura se o valor de J aplicado ultrapassa certo valor crítico (tenacidade à fratura do material).

### 2.7.2. J como taxa de liberação de energia na propagação da trinca

Rice mostrou ser possível abordar o conceito de Integral J sob perspectiva da liberação de energia no caminho da trinca e a definiu matematicamente segundo a equação 2.17.

$$J = -\frac{d\Pi}{dA} \quad (2.16)$$

Onde  $\Pi$ ,  $A$ ,  $d\Pi$  e  $dA$  são respectivamente a energia potencial para o crescimento de trinca, a área das novas superfícies de fratura, incrementos de energia e de área.

A energia potencial pode ser escrita da seguinte maneira:

$$\Pi = U - F \quad (2.17)$$

Onde  $U$  é a energia de deformação do corpo e  $F$  o trabalho feito por forças externas. A equação 2.18 pode ser reescrita da seguinte maneira:

$$\Pi = U - P\Delta = -U^* \quad (2.18)$$

Sendo  $-U^*$  a energia complementar a energia de deformação.

$$U^* = \int_0^P \Delta dP \quad (2.19)$$

De posse dessas informações, chegamos a duas importantes relações:

Controle por carga:

$$J = \left( \frac{dU^*}{da} \right)_P \quad (2.20)$$

Controle por deslocamento:

$$J = \left( \frac{dU}{da} \right)_{\Delta} \quad (2.21)$$

As relações estabelecidas nas equações 2.21 e 2.22 são dois tipos de carregamento distintos, um controlado pela carga e outro pelo deslocamento. Quando comparados os dois para crescimentos infinitesimais de trinca, foi observado que a diferença entre eles era de  $(1/2)dPd\Delta$ , termo infinitésimo de ordem superior. A Figura 2.9 ilustra essa condição.

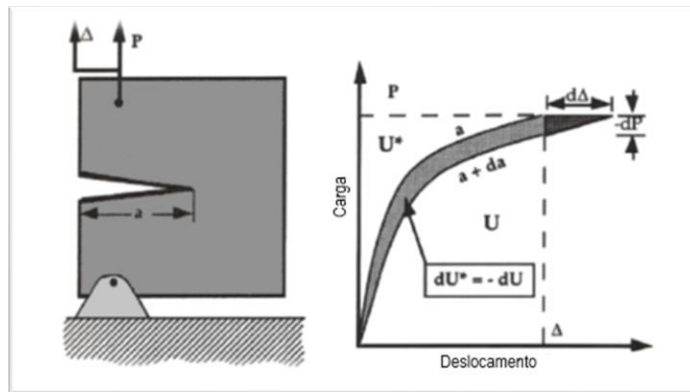


Figura 2.9 - Controle por carga vs controle por deslocamento (Adaptado de [3]).

Com base nas curvas apresentadas na Figura 2.9 e nas equações 2.21 e 2.22, temos a relação representada pela equação 2.23.

$$J = \int_0^P \left( \frac{\partial P}{\partial a} \right)_P dP = - \int_0^{\Delta} \left( \frac{\partial \Delta}{\partial a} \right)_{\Delta} d\Delta \quad (2.22)$$

A solução das integrais para ambas as condições, controlada por carga ou deslocamento, é a mesma.  $J$  é, portanto, uma generalização da taxa de energia de Griffith. Quando  $n = 1$  na equação 2.13 (modelo de Ramberg-Osgood), o regime torna-se linear elástico e temos a seguinte relação (equação 2.24):

$$J = G = \frac{K_I^2}{E'} \quad (2.23)$$

### 2.7.3. Curvas de resistência em $J$ (curvas $J-R$ ) e a definição de $J_{IC}$

Os materiais metálicos estruturais apresentam em geral curvas de resistência ao crescimento de trincas, caracterizadas pela Integral  $J$ . A avaliação experimental dessas curvas é de importância fundamental na avaliação do comportamento em fratura desses materiais.

Na representação esquemática da curva  $J$ - $R$  (Figura 2.10) de um material metálico. Um valor importante de  $J$  pode ser observado, trata-se do valor de  $J$  crítico para o qual se dá início à propagação estável da trinca, a esse valor dá-se o nome de  $J_{IC}$ .

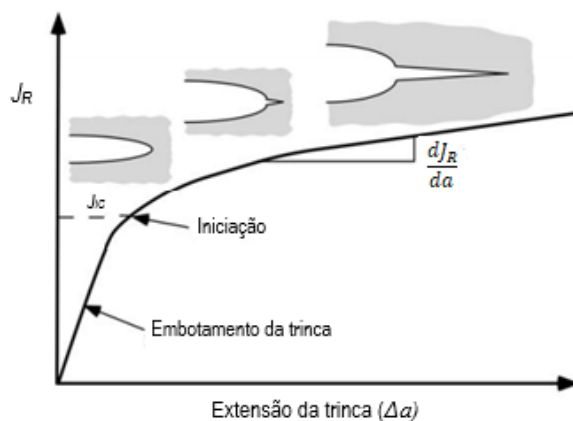


Figura 2.10 – Representação esquemática da curva de resistência  $J$ - $R$  de um material metálico e perfil da trinca nos diferentes estágios (adaptado de [3]).

Do ponto de vista da fratura do material, se o valor de  $J$  aplicado na estrutura for igual a  $J_{IC}$ , temos o início da propagação da trinca. Porém, como o material apresenta um comportamento de curva  $R$ , o material pode admitir um certo crescimento de trinca estável até a instabilidade. O critério para se determinar o ponto de estabilidade na propagação da trinca se dá através da seguinte condição [3]:

$$\begin{cases} \text{Se } \frac{dJ_R}{da} < \frac{dJ_{aplicado}}{da} & (\text{o crescimento é instável}) \\ \text{Se } \frac{dJ_R}{da} > \frac{dJ_{aplicado}}{da} & (\text{o crescimento é estável}) \end{cases}$$

As curvas  $J$ - $R$  dos materiais metálicos devem ser avaliadas experimentalmente em laboratório. Existem diversas técnicas experimentais para a obtenção dessas curvas, dentre as quais o método das descargas parciais ou da flexibilidade elástica (*unloading compliance*) e as técnicas da normalização. Ambas as metodologias são propostas na norma ASTM E1820 -16 [1] e foram utilizadas no presente trabalho.

## 2.8. Método das Descargas Parciais (ou da flexibilidade elástica)

Inicialmente a avaliação experimental para a obtenção de uma curva  $R$  se dava somente através da utilização de múltiplos corpos de prova de um mesmo material com as mesmas dimensões. Os ensaios eram projetados para serem distintos a fim de se obter os pares  $J$  e  $a$  em diferentes estágios da curva. Essa metodologia era demorada e cara, pois muitos corpos de prova são necessários em sua aplicação.

Novas técnicas de medição surgiram com base em um único corpo de prova, isso representou um grande avanço para o desenvolvimento dos ensaios em mecânica da fratura, que passaram a ser mais viáveis financeiramente. Uma técnica usual é o método das descargas parciais, que consiste na obtenção do tamanho de trinca através do conhecimento da *compliance* (flexibilidade elástica) ( $C$ ), definida como a razão do deslocamento pela carga aplicada (equação 2.25).

$$C = \frac{V}{P} \quad (2.24)$$

Clarke [17] mostrou que pequenos descarregamentos ao longo do ensaio não afetavam os registros do ensaio nem tampouco os valores de  $J$ . Tal fato teve uma importância grande porque com isso foi possível estimar o comprimento da trinca a partir da flexibilidade em cada descarga. A Figura 2.11 mostra um registro típico de um ensaio de descargas parciais.

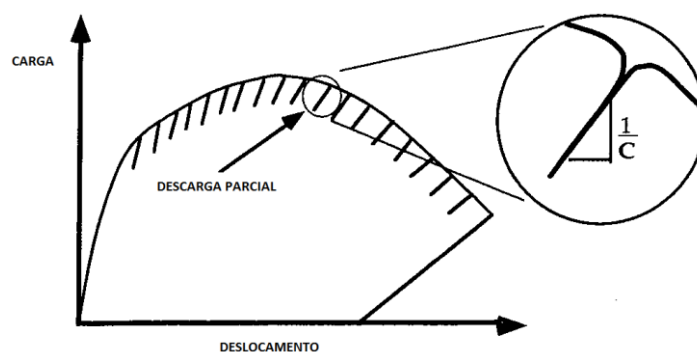


Figura 2.11 - Registro Carga vs Deslocamento com descargas parciais [9].

Dois registros, obtidos a partir de um ensaio com dois tipos distintos de deslocamento, podem ser considerados nos cálculos conforme prevê a norma ASTM E1820 – 16 [1]. Um tipo de deslocamento é abertura da boca do entalhe (CMOD) e o outro o deslocamento da linha de

carga (*Load Line Displacement - LLD*). Ambos os registros, quando plotados graficamente, possuem o formato apresentado pela Figura 2.11.

Para a estimativa dos tamanhos de trinca em cada ponto de descarga, utiliza-se o registro de carga por CMOD para o cálculo dos valores de flexibilidade elástica, que possui uma relação matemática direta, descrita pela ASTM E1820-16, com o tamanho de trinca, sendo um registro imprescindível para aplicação do método. Porém, para cálculo dos valores de  $J$  associados ao crescimento de trinca, a norma prevê que podem ser utilizados ambos os registros de carga por deslocamento [1].

## 2.9. Técnicas de Normalização

A técnica da normalização como método para obtenção de curva  $J$ - $R$ , assim como o método das descargas parciais, utiliza somente um corpo de prova para aquisição dos pares  $J$ - $\Delta a$ . Diferente do método citado anteriormente, aqui não se usa os registros de descargas, são necessários somente os dados de carregamento contínuo e deslocamento da linha de carga (LLD). Os dados do registro junto com as medidas físicas dos tamanhos de trinca final e inicial são utilizados numa formulação matemática a fim de se obter os pares  $J$ - $\Delta a$  [14,18].

A proposta para a elaboração de um método que permitisse a obtenção de curvas  $J$ - $R$  provenientes de registros de carga - deslocamento da linha de carga foi feita por Hutchinson e Paris [16] em um estudo onde avaliaram o crescimento estável de trinca controlado por  $J$ .

A linha de estudo proposta foi adotada pelos mesmos pesquisadores em conjunto com Ernst e Rossow pouco tempo depois [14]. O estudo realizado por Ernst *et al.* avaliou dimensionalmente a dependência da carga em relação ao tamanho de trinca e ao deslocamento plástico. Eles concluíram que métodos matemáticos poderiam ser suficientes se desenvolvidos para obter valores de incrementos de tamanho de trinca, além de ser possível a obtenção de valores de  $J$ . As equações 2.26 e 2.27 são relações matemáticas que representam a dependência entre as variáveis carga aplicada, deslocamento, tamanho da trinca e as dimensões do corpo de prova.

$$\frac{\Delta_{pl}}{W} = f\left(\frac{P}{W}, \frac{a}{W}, \frac{L}{W}, \frac{B}{W}, etc\right) \quad (2.25)$$

$$\frac{P}{W} = F\left(\frac{\Delta_{pl}}{W}, \frac{a}{W}, \frac{L}{W}, \frac{B}{W}, etc\right) \quad (2.26)$$

onde:

- $P$  é a carga aplicada.



- $\Delta_{pl}$  é o deslocamento plástico.
- $a$  é o tamanho da trinca.
- $W$  é a largura do corpo de prova.
- $L$  é o comprimento do corpo de prova.
- $B$  é a espessura do corpo de prova.

Uma limitação do método da normalização é a necessidade que a região de plasticidade do material esteja restrita ao ligamento remanescente da seção trincada, caso contrário, poderia haver ambiguidades e imprecisão nas estimativas [14].

Herrera e Landes [18], através de seus estudos, partiram do princípio de que uma vez conhecidos dois dos parâmetros variáveis mencionados, logo seria possível a determinação do terceiro mediante a uma curva de calibração que poderia ser desenvolvida para cada material em específico. O método proposto por eles foi baseado no princípio da normalização das propriedades de deformação de um material, sendo por este motivo denominado método ou técnica de redução dos dados de normalização (*normalization data reduction – NDR*).

As curvas de calibração são desenvolvidas assumindo um formato funcional com pontos e constantes por hora desconhecidos e tendo como princípio o trabalho de Ernst *et al.* [14] que aborda as relações de dependência entre os três parâmetros  $P$ ,  $v_{pl}$  e  $a$ . A carga ( $P$ ) pode ser decomposta como mostrado na equação 2.28 [18].

$$P = G\left(\frac{a}{W}\right)H\left(\frac{v_{pl}}{W}\right) \quad (2.27)$$

A carga aplicada pode produzir dois efeitos simultâneos num material trincado. A função  $G$  é a parcela de  $P$  utilizada no crescimento de trinca, já a função  $H$  é a parte de  $P$  que tem como efeito a deformação plástica local na região da trinca.  $a$  e  $v_{pl}$  se encontram normalizados pela dimensão  $W$  na equação 2.29. Uma modificação na estrutura dessa relação é realizada para que tenhamos uma igualdade com um valor de carga normalizada ( $P_N$ ). A utilização de  $P_N$  é interessante para os cálculos, pois permite que os dois efeitos sejam analisados em separados, tanto a deformação plástica quanto o crescimento de trinca, conhecida uma das funções, fica possível a obtenção da outra.

$$P_N = \frac{P}{G\left(\frac{a}{W}\right)} = H\left(\frac{v_{pl}}{W}\right) \quad (2.28)$$

Seria de se esperar que a relação  $P_N$  vs.  $H\left(\frac{v_{pl}}{W}\right)$ , por representar uma relação entre tensão e deformação para o material, pudesse ser representada através de uma lei de potência, por

este motivo, pareceu razoável representá-la mediante a uma lei de potência funcional (equação 2.30) [11,18].

$$\frac{v_{pl}}{W} = AP_N^m \quad (2.29)$$

Onde  $A$  e  $m$  são constantes propostas que puderam ser estimadas por meio das medidas físicas dos comprimentos de trinca final e inicial, valores estimados por medições realizadas nas superfícies de fratura dos corpos de prova. A equação 2.31 traz o deslocamento plástico ( $v_{pl}$ ) em função do deslocamento elástico ( $v_{el}$ ), que por sua vez é representado pela equação 2.32.

$$v_{pl} = v - v_{el} \quad (2.30)$$

$$v_{el} = PC \left( \frac{a}{W} \right) \quad (2.31)$$

Conhecendo as equações 2.31 e 2.32, a equação 2.30 pôde ser reorganizada através da equação 2.33, somente com as constantes como parâmetros desconhecidos. Tendo em vista que a relação matemática para a estimativa do valor de  $C \left( \frac{a}{W} \right)$  para cada valor de  $a$  é conhecida e prevista na norma ASTM E1820-16 [1].

$$\frac{v - PC \left( \frac{a}{W} \right)}{W} = AP_N^m \quad (2.32)$$

Herrera e Landes [18] realizaram testes em diversos corpos de prova de materiais distintos, com os dados dos registros, obtiveram as curvas  $J-R$  com a metodologia da normalização e como método de referência, também aplicaram o método das descargas parciais.

A priori, eles utilizaram a lei de potência como modelagem matemática da relação  $P_N$  vs.  $H \left( \frac{v_{pl}}{W} \right)$  e a partir dos resultados obtidos para os pares  $J-\Delta a$ , construíram uma curva  $J-R$  que foi comparada com outra proveniente do método das descargas parciais como mostra a Figura 2.12.

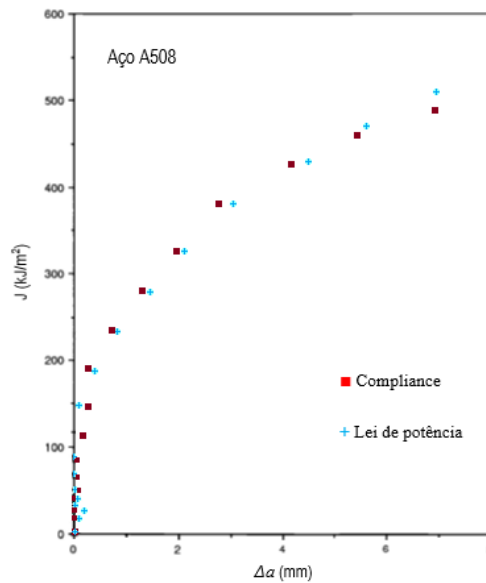


Figura 2.12 – Comparativo de curvas  $J-\Delta a$  para um Aço A508. As cruces (+) representam os resultados de normalização com ajuste por lei de potência e os quadrados (■) representam os resultados obtidos com o método das descargas parciais (Adaptado de [18]).

Observando os dados obtidos para o teste em um corpo de prova de um aço A508, nota-se que ambos os métodos, descargas parciais e normalização, apresentaram resultados muito próximos, sendo possível afirmar que a curva de calibração representada pela equação 2.30 atendeu bem o objetivo de se obter uma curva  $J-R$  precisa.

O sucesso nos resultados obtidos para o aço A508, com representação bem consistente numa lei de potência em suas curvas, não necessariamente se repetiu em outros materiais. Na Figura 2.13, pode-se observar duas curvas  $J-R$ , o mesmo procedimento foi aplicado aos dados provenientes do registro de um ensaio para o corpo de prova de aço inox austenítico 304.

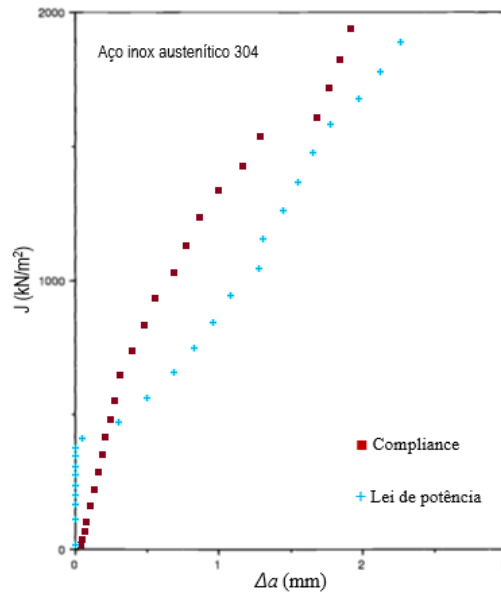


Figura 2.13 - Comparativo de curvas  $J-\Delta a$  para um aço inox austenítico 304. As cruzes (+) representam os resultados de normalização com ajuste por lei de potência e os (□) representam os resultados obtidos com o método das descargas parciais) (Adaptado de [18]).

Na Figura 2.13 é possível observar que a curva  $J-R$  obtida via método das descargas parciais para o material difere do ajuste via lei de potência, deixando claro, nesse caso, que a aplicação do ajuste pela curva de calibração não foi compatível com as propriedades do material. Isso motivou uma análise cuidadosa da relação tensão deformação para esse material. Esses estudos produziram resultados significativos para a evolução da técnica de normalização. Os materiais analisados que tiveram suas funções de normalização ajustadas por uma lei de potência, cujos resultados foram expressos pelas Figuras 2.12 e 2.13, foram avaliados sob outra perspectiva observando as constantes de ajuste do modelo de Ramberg-Osgood (equação 2.13).

A Figura 2.14 traz o gráfico de tensão verdadeira vs deformação verdadeira para o aço inox austenítico 304 e tentativas de ajuste dos pontos pela equação de Ramberg-Osgood (equação 2.13). Tal material é o mesmo que não se adequou bem ao ajuste da função de normalização pela lei de potência.

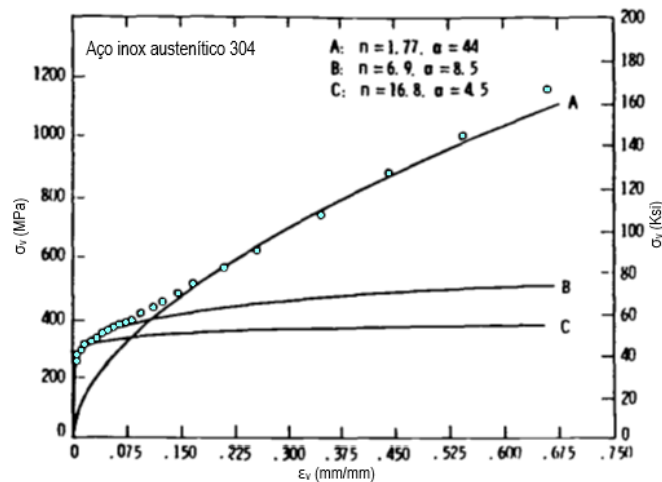


Figura 2.14 - Tentativas de ajuste da curva tensão por deformação verdadeira através de variações dos parâmetros do modelo de Ramberg-Osgood para o aço inox austenítico 304. Os pontos do gráfico são os pares ordenados tensão e deformação verdadeira para o aço inox austenítico 304 (Adaptado de [18]).

A conclusão que Herrera e Landes [18] chegaram é que para pequenos valores de deformação plástica, o material obedecia bem à lei de potência, no entanto, para valores maiores, o ajuste poderia ser mais bem representado por uma reta, como pode ser observado na Figura 2.15.

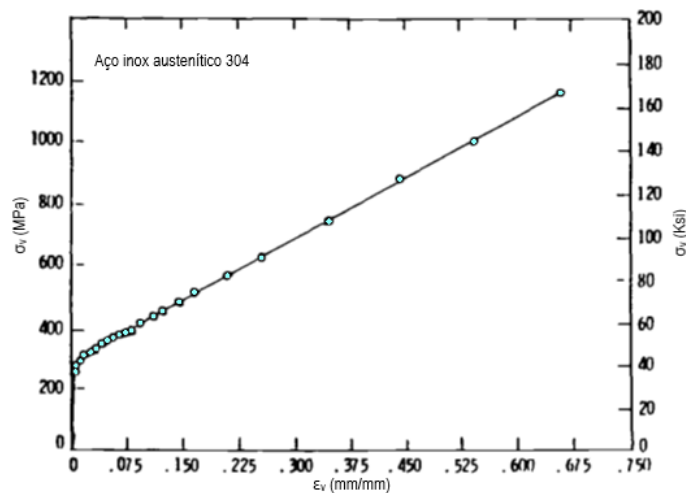


Figura 2.15 – Representação do ajuste ideal para a curva tensão vs. deformação verdadeira para o aço inox austenítico 304 (Adaptado de [18]).

Herrera e Landes [18] então observaram que para determinados materiais, conforme a deformação aumenta, a representação da função  $H\left(\frac{v_{pl}}{W}\right)$  se ajusta melhor a uma forma linear. Logo foi proposto um outro modelo para a função H que adaptasse a essa realidade.

$$P_N = D_1 + D_2 \left( \frac{v_{pl}}{W} \right) \quad (2.33)$$

Onde  $D_1$  e  $D_2$  são constantes desconhecidas, que assim como  $A$  e  $m$  na lei de potência, também podem ser obtidas uma vez conhecidos os tamanhos de trinca inicial e final.

A curva  $J$ - $R$  para o aço inoxidável austenítico 304 foi novamente estimada, agora utilizando o ajuste da equação 2.34. O resultado obtido juntamente com o ajuste pela lei de potência e a curva  $J$ - $R$  proveniente do método da *compliance* estão representados no gráfico da Figura 2.16.

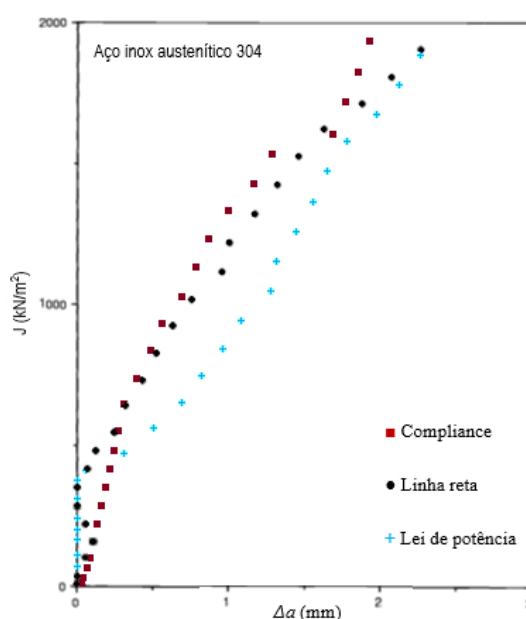


Figura 2.16 – Comparativo de curvas  $J$ - $R$  estimadas por vias diferentes. (descargas parciais (■), normalização por linha reta (●) e por lei de potência (+)) para o aço inox austenítico 304 (Adaptado de [18]).

A Figura 2.16 demonstra resultados dos três métodos analisados através de curvas  $J$ - $R$ . Sendo a curva estimada pelo método das descargas parciais a referência para termos de comparação, nota-se que ambas as funções ajustadas utilizadas para normalização ainda não eram satisfatórias apesar do ajuste através de uma linha reta ter sido menos distante da referência que o realizado por lei de potência. A Figura 2.17 mostra a mesma comparação, no entanto em termos da função  $H \left( \frac{v_{pl}}{W} \right)$  [18].

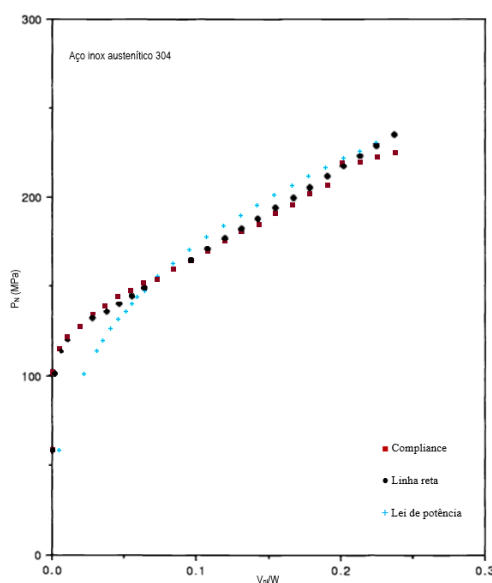


Figura 2.17 – Comparativo entre as funções  $H$  ajustadas por linha reta e por lei de potência em relação a função  $G$ . Descargas parciais (■), linha reta (●) e lei de potência (+) (Adaptado de [18]).

Avaliações de outros materiais mostraram que geralmente corpos de prova com valores de  $\frac{v_{pL}}{W}$  menores que 0,05 trabalham bem com ajustes via lei de potência, enquanto quando maiores que 0,1, os ajustes através de uma relação linear tornam-se mais favoráveis. Isso representou um grande avanço, pois demonstra um caráter condicional para o comportamento da função  $H$ .

A conclusão sobre como se comporta a função  $H$  para valores grandes e pequenos de  $v_{pL}$  provocou uma discussão importante acerca da região de transição. Estudos foram realizados com a finalidade de explicar o comportamento da função nessa região da curva, conseguindo uma formulação matemática satisfatória que atenda a função como um todo, o raciocínio estaria fechado, simplificando a aplicação do método.

O procedimento para a estimativa do comportamento da função  $H$  na região de transição entre os pontos está representado na Figura 2.18. A normalização da carga é realizada inicialmente somente com o valor do tamanho inicial de trinca ( $a_0$ ) para todas as coordenadas do registro e posteriormente é obtido um único ponto distinto da curva que é o de normalização utilizando o tamanho de trinca final ( $a_f$ ). A normalização utilizando  $a_0$  é considerada até a carga máxima e a partir desse ponto é traçada uma reta tangente à curva a ligando com o ponto obtido da normalização para  $a_f$ . Na Figura 2.18, observa-se que o trecho da curva de normalização após carga máxima é representado por linha tracejada, enquanto a tangente e o restante da curva de normalização por linha contínua.

A Figura 2.18 mostra um gráfico genérico com resultados de normalização de carga e deslocamento plástico. A curva foi baseada na experiência obtida com a análise de diversos materiais, onde foi possível observar que o ajuste foi mais adequado a uma lei de potência para pequenos valores de deformação plástica e linear para maiores. Até o ponto de tangência se considera que o sistema é controlado pela deformação plástica anterior ao início de propagação, já a partir desse ponto, é estimado que se inicie o crescimento estável de trinca.

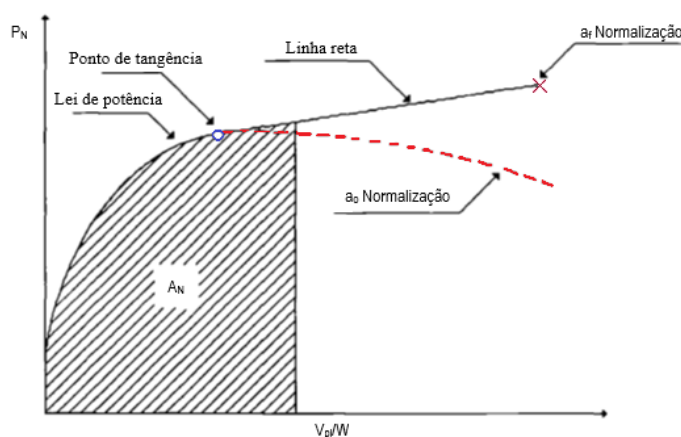


Figura 2.18 – Gráfico genérico de carga normalizada ( $P_N$ ) por deslocamento plástico normalizado, mostrando as regiões melhores ajustadas por lei de potência e por linha reta. A área hachurada ( $A_N$ ): Região controlada por deformação plástica anterior ao início da propagação, linha tracejada: Estágio onde há crescimento de trinca e deformação plástica [18].

O trecho de curva tracejado representa um estágio onde há crescimento de trinca e deformação atuando em conjunto, já a curva formada pela lei de potência e a reta até o ponto final, é avaliada em separado somente o mecanismo de deformação. A área abaixo da curva ( $A_N$ ) é proporcional ao valor de  $J_{pl}$  e segue a relação estabelecida na equação 2.35.

$$J_{pl} = \eta b g \left( \frac{b}{W} \right) A_N \quad (2.34)$$

Onde  $\eta$  está descrito na norma ASTM E1820-16 (1) e seu valor varia de acordo com a geometria do corpo de prova,  $b$  é o ligamento remanescente e área  $A_N$  pode ser expressa em função de  $P_N$  e  $V_{pl}$ .

### 2.9.1. Funções LMN e LMNO

No estudo de Herrera e Landes [18], ficou claro que a combinação entre a lei de potência e uma linha reta representa melhor o comportamento da função  $H$ , desejável para a obtenção



dos valores de  $J$ , faltava um estudo mais aprofundado da região de transição entre os dois tipos de ajustes. Orange [19] apud [20] propôs uma função com três parâmetros desconhecidos que deveriam ser estimados via métodos numéricos (Função LMN) (equação 2.36).

$$P_N = \left[ \frac{L + M \left( \frac{v_{pl}}{W} \right)}{N + \left( \frac{v_{pl}}{W} \right)} \right] \left( \frac{v_{pl}}{W} \right) \quad (2.35)$$

Onde  $L, M$  e  $N$  são as constantes de ajuste a serem estimadas, por esse motivo a função foi denominada função LMN. Quando o termo  $N$  é grande, pode ser feita uma expansão polinomial na função, quando ele é pequeno demais, ele pode ser considerado desprezível. Sendo assim, a série é expandida através da equação de uma reta.

A função LMN promoveu um ajuste satisfatório para uma série de materiais analisados. Porém, mais recentemente, a equação foi um pouco modificada se incorporando um novo termo  $O$  para aprimorar o ajuste. A essa nova função, foi dado o nome de função LMNO (equação 2.37), que é a fórmula matemática adotada na norma ASTM E1820-16 [1,19].

$$P_N = \frac{L + M \left( \frac{v_{pl}}{W} \right) + N \left( \frac{v_{pl}}{W} \right)^2}{O + \left( \frac{v_{pl}}{W} \right)} \quad (2.36)$$

O ajuste dos pontos para a obtenção dos parâmetros se dá através das coordenadas  $v_{pl}$  que sigam a condição  $\frac{v_{pl}}{W} > 0.001$ , os valores menores são descartados do ajuste.

De posse dessas informações, a curva  $J-R$  pode ser conhecida para um dado material com base somente em seus registros de carga vs. deslocamento da linha de carga (LLD) provenientes de ensaios, conforme fora proposto por Hutchinson e Paris [16]. A grande vantagem dessa técnica é a não necessidade da utilização de equipamentos muito sofisticados de medição automática [18,19,21], como o *clip-gage*, dispositivo de medidas altamente preciso e sensível, utilizado no método das descargas parciais para medida das variações da abertura da boca do entalhe.

Sem que seja crucial uma instrumentação de medida muito sofisticada, como é o caso do *clip-gage*, o novo método proposto ganhou força devido a diminuição dos custos para o cálculo dos parâmetros. Com isso, algumas linhas de pesquisa sobre a tenacidade à fratura e curvas  $J-R$  em meios severos foram possíveis. São os casos de alguns ensaios em ambientes ácidos ou em alta temperatura que até então não eram viáveis, devido ao alto custo do *clip-gage* [11].

### 3. Materiais e métodos

#### 3.1. Materiais

No presente estudo foram utilizados dois aços da classe DH 36, alta resistência e baixa liga (*HSLA – High Strength Low Alloy*). Ambos os materiais foram produzidos pela USIMINAS para atender demandas na indústria naval e de offshore.

Os aços DH 36 utilizados se diferenciam por suas rotas de fabricação distintas, no atual estudo, trabalhou-se com o LCN, laminado convencionalmente seguido de tratamento térmico de normalização, e o CLC (*Continuous On-line Control*). O CLC é obtido a partir de um processo integrado de produção TMCP (*Termo-Mechanical Control Process*), que consiste numa laminação termomecânica controlada seguida de resfriamento acelerado. O objetivo do processo TMCP é a melhoria de propriedades mecânicas através da composição microestrutural sem comprometer a soldabilidade através da redução do carbono equivalente. As Tabelas 3-1 e 3-2 apresentam a composição química e as propriedades mecânicas dos aços testados respectivamente.

Tabela 3-1 – Composição química (% em peso) dos aços utilizados (dados do fabricante).

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

Tabela 3-2 – Propriedades mecânicas dos materiais utilizados (dados do fabricante).

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

Observa-se na Figura 3.1a uma matriz ferrítica com pouca presença de outras fases dispersas, enquanto na Figura 3.1b, nota-se a existência de grãos um pouco menores e uma microestrutura mais heterogênea, há uma forte presença de camadas de bainita alternadas com ferrita, conferindo ao CLC uma maior resistência mecânica.

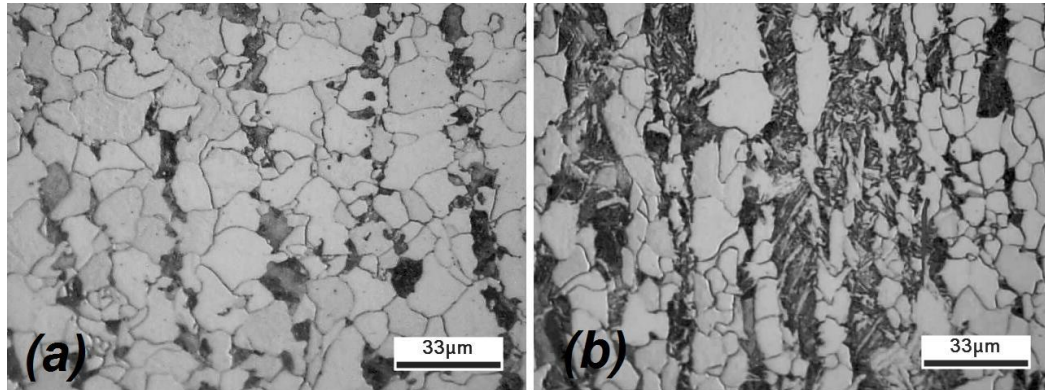


Figura 3.1 - Micrografias obtidas via microscopia ótica. (a) Microestrutura do aço LCN e (b) microestrutura do aço CLC [9]

## 3.2. Geometria dos corpos de prova

Para realização dos ensaios de tenacidade, foi utilizado o método da flexão em três pontos e o corpo de prova (CP) do tipo SE(B). Na Figura 3.2 pode ser observada uma vista em perspectiva de um CP SE(B) onde o valor de  $e$  é a profundidade do entalhe usinado,  $W$  é a largura e  $B$  a espessura. O entalhe nesse caso foi obtido através de um processo de eletroerosão para obter a maior precisão possível e um concentrador de tensões eficaz para a nucleação de trinca.

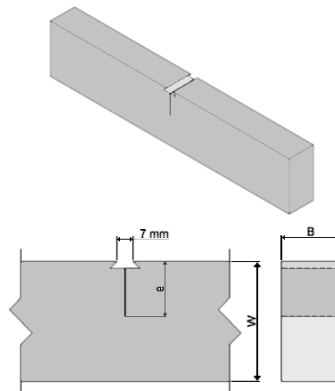


Figura 3.2 – Desenho em perspectivas de um CP SE(B) e detalhes da geométrica mostrando suas principais dimensões (Adaptado de [9]).

Para o presente estudo, foram empregados cinco corpos de provas, sendo três retirados a partir de uma chapa de aço LCN e dois de uma chapa do aço CLC. Os entalhes foram localizados no corpo de prova seguindo a orientação T- L, vide Figura 3.3.

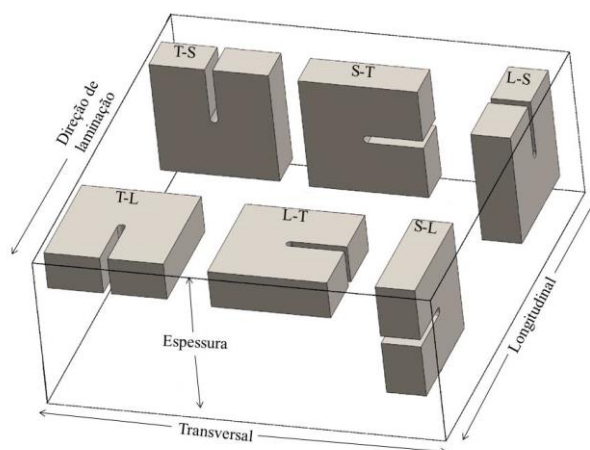


Figura 3.3 - Nomenclatura dos corpos de prova segundo as orientações em que podem ser extraídos de uma dada chapa metálica. A orientação T-L foi a utilizada neste estudo [10].

As dimensões dos corpos de prova estão representadas na Tabela 3-3..

Tabela 3-3 –Dimensões dos corpos de prova.

Corpo de prova	W [mm]	B [mm]	e [mm]
LCN 1	26,20	13,14	11,87
LCN 2	26,51	13,15	11,43
LCN 3	26,46	13,13	11,48
CLC 1	26,28	14,14	10,91
CLC 2	26,71	13,15	11,50

### 3.3. Teste de fratura

De posse dos corpos de prova já devidamente usinados, eles foram submetidos ao pré-trincamento, que é um processo anterior ao teste de fratura. O objetivo nessa etapa foi a nucleação de uma trinca preferencial na ponta do entalhe. Para conseguir esse objetivo, os CPs foram submetidos a ciclos de fadiga tração-tração com parâmetros pré-estabelecidos pela ASTM E1820-16 [1].

Para o pré-trincamento e para o posterior ensaio de fratura monotônica foi utilizada uma máquina servo hidráulica Instron 1332 com uma célula de carga com capacidade máxima de 250 kN e um controlador Instron 8400. Além disso, também foi empregado um extensômetro

(clip-gage) com 7 mm de curso útil para fazer as medições de CMOD. A Figura 3.4 mostra um corpo de prova posicionado na máquina para o ensaio.

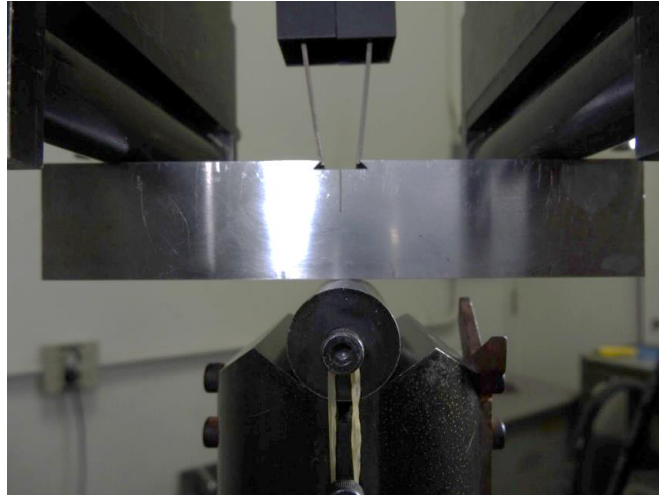


Figura 3.4 - CP tipo SE(B) posicionado para o ensaio de flexão em três pontos.

Para o pré-trincamento por fadiga alguns cuidados tiveram que ser tomados seguindo as recomendações da norma ASTM E1820-16. As equações 3.1, 3.2 e 3.3 fazem parte das condições impostas pela norma.

Na equação 3.1,  $a_0$  é o tamanho inicial da trinca criada pelo pré-trincamento e  $W$  é a largura do corpo de prova. Logo, tal equação nos diz que o tamanho de trinca inicial deve ser aproximadamente metade da largura. Uma vez conhecido esse valor previamente, sabe-se que o pré-trincamento deve ser interrompido quando essa razão for atingida. Na Figura 3.5 é possível verificar o CP imediatamente após a etapa de pré-trincamento. Nele é possível visualizar uma marcação que foi feita no CP para a condição imposta pela equação 3.1.

$$\frac{a_0}{W} \approx 0,5 \quad (3.1)$$

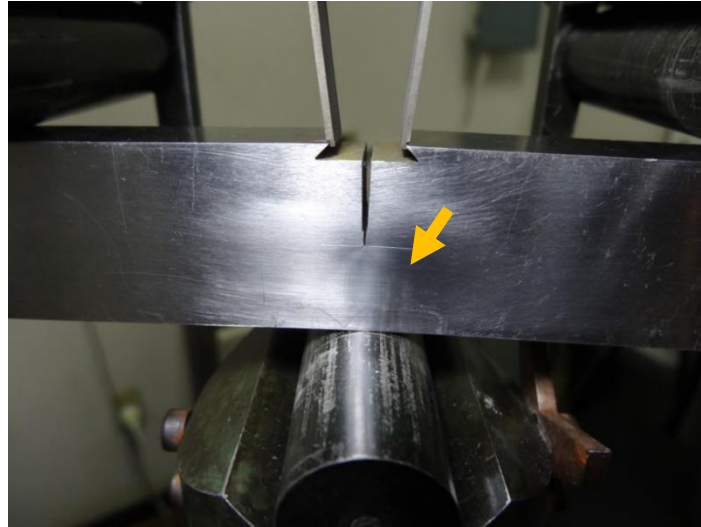


Figura 3.5 - CP após pré-trincamento (verifica-se a presença de uma marca proposital demarcando a condição de  $a_0 = 0,5W$ ).

A equação 3.2 expressa a força máxima ( $F_{max}$ ) do ciclo de fadiga que o CP deve ser submetido, sendo  $B$  a espessura do CP,  $b_0$  é o ligamento remanescente inicial ( $W - a_0$ ),  $\sigma_Y$  é a média entre  $\sigma_{YS}$  (Tensão limite de escoamento do material) e  $\sigma_{TS}$  (Limite de resistência do material) e  $S$  é a distância entre os roletes onde o CP fica apoiado. Já a equação 3.3 estabelece uma razão entre as forças aplicadas máxima ( $F_{max}$ ) e mínima ( $F_{min}$ ), onde a máxima é dez vezes maior que a mínima na aplicação do ciclo de fadiga.

$$F_{max} = \frac{0,5Bb_0^2\sigma_Y}{S} \quad (3.2)$$

$$R = \frac{F_{min}}{F_{max}} = 0,1 \quad (3.3)$$

Respeitadas essas condições na etapa de pré-trincamento, foi obtida a trinca preferencial em cada CP na ponta do entalhe. A partir disso, foram realizadas as devidas calibrações no equipamento, centralização e alinhamento do corpo de prova para se evitar imprecisões nas medidas.

O teste monotônico de fratura visa obter um registro de carga aplicada ( $P$ ) versus deslocamento, o que pode ser feito de duas maneiras distintas. A primeira é através dos valores de CMOD, que é a medida da abertura da boca do entalhe através do *clip-gage*, e a segunda por meio do deslocamento do ponto de aplicação da carga sobre o CP (LLD – *Load Line Displacement*). O instrumental da máquina forneceu ambos os registros através do software *Wave Maker Editor*.

Como foi mencionado na introdução, uma das técnicas empregada para o monitoramento do crescimento estável da trinca foi a de descargas parciais (veja secção 2.8). A primeira etapa

do ensaio monotônico consistiu em uma sequência de três ciclos de carga e descarga iniciais até o valor de 90% de  $F_{max}$ , a mesma calculada para o pré-trincamento (veja equação 3.2). O objetivo desse procedimento foi obter os dados necessários para o cálculo do valor da *compliance* elástica para fazer uma estimativa do valor do tamanho de trinca inicial ( $a_0$ ). A partir dessas descargas, os CPs passaram a ser carregados sob controle de deslocamento (LLD) e com sequências de descarregamento em intervalos determinados a fim de se obter o valor da *compliance* a cada ponto de descarga e viabilizar o cálculo de  $\Delta a$ . Os ensaios continuaram após se atingir o valor de carga máxima do registro, sendo interrompidos após mais alguns poucos ciclos de descargas.

Todo o processo de pré-trincamento e o teste de fratura monotônica foram realizados na temperatura ambiente de 25°C.

### 3.4. Medição dos comprimentos de trinca inicial ( $a_0$ ) e final ( $a_f$ ) físicos

Após a obtenção dos registros P vs CMOD e P vs LLD, o corpo de prova passou por um processo conhecido como tingimento térmico (*heat tinting*), que consiste em aquecer o CP a uma temperatura média de 400°C por aproximadamente 40 minutos. O objetivo nesse caso é oxidar a superfície do CP promovendo uma mudança de coloração, daí o nome “tingimento”. Esse processo facilita a medição visual da área de crescimento estável da trinca após a fratura do corpo de prova.

Depois do tingimento térmico, o CP com a superfície oxidada foi imerso em nitrogênio líquido, onde permaneceu por alguns minutos até que fosse atingido o equilíbrio térmico com o meio. A finalidade foi diminuir a temperatura do material até um ambiente criogênico de modo que ele se tornasse frágil, ou seja, a fratura fosse por clivagem. Os corpos de prova resfriados foram levados à servo-hidráulica para fraturá-los por completo, gerando duas superfícies de fratura passíveis de análise por meio de um estereoscópio, os tamanhos inicial e final de trinca para cada um dos CPs foram medidos através de um projetor de perfis Starret.

As diferenças de tonalidade observadas na Figura 3.6 foram justamente o que se almejava com o tingimento térmico, a parte mais escura da superfície de fratura ganhou essa cor por ter oxidado durante esse processo, enquanto a parte clara não foi oxidada por não ser uma superfície exposta no momento do tingimento. Dessa maneira é possível visualizar claramente o que foi crescimento estável e o que não foi na fratura do CP.

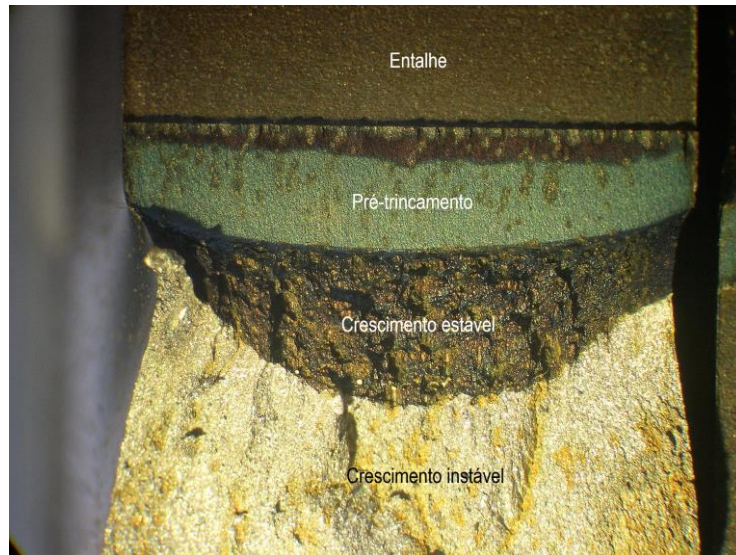


Figura 3.6: A imagem mostra as quatro regiões da superfície de fratura (entalhe, pré-trincamento, crescimento estável e crescimento instável) do CP CLC 01.

Nota-se que a superfície de fratura pode ser dividida em quatro partes, revelando momentos do ensaio. Observando a imagem de cima pra baixo, é possível observar inicialmente uma superfície lisa que é a região do entalhe. Logo depois temos outra região lisa, porém bem definida por uma coloração mais clara com a frente com certo raio de curvatura evidenciando o pré-trincamento. A terceira, mais escura, mostra uma superfície de fratura dúctil (crescimento estável) e, por último, uma superfície de fratura frágil decorrente da fratura por clivagem (crescimento instável).

As fractografias foram utilizadas para as medições no projetor de perfis e cálculo dos tamanhos físicos de trinca inicial e final mediante as recomendações das normas ASTM E1820-16 [1] e BS 7448 [22]. Apesar das duas normas descreverem limites de validação diferentes, a forma de realizar as medições é semelhante, onde nove pontos igualmente espaçados entre si situados sob a frente da propagação da trinca tem suas coordenadas conhecidas na medição e através da equação 3.4, um valor médio de  $a_0$  e  $a_f$  é calculado.

Cada ponto observado no gráfico da Figura 3.7 é uma medida  $a_i$  utilizado na equação 3.4. O mesmo procedimento foi aplicado em todos os corpos de prova, por exemplificação foi utilizado o CP CLC 01.

$$a_{(0ouf)} = \frac{1}{8} \left( \frac{a_1 + a_9}{2} + \sum_{i=2}^{i=8} a_i \right) \quad (3.4)$$



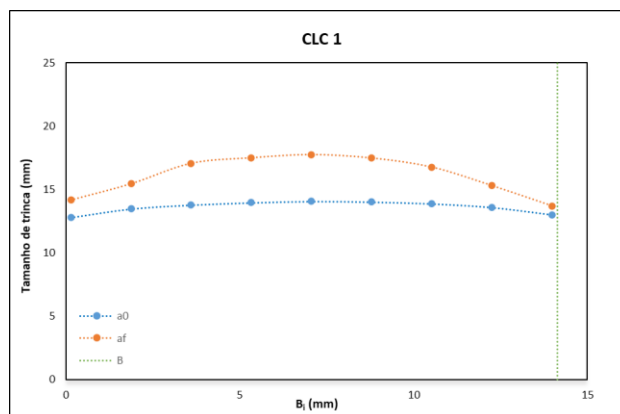


Figura 3.7 – Medidas dos tamanhos de trinca físicos inicial e final no CP CLC 01 aferidos através do projetor de perfis.

### 3.5. Metodologias para o cálculo de curvas de resistência $J$ - $R$

A partir dos registros de carga ( $P$ ) vs deslocamento da linha de aplicação da carga (LLD) e carga ( $P$ ) vs abertura da boca do entalhe (CMOD), foi possível o cálculo de  $a_i$  e  $J_i$ , tamanho de trinca e  $J$  para cada respectivo ponto de descarga segundo instruções da norma ASTM E1820-16 [1]. Para a obtenção das curvas  $J$ - $R$ , foram utilizadas duas metodologias, o método de descargas parciais e de normalização.

### 3.6. Processamento dos dados

#### 3.6.1. Método das descargas parciais

O ensaio foi programado no software *Wave Maker* para ocorrer em ciclos controlados de deslocamento da célula de carga e os registros puderam ser obtidos de forma particionada com informações sobre cada um dos ciclos separadamente. Os dados obtidos foram sobrepostos em uma única planilha de Excel para que as informações do ensaio fossem unificadas. Isso permitiu que os registros do ensaio pudessem ser apreciados de forma global e convenientemente por etapas isoladas em alguns momentos com a utilização do filtro do Excel.

A primeira etapa do ensaio foi a sequência 1 com três ciclos de cargas e descargas ainda dentro do regime elástico. Isso gerou registros  $P$  vs CMOD para cada um desses ciclos. De posse dessas informações, foi possível a obtenção através de uma regressão linear desses pontos do valor inverso da *compliance* ( $C$ ) e conseqüentemente chegamos ao valor dela em

cada ciclo. Foi feita a média do valor da  $C$  para os três ciclos e assim foi obtido o seu valor médio antes do crescimento de trinca. Esse valor é desejável pois por meio dele é possível a aplicação das equações 3.5 e 3.6 e para o cálculo de  $a_{0q}$ , que é o comprimento de trinca inicial estimado.

$$u = \frac{1}{\left[ \frac{B_e W E C_i}{S/4} \right]^{1/2} + 1} \quad (3.5)$$

$$\frac{a_i}{W} = [0.999748 - 3.9504u + 2.9821u^2 - 3.21408u^3 + 51.51564u^4 - 113.031u^5] \quad (3.6)$$

considerando que:

- $B_e = B - (B - B_N)^2/B$ , sendo esse o valor da espessura do corpo de prova considerando que em alguns ensaios há a presença de entalhe lateral, o que não foi nosso caso. Quando não há esse fator adicional,  $B_e = B$ .
- $W$  é a largura do corpo de prova.
- $E$  é o módulo de elasticidade do material.
- $C_i$  é a *compliance* num ponto de descarga  $i$ .
- $S$  é a distância entre os roletes de apoio.

Lembrando que todas as equações abordadas aqui são válidas para a geometria de corpo de prova SE(B), não sendo necessariamente aplicáveis para outros tipos de corpo de prova.

A segunda etapa do ensaio forneceu um registro das demais sequências de carregamento e descarregamento no regime elastoplástico. Foi calculada a regressão linear a cada trecho de descarga podendo ser obtido o valor de  $C_i$  para cada sequência, os pares ordenados  $i(P, V_{LLD})$  e  $i(P, V_{CMOD})$  foram separados um a um numa outra planilha para os demais cálculos. O  $C_i$  nesse caso foi obtido a partir dos dados  $P$  vs  $LLD$  e  $P$  vs  $CMOD$ , sendo nomeados  $C_{LLDi}$  e  $C_{CMODi}$  respectivamente.

De posse dos valores de *compliance*, foram calculados os valores de  $a_i$  para cada ponto utilizando a equação 3.6, sendo possível acompanhar o avanço que a trinca teve com o decorrer do ensaio. O objetivo a partir de então foi obter os valores de  $J_i$  a fim de se viabilizar a construção das curvas  $J$ - $R$ . Como:

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad (3.7)$$

Sendo,  $J_{el} = \frac{K^2(1-\nu^2)}{E}$ , têm-se que:

$$J = \frac{K^2(1 - \nu^2)}{E} + J_{pl} \quad \text{Equação 3.8}$$

onde:

- $K$  é fator de intensidade de tensões.
- $\nu$  é o coeficiente de Poisson.
- $J_{el}$  é o  $J$  elástico, a componente elástica de  $J$ .
- $J_{pl}$  é o  $J$  plástico, a componente plástica de  $J$ .

Nota-se na equação 3.8, que  $J_{el}$  varia diretamente com o valor de  $K$ , sendo os demais parâmetros um valor constante. Logo para a obtenção da parte elástica de  $J$ , foi necessária a obtenção dos valores  $K_i$ , os valores de  $K$  para cada ponto de descarga  $i$ , através da equação 3.9. Como foram medidas duas formas distintas de deslocamento, LLD e CMOD, os valores de  $K_i$  por ambas as rotas foram diferenciados como  $K_{LLDi}$  e  $K_{CMODi}$ .

$$K_i = \left[ \frac{P_i S}{(BB_N)^{1/2} W^{3/2}} \right] f\left(\frac{a_i}{W}\right) \quad (3.9)$$

onde  $f\left(\frac{a_i}{W}\right)$  é uma função adimensional representada pela equação 3.10.

$$f\left(\frac{a_i}{W}\right) = \frac{3\left(\frac{a_i}{W}\right)^{1/2} \left[ 1.99 - \left(\frac{a_i}{W}\right) \left(1 - \frac{a_i}{W}\right) \left( 2.15 - 3.93\left(\frac{a_i}{W}\right) + 2.7\left(\frac{a_i}{W}\right)^2 \right) \right]}{2\left(1 + 2\frac{a_i}{W}\right) \left(1 - \frac{a_i}{W}\right)^{3/2}} \quad (3.10)$$

A componente plástica  $J_{pl}$  pode ser obtida por meio da equação 3.11 para  $i = 0$  e equação 3.12 para  $i > 0$ .

$$J_{pl} = \frac{\eta_{pl} A_{pl}}{B_N b_0} \quad (3.11)$$

$$J_{pli} = \left[ J_{pl(i-1)} + \left( \frac{\eta_{pl(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right) \left( \frac{A_{pli} - A_{pl(i-1)}}{B_N} \right) \right] \left[ 1 - \gamma_{pl(i-1)} \left( \frac{a_i - a_{(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right) \right] \quad (3.12)$$

onde:

- $b_0$  é o valor do ligamento remanescente inicial ( $b_0 = W - a_0$ ) e  $b_i$  é o ligamento remanescente em cada ponto  $i$ .
- $\eta_{pl}$  é um parâmetro adimensional estipulado pela norma ASTM E1820-16. Ele varia de acordo com o tipo de deslocamento empregado (CMOD ou LLD) para o cálculo de  $A_{pl}$ . Se os dados utilizados forem os deslocamentos por LLD, o valor de  $\eta_{pl}=1.9$ . Porém se o deslocamento for medido de acordo com o CMOD, esse valor passa a ser calculado pontualmente de acordo com a equação 3.13.

$$\eta_{pl} = 3.667 - 2.199 \left( \frac{a_{(i-1)}}{W} \right) + 0.437 \left( \frac{a_{(i-1)}}{W} \right)^2 \quad (3.13)$$

- $\gamma_{pl}$  é um outro parâmetro adimensional estipulado pela norma. Assim como  $\eta_{pl}$ , ele também irá depender dos dados utilizados no cálculo de  $A_{pl}$ . Utilizando *LLD*,  $\gamma_{pl} = 0.9$ . Porém se o deslocamento for medido de acordo com *CMOD*, o cálculo é feito por meio da equação 3.14.

$$\gamma_{pl} = 0.131 + 2.131 \left( \frac{a_{(i-1)}}{W} \right) - 1.465 \left( \frac{a_{(i-1)}}{W} \right)^2 \quad (3.14)$$

- $A_{pl}$  é a área plástica representada na Figura 3.8.

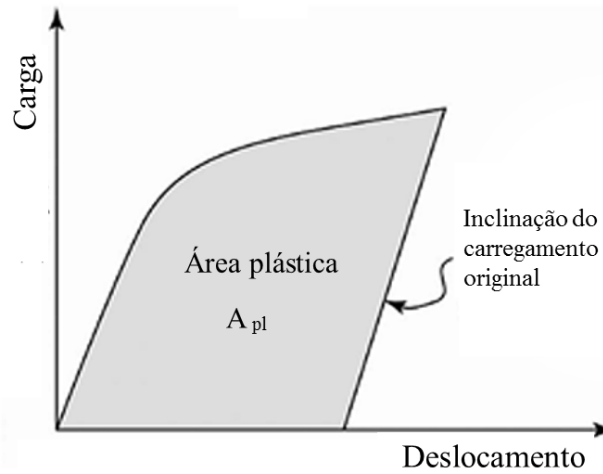


Figura 3.8 - Esquema do registro experimental Força vs Deslocamento (Adaptado de [3]).

O valor de  $A_{pl}$  também deve ser atualizado a cada coordenada  $i(P,V)$ . Através da equação 3.15.

$$A_{pli} = A_{pl(i-1)} + \frac{[P_i + P_{(i-1)}][V_{pli} + V_{pl(i-1)}]}{2} \quad (3.15)$$

De posse dessas informações, chega-se aos valores de  $J_{pli}$  e conseqüentemente de  $J_i$ . e agora com os pares  $J_i$  e  $a_i$  conhecidos, pôde-se plotar uma curva  $J-\Delta a$ . No entanto, a norma recomenda um novo ajuste para a estimativa do valor de  $a_{0q}$  utilizando os pontos conhecidos aplicados na equação 3.16.

$$a = a_{0q} + \frac{J}{2\sigma_y} + XJ^2 + YJ^3 \quad (3.16)$$

onde:

- $a_{0q}$  é o novo valor de  $a_0$  estimado depois do ajuste, que passa a ser a referência para o tamanho de trinca inicial e para o cálculo de  $\Delta a$ .
- $a$  é o valor de  $a_i$  em cada ponto  $i$ .
- $J$  é valor de  $J_i$  em cada ponto.
- $\sigma_y$  é a média entre limite de escoamento e o limite de resistência.
- $X$  e  $Y$  são constantes numéricas.

Para o cálculo de  $a_{0q}$ , havia três incógnitas,  $a_{0q}$ ,  $X$  e  $Y$ , e só se dispunha conhecidos, os pares  $J_i - a_i$ . Foi empregado o programa Origin para estimar esses parâmetros através de um ajuste de curva.

Com os valores  $J_i$  e  $\Delta a$  conhecidos, foi plotada uma curva para avaliar o comportamento desses pontos em conjunto. A norma ASTM E1820 possui ainda algumas exigências para que o método possa ser válido, portanto, após plotar os dados, foi analisado se aqueles dados satisfaziam a condição necessária para ter uma curva  $J$ -R válida.

Segue abaixo a orientação em etapas descrita na norma dos dados que devem estar plotados junto com a curva de registro  $J$ - $\Delta a$ :

1. Plotagem dos pares  $J$ - $\Delta a_i$  obtidos do processamento.
2. Plotagem da linha de construção ou de embotamento (blunting line) segundo a (3.17).

$$J = 2\sigma_y \Delta a \quad (3.17)$$

3. Plotagem das linhas de exclusão, sendo elas linhas paralelas à linha de construção, uma cortando o eixo das abscissas em 0,15 mm e a outra em 1,5 mm.
4. Cálculo do valor de  $J_{limit}$  que é uma linha exclusão horizontal definida pela equação 3.18.

$$J_{limit} = \frac{b_0 \sigma_y}{7.5} \quad (3.18)$$

5. Plotagem de mais uma linha paralela a linha de construção, porém cortando o eixo das abscissas em 0,5.
6. Plotagem da linha de exclusão 0,2, que é paralela a linha de embotamento deslocada em 0,2 mm.

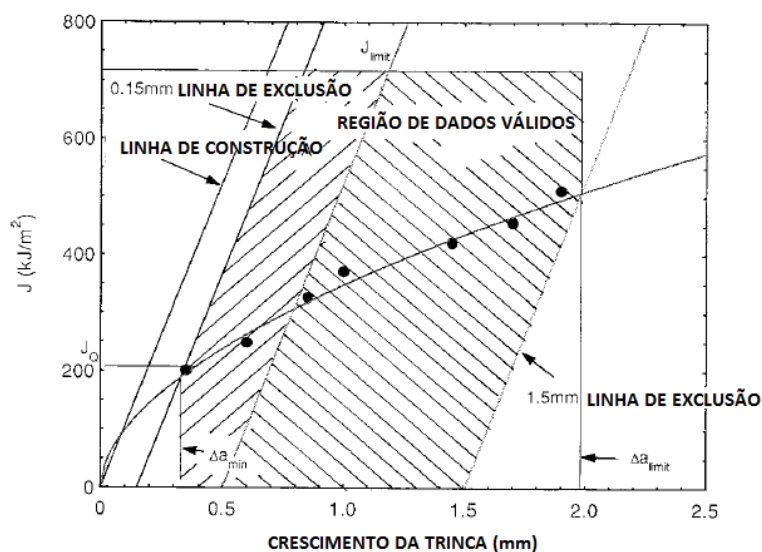


Figura 3.9 - Gráfico contendo curva  $J-\Delta a$  com as condições de contorno impostas para validade do método [9].

7. Para que tenhamos uma curva  $J-R$  válida, deve-se observar a existência região válida entre os pontos  $J-\Delta a$ . Ao menos um dos pontos deve estar entre as linhas de exclusão  $0,15\text{ mm}$  e  $0,5\text{ mm}$  e ao menos um ponto deve estar entre esta mesma linha e a linha de exclusão  $1,5\text{ mm}$ .
8. A região hachurada delimitada do gráfico da Figura 3.9 representa a região dos pontos válidos para estimativa da curva  $J-R$ , pelo menos oito pontos devem estar dentro dessa área para que a método seja aplicável ao caso estudado.
9. Ajuste de uma curva sob forma de uma lei de potência utilizando somente os pontos da região válida (equação 3.19).

$$J = C_1(\Delta a)^{C_2} \quad (3.19)$$

Onde  $C_1$  e  $C_2$  são duas constantes que podem ser obtidas através de um ajuste dos pontos na planilha de dados.

10. Definir um valor  $J_q$ , que será um valor candidato a  $J_{IC}$ , ou seja,  $J_q$  será considerado um valor crítico de tenacidade à fratura se satisfizer as seguintes condições de contorno:

$$\begin{cases} B > 10J_q/\sigma_y \\ b_0 > 10J_q/\sigma_y \end{cases}$$

A obtenção de  $J_q$  se dá através da interceptação da linha de embotamento com a curva  $J-\Delta a$ .

11. Se todas as condições forem satisfeitas, então a curva do ajuste é plotada e pode ser considerada uma curva  $J-R$  para o material.

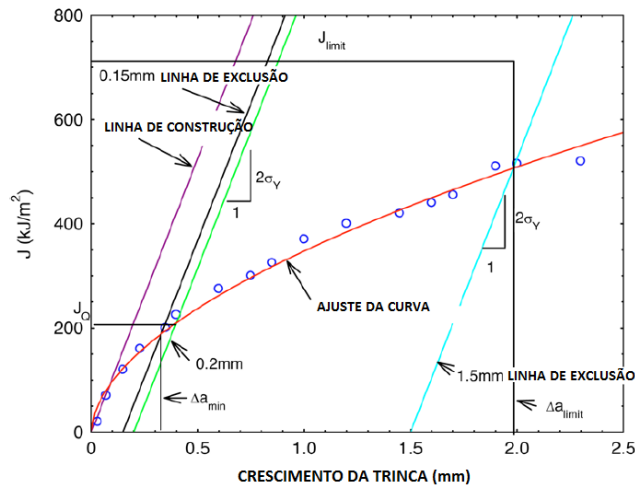


Figura 3.10 - A curva em vermelho é a curva obtida através do ajuste [9].

### 3.6.2. Técnica de Normalização

Diferentemente da técnica das descargas parciais, na normalização não se utiliza os ciclos de carga e descarga. Como já mencionado, os registros do ensaio foram obtidos de maneira particionada, então eliminou-se os ciclos de descarregamento parcial restando apenas um registro de carregamento contínuo. Foi aplicada uma técnica de redução dos pontos do registro através de um código de programação em VBA para se obter um registro mais limpo e, conseqüentemente, uma curva bem definida.

O método da normalização prevê algumas regras para que seja confiável. Duas dessas condições são que  $0,45 \leq a_0/W \leq 0,70$  e  $a_f - b_0 \leq 4 \text{ mm}$  ou  $a_f \leq 1.15b_0$ , sendo  $a_0$  e  $a_f$  comprimentos inicial e final de trinca físicos medidos de acordo com a equação 3.4.

De posse dos dados filtrados, o primeiro procedimento realizado foi o cálculo de valores de um parâmetro denominado carga normalizada ( $P_N$ ), ele é obtido a cada ponto através da equação 3.20.

$$P_{Ni} = \frac{P_i}{WB \left( \frac{W-a_{bi}}{W} \right)^{\eta_{pl}}} \quad (3.20)$$

onde:

- $P_{Ni}$  é a carga normalizada num determinado ponto i.
- $\eta_{pl} = 1.9$  (Na normalização, utilizamos o deslocamento da linha de carga (LLD))

- $a_{bi}$  é o tamanho de trinca corrigido pelo embotamento e é calculado através da equação 3.21.

$$a_{bi} = a_0 + \frac{J_i}{2\sigma_y} \quad (3.21)$$

O valor da integral  $J$  ( $J_i$ ) é definido através da equação 3.8 assim como no método das descargas parciais. No entanto, no cálculo de  $K_i$  e  $J_{pl}$  há uma diferença na forma de cálculo (equações 3.22 e 3.23). O valor de  $a_i$  é fixado para  $i = 0$ , sendo utilizado o valor físico de tamanho de trinca inicial medido de acordo com as normas ASTM E1820 – 16 [1] e BS 7448 [22].

$$K_i = \frac{P_i}{(BB_N W)^{1/2}} f\left(\frac{a_0}{W}\right) \quad (3.22)$$

$$J_{pli} = \left[ J_{pl(i-1)} + \left( \frac{\eta_{pl(i-1)}}{b_0} \right) \left( \frac{A_{pli} - A_{pl(i-1)}}{B_N} \right) \right] \quad (3.23)$$

Na técnica de normalização, foram utilizados os dados do registro P vs LLD. Os deslocamentos plásticos ( $v_{pli}$ ), assim como os valores de carga, também foram usados para calcular um parâmetro normalizado. Assim foi aplicada a equação 3.24 aos pontos a fim de se obter um deslocamento normalizado ( $v'_{pli}$ ).

$$v'_{pli} = \frac{v_{pli}}{W} = \frac{v_i - P_i C_i}{W} \quad (3.24)$$

onde:

- $v'_{pli}$  é o deslocamento plástico normalizado obtido mediante aos registros LLD para um ponto  $i$ .
- $v_{pli}$  é o deslocamento plástico obtido a partir do registro LLD para um ponto  $i$ .
- $W$  é a largura do CP.
- $v_i$  é o deslocamento da linha de carga (LLD) em cada ponto  $i$ .
- $C_i$  é a compliance obtida a partir do registro LLD baseada no tamanho de trinca. Ela pôde ser obtida através da equação 3.25.

$$C_i = \frac{1}{EB_e} \left( \frac{S}{W - a_i} \right)^2 \left[ 1.193 - 1.98 \left( \frac{a_i}{W} \right) + 4.478 \left( \frac{a_i}{W} \right)^2 - 4.443 \left( \frac{a_i}{W} \right)^3 + 1.739 \left( \frac{a_i}{W} \right)^4 \right] \quad (3.25)$$

As coordenadas do último ponto  $i(P_i, v_{pli})$  devem ser normalizadas utilizando as equações 3.20 e 3.24. No entanto, para esse último ponto, ao invés de utilizarmos a equação 3.21 para o cálculo de  $a_{bi}$ , é empregado o tamanho de trinca físico final ( $a_f$ ). Plotando os valores obtidos de  $P_N$  e  $v'_{pl}$  num gráfico, é obtida uma curva como a representada na Figura 3.11.



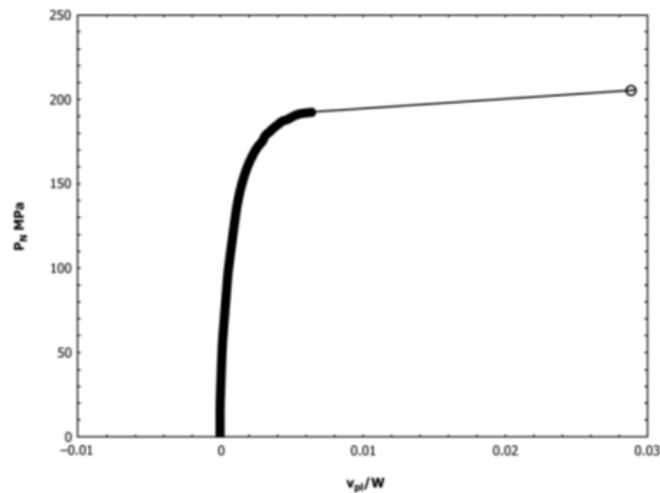


Figura 3.11 - Registro P vs V normalizado (Adaptado de [1]).

A curva de carga vs deslocamento normalizado representada na Figura 3.11 considera somente os pares ordenados  $i(P_i, v_{pli})$  até o ponto de carga máxima. Os pontos situados à direita dele não são considerados na técnica de normalização. Porém, isso se refere somente aos pontos obtidos a partir do registro P vs LLD, não ao último ponto a direita do gráfico que se trata do ponto  $i$ , onde utilizamos o valor de  $a_f$  para o cálculo de suas coordenadas.

A ASTM E1820 estabelece uma função analítica de normalização para o ajuste dos pontos válidos de acordo com o método. Uma vez obtida a curva normalizada representada pela Figura 3.11, um outro filtro é aplicado sob os pontos dela. A condição para que um ponto pertencente à curva normalizada faça parte do ajuste pela função analítica de normalização é previsto pela relação  $\frac{v_{pl}}{W} = v'_{pl} \geq 0.001$  conforme a Figura 3.12.

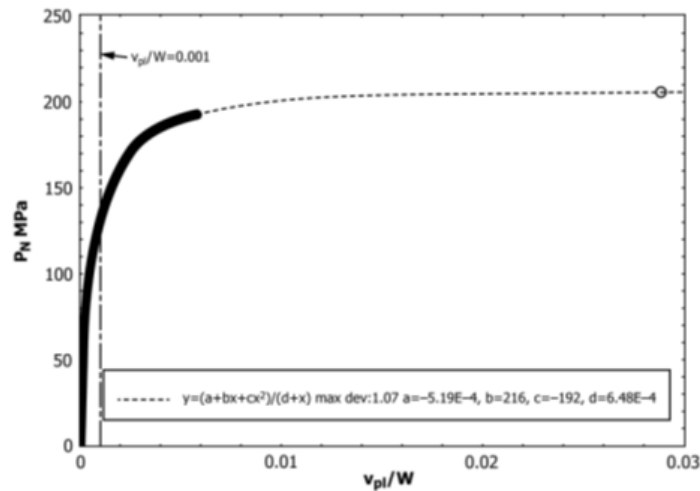


Figura 3.12 - Curva normalizada com separação da região válida. O quadro abaixo da curva mostra a forma da relação matemática que representa a função de ajuste de normalização, bem como os parâmetros obtidos para o exemplo (Adaptado de [1]).

Ao menos dez pares ordenados devem estar dentro da região válida para que possa ser aplicado ajuste através da função de ajuste de normalização definida pela equação 3.26.

$$P_N = \frac{a + bv'_{pl} + cv'^2_{pl}}{d + v'_{pl}} \quad (3.26)$$

Onde:

$P_N$  é a carga normalizada.

$a, b, c$  e  $d$  são coeficientes de ajuste da função.

$v'_{pl}$  é o deslocamento plástico normalizado (LLD).

Os coeficientes  $a, b, c$  e  $d$  foram estimados através do software Origin utilizando os pontos válidos do registro para o método.

Um procedimento de interação numérica é utilizado com a finalidade que  $P_N, v'_{pl}$  e  $a_i$  atendam a equação 3.26. Isso foi feito através de um ajuste para o tamanho de trinca  $a_i$  ponto a ponto para a obtenção da carga normalizada e do deslocamento normalizado.

A norma recomenda um cálculo de carga normalizada e deslocamento normalizado utilizando  $a_0$  no valor do tamanho de trinca na equação 3.21 e com isso é feita uma comparação. Isso é realizado para os pontos com  $v'_{pl} \geq 0.002$ . É feito um comparativo entre os valores de  $P_N$  e  $P_{Ni}$  fornecidos pelas equações 3.20 e 3.26 respectivamente. O processo de interação numérica é feito até que a diferença entre eles seja aproximadamente de 0.1%.

Com os dados, carga, deslocamento e tamanho de trinca já devidamente obtidos do ajuste, é possível conhecer os parâmetros  $J-\Delta a$  e de posse desses pontos, utiliza-se do mesmo procedimento realizado para obtenção da curva  $J-R$  via método de referência (vide 3.6.1).

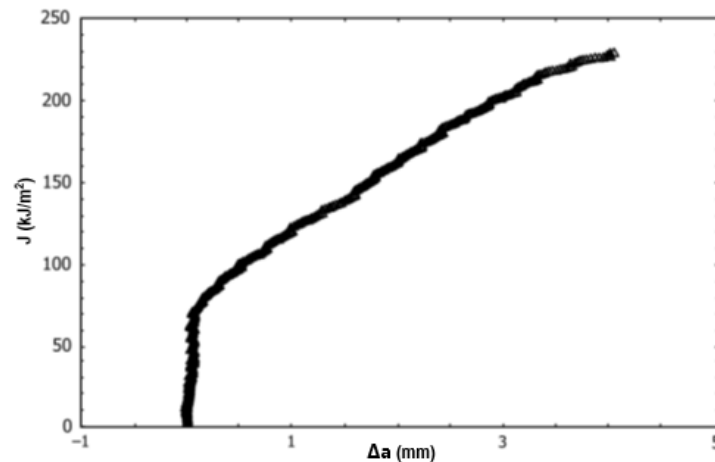


Figura 3.13 - Curva J-R obtida pelos dados provenientes do ajuste pela função de normalização (Adaptado de [1]).

O cálculo de  $J_{IC}$  pode ser realizado da mesma maneira que no método das descargas parciais, traça-se uma linha de embotamento (*blunting line*) cortando o eixo das abscissas em 0,2, ela deve ter o coeficiente angular igual a  $1/C$ . A interceptação dessa linha com a curva, nos fornece um valor  $J_q$  candidato a  $J_{IC}$ . Para que o valor obtido possa ser considerado uma medida de tenacidade à fratura do material, ao menos mais um corpo de prova deve ser submetido ao mesmo teste em condições idênticas e ambos devem apresentar ao menos 0.5 mm de crescimento estável.

## 4. Resultados e discussão

### 4.1. Método das Descargas parciais

#### 4.1.1. Registro de carga vs deslocamento

As Figuras 4.1 e 4,2 representam os registros carga (P) vs deslocamento CMOD e LLD para um corpo de prova LCN e um CLC respectivamente. As curvas azuis representadas representam as medições com CMOD e as vermelhas com LLD. Os restantes corpos de prova apresentaram comportamentos similares aos registros apresentados.

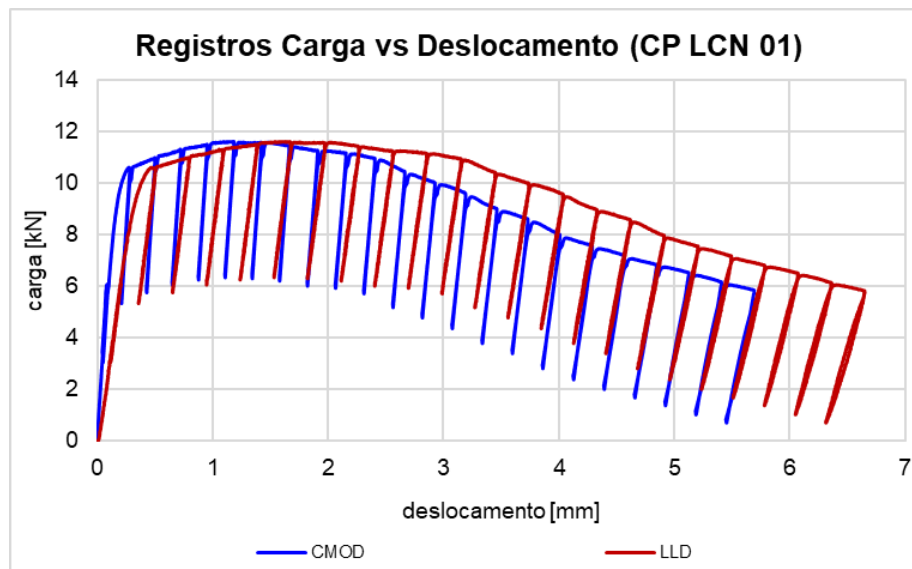


Figura 4.1 – Registros carga vs deslocamento com descargas parciais para medições com CMOD e LLD no CP LCN 01.

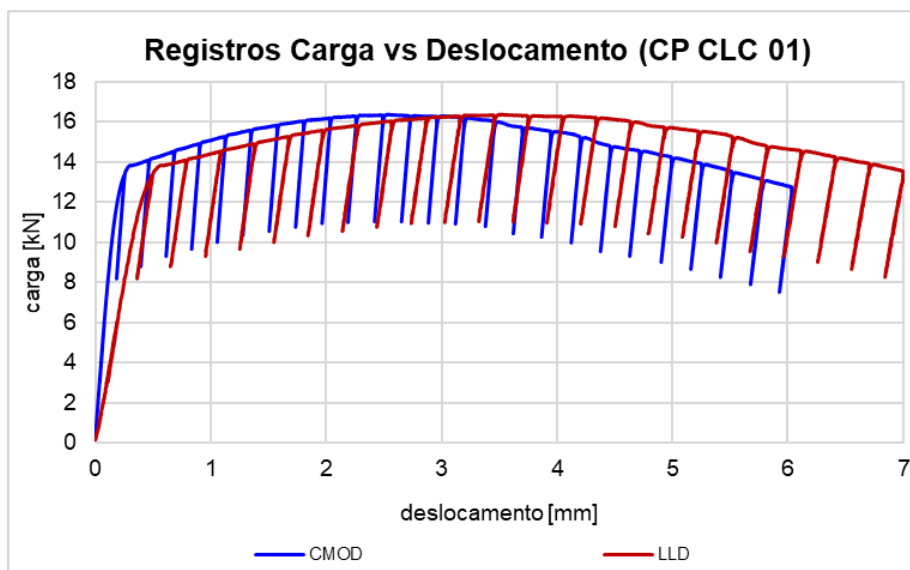


Figura 4.2 - Registros carga vs deslocamento com descargas parciais para medições com CMOD e LLD CP CLC 01.

#### 4.1.2. Estimativa de $a_{0q}$ pela *compliance* inicial

Conforme descrito no capítulo 3, foram realizados três ciclos de descarga ainda no regime elástico com o intuito de se obter a *compliance* inicial e com ela estimar o tamanho inicial de trinca para cada corpo de prova através da equação 3.6, com os dados de registro de carga vs deslocamento *CMOD* (Tabela 4-1).

Tabela 4-1 – Estimativas dos valores de *compliance* e tamanho de trinca inicial dos 3 primeiros ciclos de descarga no regime elástico.

Corpo de prova (CP)	$C_0$ [ $10^{-5}$ mm/N]	$a_{0q}$ [mm]
LCN 01	1,46	13,64
LCN 02	1,51	13,82
LCN 03	1,46	13,78
CLC 01	1,32	13,44
CLC 02	1,40	13,72

#### 4.1.3. Pontos $J-\Delta a$

Para todos os CPs LCN foi possível a obtenção de pontos suficientes dentro da região válida da curva para o ajuste através de uma lei de potência para ambos os tipos de registro. As

regiões para validade dos ajustes podem ser observadas a seguir através dos pontos vermelhos nos gráficos (Figuras 4.3, 4.4, 4.5, 4.6, 4.7 e 4.8).

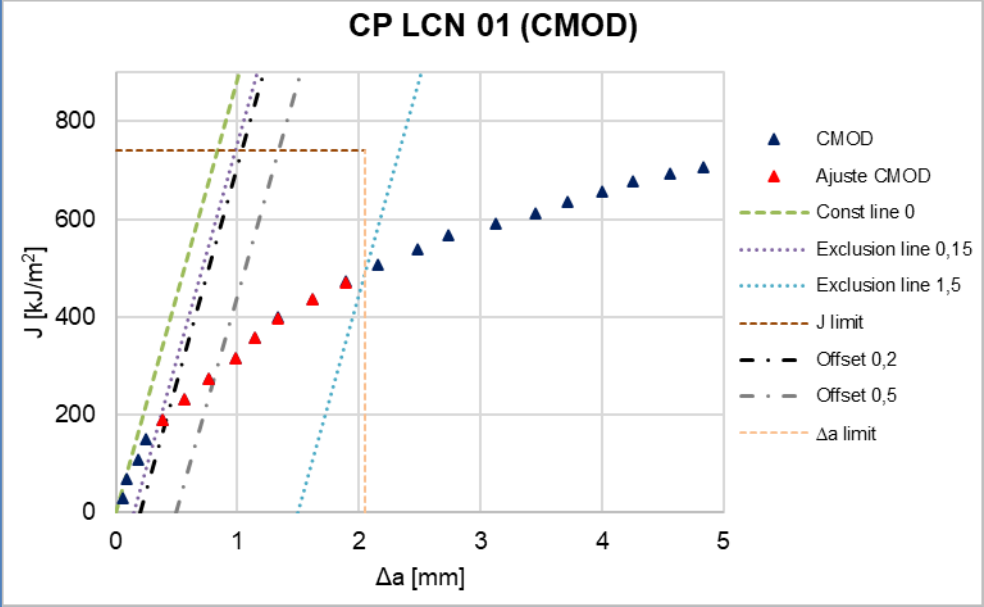


Figura 4.3 - Pontos J-Δa para o CP LCN 01 obtida com o registro de CMOD.

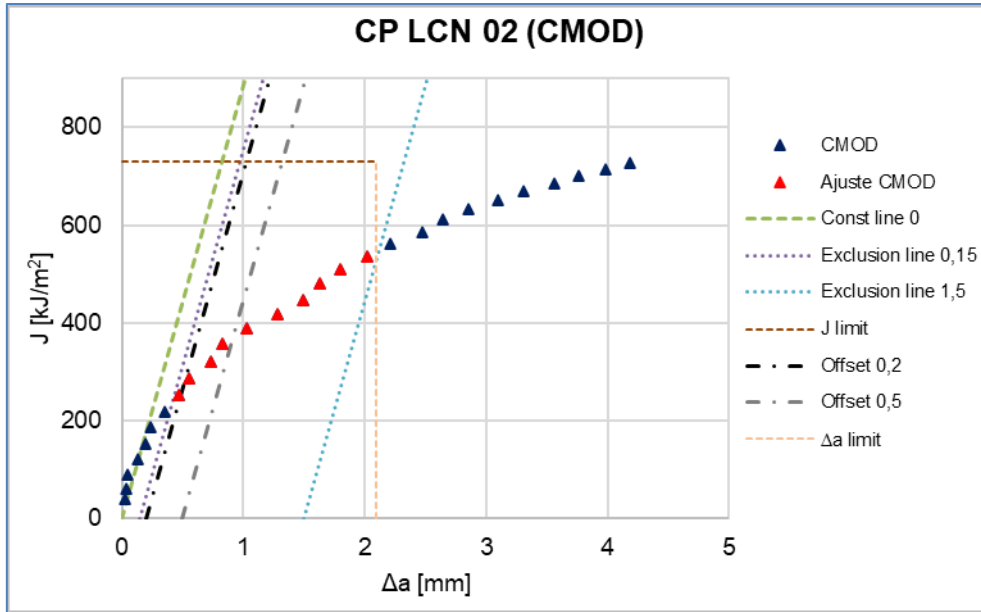


Figura 4.4 - Pontos J-Δa para o CP LCN 02 obtida com registro de CMOD.

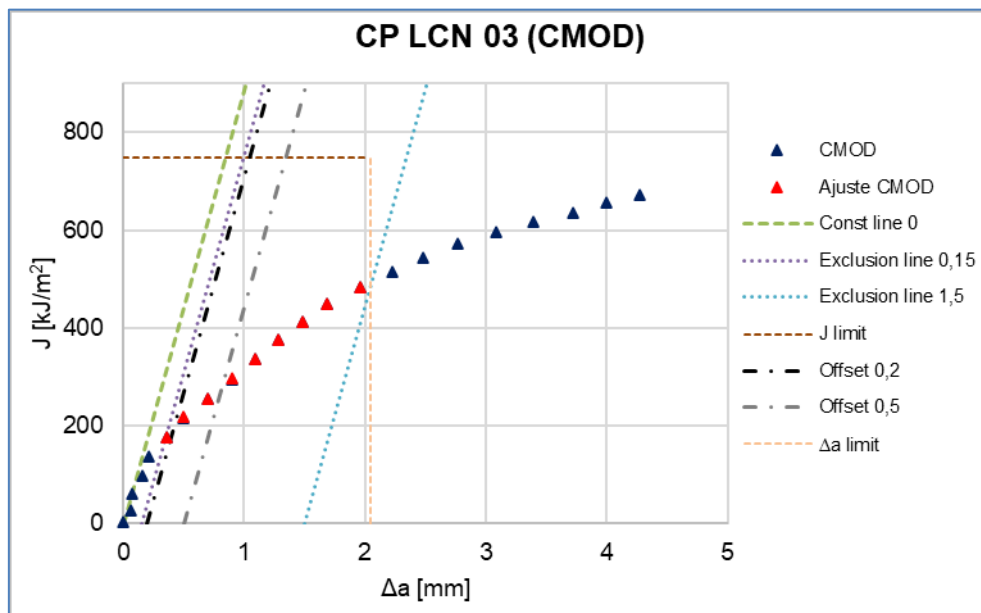


Figura 4.5 - Pontos J-Δa para o CP LCN 03 obtida com registro de CMOD.

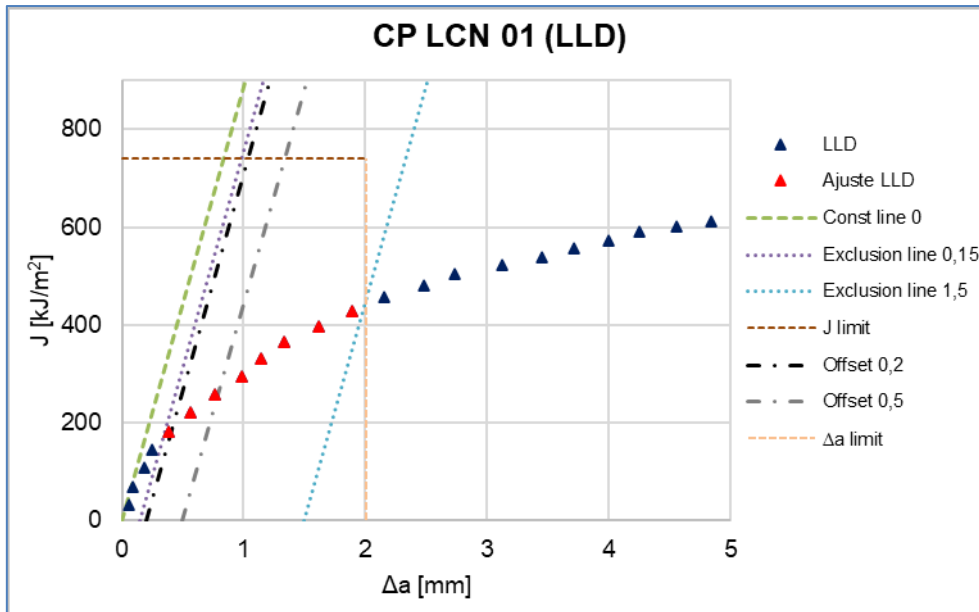


Figura 4.6 - Pontos J-Δa para o CP LCN 01 obtida com registro de LLD.

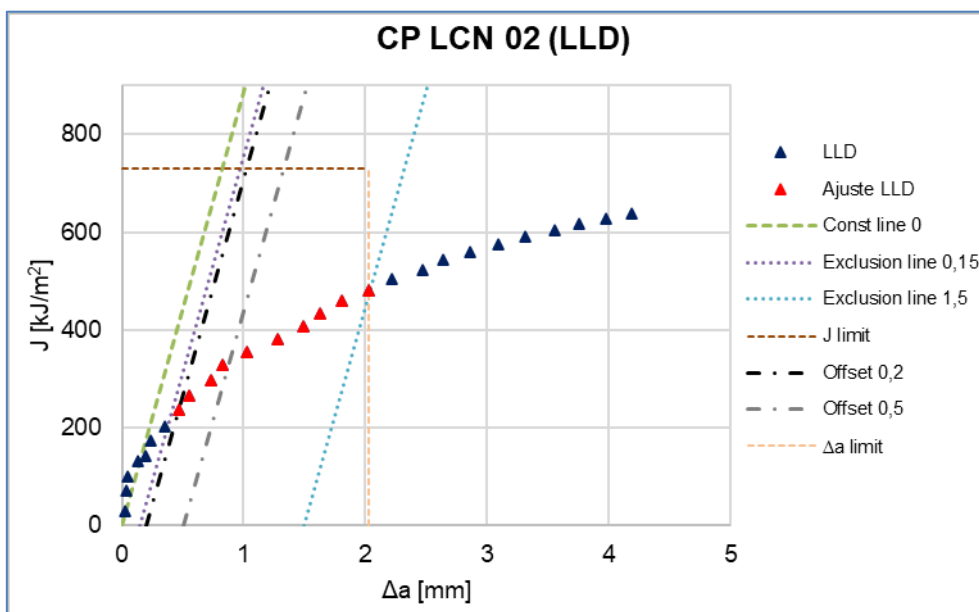


Figura 4.7 - Pontos J-Δa para o CP LCN 02 obtida com registro de LLD.



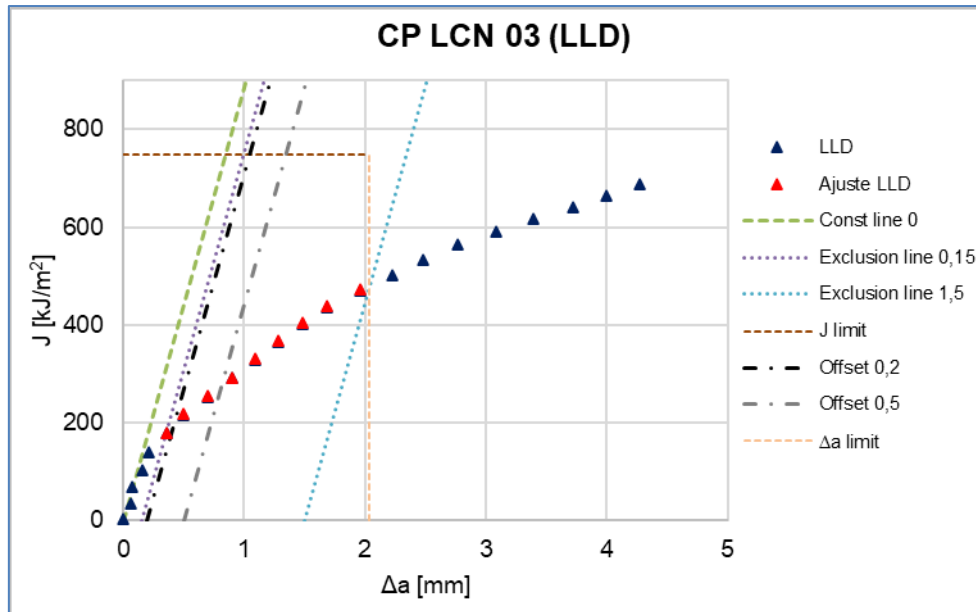


Figura 4.8 - Pontos J- $\Delta a$  para o CP LCN 03 obtida com registro de LLD.

Diferentemente dos CPs LCN, nos CPs CLC não houve a possibilidade de ajuste de uma curva  $J$ -R a partir dos valores  $J$ - $\Delta a$  estimados. Isso pode ser observado nas figuras seguintes (Figuras 4.9, 4.10, 4.11 e 4.12).

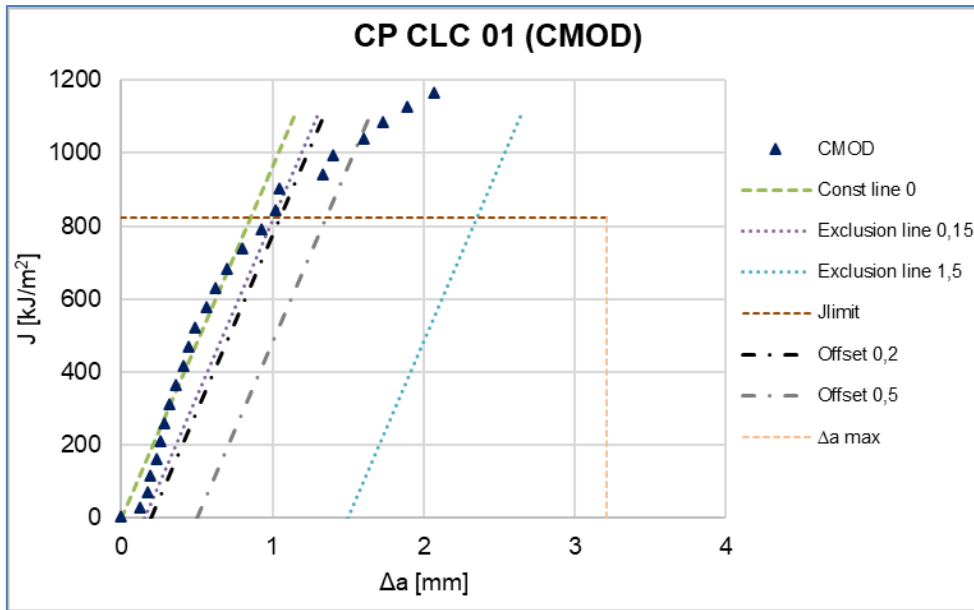


Figura 4.9 - Pontos J- $\Delta a$  para o CP CLC 01 obtida com registro de CMOD.

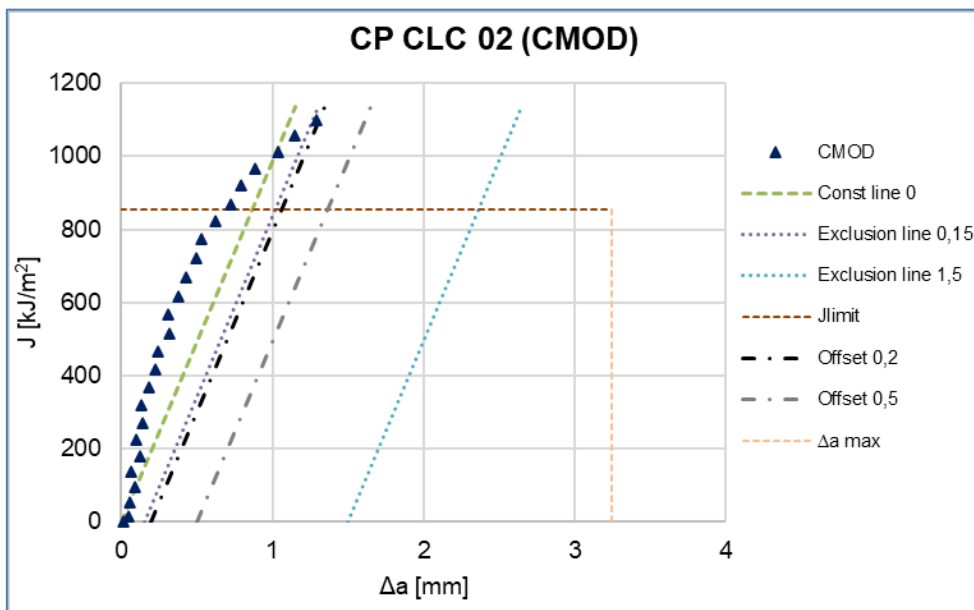


Figura 4.10 - Pontos J- $\Delta a$  para o CP CLC 02 obtida com registro de CMOD.

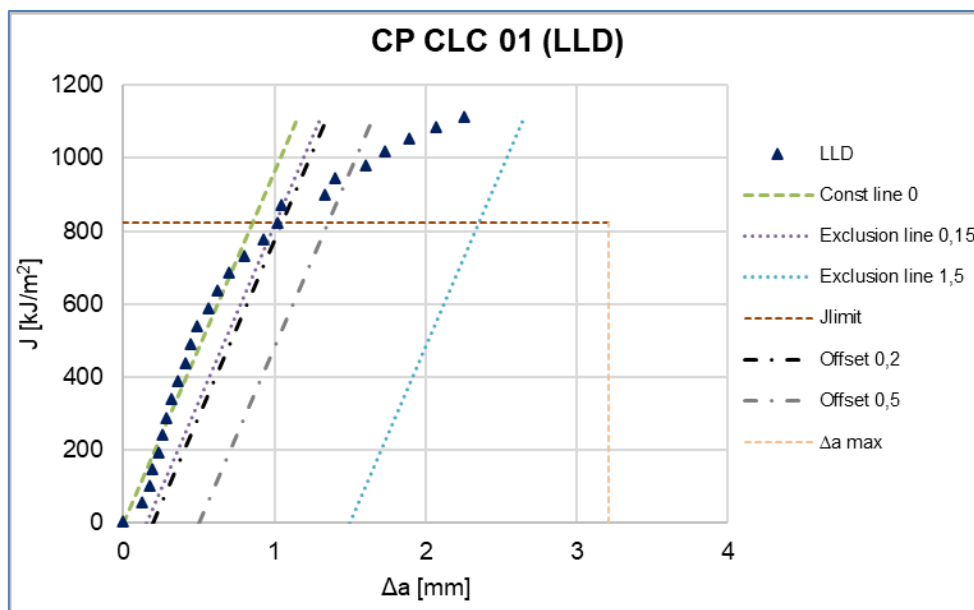


Figura 4.11 - Pontos  $J$ - $\Delta a$  para o CP CLC 01 obtida com registro de LLD.

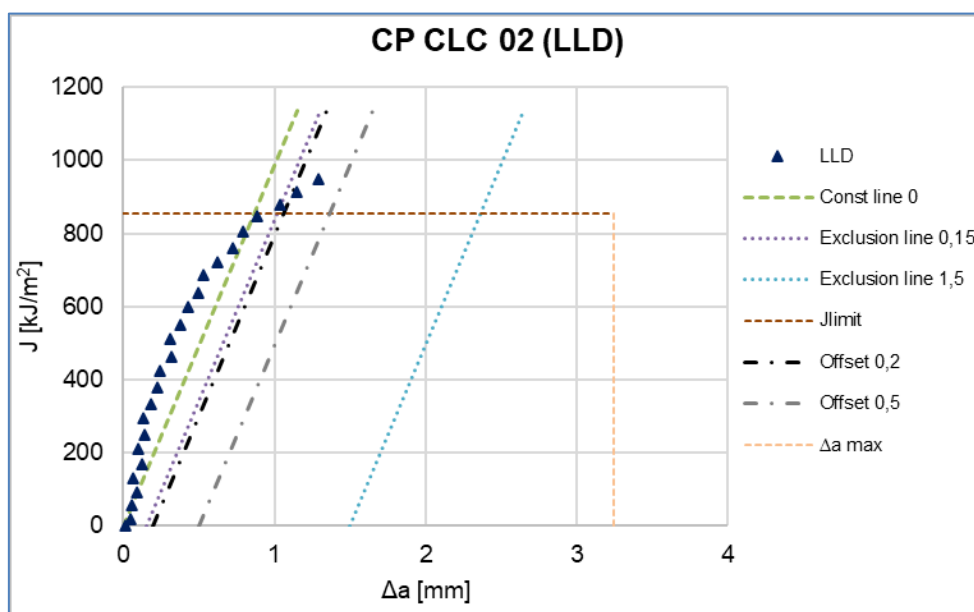


Figura 4.12 - Pontos  $J$ - $\Delta a$  para o CP CLC 02 obtida com registro de LLD.

Conforme já mencionado, observa-se a inexistência de pontos válidos para o ajuste de uma curva  $J$ - $R$  de acordo com a metodologia utilizada. Tal fato se deve à alta tenacidade apresentada pelos CPs do aço DH 36 CLC, que atingiram valores de  $J$  muito altos e curvas  $J$ - $\Delta a$  com grande inclinação para aplicação do método.

#### 4.1.4. Curvas $J$ - $R$ pelo método das descargas parciais

A Tabela 4-2 mostra as estimativas das constantes da equação 3.18 para cada CP estudado para os dois tipos de deslocamento utilizados. Nota-se que as células referentes aos CPs CLC se encontram em branco, tal fato se deve ao comportamento das curvas conforme demonstrado nas Figuras 4.9, 4.10, 4.11 e 4.12, onde é possível perceber que não há a presença de uma região válida para os ajustes, logo não sendo possível a obtenção da curva  $J$ - $R$  pelo método das descargas parciais para as dimensões dos corpos de provas utilizados na temperatura ambiente de 25°C.

Tabela 4-2 – Curvas potenciais estimadas para as curvas  $J$ - $R$  obtidas a partir das medições de deslocamento com CMOD e LLD para os testes realizados.

<b>J [KJ/m<sup>2</sup>]</b>	<b>LCN 01</b>	<b>LCN 02</b>	<b>LCN 03</b>	<b>CLC 01</b>	<b>CLC 02</b>
<b>J<sub>CMOD</sub></b>	$323.8\Delta a^{0.59}$	$343.1\Delta a^{0.55}$	$330.7\Delta a^{0.60}$	---	---
<b>J<sub>LLD</sub></b>	$303.8\Delta a^{0.55}$	$346.2\Delta a^{0.46}$	$319.1\Delta a^{0.57}$	---	---

As três figuras seguintes, 4.13, 4.14 e 4.15, trazem a representação das curvas  $J$ - $R$  obtidas mediante ao ajuste dos pontos válidos para corpos de prova LCN.

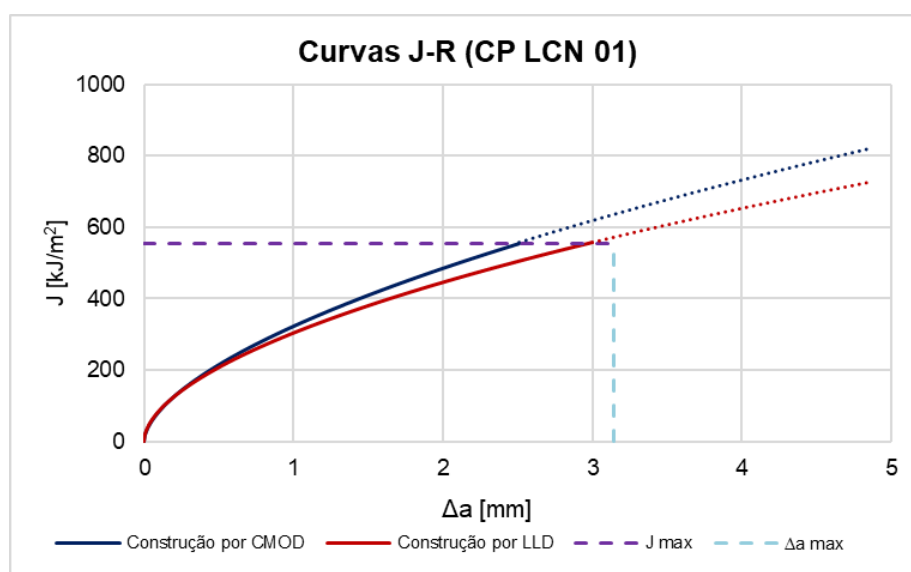


Figura 4.13 - Curvas  $J$ - $R$  do CP LCN 01 obtidas a partir dos registros  $P$  vs LLD (linha vermelha) e  $P$  vs CMOD (linha azul). As linhas pontilhadas correspondem a região das curvas fora da região válida, definida pelas linhas tracejadas  $J_{max}$  e  $\Delta a_{max}$ .

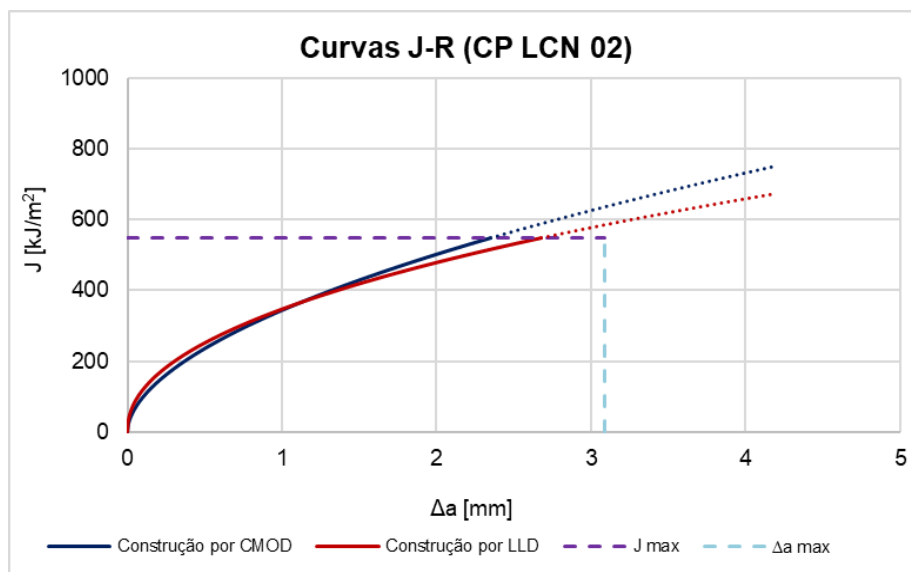


Figura 4.14 - Curvas J-R do CP LCN 02 obtidas a partir dos registros P vs LLD (linha vermelha) e P vs CMOD (linha azul). As linhas pontilhadas correspondem a região das curvas fora da região válida, definida pelas linhas tracejadas J max e  $\Delta a$  max.

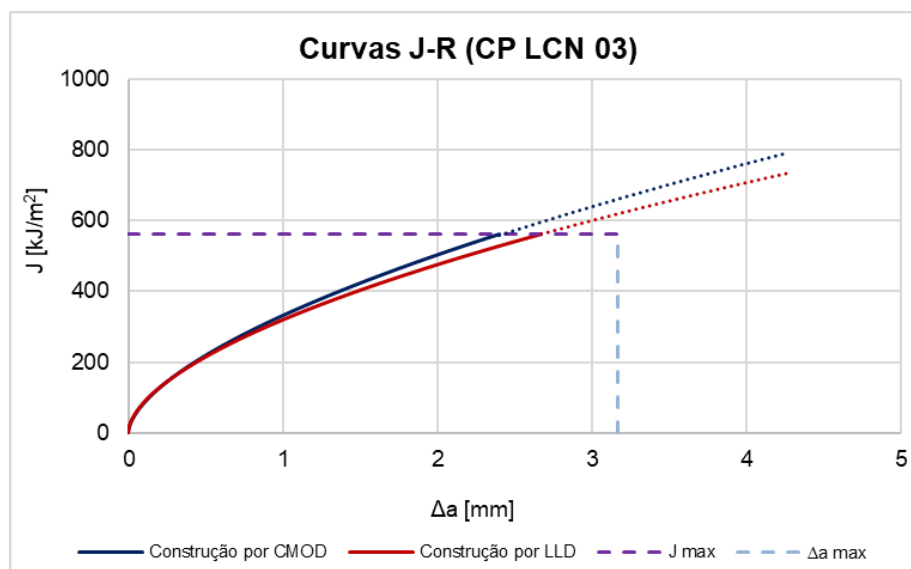


Figura 4.15 - Curvas J-R do CP LCN 03 obtidas a partir dos registros P vs LLD (linha vermelha) e P vs CMOD (linha azul). As linhas pontilhadas correspondem a região das curvas fora da região válida, definida pelas linhas tracejadas J max e  $\Delta a$  max.

#### 4.1.5. Estimativa de $J_{IC}$

Todos os valores  $J_q$  para os CPs LCN atenderam as condições necessárias para serem considerados medidas de  $J_{IC}$ , sendo expostos na Tabela 4-3. Já para os CPs obtidos de chapas CLC, ficou inviável de se obter os valores de  $J_q$  candidatos válidos para  $J_{IC}$ , devido a

não existência de região válida entre os pontos  $J$ - $\Delta a$  que atendesse ao método para o ajuste da curva  $J$ - $R$ .

Tabela 4-3 - Valores de  $J_q$  candidatos a valor de tenacidade obtidos a partir dos registros  $P$  vs  $CMOD$  ( $J_{qCMOD}$ ) e  $P$  vs  $LLD$  ( $J_{qLLD}$ ) para diferentes corpos de prova.

<b>J [KJ/m<sup>2</sup>]</b>	<b>LCN 01</b>	<b>LCN 02</b>	<b>LCN 03</b>	<b>CLC 01</b>	<b>CLC 02</b>
<b><math>J_{qCMOD}</math></b>	194.2	221.9	196.9	---	---
<b><math>J_{qLLD}</math></b>	185.5	245.4	193.5	---	---

## 4.2. Técnica da redução dos dados de normalização

### 4.2.1. Registros normalizados de carga e deslocamento plástico

A primeira etapa do processamento dos dados é obter os valores de carga normalizada ( $P_N$ ) e deslocamento plástico normalizado de acordo com as equações 3.20 e 3.24. Para isso se faz necessário o cálculo dos valores de comprimento de trinca inicial e final para cada corpo de prova. Os tamanhos de trinca inicial e final físicos foram estimados conforme relatado no capítulo 3 e podem ser observados na Tabela 4-4.

Tabela 4-4 – Medidas de comprimento físicos de trinca iniciais e finais.

	$a_0$ [mm]	$a_f$ [mm]	$\Delta a$ [mm]
LCN 01	13,97	18,75	5,05
LCN 02	13,85	18,90	4,79
LCN 03	13,79	18,73	4,95
CLC 01	13,71	16,41	2,70
CLC 02	13,70	15,69	1,99

Conforme descrito no item 3.4, o cálculo dos tamanhos físicos de trinca inicial e final foram obtidos mediante as normas ASTM E1820 – 16 [1] e BS 7448 - 4 [22], no entanto, a ASTM E1820-16 determina que a diferença de cada uma das nove medidas tomadas de  $a_0$  ou  $a_f$  não deve ser superior a  $0,05B$ . Os CPs utilizados no presente estudo não atenderam essa condição, porém se enquadraram nos limites da BS 7448 – 4, onde essa mesma diferença não pode exceder 10% de  $a_0$  ou  $a_f$ .

A Tabela 4-4 evidencia que os valores de  $\Delta a$  final para os CPs CLC são bem menores em relação ao crescimento de trinca que tiveram os LCN, o que corrobora com o comportamento

explicitado nas Figuras 4.9, 4.10, 4.11 e 4.12. Os corpos de prova CLC, por não atenderem o método de descargas parciais, deixaram de ser interessantes para efeito comparativo à técnica que abordaremos a seguir, uma vez que não se tem região de pontos válidos na curva J- $\Delta a$ .

Uma outra condição imposta pela ASTM E1820 – 16 [1] para aplicação da Técnica de Normalização é que o tamanho de trinca físico final não deve exceder mais que 4 mm ou 15% do ligamento inicial. Os corpos de prova LCN, dadas as suas devidas dimensões e deslocamento utilizado durante os testes, não atenderam a essa solicitação, no entanto, a opção do presente estudo foi seguir com a aplicação do método e seguir com a análise comparativa.

As Figuras 4.16 e 4.17 são os registros normalizados de dois dos corpos prova utilizados para o estudo. As curvas roxas são as regiões de pontos válidos para o ajuste da função normalizada utilizando o tamanho inicial de trinca corrigido pelo embotamento ( $a_{bi}$ ) e as linhas tracejadas azul e vermelha representam a projeção da curva normalizada desconsiderando o crescimento de trinca e a região onde houve crescimento e deformação respectivamente. O ponto com marcador em x é o par de coordenadas carga e deslocamento plástico normalizados para o tamanho final de trinca.

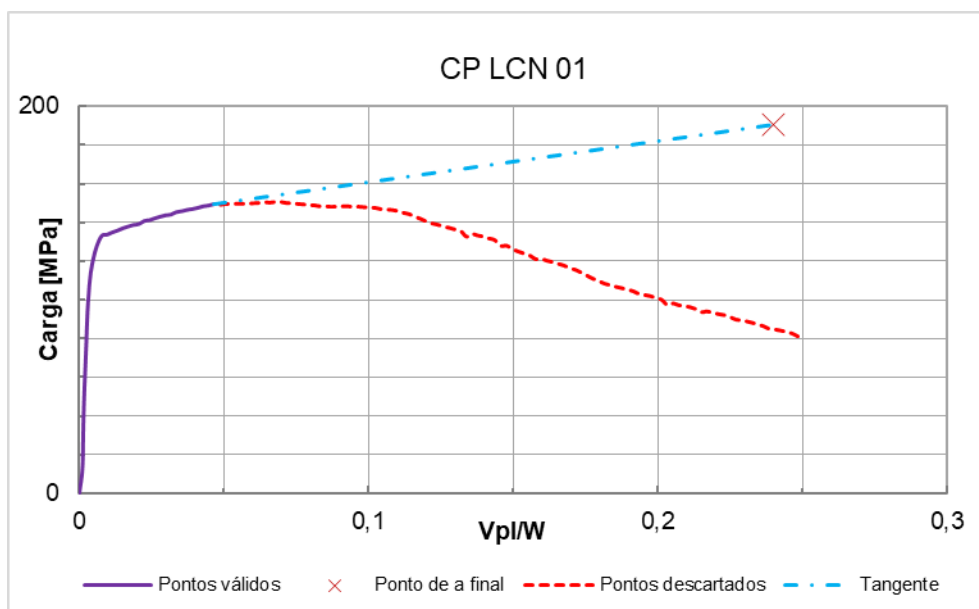


Figura 4.16 – Registro carga vs deslocamento normalizado para o CP LCN 01.

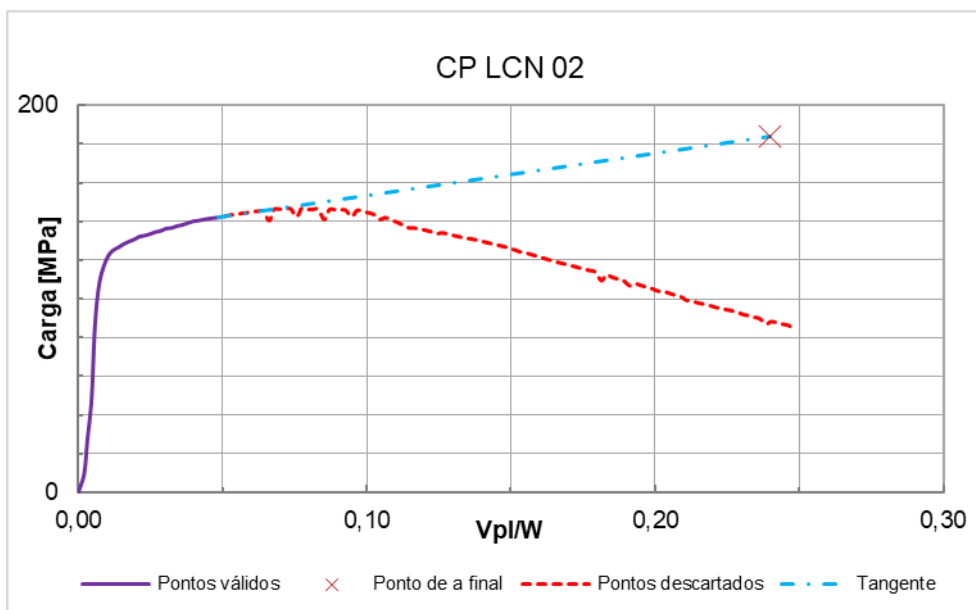


Figura 4.17 - Registro carga por deslocamento normalizado para o CP LCN 02.

#### 4.2.2. Construção de curvas J-R por normalização

A função LMNO (equação 2.37), ou abcd (equação 3.26) [1], é uma função analítica controlada pela deformação plástica. Seus parâmetros foram obtidos através de um ajuste utilizando o software Origin e estão apresentados na Tabela 4-5. Por meio dela percebe-se que não há necessariamente uma relação entre os coeficientes de ajuste individualmente por se tratar de CPs semelhantes. O ajuste é obtido com base somente numérica para o ajuste dos pontos à curva.

Tabela 4-5 – Coeficientes de ajuste da função analítica de carga normalizada.

	<b>a</b>	<b>b</b>	<b>c</b>	<b>d</b>
LCN 01	-0,14	1,38E+02	2,12E+02	9,89E-05
LCN 02	-0,56	1,25E+02	2,21E+02	-3,70E-03
LCN 03	0,84	1,30E+02	2,70E+02	7,86E-03

Após estimados os coeficientes de ajustes e com os dados carga e deslocamento provenientes dos registros, foi feita uma iteração numérica igualando as duas funções  $P_N$  variando os valores dos comprimentos de trinca de modo que a diferença entre os valores de  $P_N$  das duas funções fosse próximo de 0,1%, consequentemente chegou-se aos valores de



$\Delta a$ , além dos valores de  $J$  que também puderam ser conhecidos para cada um dos pontos obtidos.

Para comparação com a curva  $J$ - $\Delta a$  por normalização, foram sobrepostas nos gráficos das Figuras 4.18, 4.19 e 4.20, as curvas obtidas via método das descargas parciais, estimadas através do deslocamento da LLD, pois talvez a maior vantagem da normalização em relação ao método das descargas parciais seja justamente a falta da necessidade do extensômetro, viabilizando pesquisas mais avançadas de tenacidade à fratura em meios severos por exemplo, além de diminuir os custos da instrumentação específica para ensaios.

A ASTM E1820-16 [1] prevê semelhança nos cálculos de  $J$  e  $J_{IC}$  para ambas as metodologias aplicadas, no entanto, a diferença fica por conta no processo de obtenção dos valores de crescimento de trinca, o que pode gerar uma diferença entre as duas curvas que pode ser observada da Figura 4.18 à 4.20, que trazem gráficos comparativos entre as duas curvas para um mesmo corpo de prova.

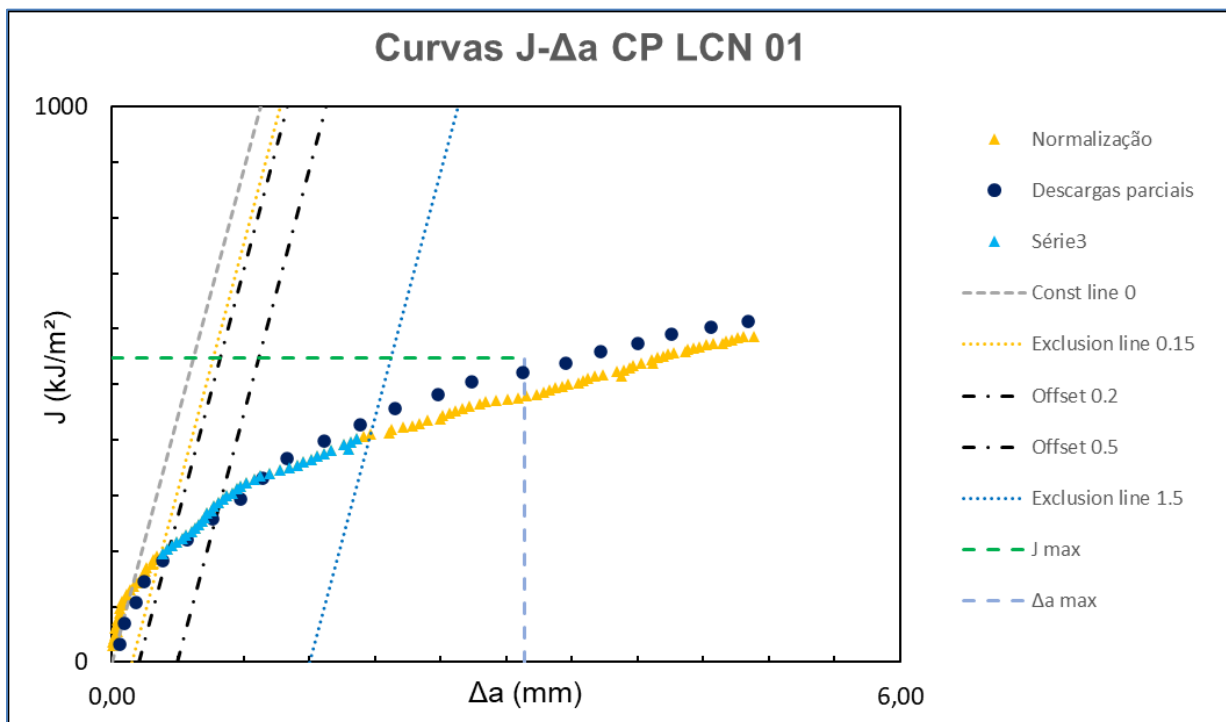


Figura 4.18 – Curva  $J$ - $\Delta a$  construída por normalização sobreposta à construída por descargas parciais a partir do registro  $P$  vs  $LLD$  para o CP LCN 01.

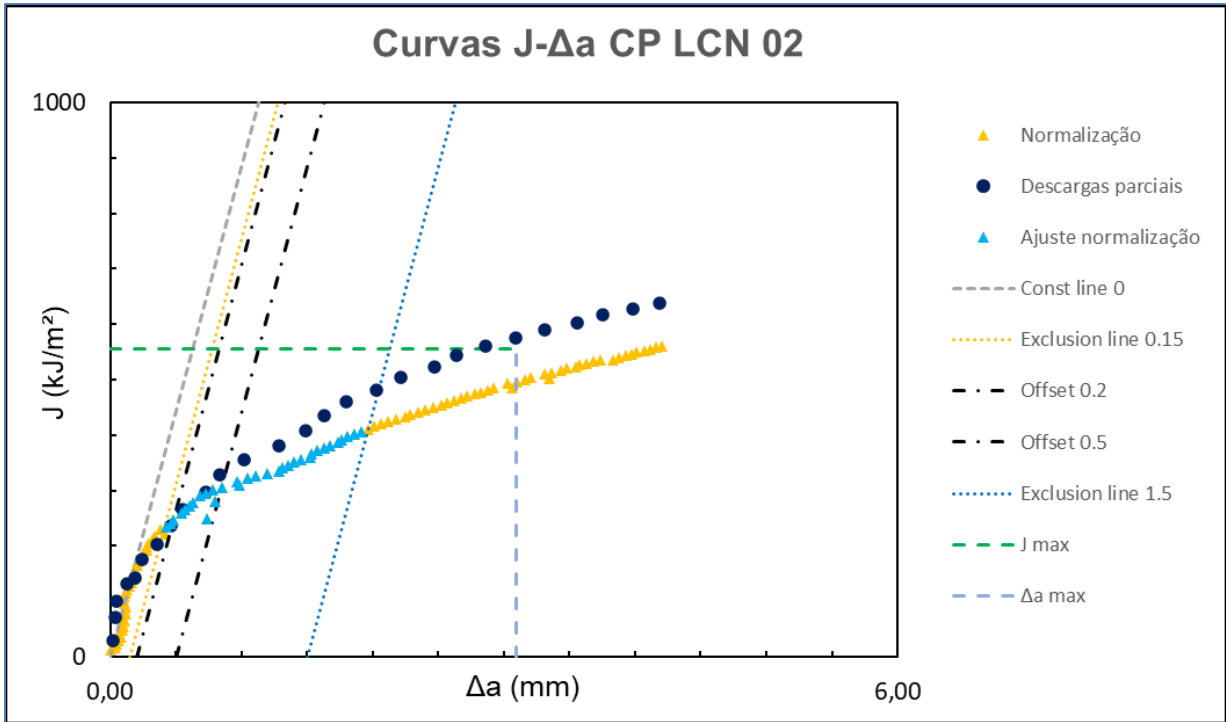


Figura 4.19 - Curva J- $\Delta a$  construída por normalização sobreposta à construída por descargas parciais a partir do registro P vs LLD para o CP LCN 02.

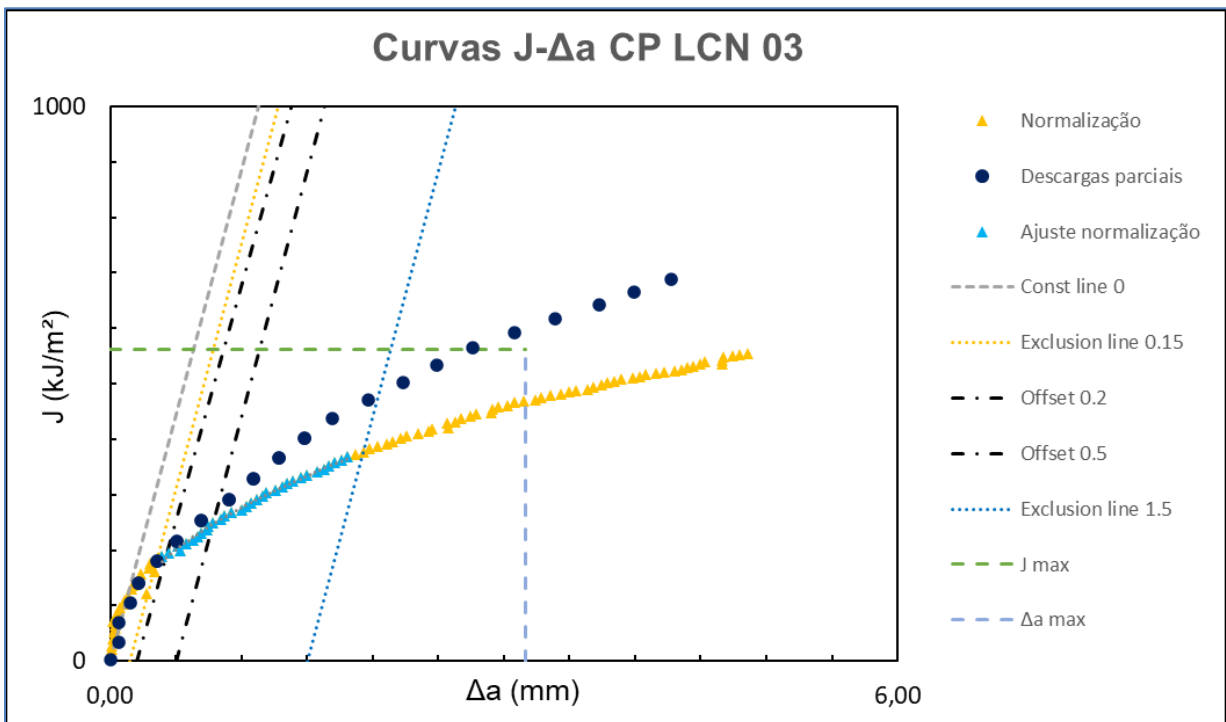


Figura 4.20 - Curva J- $\Delta a$  construída por normalização sobreposta à construída por descargas parciais a partir do registro P vs LLD para o CP LCN 03.

### 4.2.3. Curvas J-R e $J_{IC}$ pela técnica de normalização

As curvas J-R e os valores de tenacidade à fratura ( $J_{IC}$ ) foram estimados da mesma forma que no método de referência anterior. A Tabela 4-6 apresenta esses resultados.

Tabela 4-6—Curvas potenciais J-R e valores de  $J_{IC}$  para normalização e descargas parciais para os CPs LCN.

Corpo de prova	J [kJ/m <sup>2</sup> ] (normalização)	$J_{IC}$ [kJ/m <sup>2</sup> ] (normalização)	$J_{IC}$ [kJ/m <sup>2</sup> ] (descargas parciais)	Diferença percentual entre os valores de $J_{IC}$
LCN 01	$306,23\Delta a^{0.46}$	205,4	185,5	9,7%
LCN 02	$318,88\Delta a^{0.34}$	249,2	245,4	1,5%
LCN 03	$276,83\Delta a^{0.46}$	183,2	193,5	5,3%

As Figuras 4.21, 4.22 e 4.23 mostram os comparativos entre as curvas J-R obtidas no estudo para as duas metodologias abordadas.

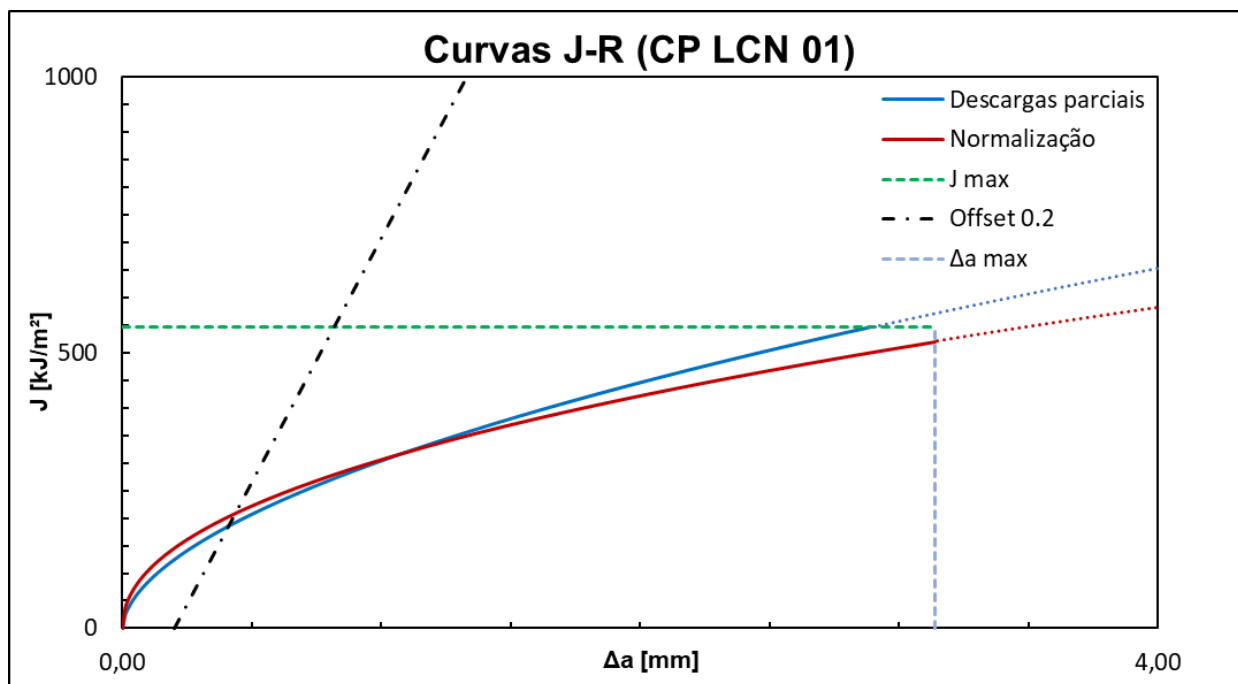


Figura 4.21 – Curvas J-R obtidas através dos métodos de descargas parciais (linha azul) e normalização (linha vermelha) para o CP LCN 01.

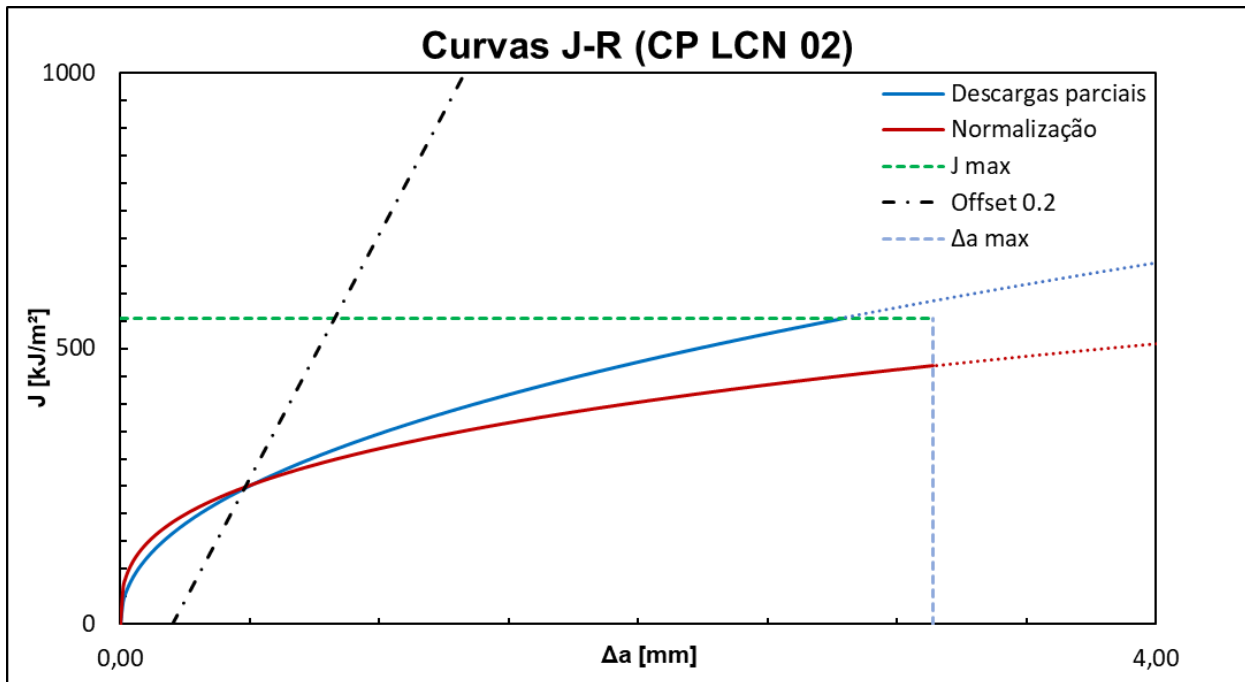


Figura 4.22 – Curvas J-R obtidas através dos métodos de descargas parciais (linha azul) e Normalização (linha vermelha) para CP LCN 02.

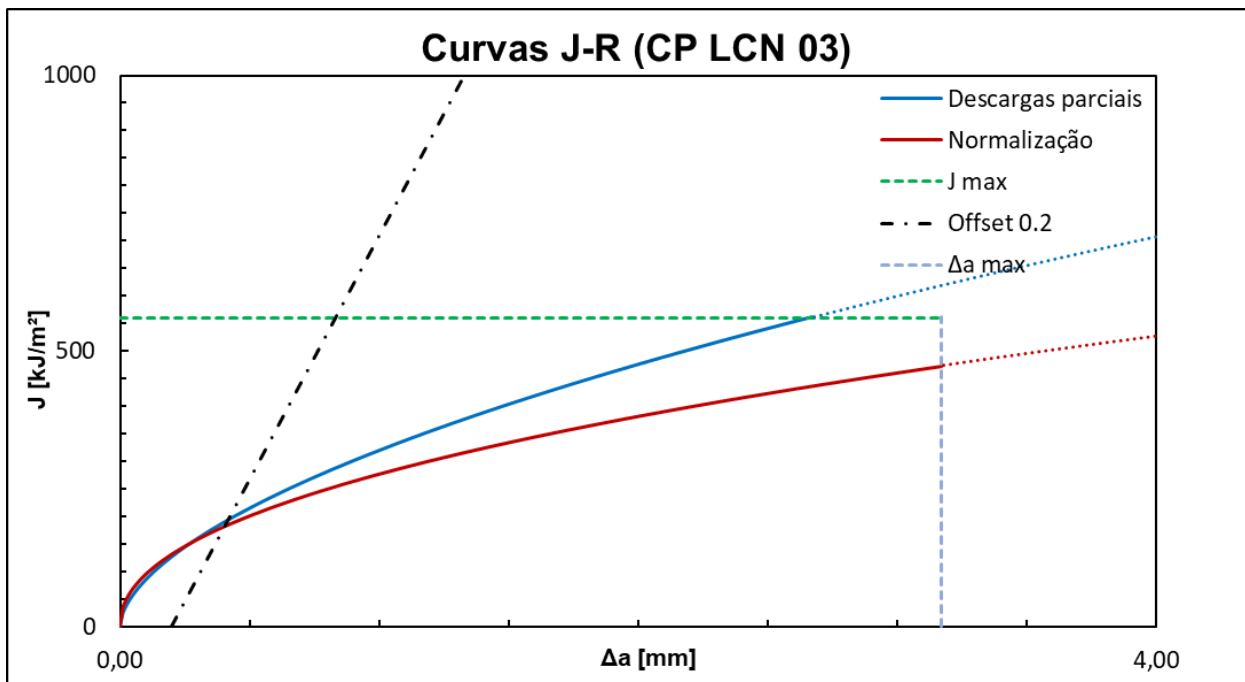


Figura 4.23 – Curvas J-R obtidas através dos métodos de descargas parciais (linha azul) e Normalização (linha vermelha) para o CP LCN 03.

Pode ser observado nas Figuras 4.18, 4.19 e 4.20, que as curvas J-R estimadas por ambas as metodologias possuem comportamentos muito parecidos, sendo as curvas J-R obtidas pelo método de referência levemente mais inclinadas que as provenientes da técnica de

normalização. Nota-se que ainda dentro da região válida, na medida que há um aumento do valor de  $\Delta a$ , há uma tendência das curvas a divergirem.

## 5. Conclusões

Para os corpos de prova do aço DH – 36 provenientes de chapas laminadas de maneira convencional seguidas de tratamento térmico de normalização (LCN):

- O ajuste da curva J-R decorrente da aplicação da técnica de normalização ficou bem próximo do obtido utilizando o método de referência (método das descargas parciais).
- Foi possível a validação dos valores de J candidato ( $J_q$ ) como  $J_{IC}$  para ambas as metodologias aplicadas, sendo eles por comparação relativamente próximos.
- As curvas J-R, obtidas via ajuste dos pontos válidos de acordo com a ASTM E1820-16, apresentaram uma pequena discrepância entre suas inclinações provocando uma leve divergência entre elas com o crescimento de trinca ainda dentro da região válida.

Para os corpos de prova do aço DH – 36 provenientes de chapas laminadas de modo controlado seguido de resfriamento acelerado (CLC):

- Não foi possível o ajuste de curvas J-R pelo método descargas parciais pelo fato da curva  $J-\Delta a$  para esses CPs não possuir região de pontos válidos dada a alta inclinação da curva.
- Não foi possível a estimativa de um valor de  $J_{IC}$  para o método das descargas parciais. Como não houve referência para um estudo comparativo, não foi estudada a técnica da normalização para esses corpos de prova.
- Os CPs apresentaram grande deformação e pouco crescimento de trinca, o que mostrou ser um material muito tenaz para a aplicação das metodologias analisadas.

Comparação da técnica de normalização com o método das descargas parciais:

- A instrumentação para a técnica de normalização é mais simples pela não necessidade do uso do extensômetro (*Clip Gage*).
- O processamento dos dados é mais complexo, pois envolve um trabalho matemático maior.
- As curvas J-R obtidas via técnica de normalização tiveram inclinações menores, ficando um pouco abaixo das obtidas pelo método de referência.
- Os valores obtidos para JIC via técnica de normalização ficaram ligeiramente maiores que pelos obtidos pelo método de referência, exceto para um dos corpos de prova (CP

LCN 03). A maior diferença percentual entre JIC para um mesmo corpo de prova utilizando metodologias diferentes foi de 9,67%, para o CP LCN 01.

## 6. Propostas para trabalhos futuros

- Realizar um estudo semelhante ao realizado aqui, porém diminuindo o deslocamento final dos CPs LCN no ensaio a fim de que se tenha crescimentos de trinca menores para que se adapte melhor à aplicação da técnica de normalização de acordo com a norma ASTM E1820, comparar os resultados com os obtidos no presente trabalho.
- Realizar testes em CPs CLC com dimensões maiores a fim de se obter uma região válida entre os pontos  $J-\Delta a$  para obtenção de curva J-R e estimativa de  $J_{IC}$ .

## 7. Referências

- [1] ASTM E1820 - 16, **Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness**. ASTM International, 2016.
- [2] ASTM E1820- 20a, **Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness**. ASTM International, 2020.
- [3] Anderson, T.L., **Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications**. 4 ed. Boca Raton: CRC Press; 2017.
- [4] Branco, C. M., Fernandes, A. A., Castro, P. M. S. T. **Fadiga de Estruturas Soldadas**. 2 ed. Lisboa: Fundação Calouste Gulbenkian; 1999.
- [5] Hoepfner, D. W., KRUPP, W. E., **Prediction of Component Life by Application of Fatigue Crack Growth Knowledge**. Engineering Fracture Mechanics, v. 6, 1974, pp. 47–70.
- [6] Acevedo, R. A. B., **Causas Microestruturais das Delaminações em Teste de Tenacidade à Fratura de Aços DH36**. Dissertação de M.Sc., Rio de Janeiro, RJ, Brasil; COPPE/ UFRJ, 2013.
- [7] Toti, F. A., **Tenacidade à Fratura Dinâmica de uma Liga de Alumínio de Alta Resistência MAS 7475 T7351**. Dissertação de M.Sc., São Carlos, São Paulo, Brasil; Interunidades Ciência e Engenharia de Materiais/USP, 2004.
- [8] Janssen, M., Zuidema, J., Wanhill, R. J. H., **Fracture Mechanics**, Spon Press, 2 ed., 2004.
- [9] Martins, I.P., **Curvas J-R e CTOD-R de Aços Estruturais Segundo Normas ASTM E BSI**, Projeto de Graduação, Rio de Janeiro, RJ, Brasil; Escola Politécnica/UFRJ, 2012.
- [10] Melcher, P. J. L., **Tenacidade a Fratura de Aços Estruturais que Apresentam Delaminações**. Dissertação de M.Sc., Rio de Janeiro, RJ, Brasil; COPPE/UFRJ, 2014.
- [11] Menezes, J. T. O., **Curvas de Resistência ao Crescimento de Trincas em Meio Ácido utilizando a Técnica de Normalização**. Dissertação de M.Sc., Rio de Janeiro, RJ, Brasil; COPPE/UFRJ, 2017.
- [12] Dugdale, D. S., **Yielding of steel sheets containing slits**. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, v.8, 1960, pp. 100-104.
- [13] Rice, J. R., **A Path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks**, Journal of Applied Mechanics, v. 35, 1968, pp.

379-386.

- [14] Ernst, H., Paris, P. C., Rossow, M. and Hutchinson J. W., **Analysis of Load-Displacement Relationships to Determine J-R Curve and Tearing Instability Material Properties, Fracture Mechanics**, ASTM STP 677, C. W. Smith, Ed., American Society for Testing and Materials, 1979, 581–599.
- [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] 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.
- [17] Clarke, G. A., **Single-Specimen Tests for J<sub>ic</sub> Determination revisited fracture mechanics**, In: ROBERTS, R., Fracture Mechanics, ASTM STP 743, American Society for Testing and Materials, pp. 553–575, 1991.
- [18] Herrera, R. and Landes, J. D., **Direct J-R curve analysis. A guide to the methodology**. Fracture Mechanics: Twenty-First Symposium, ASTM STP 1074, American Society Testing and Materials (ASTM), 1990, pp. 24–43.
- [19] Scibetta, M., Lucon, E., Schuurmans, J. and van Walle, E., **Numerical simulations to support the normalization data reduction technique**, Engineering Fracture Mechanics 73 (2006), pp. 524–534.
- [20] Orange, T. W., **Method and models for R-curve instability calculations**. Fracture Mechanics: Twenty-First Symposium, ASTM STP 1074, J. P. Gudas, J. A. Joyce and E.M. Hackett, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1990, pp. 545-559.
- [21] Zhu, X. K., Joyce, J. A., **J-Resistance curve testing of HY80 steel using SE(B) specimens and normalization method**. Engineering Fracture Mechanics 74 (2007), pp. 2263-2281.
- [22] BS 7448-4 - Part 4, **Method for determination of fracture resistance curves and initiation values for stable crack extension in metallic materials**. British Standard Institution, 1997.